



João Mário Fonseca Rodrigues Simões

Efeito do tratamento térmico e do substrato na propagação de
fendas por fadiga em provetes de aço obtidos por fusão
seletiva a 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

Efeito do tratamento térmico e do substrato na propagação de fendas por fadiga em provetes de aço obtidos por fusão seletiva a laser

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

Effect of heat treatment and substrate on fatigue crack propagation in specimens obtained by selective laser melting

Autor

João Mário Fonseca Rodrigues Simões

Orientador

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

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

Coimbra, julho, 2018

“If you want to get where most do not go, do what most do not”

Bill Gates

Agradecimentos

A realização da presente dissertação contou com a colaboração de algumas pessoas, às quais não posso deixar de prestar o meu profundo agradecimento.

Ao Professor José António Martins Ferreira pela possibilidade de realização da presente dissertação e pela disponibilidade prestada.

Ao Professor Joel Alexandre da Silva de Jesus por todo o apoio e dedicação fornecidos para que o presente trabalho fosse possível bem como por todos os conselhos vitais para a sua conclusão.

Ao Professor José Domingos Moreira da Costa por todo o precioso conhecimento transmitido, que certamente irei preservar para toda a minha vida profissional.

Ao Professor Luís Filipe Pires Borrego pela ajuda prestada em determinadas análises.

Ao Professor António Adriano Castanhola Batista pela disponibilidade na realização dos ensaios experimentais de tensões residuais.

A todos os professores que marcaram o meu percurso académico.

Aos meus pais pelo apoio incondicional e por toda a motivação, essenciais para que tudo isto fosse possível.

À minha irmã por todos os momentos de descontração.

Aos meus colegas e amigos por todo o apoio disponibilizado.

À Andreia pelo apoio e motivação.

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 dissertação 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. Agradece também à empresa EROFIO SA, Batalha, pelo fornecimento dos provetes para ensaio.



Resumo

O objetivo da presente investigação prende-se com a compreensão do efeito do tratamento térmico de envelhecimento e do substrato na propagação de fendas por fadiga em componentes obtidos por fusão seletiva a laser.

A fusão seletiva por laser faz parte de um grupo de tecnologias de manufatura por adição que utiliza um processo camada por camada para obter componentes com geometrias diversas. Esta tecnologia recorre à modelação 3D como fonte de informação e a um feixe de laser de alta potência para obtenção de componentes recorrendo à fusão total dos pós metálicos. Estando a ser, a cada dia, mais utilizada nas indústrias automóvel, aeroespacial e biomédica.

Por forma a alcançar os objetivos da presente dissertação realizaram-se ensaios experimentais e diversas análises aos materiais em estudo. Ensaio de microdureza para obtenção dos perfis de dureza e ensaios de fadiga para obtenção das curvas $da/dN - \Delta K$ correspondentes às séries de provetes em estudo. Analisaram-se as microdurezas, a metalografia, as tensões residuais, a propagação de fenda por fadiga, o efeito da aplicação de sobrecargas na propagação de fenda por fadiga, o fenómeno de fecho de fenda e a superfície de fratura.

Verificou-se um aumento de dureza na ordem dos 40% como consequência do tratamento térmico de envelhecimento. Observou-se que, nos provetes híbridos analisados, a propagação de fenda por fadiga ocorre pelo material obtido por fusão seletiva a laser, qualquer que seja o substrato usado. Por fim, concluiu-se que após a aplicação de sobrecargas, a propagação de fenda passa de um regime uniplanar para um regime multiplanar, sendo esta a principal causa de retardamento na propagação de fenda por fadiga nas séries estudadas.

Palavras-chave: Fusão seletiva a laser, Propagação de fendas, Raio plástico, Sobrecargas, Substrato, Tratamento térmico.

Abstract

The objective of the following investigation is to understand the effect of the heat treatment of aging and the substrate on fatigue crack growth in components obtained by selective laser melting.

Selective laser melting is part of a group of additive manufacturing technologies that uses a layer by layer process to obtain components with diverse geometries. This technology uses 3D modeling as a source of information and a high-power laser beam for obtaining components using the total melting of the metallic powders. Being increasingly used every day in the automotive, aerospace and biomedical industries.

In order to reach the objectives of the present dissertation, experimental studies and several analyzes of the materials under study were carried out. Microhardness tests to obtain the hardness profiles and fatigue tests to obtain the $da/dN - \Delta K$ curves corresponding to the test specimen series. Microhardness, metallography, residual stresses, fatigue crack propagation, the effect of applying overloads on fatigue crack growth, the crack closer phenomenon and the fracture surface were analyzed.

A hardness increase of the order of 40% was found as a consequence of the aging heat treatment. It was observed that, in the hybrid test specimens, fatigue crack growth occurs by the material obtained by selective laser melting, regardless of the substrate used. Finally, it was concluded that after the application of overloads, the crack propagation changes from a uniplanar regime to a multiplanar regime, which is the main cause of delay in the fatigue crack growth of the studied series.

Keywords Crack growth, Heat treatment, Overloads, Plastic radius, Selective laser melting, Substrate.

Índice

Índice de Figuras	ix
Índice de Tabelas	xiii
Simbologia e Siglas	xv
Simbologia.....	xv
Siglas	xvi
1. Introdução.....	1
2. Revisão Bibliográfica	3
2.1. Manufatura por adição	3
2.1.1. Fusão seletiva por laser (FSL).....	5
2.1.2. Sinterização seletiva a laser [SSL]	5
2.1.3. Fusão seletiva a laser em aços maraging 18Ni300	6
2.2. Propagação de fendas por fadiga	6
2.2.1. Fator de intensidade de tensões	8
2.2.2. Curvas da/dN – ΔK	9
2.2.3. Lei de Paris - Erdogan	10
2.2.4. Dimensão da zona plástica	11
2.2.5. Fecho de fenda.....	12
2.2.6. Sobrecargas.....	15
2.2.7. Tensões residuais.....	17
2.3. Efeito do tratamento térmico de envelhecimento no aço maraging 18Ni300.....	18
3. Material, Equipamento e procedimento experimental.....	21
3.1. Caracterização dos materiais	21
3.2. Geometria dos provetes	23
3.3. Preparação dos provetes.....	24
3.4. Medição de microdurezas	25
3.5. Medição de tensões residuais.....	26
3.6. Ensaios de propagação de fenda por fadiga.....	27
3.6.1. Método experimental para obtenção das curvas da/dN - - ΔK	28
3.6.2. Determinação do fecho de fenda	29
3.7. Aplicação de sobrecargas.....	31
3.8. Metalografia.....	32
3.9. Fractografia.....	33
4. Apresentação e Discussão de resultados	37
4.1. Análise de microdurezas	37
4.2. Análise metalográfica	39
4.3. Análise das tensões residuais	45
4.4. Análise da propagação de fendas por fadiga – Curvas da/dN – ΔK	46

4.4.1. Análise do fenómeno de fecho de fenda na propagação de fendas por fadiga	50
4.5. Análise da aplicação de sobrecargas na propagação de fendas por fadiga.....	52
4.5.1. Efeito do fenómeno de fecho de fenda após aplicação de sobrecargas.....	57
4.6. Análise da superfície de fratura	59
4.6.1. Análise de rugosidades.....	62
5. Conclusões	63
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	65
ANEXO A.....	69
APÊNDICE A	71
APÊNDICE B	73

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 - Representação esquemática das primeiras patentes de manufatura por adição de Ciraud(A) e Housholder(B) [2].	4
Figura 2 - Representação esquemática do processo SLM [5].	5
Figura 3 - Exemplo de um ciclo de carga pulsante ($R=0$).	7
Figura 4 - Modos de fratura.	8
Figura 5 - Evolução típica de uma curva $da/dN - \Delta K$.	10
Figura 6 - Variação do deslocamento de abertura da fenda com a carga mostrando a definição de ΔK_{ef} [12].	13
Figura 7 - Representação de mecanismos responsáveis pelo fecho de fenda (modificado de [14]).	14
Figura 8 - Representação da influência significativa da aplicação das sobrecargas.	15
Figura 9 - Diagrama de tensão em ordem ao tempo de um ciclo de sobrecarga.	16
Figura 10 - Representação do efeito das tensões residuais na tensão média aplicada.	18
Figura 11 - Diagrama representativo do tratamento térmico de envelhecimento.	19
Figura 12 - Geometria do provete segundo a norma ASTM E647-00, modificado de [28]	23
Figura 13 - Geometria e dimensões dos provetes e ilustração da direção do carregamento e do crescimento de fenda.	23
Figura 14 - Máquina de polimento.	24
Figura 15 - Durómetro utilizado para medição de durezas.	25
Figura 16 - Máquina de ensaios experimentais (a), conjunto utilizado para acompanhamento da propagação de fenda (b), perspetiva de visualização da propagação de fenda através da luneta fixa (c).	27
Figura 17 - Extensómetro utilizado.	29
Figura 18 - Representação de diagrama carga-deslocamento com existência do fenómeno de fecho de fenda [29].	30
Figura 19 - Diagrama correlação- carga [15].	31
Figura 20 - Equipamento <i>Leica DM4000 M LED</i> .	33
Figura 21 - Microscópio <i>Philips XL 30</i> .	34
Figura 22 - Rugosímetro <i>Mitutoyo SURFTEST FJ-500</i> .	35

Figura 23 - Perfis de dureza dos materiais obtidos por FSL com e sem tratamento térmico.....	38
Figura 24 - Perfis de dureza das séries 2SM_Ck45E e 2SM_SS.....	39
Figura 25 - Representação de agulhas martensíticas na microestrutura do aço obtido por FSL sem tratamento térmico.	40
Figura 26 - Microestrutura do aço obtido por FSL com posterior tratamento térmico.	41
Figura 27 – Representação da migração do carbono na propagação da fenda de fadiga na microestrutura do provete da série 2SM_Ck45E.	42
Figura 28 - Representação da interface entre os dois materiais na propagação de fenda de fadiga em provetes da série 2SM_SS [27].	43
Figura 29 - Representação do percurso da fenda no raio de plasticidade obtido por aplicação de sobrecarga num provete da série 2SM_Ck45E.	44
Figura 30 – Representação do percurso da fenda no raio de plasticidade obtido por aplicação de sobrecarga num provete da serie 2SM_T.....	44
Figura 31 - Perfis de tensões residuais em provetes obtidos por FSL com e sem tratamento térmico de envelhecimento.	45
Figura 32 - Linhas de tendência correspondentes ao regime linear de propagação dos provetes das séries 2SM e 2SM_T.....	47
Figura 33 -Curvas da/dN - ΔK dos provetes das séries 2SM e 2SM_T.....	47
Figura 34 - Curvas da/dN - ΔK dos provetes das séries 2SM, 2SM_Ck45E e 2SM_SS.	48
Figura 35 - Linhas de tendência correspondentes ao regime linear de propagação dos provetes das séries 2SM, 2SM_Ck45E e 2SM_SS.....	49
Figura 36 - Digrama Força - Deslocamento da série 2SM_T para $\Delta K = 13,30$ MPam.....	51
Figura 37 - Diagrama Coeficiente de correlação - Força para a série 2SM_T para $\Delta K = 13,30$ MPam.....	51
Figura 38 - Curva da/dN - ΔK comparativa de aplicação de sobrecargas 100% de 1 e 100 ciclos para os provetes da série 2SM_T.....	53
Figura 39 - Curva a-N comparativa de aplicação de sobrecargas 100% de 1 e 100 ciclos para os provetes da série 2SM_T.	53
Figura 40 - Curva a-N comparativa de aplicação de sobrecargas 100% de 1 ciclo para os provetes das séries 2SM_Ck45E e 2SM_SS.....	54
Figura 41 - Curva da/dN - ΔK comparativa de aplicação de sobrecargas 100% de 1 ciclo para provetes das séries 2SM_Ck45E e 2SM_SS.....	54
Figura 42 - Curva a-N comparativa de aplicação de sobrecargas 100% de 100 ciclos para provetes das séries 2SM_Ck45E e 2SM_SS.	55

Figura 43 - Curva da/dN - ΔK comparativa de aplicação de sobrecargas 100% de 100 ciclos para provetes das séries 2SM_Ck45E e 2SM_SS.....	55
Figura 44 - Curva a-N comparativa de aplicação de sobrecargas 100% de 100 ciclos para provetes das séries 2SM_T e 2SM_Ck45E.....	57
Figura 45 - Diagrama força-deslocamento para a série 2SM_T com sobrecarga 100% 1 Ciclo $\Delta K = 12,56$ MPam.....	58
Figura 46 - Diagrama coeficiente de correlação-força para a série 2SM_T com sobrecarga 100% de 1 Ciclo $\Delta K = 12,56$ MPam.....	58
Figura 47 - Superfície de fratura antes de qualquer sobrecarga, de provete da série 2SM_T, para $\Delta K = 11,75$ MPam.	59
Figura 48 - Superfície de fratura antes de qualquer sobrecarga, de provete da série 2SM_Ck45E, para $\Delta K = 11,85$ MPam.....	60
Figura 49 - Superfície de fratura da zona afetada pela sobrecarga, num provete da série 2SM_T, para $\Delta K = 19,28$ MPam.	61
Figura 50 - Superfície de fratura da zona afetada pela sobrecarga, num provete da série 2SM_T, para $\Delta K = 19,28$ MPam.	61

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1 - Composição química do aço 18Ni300 [4].	22
Tabela 2 - Composição química do aço Ck45E [4].	22
Tabela 3 - Propriedades da liga 18Ni300 em função da velocidade de passagem do laser [4].	22
Tabela 4 - Propriedades do aço Ck45E segundo o fabricante.	22
Tabela 5 - Referências correspondentes a cada série de provetes.	24
Tabela 6 - Aplicação das sobrecargas para os provetes híbridos.	31
Tabela 7 - Aplicação das sobrecargas para os provetes tratados termicamente.	32
Tabela 8 - Constantes relativas à Lei de Paris.	49
Tabela 9 - Valores característicos de rugosidade para série 2SM_T e 2SM_Ck45E.	62

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

a – Comprimento de fenda

C – Constante da Lei de Paris

K – Fator de intensidade de tensões

$K_{\text{máx}}$ – Máximo do fator de intensidade de tensões

K_{min} – Mínimo do fator de intensidade de tensões

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

ΔK – Gama do fator de intensidade de tensões

ΔK_c – Gama do fator de intensidade 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

m – Constante da Lei de Paris

OL – Sobrecarga

OLR – Razão de sobrecarga

ΔP – Gama de carga

R – Razão de tensões

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

r_y – Raio plástico

Y – Fator geométrico

$\Delta\sigma$ – Gama de tensões

σ_a – Tensão alternada

σ_m – Tensão média

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

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

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

σ_{ced} – Tensão de cedência

Siglas

SLM – Fusão seletiva por laser

MEV – Microscopia eletrónica de varrimento

MFLE – Mecânica de fratura linear elástica

SLS – Sinterização seletiva a laser

1. INTRODUÇÃO

A fusão seletiva por laser é parte integrante do grupo de tecnologias de manufatura por adição. Esta tecnologia recorre a modelos 3D como fonte de informação e a um feixe laser para a obtenção de componentes, recorrendo à fusão integral de pós metálicos através do depósito camada a camada.

Embora a manufatura por adição já seja usada desde há muitos anos, apenas mais recentemente a fusão seletiva a laser tem vindo a revelar um papel importante nas indústrias automóvel, aeroespacial e biomédica.

Sendo a fadiga o fenómeno de causa de 80% a 90% de todas as ruínas de componentes e estruturas metálicas submetidas a esforços mecânicos, será então importante perceber qual o efeito do tratamento térmico e do substrato na propagação de fendas por fadiga em elementos de aço obtidos por fusão seletiva a laser.

No segundo capítulo irá ser apresentada uma pequena revisão sobre alguns processos de manufatura aditiva, inclusive sobre a fusão seletiva por laser, bem como da utilização deste processo para a produção de componentes em aço AISI 18Ni300. A revisão irá visar também alguns conceitos essenciais para o estudo da propagação de fendas por fadiga, assim como uma breve contextualização acerca do tratamento térmico de envelhecimento em aços maraging 18Ni300.

No terceiro capítulo elucida-se o leitor sobre os materiais, equipamentos e procedimentos experimentais utilizados no âmbito da realização desta dissertação, descrevendo-se inclusivamente os passos necessários à realização desses mesmo ensaios e análises realizadas.

No quarto capítulo discutir-se-ão os resultados obtidos pela realização dos ensaios experimentais. Irá fazer-se uma análise aos perfis de microdureza das séries de provetes estudadas, à metalografia, às tensões residuais, à propagação de fenda por fadiga com recurso a curvas $da/dN - \Delta K$, bem como à aplicação de sobrecargas nessa mesma propagação. Será também verificado o efeito e existência do fenómeno de fecho de fenda. Por fim, analisa-se a superfície de fratura de provetes com e sem tratamento térmico.

No quinto e último capítulo desta dissertação expõem-se as conclusões retiradas com base na apresentação e discussão de resultados e sugestões para trabalhos futuros.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo ir-se-á abordar as principais temáticas investigadas na presente dissertação.

Será executada uma breve revisão que pretende visar o surgimento dos processos de manufatura por adição, bem como o esclarecimento das diferenças existentes entre os mesmos.

Para uma melhor compreensão do documento, dos resultados, e das conclusões que irão ser apresentadas, será feita uma revisão acerca dos conceitos científicos necessários para a correta caracterização da propagação de fenda à fadiga de um dado material utilizando métodos experimentais.

Por fim, irão abordar-se as propriedades do aço 18Ni300 e também o processo de tratamento térmico.

2.1. Manufatura por adição

A manufatura aditiva pode definir-se como sendo um grupo de tecnologias que utiliza um processo camada por camada para criar componentes com geometrias diversas. Este processo consiste na fusão, total ou parcial, de pós metálicos sob um feixe de laser de alta potência.

Estas tecnologias utilizam modelos feitos em CAD para que seja possível determinar a trajetória e os restantes parâmetros de deposição [1].

O aparecimento do processo de manufatura aditiva remonta ao ano de 1971, data em que o francês Pierre Ciraud reclamou uma patente que descrevia um método de produção de componentes com variadas geometrias, usando material em pó, o qual era fundido e consolidado fazendo uso de um feixe de energia. Porém, devido ao fraco desenvolvimento do computador e do laser nessa data, não foi possível a comercialização deste método.

Mais tarde, Ross Housholder procedeu a um pedido de patente que visava um processo, em muito, semelhante ao de Ciraud, porém já fazia referência a tecnologias futuras como o fabrico de componentes por camadas e a utilização de modelos 3D para o acompanhamento do processo [2].

Na figura 1 encontram-se expostos os esquemas utilizados nas patentes de Ciraud e Housholder.

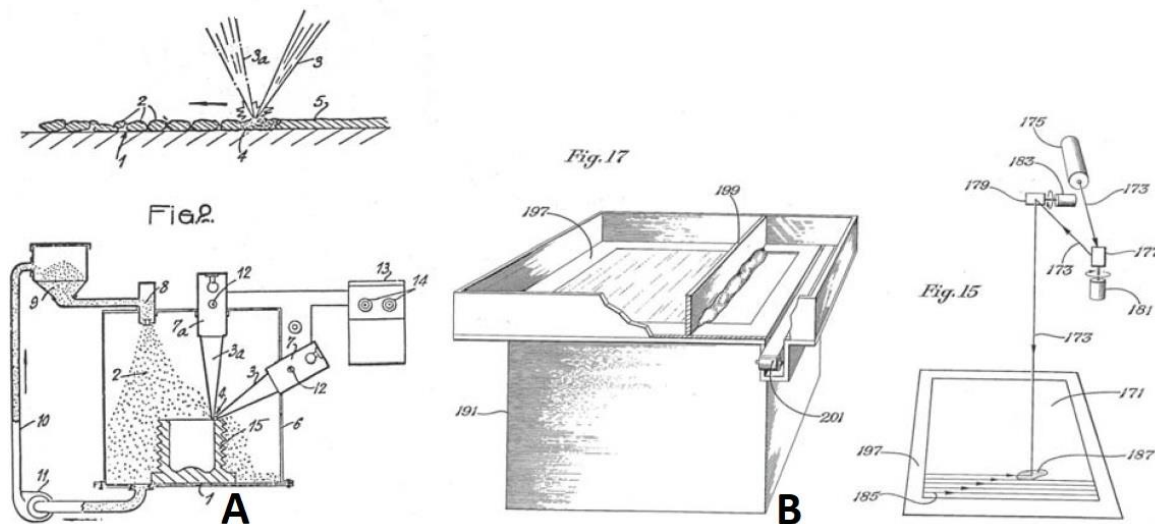


Figura 1 - Representação esquemática das primeiras patentes de manufatura por adição de Ciraud(A) e Housholder(B) [2].

Apesar de, como foi escrito anteriormente, já terem sido patenteados métodos de manufatura por adição, somente em meados dos anos 80 foi iniciada a comercialização e o desenvolvimento destas tecnologias por parte de algumas entidades [2].

No âmbito desta dissertação, a tecnologia usada para a obtenção das amostras é a fusão seletiva por laser (SLM), no entanto no vasto leque de processos de manufatura por adição existem outros métodos pelos quais se conseguem obter componentes com recurso à combinação entre a modelação 3D e a utilização de um feixe de laser, como é o caso do processo de sinterização seletiva por laser (SLS).

De seguida serão apresentados os processos SLM e SLS para um breve esclarecimento do leitor.

2.1.1. Fusão seletiva por laser (SLM)

A Fusão seletiva a laser é, provavelmente, a tecnologia com o crescimento mais rápido no âmbito da prototipagem rápida. A SLM recorre à modelação 3D como fonte de informação e a um feixe de laser para a obtenção de componentes recorrendo à fusão integral dos pós metálicos através do depósito camada a camada [3].

Como já foi referido anteriormente os componentes são obtidos camada a camada, sendo que depois da consolidação de uma camada, uma nova camada de pós metálicos é depositada e o processo de fusão é repetido até que se obtenha a forma requerida para o componente. Esta tecnologia está a ser cada vez mais utilizada nas principais indústrias, como é o caso das indústrias automóvel, aeroespacial e biomédica, para a produção de componentes com geometrias de elevada complexidade [4]. Na figura 2 encontra-se esquematizada a tecnologia SLM [5].

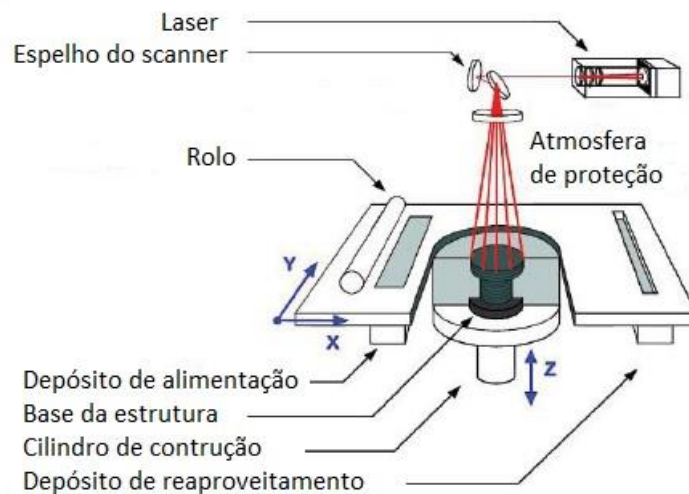


Figura 2 - Representação esquemática do processo SLM [5].

2.1.2. Sinterização seletiva a laser [SLS]

O processo de Sinterização Seletiva a Laser foi desenvolvido e patenteado por Carl Deckard e Joe Beaman em meados dos anos 80 para a produção de protótipos em plástico.

O funcionamento deste processo é igual ao do processo de Fusão Seletiva por Laser, exceto o facto da potência do laser para o caso do SLS ser menor do que para o SLM

e, conseqüentemente, existir no processo de Sinterização Seletiva a Laser apenas a fusão parcial dos pós metálicos enquanto que no processo de Fusão Seletiva a Laser existe a total fusão dos mesmos [3].

2.1.3. Fusão seletiva a laser em aços maraging 18Ni300

A denominação dos aços 18Ni300, *maraging steel*, deriva das suas características microestruturais básicas. Sendo que *mar* é uma abreviação de martensítica e *aging* significa envelhecimento. O que justifica o facto da microestrutura dos aços 18Ni300 consistir em martensite com baixo teor de carbono.

Em 2014, G. Casalino et al concluíram que a velocidade e a potência do laser apresentam relevância para a melhoria de determinadas propriedades mecânicas dos aços maraging 18Ni300, como é o caso da densidade relativa, da dureza, e da tensão de rotura. Os autores chegam mesmo a referir que uma potência de laser superior a 90 W e uma velocidade do mesmo, inferior a 200 mm/s resultam na produção de componentes com uma densidade relativa maior que 99 %, que por sua vez oferece as melhores propriedades mecânicas [3].

Segundo K.Kempen et al, uma maior espessura das camadas causa uma redução da macro dureza, porém estes autores afirmam não existir influência significativa da espessura das camadas e da velocidade do laser no que diz respeito à micro dureza de um aço maraging 18Ni300. Foi também constatado que a refusão de todas as camadas devido às sucessivas passagens do laser resulta num aumento da densidade do componente, bem como num envelhecimento natural adicional [5].

2.2. Propagação de fendas por fadiga

A fadiga é um fenómeno progressivo, localizado, e permanente que ocorre em componentes mecânicos sujeitos a campos de tensões dinâmicas ou repetidas, causadas por tensões nominais consideravelmente inferiores à tensão de cedência dos materiais envolvidos [6].

As solicitações dinâmicas são, sem dúvida, as mais frequentes em órgãos de máquinas e em grande número de estruturas metálicas. As solicitações dinâmicas aplicadas

num dado componente podem provocar um tipo de ruína, dado pelo nome de fadiga, que se sabe ser a causa de 80% a 90% de todas as ruínas de peças e estruturas submetidas a esforços mecânicos e que trabalham a temperaturas na zona da temperatura ambiente [7].

O fenómeno de falha por fadiga é um processo sequencial que pode ser descrito em três fases. A primeira fase, que compreende a nucleação e iniciação da fenda. A segunda fase, correspondente a um crescimento estável da fenda. E, por fim, uma terceira fase a que corresponde um crescimento instável que termina com a fratura repentina do componente mecânico.

A iniciação de uma fenda ocorre, geralmente, à superfície. Enumeras razões são apresentadas para explicar este acontecimento. A título de exemplo pode referir-se que o diminuto restringimento existente à superfície do material é tido como uma condição favorável à iniciação da fenda. Outros argumentos, tais como uma distribuição de tensões heterogénea, descontinuidades geométricas, e rugosidade ou corrosão da superfície são também fatores que promovem a iniciação da fenda.

Para uma correta e aprofundada investigação referente a um componente mecânico, sujeito a um ciclo de cargas proporcionado por um processo de fadiga, é conveniente possuir conhecimento acerca das principais propriedades que compõem um processo de fadiga de um dado material. Na figura 3 representa-se um ciclo de carga pulsante.

Sendo a tensão alternada, σ_a , dada por:

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{\text{máx}} - \sigma_{\text{mín}}}{2} \quad (1)$$

e a tensão média, σ_m , por:

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

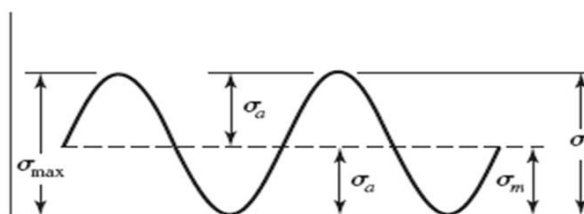


Figura 3 - Exemplo de um ciclo de carga pulsante (R=0).

2.2.1. Fator de intensidade de tensões

Em 1957, Irwin abordou o fator de intensidade de tensões, K , como objeto de caracterização de propagação de fendas, e deste modo introduziu a Mecânica de Fratura Linear Elástica (MFLE) [8].

A fratura causada por uma fenda de fadiga pode ser caracterizada por três modos distintos, como se representa na figura 4.

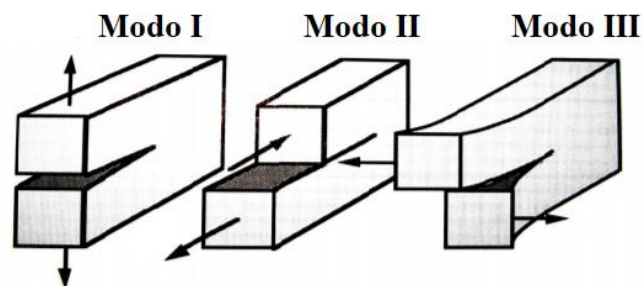


Figura 4 - Modos de fratura.

Dos três principais modos de fratura apresentados anteriormente, o modo I é o mais recorrente e, como tal, as investigações sobre propagação de fendas por fadiga são, mais frequentemente, realizadas segundo este modo.

Qualquer que seja o modo de fratura imposto a um dado componente, a distribuição de tensões em torno da fenda será totalmente descrita pelo fator de concentração de tensões, K . Sendo este dependente do comprimento da fenda, da própria geometria do componente e do tipo de carregamento, tem-se K dado pela equação seguinte:

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (3)$$

Sendo K o fator de intensidade de tensões, Y o fator geométrico adimensional dependente da geometria do componente, σ a tensão aplicada e a variável representada pela letra minúscula a , o comprimento de fenda.

Ora, atendendo ao facto de, em ensaios de fadiga, ser aplicada uma carga cíclica será pertinente quantificar a tensão aplicada como sendo a gama de tensões, $\Delta\sigma$, que traduz a diferença entre as tensões máxima e mínima aplicadas durante o ensaio e que se representa na equação 4.

$$\Delta\sigma = \sigma_{\text{máx}} - \sigma_{\text{mín}} \quad (4)$$

De forma idêntica, é possível representar o fator K como ΔK , ou seja:

$$\Delta K = K_{\text{máx}} - K_{\text{mín}} \quad (5)$$

Em que $K_{\text{máx}}$ e $K_{\text{mín}}$ são os valores máximo e mínimo de K no ciclo de carga.

Por fim, usando como recurso as equações 4 e 5, é possível transformar a equação 1 na seguinte equação:

$$\Delta K = Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a} \quad (6)$$

No entanto, o fator geométrico não é de fácil obtenção pelo que nos dias de hoje existem formulações de ΔK para diversas geometrias.

2.2.2. Curvas da/dN – ΔK

Um dos principais 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 de um material à propagação da fenda para diversas condições de carregamento, geometria do provete e geometria da própria fenda.

O estudo da propagação de fendas de fadiga é realizado, geralmente, analisando um 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 [9].

Anteriormente, na equação 6, foi já caracterizada a gama do fator de intensidade de tensões, ΔK , como sendo a diferença entre os valores máximo e mínimo de K no ciclo de carga.

Ora, a relação entre da/dN e ΔK pode ser escrita na forma:

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

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

Numa curva $da/dN - \Delta K$ são, normalmente, perceptíveis os três regimes de propagação de fenda. O regime I, em que ocorre a propagação muito lenta, o regime II, em que ocorre a propagação estável, e o regime III, em que ocorre a propagação instável da fenda até à rotura quando $\Delta K = \Delta K_c$.

Na figura 5 encontra-se representado, a título de exemplo, um diagrama típico da curva $da/dN - \Delta K$.

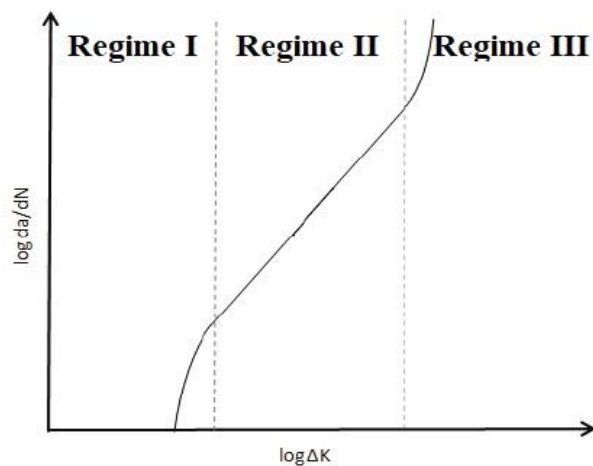


Figura 5 - Evolução típica de uma curva $da/dN - \Delta K$

2.2.3. Lei de Paris

Em 1963, Paris e Erdogan obtiveram experimentalmente a primeira relação entre da/dN e ΔK . Relação esta, que ficou a ser conhecida como a Lei de Paris – Erdogan [10].

As curvas típicas $da/dN - \Delta K$ não traduzem um comportamento linear nos regimes I e III. Contudo, grande parte da vida útil à fadiga de um componente é caracterizada pelo regime de propagação II, que é aproximadamente linear.

Ora, a Lei de Paris – Erdogan, dada pela equação 8, não se ajusta aos regimes I e III, mas sim, dada a sua linearidade, ao regime II. Esta lei caracteriza na perfeição a propagação de uma fenda de fadiga.

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m \quad (8)$$

Sendo C e m constantes do material variando com a tensão média, frequência, temperatura e meio ambiente.

No regime II e III a caracterização da propagação da fenda é feita com recurso à Lei de Forman [11]:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K)^m}{(1 - R)K_c - \Delta K} \quad (9)$$

Para a modelação da curva da/dN-ΔK nos três regimes de propagação a expressão mais comum é a lei de Nasgro [12], dada por:

$$\frac{da}{dN} = C \left[\left(\frac{1-f}{1-R} \right) \Delta K \right]^m \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{lf}}{\Delta K} \right)^p}{\left(1 - \frac{\Delta K}{(1-R)K_c} \right)^q} \quad (10)$$

2.2.4. Dimensão da zona plástica

As tensões são máximas na extremidade da fenda e, teoricamente, podem atingir um valor infinito. Porém, não existindo tensões infinitas esta consideração indica que, desde que o raio de curvatura na extremidade da fenda seja bastante estreito, as tensões locais podem exercer a tensão de cedência do material mesmo que a tensão nominal seja bastante reduzida.

Desde que a região na extremidade da fenda onde ocorre plastificação tenha dimensões muito reduzidas quando comparadas com as restantes dimensões do componente, é possível utilizar-se a aproximação da MFLE, visto no restante a peça estar sujeita a tensões elásticas [7].

Deste modo, o raio da zona plástica na extremidade da fenda será dado pelas seguintes expressões, em que para o estado plano de tensão se tem,

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K}{\sigma_{ced}} \right)^2 \quad (11)$$

e para o estado plano de deformação,

$$r_y = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K}{\sigma_{ced}} \right)^2 \quad (12)$$

em que para o estado plano de deformação,

$$\left(\frac{r_y}{B} \right) \leq 2\% \quad (13)$$

2.2.5. Fecho de fenda

Em 1970, Wolf Elber recorreu ao conceito do fecho de fenda para justificar certas anomalias do comportamento de uma fenda [13]. A investigação de Elber permitiu perceber que a velocidade de propagação depende de fatores como a história do carregamento, o comprimento de fenda e o estado de tensão, visto que as condições existentes no rasto da extremidade da fenda são o resultado destes parâmetros.

Na situação ideal de aplicação da MFLE, uma fenda deverá estar aberta quando se aplica qualquer valor de carga de tração e só virá a estar fechada quando essa carga for completamente retirada. Contudo, uma fenda pode fechar durante a descarga mesmo antes de atingir a tensão mínima, como também durante o carregamento a mesma pode apenas abrir depois da carga atingir um determinado valor.

Segundo Elber, só deverá ocorrer propagação durante a parte do ciclo de carga em que a fenda está totalmente aberta pelo facto da restante parte do ciclo se tornar

ineficiente, uma vez que quando a fenda se encontra fechada pode transmitir tensões de compressão entre as duas faces.

Assim, a força motora de propagação da fenda de fadiga através de uma gama efetiva do fator de intensidade de tensões, ΔK_{ef} , definiu-se por

$$\Delta K_{ef} = K_{m\acute{a}x} - K_{ab} \quad (14)$$

onde K_{ab} é o fator de intensidade de tensões para o qual a fenda se encontra totalmente aberta, ou seja, o valor de K correspondente à tensão remota, σ_{ab} , para a qual se produz a abertura completa da fenda.

Na figura 6 representa-se o efeito de fecho de fenda, comparando a variação da carga e do deslocamento de abertura da fenda durante um ciclo de carga [14].

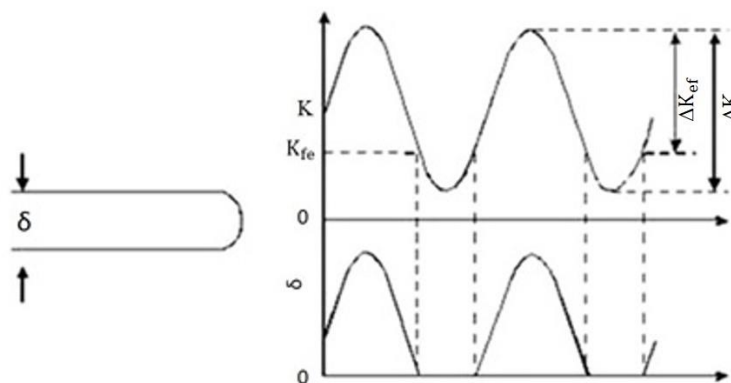


Figura 6 - Variação do deslocamento de abertura da fenda com a carga mostrando a definição de ΔK_{ef} [14].

Os parâmetros ΔK_{ef} e ΔK podem ser relacionados entre si com recurso à seguinte expressão

$$\Delta K_{ef} = U \Delta K \quad (15)$$

sendo U um parâmetro normalizado da razão de carga, definido por Elber [15] como

$$U = \frac{K_{\text{máx}} - K_{\text{ab}}}{K_{\text{máx}} - K_{\text{mín}}} \quad (16)$$

O fenómeno de fecho de fenda que foi primeiramente exposto por Wolf Elber tinha como base o facto de na extremidade da fenda, em ambas as faces da mesma, se formar uma zona plástica. Porém, nem só por plasticidade ocorre este processo, existindo ainda outros mecanismos segundo os quais ocorre o fecho de fenda.

Na figura 7 encontram-se representados alguns dos mais recorrentes mecanismos de fecho [16].

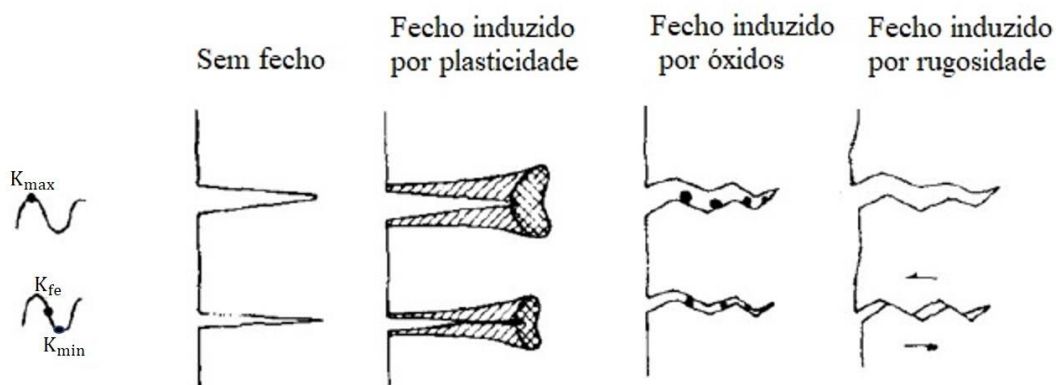


Figura 7 - Representação de mecanismos responsáveis pelo fecho de fenda (modificado de [16]).

Em seguida ir-se-ão distinguir os dois mecanismos de fecho de fenda mais frequentes, e com mais impacto na presente dissertação.

2.2.5.1. Fecho de fenda induzido por plasticidade

No que aos materiais metálicos diz respeito, este é o mecanismo segundo o qual é mais recorrente que aconteça o fenómeno de fecho de fenda. O mesmo pode ser o resultado da deformação plástica que ocorre na extremidade da fenda. Deste modo, as tensões residuais de compressão, que resultam do material deformado elasticamente que envolve a *cunha*, fazem com que se dê o contacto prematuro das superfícies de fratura, como se representa na figura 7 [17].

2.2.5.2. Fecho de fenda induzido por rugosidade

A rugosidade é outro dos fatores que provocam o fenómeno de fecho de fenda. O fecho de fenda induzido por rugosidade acontece devido à interação precoce das superfícies de fratura, devido à rugosidade presente nas mesmas. Durante o ciclo de cargas é possível que haja deformação não só segundo o modo I, mas também segundo o modo II. Caso se verifique esta situação, haverá um desalinhamento das irregularidades das superfícies de fratura, provocando um contacto prematuro [6].

2.2.6. Sobrecargas

É frequente, em componentes mecânicos sujeitos a cargas cíclicas, haver sobrecargas pontuais durante o seu funcionamento normal. Porém, não é de todo comum essas sobrecargas serem aplicadas propositadamente para obter benefícios no que diz respeito ao comportamento à fadiga dos componentes [18].

Como resultado das sobrecargas pontuais podem verificar-se atrasos ou acelerações de importância relevante na taxa de propagação de uma fenda de fadiga. Deste modo, para uma adequada previsão da vida à fadiga de um componente é importante realizar uma correta avaliação destas variações de carga [19].

Geralmente, e como ilustrado na figura 8, num componente submetido a uma sobrecarga verifica-se uma diminuição da velocidade de propagação da fenda.

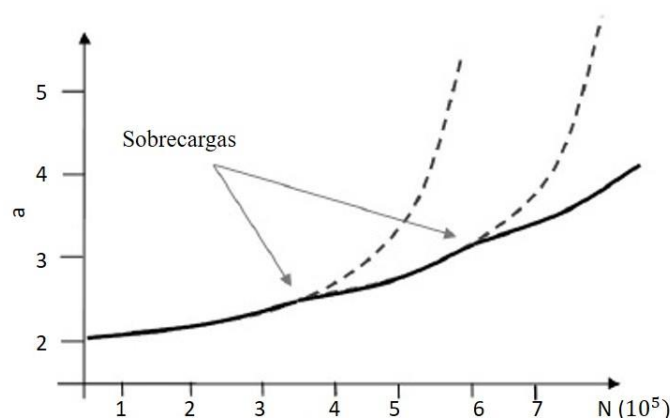


Figura 8 - Representação da influência significativa da aplicação das sobrecargas.

O parâmetro a definir para os ensaios de sobrecarga será a razão entre o fator de intensidade de tensão da sobrecarga, ΔK_{ol} , e o fator de intensidade de tensão base dos ensaios regulares, ΔK_{BL} . Esta razão é denominada de OLR e é dada por:

$$OLR = \frac{\Delta K_{ol}}{\Delta K_{BL}} \quad (17)$$

Em suma, representa-se na figura 9 um diagrama que dispõe a tensão em ordem ao tempo de um ciclo de sobrecarga.

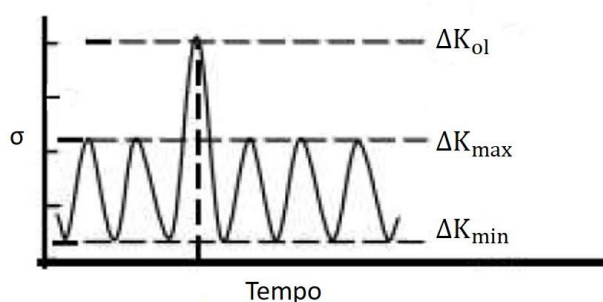


Figura 9 - Diagrama de tensão em ordem ao tempo de um ciclo de sobrecarga.

Com o objetivo de justificar o comportamento de retardamento ou aceleração da propagação de uma fenda de fadiga, consideram-se de seguida alguns mecanismos responsáveis por estes comportamentos.

2.2.6.1. Arredondamento da extremidade da fenda

Em 1959, Christensen suportou uma das primeiras explicações para o retardamento devido à aplicação de uma sobrecarga de tração. O autor considerou que a fenda se comporta como um entalhe devido ao arredondamento da extremidade da fenda provocado pela sobrecarga. O atraso dever-se-á então ao número de ciclos necessários para que a propagação da fenda se reinicie através do mesmo entalhe [20].

No entanto, com base nesta e noutras investigações é, nos dias de hoje, considerado que o arredondamento da extremidade da fenda elimina ou reduz inicialmente o contacto entre as faces da fenda, resultando assim no breve período de aceleração inicial.

2.2.6.2. Tensões residuais de compressão

Uma sobrecarga de tração gera tensões residuais de compressão numa pequena região localizada na zona frontal da extremidade da fenda. Em 1962, Schijve e Broek defenderam que as tensões aplicadas são reduzidas pela sobreposição destas tensões residuais, o que resulta na diminuição da razão de tensão local, conduzindo ao retardamento da propagação da fenda na frente da sua extremidade [21].

2.2.6.3. Fecho de fenda induzido por plasticidade

Wolf Elber, em 1971, foi o primeiro a defender que o fecho induzido por plasticidade poderia resultar no retardamento da propagação da fenda. Ora como referido em 2.2.5.1, as deformações plásticas causadas pela propagação da fenda são uma das causas do fecho de fenda. Assim, Elber propôs que o comportamento transiente observado após a aplicação de uma sobrecarga pode ser resultado do fecho de fenda induzido por plasticidade, devido a uma excessiva deformação na extremidade da fenda no momento de aplicação da sobrecarga [15].

2.2.6.4. Endurecimento do material na frente da extremidade da fenda

Já em 1973, Jones propôs que a elevada deformação plástica induzida pela sobrecarga poderia endurecer a zona na frente da extremidade da fenda, aumentando assim a resistência do material nesta região. Deste modo a fenda terá de crescer para além desta região do material endurecido, antes de retomar a velocidade de propagação correspondente à solicitação de amplitude constante [22].

2.2.7. Tensões residuais

As tensões residuais traduzem-se como pressões internas existentes num componente quando este não está sujeito a quaisquer constrangimentos, quer de fronteira ou de forças externas. Estas tensões são de carácter elástico e são criadas como resultado a deformações plásticas originadas à superfície ou internamente, a mudanças de fase de material ou a deformações de origem térmica [23].

As tensões residuais podem ser distinguidas como tensões macro residuais, tensões micro residuais e tensões submicro residuais. O seu valor pode ser adicionado ou retirado ao valor da tensão média aplicada de ensaio ou de serviço no material, que resultará

na tensão média real aplicada. Representa-se na figura 10 o efeito das tensões residuais na tensão média aplicada.

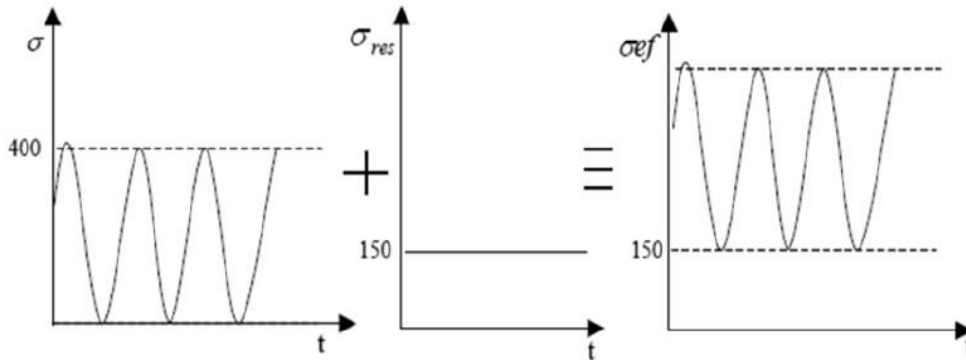


Figura 10 - Representação do efeito das tensões residuais na tensão média aplicada.

Em 2007, Kudryavtvev e Kleiman demonstraram experimentalmente que quanto maior o valor das tensões residuais de compressão criadas na superfície do material maior será a sua vida à fadiga. Deste modo, fazendo uso de processos que consigam introduzir tensões residuais compressivas à superfície do material, ter-se-á uma vida do componente prolongada [24]. Alguns destes processos podem ser a grenalhagem, martelagem, tratamentos térmicos, entre outros.

2.3. Efeito do tratamento térmico de envelhecimento no aço maraging 18Ni300

O tratamento térmico de componentes metálicos tem como principal objetivo a melhoria significativa da sua dureza recorrendo à alteração da microestrutura integral do material em questão. Este tipo de tratamento pode estar envolto em processos químicos, mecânicos ou térmicos [25].

Atendendo aos tratamentos térmicos existentes, devem referir-se alguns dos mais significativos, como é o caso da têmpera, do envelhecimento natural e do envelhecimento artificial.

No âmbito dos objetivos de estudo do presente documento, ir-se-á aprofundar o conhecimento sobre o tratamento térmico de envelhecimento artificial.

Os componentes fabricados no tipo de aço referido, apresentam uma matriz martensítica com alguns traços de fase austenítica. No entanto, quando sujeitos ao tratamento

térmico de envelhecimento, a quantidade da fase austenítica aumenta consideravelmente devido à transformação da martensite em austenite [26].

Como resultado do tratamento de envelhecimento é comum verificar-se um aumento na dureza e resistência à tração e um correspondente decréscimo na ductilidade e resistência ao impacto do componente [27].

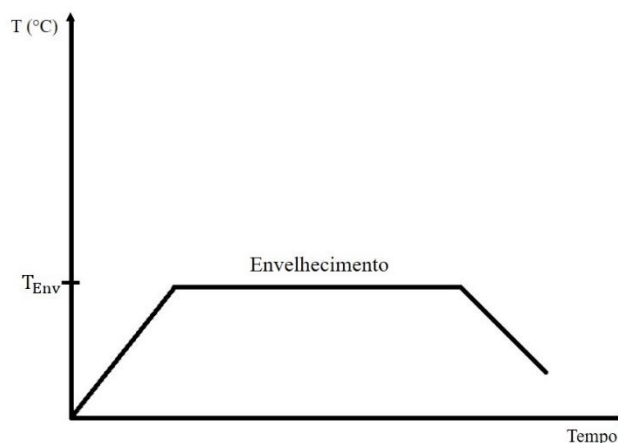


Figura 11 - Diagrama representativo do tratamento térmico de envelhecimento.

O aço 18Ni300 é conhecido por combinar boas propriedades mecânicas, como a elevada resistência, elevada tenacidade, boa soldabilidade e estabilidade dimensional durante o tratamento térmico.

No ano de 2011 vários autores referiram que, num estudo realizado à microestrutura e propriedades mecânicas do aço maraging 18Ni300, o envelhecimento deste mesmo aço conduzia a um aumento de dureza e a um aumento da tensão de rotura. No entanto verificou-se uma redução na ordem dos 11 % na deformação. Os autores verificaram também, após tratamento térmico, um aumento do módulo de Young devido a alterações na matriz por formação de precipitados [5].

3. MATERIAL, EQUIPAMENTO E PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1. Caracterização dos materiais

Para a presente investigação, foram usados dois tipos de provetes. Sendo uns híbridos em que metade do provete é material obtido por fusão seletiva a laser (SLM) e outra metade é composta por um aço de construção denominado de Ck45E, enquanto que os restantes provetes foram, na totalidade do seu volume, obtidos por SLM com um posterior tratamento térmico de envelhecimento.

Para o processamento dos provetes pelo método FSL utilizou-se uma máquina *CONCEPT LASER* modelo *M3* que faz uso da tecnologia *LaserCUSING®*. O material usado para o processo foi o aço 18Ni300 e a velocidade de passagem do laser foi de 200 mm/s com uma potência de 400 W.

Geralmente, quando se recorre ao método SLM, obtêm-se componentes porosos devido à contaminação do pó metálico, evaporação ou por falta pontual de material numa determinada região. A porosidade do material tende a aumentar à medida que aumenta a velocidade de passagem do laser [28].

O tratamento térmico de envelhecimento realizou-se subindo a temperatura do forno até cerca de 540 °C durante um período 2 horas, seguido de um intervalo de tempo correspondente a 6 horas em que se manteve a temperatura nos 540 °C, concluindo com uma descida gradual da temperatura durante 4 horas, como pode ser observado no anexo A.

O aço 18Ni300 é vastamente usado em processos de manufatura por adição, pelo facto de possuir boas características mecânicas, boa soldabilidade e boa estabilidade dimensional.

Na tabela 1 explicita-se a composição química do aço 18Ni300, na tabela 2 a composição química do aço de construção Ck45E, na tabela 3 as propriedades mecânicas do aço 18Ni300 em função da velocidade de passagem do laser, e na tabela 4 as propriedades do aço Ck45E.

Tabela 1 - Composição química do aço 18Ni300 [4].

Elemento	Ni	Co	Mo	Ti	Al	Cr	C	Mn	P	Si	Fe
%	18,2	9,0	5,0	0,6	0,05	0,3	0,01	0,04	0,01	0,1	Restante

Tabela 2 - Composição química do aço Ck45E [4].

Elemento	C	Si	Mn	P	S
%	0,42-0,50	0,40	0,50-0,80	0,035	0,035

Tabela 3 - Propriedades da liga 18Ni300 em função da velocidade de passagem do laser [4].

Velocidade [mm/s]	Porosidade [%]	Densidade [g/m ³]	Dureza [HV1]	Módulo de Young [GPa]	Tensão de cedência [MPa]	Tensão de rotura [MPa]
200	0,74 ±0,09	7,42	354±5	168±29	1035	1147±13

Tabela 4 - Propriedades do aço Ck45E segundo o fabricante.

Densidade [g/m ³]	Módulo de Young [GPa]	Tensão de rotura [MPa]	Tensão de cedência [MPa]	Coefficiente de Poisson
7,84	200	625	530	0,29

No âmbito desta dissertação comparar-se-ão os resultados obtidos pelos ensaios experimentais realizados nos provetes referidos, com os resultados de estudos anteriores, onde se investigaram materiais híbridos com diferentes substratos [29].

3.2. Geometria dos provetes

Para os ensaios experimentais de propagação de fenda por fadiga foram utilizados provetes de tensão compacta, geralmente designados por provetes C(T), segundo a norma ASTM E647-00 [30].

Na figura 12 representa-se a geometria dos provetes segundo a referida norma.

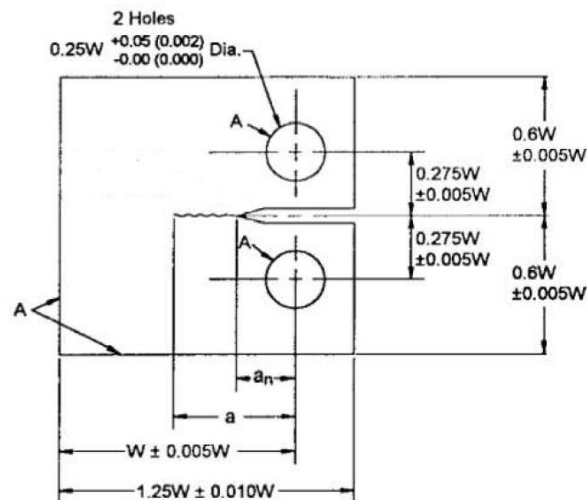


Figura 12 - Geometria do provete segundo a norma ASTM E647-00, modificado de [28]

Na figura 13 ilustra-se a geometria dos provetes utilizados, bem como as suas dimensões reais.

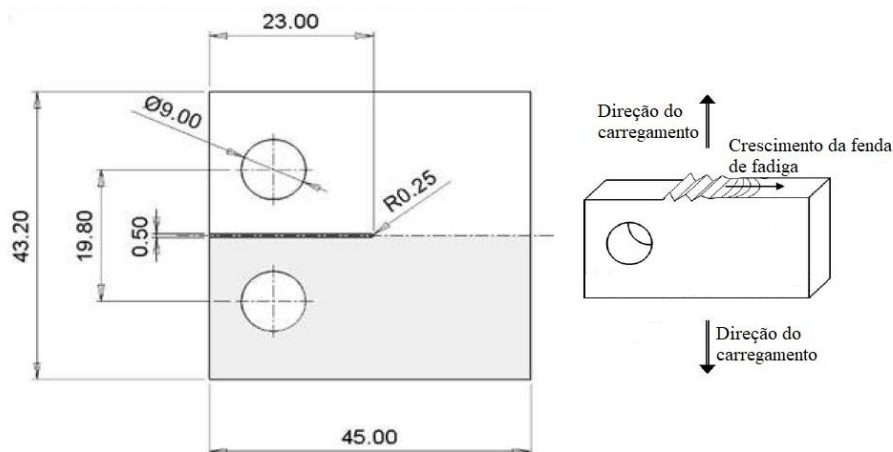


Figura 13 - Geometria e dimensões dos provetes e ilustração da direção do carregamento e do crescimento de fenda.

Será também importante referir que o entalhe presente nos provetes se obteve pelo método de eletroerosão por fio.

De modo a facilitar a compreensão do documento, apresentam-se na tabela 5 as referências correspondentes a cada série de provetes estudada.

Tabela 5 - Referências correspondentes a cada série de provetes.

Série de provetes	Referência
Aço totalmente obtido por fusão seletiva a laser	2SM
Aço totalmente obtido por fusão seletiva a laser & Aço DIN Ck45E	2SM_Ck45E
Aço totalmente obtido por fusão seletiva a laser & Aço AISI 420	2SM_SS
Aço totalmente obtido por fusão seletiva a laser com posterior tratamento térmico de envelhecimento	2SM_T

3.3. Preparação dos provetes

Antes da realização dos ensaios experimentais, procedeu-se ao polimento das amostras com vista a um melhor acompanhamento da propagação da fissura.

Para este processo recorreu-se a uma máquina de polimento *Buehler*, a lixas com quatro granulometrias diferentes (P320, P600, P1000, P2500) e por fim, para um acabamento superficial, a um prato de polimento revestido com uma solução diamantada de 3 μm .

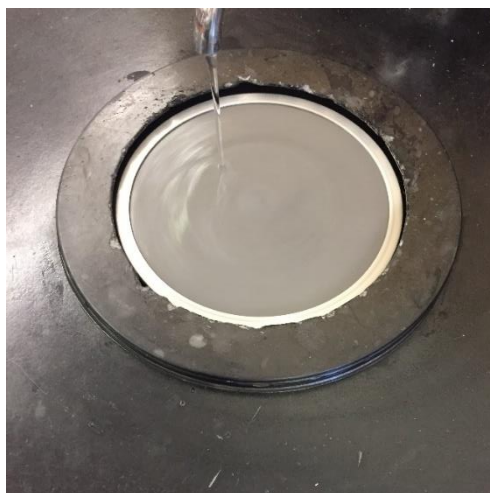


Figura 14 - Máquina de polimento.

3.4. Medição de microdurezas

Para um correto conhecimento da dureza dos materiais presentes nos provetes realizou-se um perfil de durezas para cada um dos tipos de provetes. No caso do provete híbrido, este perfil executou-se tendo por base dez pontos acima e dez pontos abaixo da região onde ocorre a propagação da fenda, com uma distância entre si de 0,5 mm, e ainda quinze pontos na direção longitudinal da mesma zona. Para o provete tratado termicamente, o perfil de durezas foi realizado com recurso a dez pontos medidos na direção transversal e quinze na direção longitudinal.

A máquina onde se realizaram os ensaios experimentais de dureza designa-se de durómetro, sendo da marca e modelo *Struers Duramin*, e encontrando-se representada na figura 15.

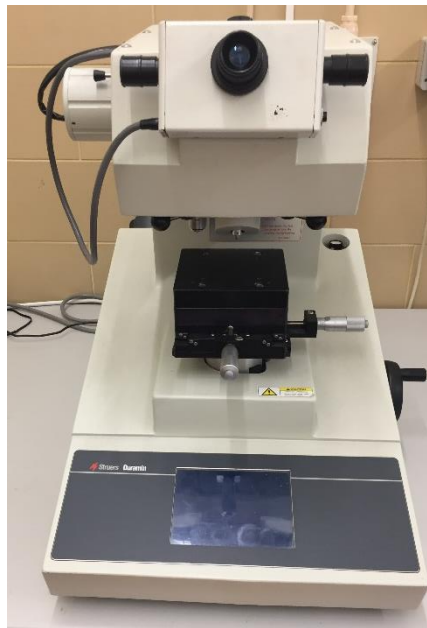


Figura 15 - Durómetro utilizado para medição de durezas.

3.5. Medição de tensões residuais

A análise de tensões residuais foi efetuada por difração de raios X num equipamento *Proto iXRD*, com montagem Ω , usando radiação Cr-K α , adquirindo o pico de difração {211} da fase cúbica de corpo centrado para 21 declinações β . As tensões residuais foram determinadas efetuando uma regressão elíptica da deformação radiocristalográfica em função de $\sin^2 \psi$, com as constantes elásticas radiocristalográficas, $\frac{1}{2}S_2 = 5,83 \times 10^{-6}$ MPa $^{-1}$ e $S_1 = -1,28 \times 10^{-6}$ MPa $^{-1}$.

Para esta radiação e de acordo com a composição do provete, a penetração média dos raios X no material teve em cada ponto de medida um valor médio da ordem de 5 μ m, pelo que os valores determinados são representativos de uma camada superficial com esta espessura.

3.6. Ensaios de propagação de fenda por fadiga

Na realização dos ensaios experimentais de propagação de fenda por fadiga utilizou-se uma máquina elétrica da marca *INSTRON*, modelo *Electroplus E10000*, com capacidade de carga dinâmica de 10 kN, representada na figura 16 (a). O processo foi, na sua totalidade, controlado por computador através do software para geração de cargas dinâmicas e aquisição de dados, *INSTRON WaveMatrix*. A utilização deste software possibilita limitação de ciclos com controlo de carga, deslocamento ou deformação.

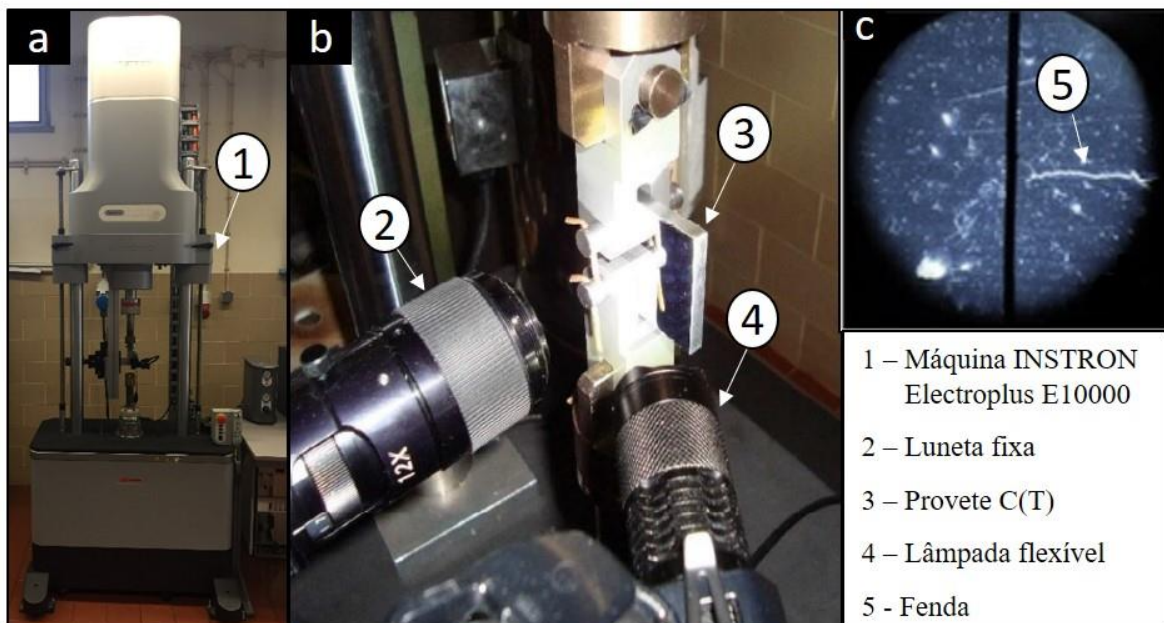


Figura 16 - Máquina de ensaios experimentais (a), conjunto utilizado para acompanhamento da propagação de fenda (b), perspetiva de visualização da propagação de fenda através da luneta fixa (c).

Para um minucioso acompanhamento da propagação da fenda utilizou-se uma luneta fixa e um micrómetro para que fosse possível obter um nível de precisão até à milésima de milímetro. Como fonte de iluminação do provete recorreu-se a uma lâmpada flexível orientada na direção da face observada.

3.6.1. Método experimental para obtenção das curvas da/dN - - ΔK

O método experimental tem por base a realização de curvas da/dN – ΔK . Para a sua obtenção é necessário realizar dois ensaios, sendo um para obter a parte superior da curva e outro para obter a parte da curva correspondente ao limiar de fadiga.

Os ensaios foram realizados apenas para um valor nulo de razão de tensões, R=0. As taxas de crescimento de fenda foram determinadas pela interpolação polinomial de cinco pontos consecutivos. Sendo ΔK calculado segundo a recomendação da norma ASTM E647-00 para provetes C(T).

3.6.1.1. Ensaio com ΔK crescente

O valor de ΔK para o qual se iniciou o ensaio em ΔK crescente foi de 10 MPa \sqrt{m} . Partindo deste valor determinam-se os valores de ΔP para o início dos ensaios.

Com a expressão para a determinação do fator de intensidade de tensões determina-se uma carga constante aplicada desde o início da fenda até à rotura do provete.

Foram registados os números de ciclos de carga a cada 0,20 mm de incremento de fenda, terminando-se o ensaio com a total rotura do provete.

3.6.1.2. Ensaio com ΔK decrescente

Nos ensaios com ΔK decrescente, realizaram-se decréscimos do valor de ΔP da ordem de 10% a cada 1 mm de propagação da fenda.

Recorrendo ao registo do número de ciclos a cada 0,2 mm de incremento de fenda, obtiveram-se cinco pontos equidistantes em cada patamar de carga. Como limite final de ensaio tem-se os valores de da/dN – ΔK inferiores a 10^{-7} mm/ciclo.

3.6.2. Determinação do fecho de fenda

Iniciou-se a medição do fecho de fenda a partir dos 2 mm de comprimento de fenda, usando como recurso o extensómetro de pinos da marca *SANDNER* apresentado na figura 17. Este extensómetro tem um deslocamento de $\pm 0,625$ mm e fixou-se na face lateral do provete na proximidade do entalhe, maquinando dois furos cegos nessa região, com espaçamento entre ambos de 3,5 mm.

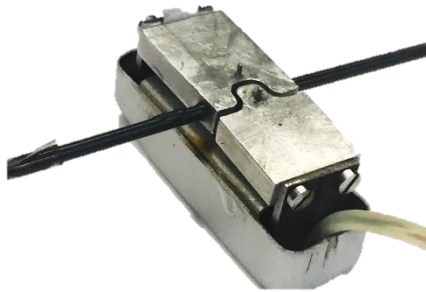


Figura 17 - Extensómetro utilizado.

A execução destes ensaios realizou-se com o apoio do software da máquina que possui a funcionalidade de criar um método específico para a referida medição. Medição esta que foi realizada a cada 2 mm de incremento de fenda para ΔK maior que 10, e 1 mm de incremento para ΔK menor que 10. Os resultados obtidos permitem construir diagramas que dispõem a carga em função da deformação, onde a inclinação do gráfico corresponde à rigidez do material do provete. Na possibilidade de existir fecho de fenda, existe uma alteração na rigidez do provete para a carga em que se dá a abertura ou o fecho da fenda, sendo desta forma possível detetar a existência do fenómeno de fecho de fenda.

No caso em que se verifica a existência de fecho de fenda, a figura 18 representa o diagrama que exemplifica o comportamento esperado [31].

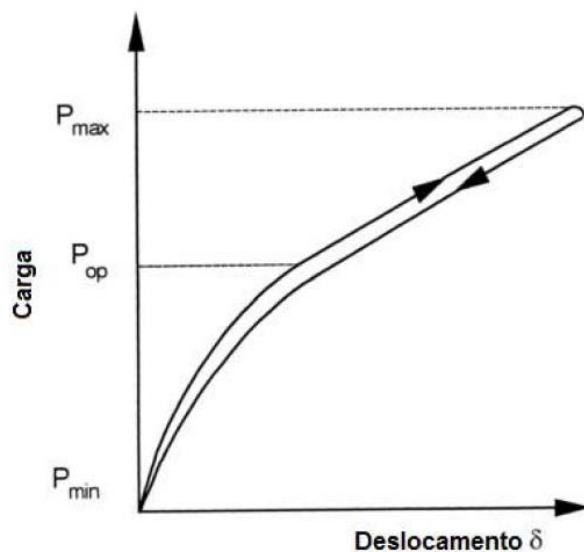


Figura 18 - Representação de diagrama carga-deslocamento com existência do fenómeno de fecho de fenda [31].

Para uma melhor avaliação do fenómeno de fecho de fenda recorreu-se ao método de Maximização do Coeficiente de Correlação. Este método consiste em tomar 10% dos dados da parte superior do registo carga-deslocamento correspondente ao período de carregamento e calcular o coeficiente de correlação linear através do método dos mínimos quadrados. Este procedimento é iterativamente repetido para todo o conjunto de dados. O ponto para o qual o coeficiente de correlação atinge o máximo define a carga de abertura [17]. Na figura 19 pode verificar-se o processo de identificação da carga da parte de abertura, para a qual se verifica a abertura da fenda.

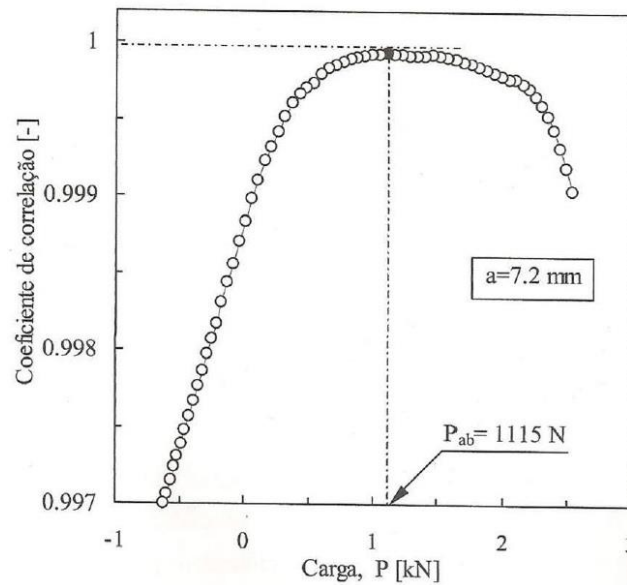


Figura 19 - Diagrama correlação- carga [17].

3.7. Aplicação de sobrecargas

Para o estudo do efeito das sobrecargas foram utilizados dois provetes híbridos e dois provetes totalmente obtidos por fusão seletiva a laser com tratamento térmico. As sobrecargas realizaram-se para o dobro do valor de ΔP obtido para os ensaios de propagação, designando-se por sobrecarga de intensidade 100%. Os dados foram recolhidos em incrementos de 0,10 mm.

Nas tabelas 6 e 7 indicam-se, para as duas espécies de provetes, os números de ciclos das sobrecargas e os respetivos valores de ΔK para os quais foram aplicadas.

Tabela 6 - Aplicação das sobrecargas para os provetes híbridos.

OL	100% (1 ciclo)		100% (100 ciclos)	
ΔK [MPa \sqrt{m}]	12	18	12	18
a [mm]	2,263	7,963	2,332	7,940

Tabela 7 - Aplicação das sobrecargas para os provetes tratados termicamente.

OL	100% (1 ciclo)		100% (100 ciclos)	
ΔK [MPa \sqrt{m}]	12	18	12	18
a [mm]	2,251	7,837	2,222	8,321

A medição do fecho de fenda efetuou-se no momento imediatamente após a aplicação do conjunto de ciclos de sobrecarga.

3.8. Metalografia

Com vista a observar a microestrutura dos provetes utilizados no âmbito desta dissertação, efetuou-se uma análise metalográfica a ambos os tipos de amostras.

Primeiramente, realizou-se o polimento dos provetes de forma idêntica ao referido no subcapítulo 3.3.

Para que esta análise fosse possível foi realizado um ataque químico com reagente Picral, diluindo 5 gramas de ácido pícrico e 1 mililitro de ácido clorídrico em 100 mililitros de etanol. No caso dos provetes híbridos a parte do provete obtida por FSL foi submersa cerca de 20 segundos de cada vez até 1 minuto, enquanto que a parte composta pelo aço Ck45E foi mergulhada durante 2 minutos. Para o provete totalmente obtido por FSL e posteriormente tratado termicamente, submergiu-se a amostra durante 20 segundos de cada vez até realizar um tempo total de 2 minutos.

Após o ataque químico observaram-se as microestruturas dos provetes com recurso ao microscópio *Leica DM4000 M LED* presente na figura 20.

Com recurso ao software *ImageJ* realizou-se a medição dos raios plásticos obtidos por aplicação das sobrecargas em cada uma das séries de provetes.

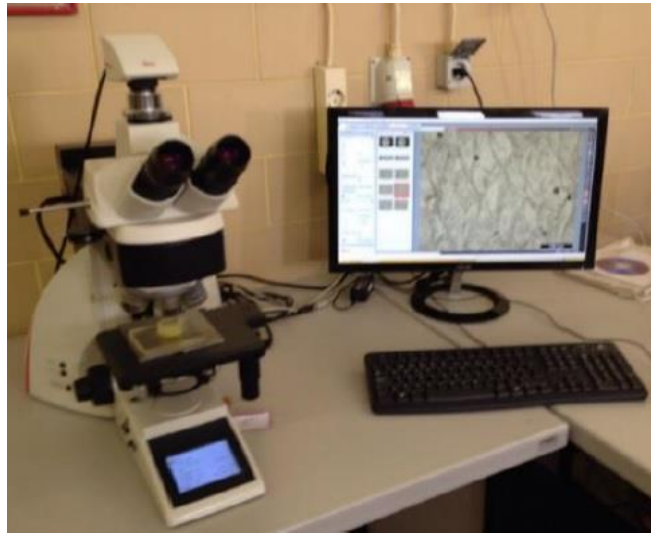


Figura 20 - Equipamento *Leica DM4000 M LED*.

3.9. Fractografia

Analisaram-se as superfícies dos provetes que sofreram rotura com o objetivo de determinar a morfologia de propagação da fenda.

A limpeza da superfície das amostras foi realizada através de ultrassons enquanto imersas em álcool etílico.

Para proceder à análise das superfícies de fratura utilizou-se um microscópio *Philips XL 30*, permitindo assim observar as superfícies dos provetes por Microscopia Eletrónica de Varrimento (MEV). O referido microscópio tem uma aceleração de feixe máxima de 30 kV e uma resolução máxima de 3 nm.



Figura 21 - Microscópio Philips XL 30.

Completando uma correta análise à superfície de fratura, realizou-se uma avaliação à rugosidade das superfícies de fratura de um provete obtido por fusão seletiva a laser e de um provete obtido também pelo mesmo processo, mas com um posterior tratamento térmico.

A medição das rugosidades efetuou-se no rugosímetro da marca e modelo *Mitutoyo SURFTEST SJ-500* apresentado na figura 22. O equipamento referido possui uma resolução de medição da unidade de deteção de $0,01 \mu\text{m}$ para o curso máximo de $400 \mu\text{m}$, e uma força de medição de 4 mN . As medições realizaram-se num comprimento total de 25 mm .

Como resultado desta medição obtiveram-se valores para os parâmetros R_a , R_p , R_v e R_z . Sendo R_a a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas do perfil de rugosidade, R_p a altura do pico mais elevado do perfil de rugosidade, R_v a profundidade do vale mais fundo do perfil de rugosidades e R_z o valor médio aritmético da distância entre um pico e um vale consecutivo durante a distância total do perfil medido.



Figura 22 - Rugosímetro Mitutoyo SURFTEST FJ-500.

4. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

No presente capítulo serão apresentados os resultados obtidos durante a realização dos ensaios experimentais, bem como a sua análise e discussão, tendo sempre em vista a avaliação dos efeitos do tratamento térmico e do substrato.

De início, irá realizar-se uma análise às microdurezas, à metalografia e às tensões residuais dos materiais em questão. Numa fase posterior analisar-se-á a propagação de fendas por fadiga com recurso à exposição das curvas da/dN- ΔK . Irá também ser analisado o efeito da aplicação de sobrecargas na propagação de fendas por fadiga, bem como o fenómeno de fecho de fenda e a possibilidade da sua existência.

Este capítulo termina com uma avaliação das superfícies de fratura, realizada a partir das imagens microscópicas obtidas por MEV e do perfil de rugosidades obtidos para as superfícies de fratura do material obtido por fusão seletiva a laser com e sem tratamento térmico.

4.1. Análise de microdurezas

Apresentam-se os perfis de microdurezas obtidos para o provete obtido por SLM com posterior tratamento térmico de envelhecimento e para o material obtido por SLM sem qualquer tratamento térmico estudado anteriormente por outros autores [32].

Pela análise do perfil de microdurezas presente na figura 23 constata-se que, como era espectável, o material obtido por SLM com posterior tratamento térmico (2SM_T) apresenta valores de dureza superiores aos do material sem tratamento térmico(2SM). Sendo que o material obtido por SLM com tratamento térmico indica uma média de valores de dureza de 496 HV1 enquanto o material sem qualquer tratamento térmico exhibe para a sua dureza um valor médio de 355 HV1, concluindo-se que, com a realização do tratamento térmico a dureza sofreu um aumento da ordem dos 40%.

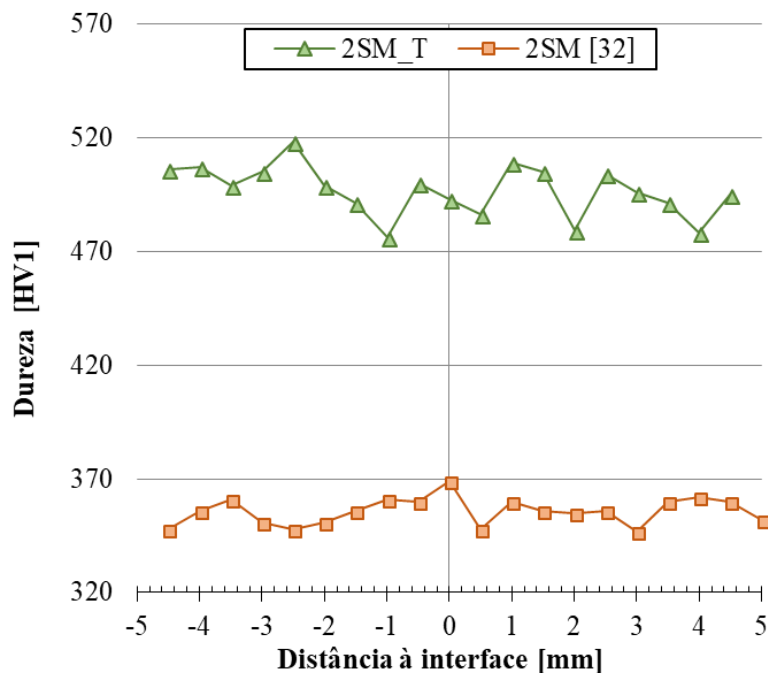


Figura 23 - Perfis de dureza dos materiais obtidos por SLM com e sem tratamento térmico.

Seguidamente apresenta-se a comparação dos perfis de dureza entre dois provetes híbridos. Sendo que um dos provetes é composto por aço obtido por SLM e aço DIN Ck45E (2SM_Ck45E), enquanto que o outro é composto também por material obtido por SLM, porém com um diferente substrato, denominado por aço AISI 420 (2SM_SS), estudado em dissertações anteriores [29].

Observando o gráfico da figura 24, é perceptível que a dureza no material obtido por FSL é equivalente para ambos os provetes, correspondendo a um valor médio de 352 HV1. No entanto, é notório que a dureza no aço DIN Ck45E é da ordem de 182 HV1 enquanto que para o aço AISI 420 corresponde a 525 HV1. Reúne elevada importância o facto de para a série 2SM_Ck45E a dureza na interface resultar num valor médio de 382 HV1 e para a série 2SM_SS resultar num valor de 446 HV1.

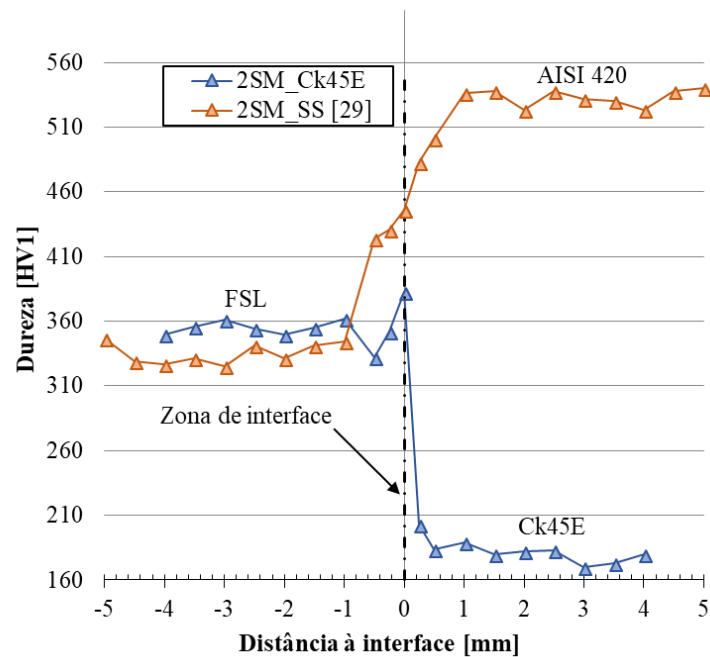


Figura 24 - Perfis de dureza das séries 2SM_Ck45E e 2SM_SS.

4.2. Análise metalográfica

Para uma melhor avaliação da microestrutura dos materiais em causa na presente dissertação, procedeu-se à realização da análise metalográfica.

Inicia-se a presente análise avaliando o efeito do tratamento térmico de envelhecimento.

Na figura 25 apresenta-se uma fotografia retirada à microestrutura do material obtido por SLM sem qualquer tratamento térmico. Neste caso realça-se a traço continuo a presença de agulhas martensíticas.

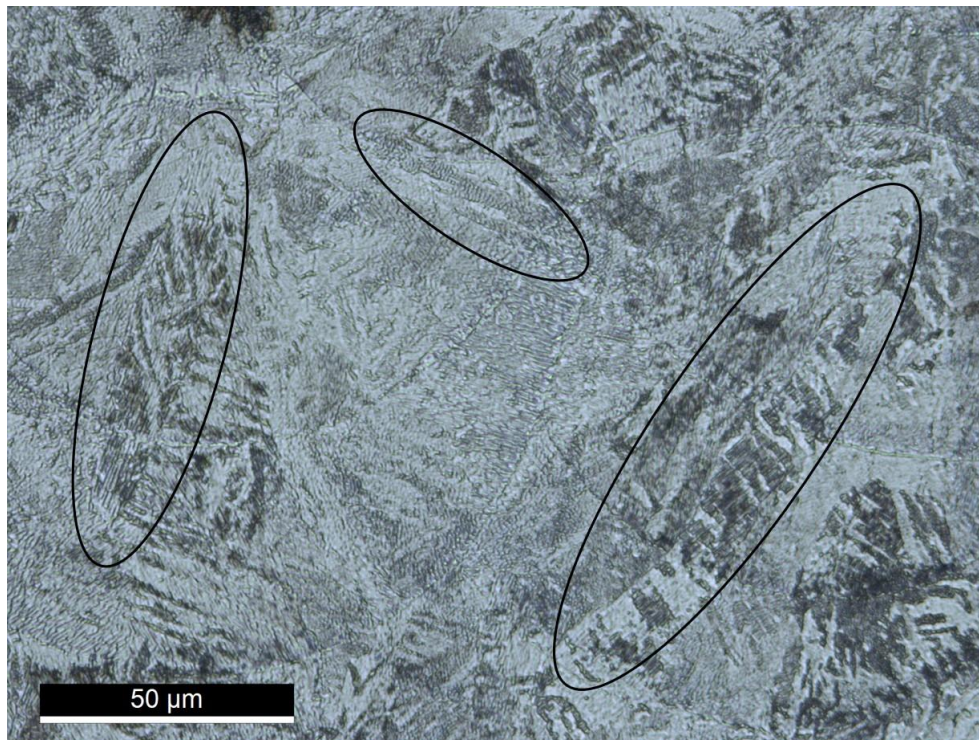


Figura 25 - Representação de agulhas martensíticas na microestrutura do aço obtido por SLM sem tratamento térmico.

Devido à realização do tratamento térmico de envelhecimento, como seria de esperar, ocorre a reversão da fase martensítica em a fase austenítica. Deste modo verifica-se na figura 26 que as agulhas martensíticas deixam de estar presentes na microestrutura do provete obtido por SLM quando é realizado o tratamento térmico.

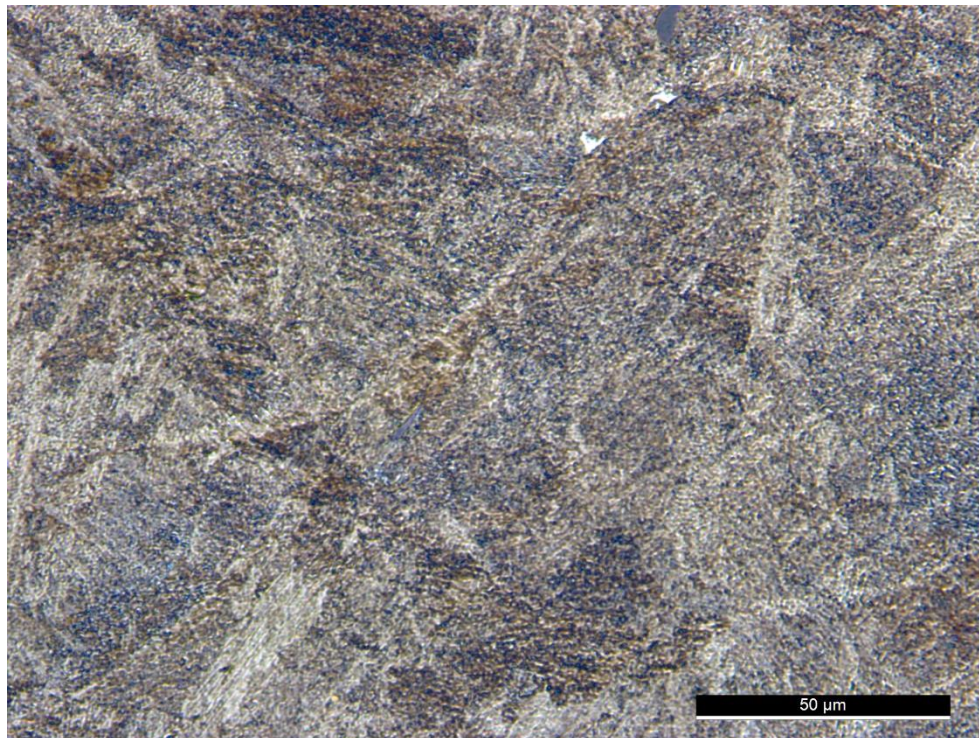


Figura 26 - Microestrutura do aço obtido por SLM com posterior tratamento térmico.

De seguida irá analisar-se a microestrutura da interface entre os dois materiais presentes nos provetes híbridos, bem como o efeito da utilização de diferentes substratos na propagação da fenda de fadiga.

Ora, na figura 27 apresenta-se uma fotografia da microestrutura presente num dos provetes da série 2SM_Ck45E. Com recurso a esta imagem é francamente notório que ocorre uma descarbonização do aço AISI 18Ni300 obtido por SLM para o aço DIN Ck45E. Pode também verificar-se que a propagação da fenda de fadiga ocorre pelo aço obtido por SLM.

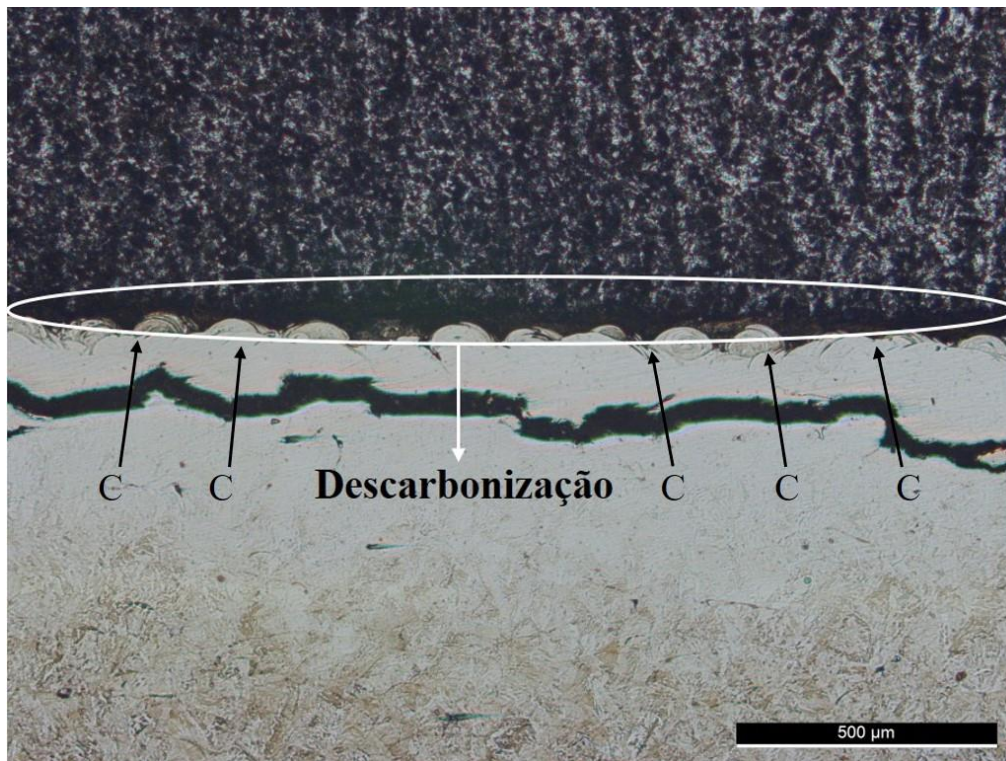


Figura 27 – Representação da migração do carbono na propagação da fenda de fadiga na microestrutura do provete da série 2SM_Ck45E.

No provete da série 2SM_SS constata-se que a descarbonização do aço AISI 18Ni300 para o aço AISI 420 é bastante menor que nos provetes da série 2SM_Ck45E, mas é igualmente visível a interface entre os dois materiais, como verificável na figura 28. No entanto a propagação da fenda de fadiga, tal como acontece nos provetes da série 2SM_Ck45E, ocorre pelo aço obtido por SLM.

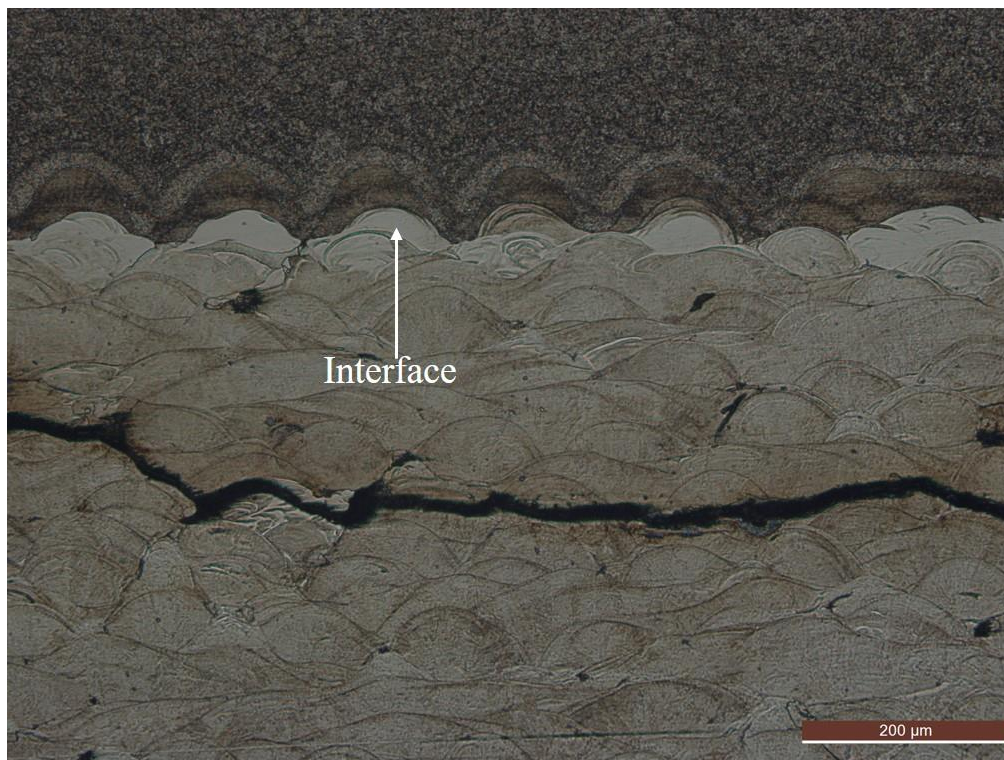


Figura 28 - Representação da interface entre os dois materiais na propagação de fenda de fadiga em provetes da série 2SM_SS [29].

Por forma a complementar a presente análise, expõem-se nas figuras 29 e 30 os raios plásticos presentes na microestrutura do provete obtido por SLM com posterior tratamento térmico (série 2SM_T) e no provete híbrido da série 2SM_Ck45E, respetivamente. As zonas plásticas representadas nas figuras são o resultado da aplicação de sobrecargas de 100% com 100 ciclos.

Segundo uma análise às seguintes figuras, é evidente que o raio plástico resultante da aplicação de sobrecargas no provete da série 2SM_T é menor do que aquele que se faz notar no provete da série 2SM_Ck45E, devido a este último ter menor dureza e, por consequência, menor tensão de cedência. Atendendo a esta verificação, pode esperar-se uma influência do raio plástico na propagação da fenda de fadiga, uma vez que quanto maior for a dimensão do raio de plasticidade, maior será a deformação plástica e o sucessivo encruamento, levando a um aumento de tensões residuais de compressão que por sua vez têm um papel fundamental no retardamento da propagação da fenda por fadiga, dado que a fenda tende a contornar a área plastificada, como se pode observar pelas figuras, o que pode levar a um retardamento da propagação da fenda como será constatado mais à frente.

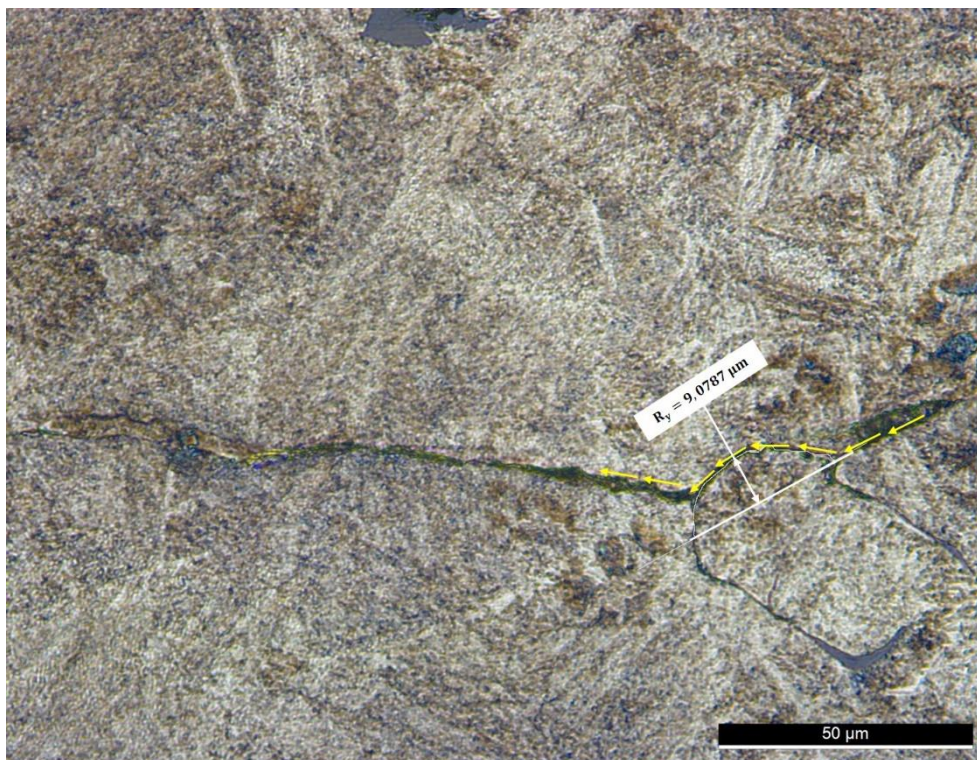


Figura 29 – Representação do percurso da fenda no raio de plasticidade obtido por aplicação de sobrecarga num provete da serie 2SM_T.

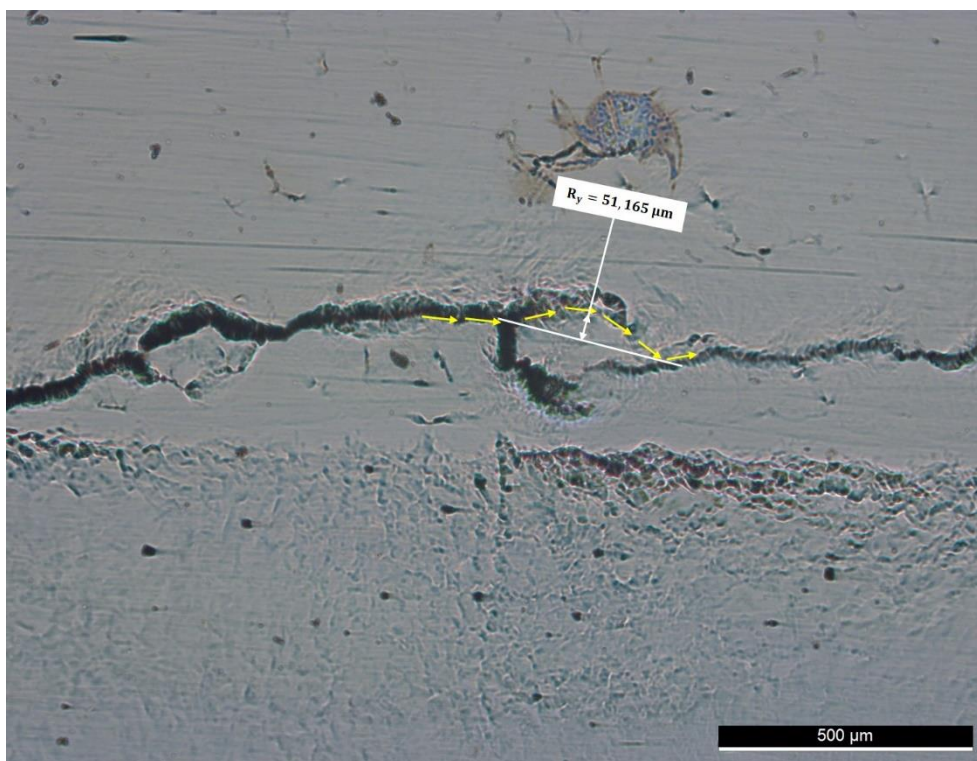


Figura 30 - Representação do percurso da fenda no raio de plasticidade obtido por aplicação de sobrecarga num provete da série 2SM_Ck45E.

4.3. Análise das tensões residuais

De modo a melhor compreender o efeito das tensões residuais na propagação de fendas por fadiga, ilustra-se na figura 31 o comportamento das mesmas.

Neste diagrama comparam-se os perfis de tensões residuais em provetes obtidos por fusão seletiva a laser com posterior tratamento térmico de envelhecimento com provetes obtidos pelo mesmo processo, mas sem qualquer tipo de tratamento térmico, observando-se que os provetes tratados termicamente apresentam valores de tensões residuais inferiores aos dos provetes que não sofreram nenhum tipo de tratamento térmico.

Percebe-se desta forma, que com o tratamento térmico de envelhecimento sucede-se uma relaxação das tensões residuais.

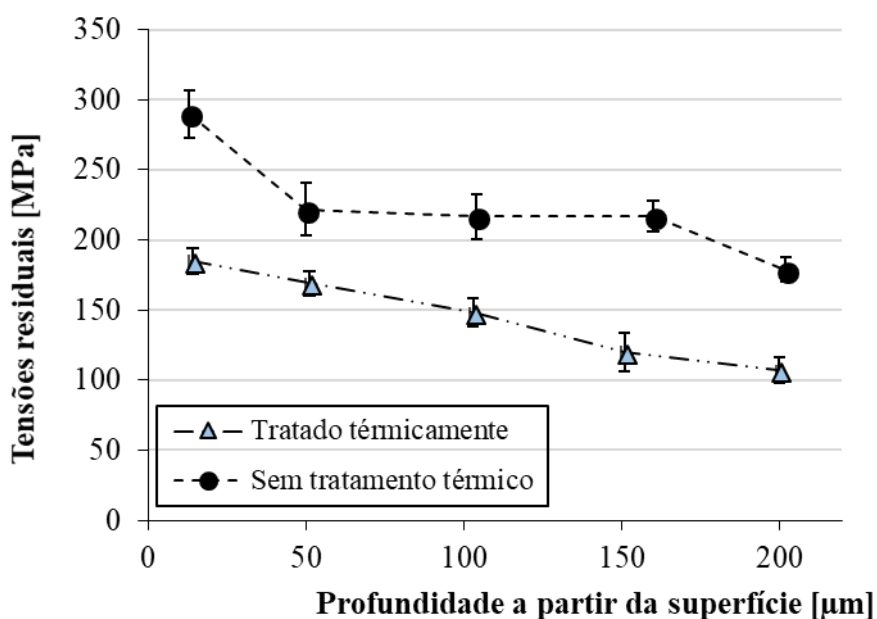


Figura 31 - Perfis de tensões residuais em provetes obtidos por SLM com e sem tratamento térmico de envelhecimento.

4.4. Análise da propagação de fendas por fadiga – Curvas $da/dN - \Delta K$

No presente subcapítulo apresentam-se as curvas $da/dN - \Delta K$ com o objetivo de representar a propagação da fenda por fadiga nos vários materiais que se encontram no âmbito desta dissertação. Expõe-se também as respetivas linhas de tendência que pretendem representar o regime linear da propagação de fendas.

Nos diagramas das figuras 32 e 33 comparam-se as curvas $da/dN - \Delta K$ dos provetes da série 2SM_T com curvas obtidas em estudos anteriores para provetes da série 2SM [32]. Pela análise dos seguintes, é notório um aumento do valor do limiar de fadiga quando se trata do provete tratado termicamente. Verifica-se também que nos primeiros instantes da parte linear da propagação das fendas de fadiga, para um mesmo valor de ΔK , obtêm-se menores valores de velocidade de propagação para o provete tratado, sendo que apenas nos momentos em que a propagação se encontra num estado avançado se alcança uma maior equivalência entre as curvas de propagação. Tais factos podem dever-se, como foi explicado nas secções anteriores, ao aumento de dureza verificado nos provetes obtidos por SLM quando submetidos ao tratamento térmico de envelhecimento, bem como à relaxação de tensões residuais nos mesmos.

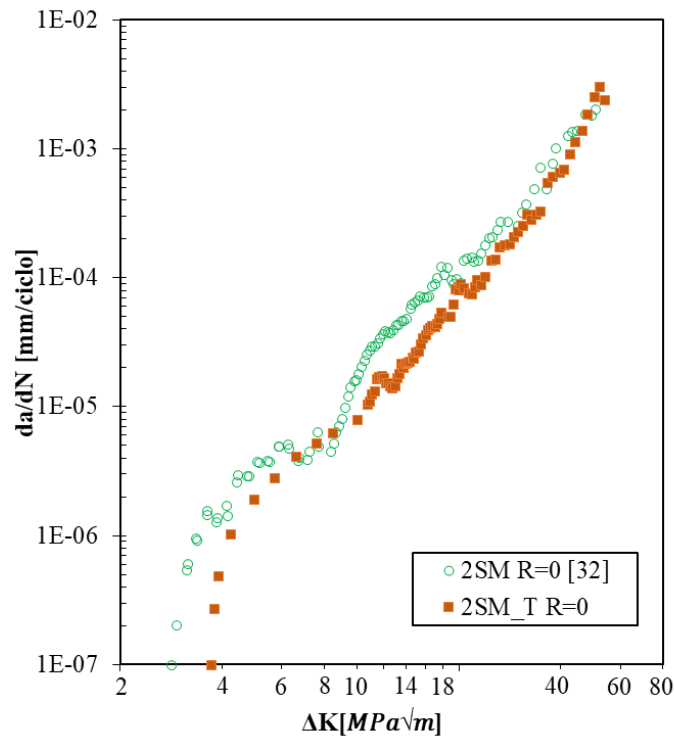


Figura 32 -Curvas da/dN - ΔK dos provetes das séries 2SM e 2SM_T.

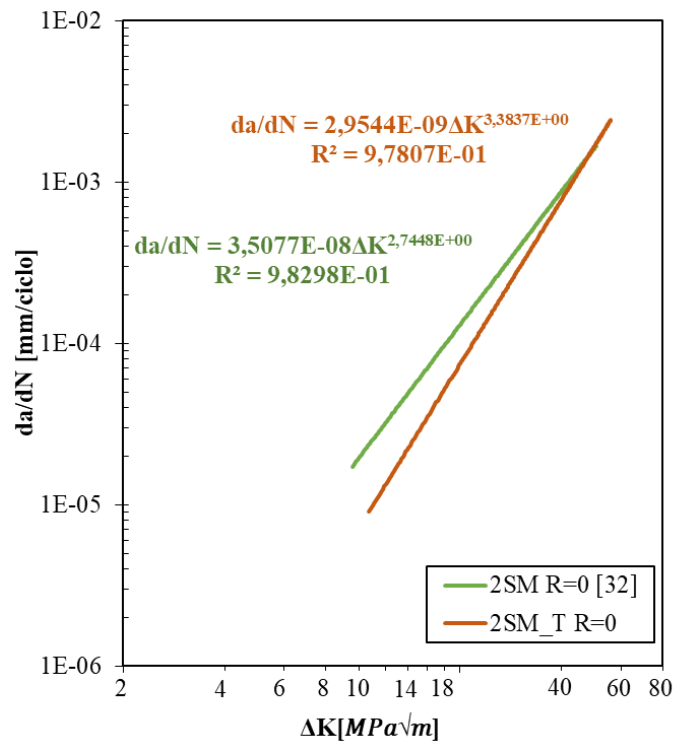


Figura 33 - Linhas de tendência correspondentes ao regime linear de propagação dos provetes das séries 2SM e 2SM_T.

No seguimento da presente análise, representam-se nas figuras 34 e 35 as curvas $da/dN - \Delta K$ e as correspondentes linhas de tendência dos provetes das séries 2SM, 2SM_Ck45E e 2SM_SS, com vista a analisar o efeito do substrato na propagação de fendas por fadiga. Segundo a análise dos seguintes diagramas verifica-se que a propagação se comporta de forma equivalente para as diferentes séries de provetes. Isto acontece, muito possivelmente, devido à propagação se desenvolver, nos três casos, pela parte dos provetes que corresponde ao aço AISI 18Ni300 obtido por FSL, como foi apresentado nas figuras 27 e 28 do subcapítulo 4.2.

No que ao regime de limiar de fadiga diz respeito, apenas se representa este regime para os provetes da série 2SM, uma vez que a fenda se propaga pela zona obtida por FSL também nas restantes séries de provetes.

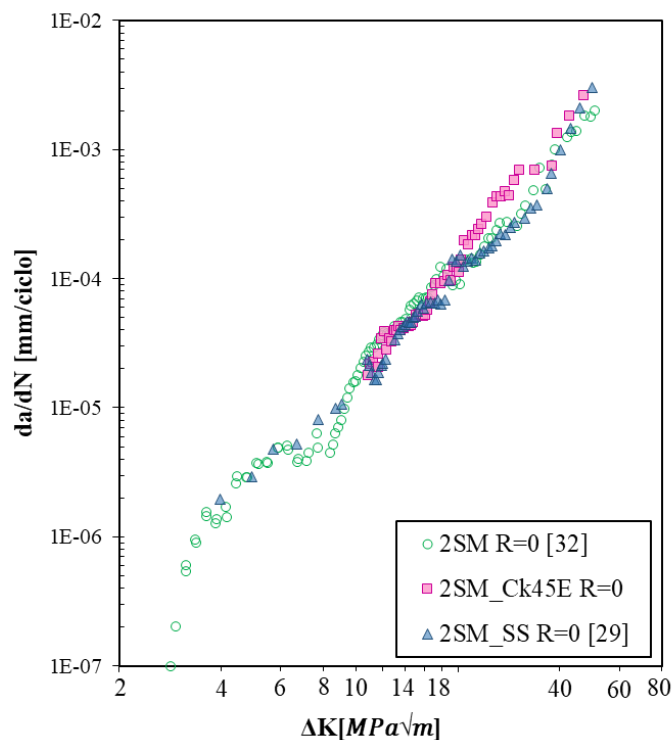


Figura 34 - Curvas $da/dN - \Delta K$ dos provetes das séries 2SM, 2SM_Ck45E e 2SM_SS.

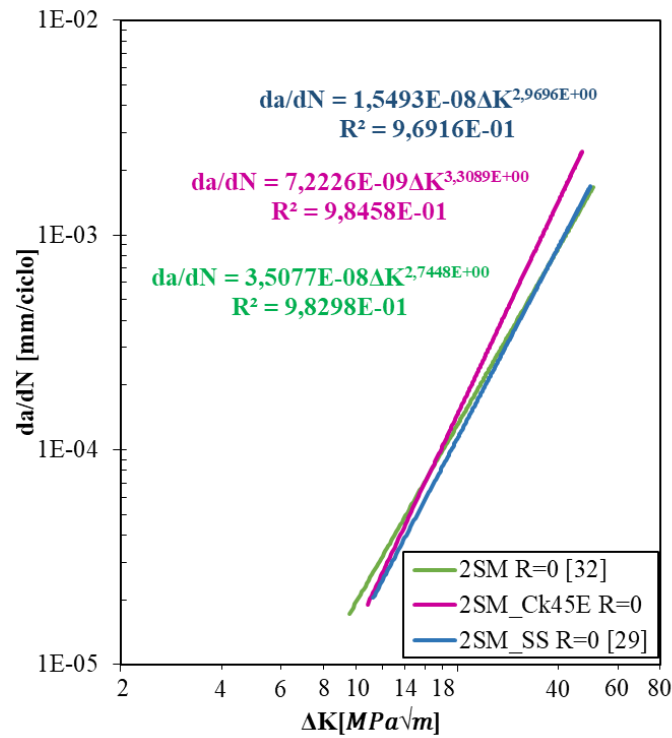


Figura 35 - Linhas de tendência correspondentes ao regime linear de propagação dos provetes das séries 2SM, 2SM_Ck45E e 2SM_SS.

Para uma melhor compreensão da propagação da fenda por fadiga nas séries de provetes analisadas anteriormente, apresentam-se na tabela 8 as constantes características da Lei de Paris.

Tabela 8 - Constantes relativas à Lei de Paris.

Material	C	m	R ²
2SM	$3,5077 \times 10^{-8}$	2,7448	0,9830
2SM_T	$2,9544 \times 10^{-9}$	3,3837	0,9781
2SM_Ck45E	$7,2226 \times 10^{-9}$	3,3089	0,9846
2SM_SS	$1,5493 \times 10^{-8}$	2,9696	0,9692

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

De forma a verificar a existência e qual a importância do fenómeno de fecho de fenda na propagação de fendas por fadiga, expõem-se de seguida os gráficos de carga em função do deslocamento e do coeficiente de correlação em função da carga para uma das séries de provetes, apresentando-se as seguintes séries no apêndice A.

Nas figuras 36 e 37 ilustram-se os gráficos correspondentes à série 2SM_T.

Por análise das figuras referidas, observando que a única diferença de rigidez é um aumento da mesma verificado nos gráficos carga-deslocamento, não existe qualquer descida acentuada do valor do máximo coeficiente de correlação nos gráficos coeficiente de correlação-carga, conclui-se que o fenómeno de fecho de fenda é inexistente para as séries de provetes em causa, podendo considerar-se um valor de U unitário, traduzindo-se em $\Delta K = \Delta K_{ef}$.

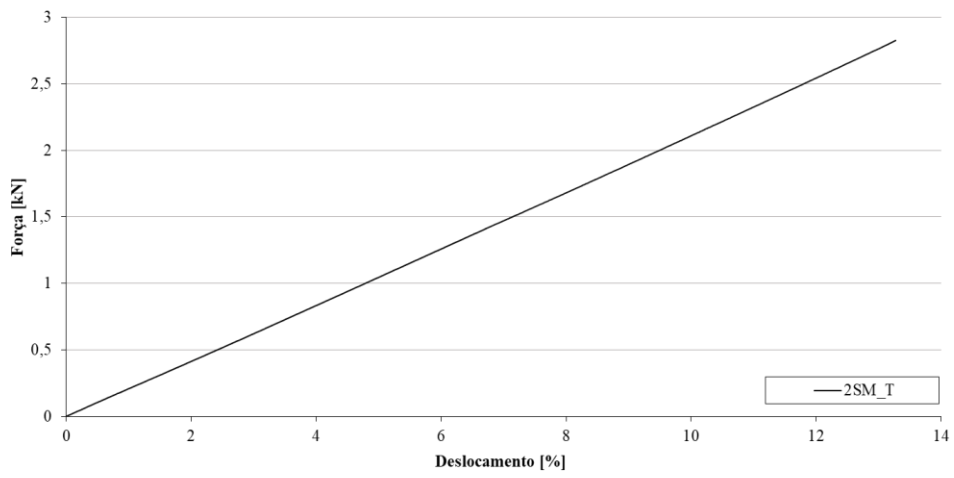
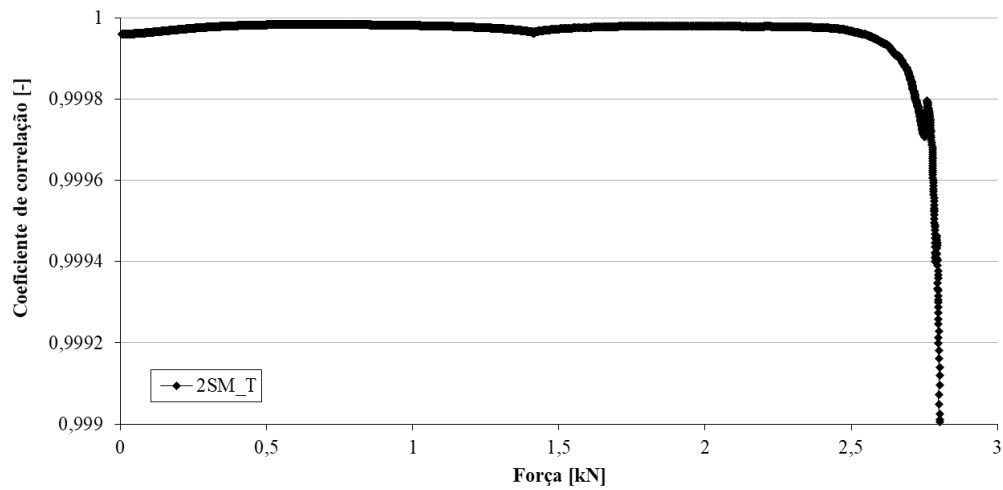


Figura 36 - Digrama Força - Deslocamento da série 2SM_T para $\Delta K = 13,30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.



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

Por forma a melhor compreender o efeito da aplicação de sobrecargas na propagação de fendas por fadiga, apresentam-se de seguida, diagramas nos quais é possível verificar o efeito de retardamento produzido por essas mesmas sobrecargas. Efeito esse, que será observado em termos de velocidade de propagação, de comprimento de fenda, e de números de ciclos.

Para melhor interpretação dos diagramas a-N, retiraram-se aos valores de comprimento de fenda e de número de ciclos, os respetivos valores para os quais foi aplicada a primeira sobrecarga.

Nas figuras 38 e 39, expõem-se curvas da/dN – ΔK e curvas a-N, em que se comparam provetes da série 2SM_T para a aplicação de sobrecargas de 100% com 1 e 100 ciclos.

Ora, analisando as seguintes figuras, percebe-se que o efeito da aplicação de sobrecargas em material obtido por FSL com tratamento térmico de envelhecimento apenas é significativo quando se trata da sobrecarga de 100% com 100 ciclos, mas apenas para um valor de ΔK na ordem dos $18 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, traduzindo-se num instante em que a propagação da fenda está num estado avançado. Verifica-se então, com recurso às curvas da/dN – ΔK , uma redução da velocidade de propagação. Partindo das curvas a-N, verifica-se que a propagação da fenda retarda um período equivalente a 46000 ciclos até que retoma o mesmo gradiente de velocidade para ΔP constante. Tal retardamento deve-se, possivelmente, à formação da zona plástica representada anteriormente no subcapítulo 4.2 com recurso à figura 29. Onde a fenda apresenta um período em que diminui drasticamente a sua velocidade enquanto contorna a zona plástica referida anteriormente. Partindo do pressuposto que para 1 ciclo ou 100 ciclos de sobrecarga existe uma zona plasticada na frente da fenda semelhante, o efeito do encruamento cíclico do material é notório neste caso para valores de comprimentos de fenda elevados, onde essa região plasticamente deformada é mais elevada.

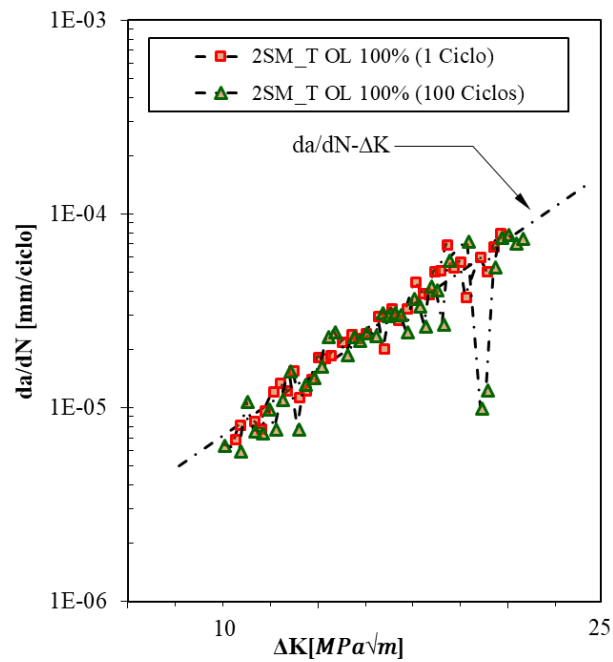


Figura 38 - Curva $da/dN - \Delta K$ comparativa de aplicação de sobrecargas 100% de 1 e 100 ciclos para os provetes da série 2SM_T.

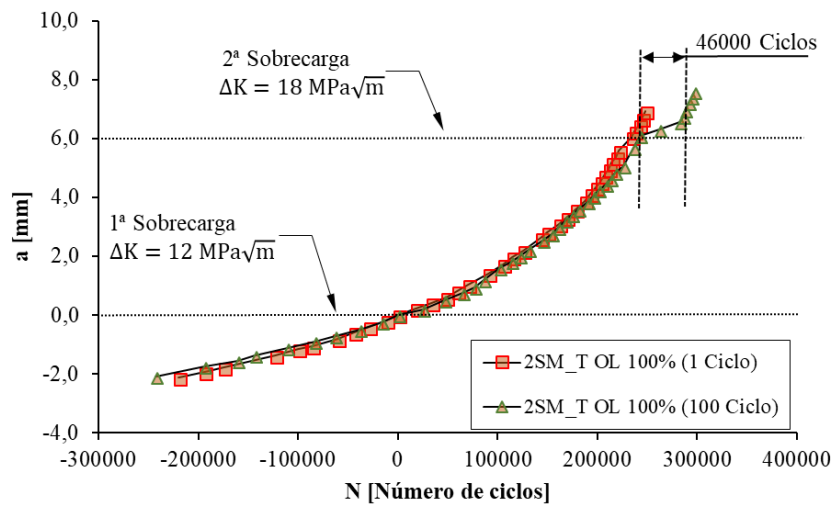


Figura 39 - Curva $a-N$ comparativa de aplicação de sobrecargas 100% de 1 e 100 ciclos para os provetes da série 2SM_T.

Prosseguindo a presente análise, expõe-se nas figuras 40 e 41 o efeito da aplicação de sobrecargas de 100% com 1 ciclo para provetes híbridos com diferentes substratos. Por observação das referidas figuras, constata-se que existe um maior retardamento da propagação da fenda por fadiga no provete da série 2SM_Ck45E. No entanto, seria de esperar um atraso na propagação equivalente para ambas as séries de provetes, uma vez que a propagação da fenda por fadiga ocorre, em ambas as séries pelo aço AISI 18Ni300 obtido por fusão seletiva a laser, como foi possível constatar no subcapítulo 4.2 através das figuras 29 e 30.

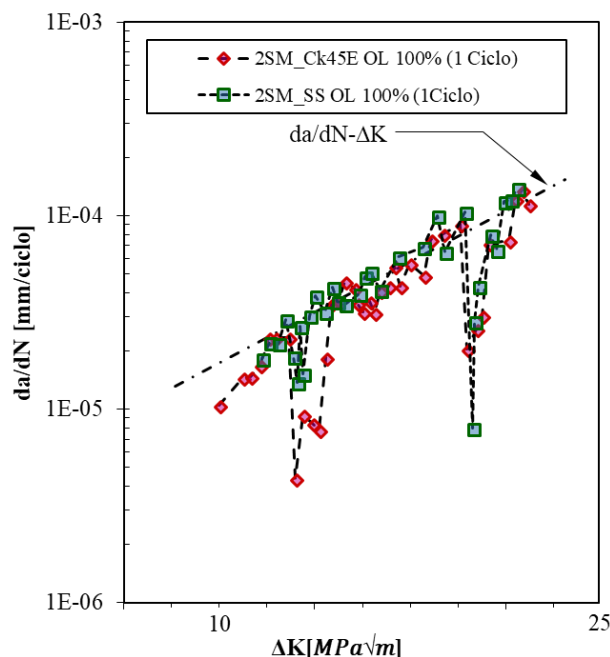


Figura 40 - Curva $da/dN - \Delta K$ comparativa de aplicação de sobrecargas 100% de 1 ciclo para provetes das séries 2SM_Ck45E e 2SM_SS.

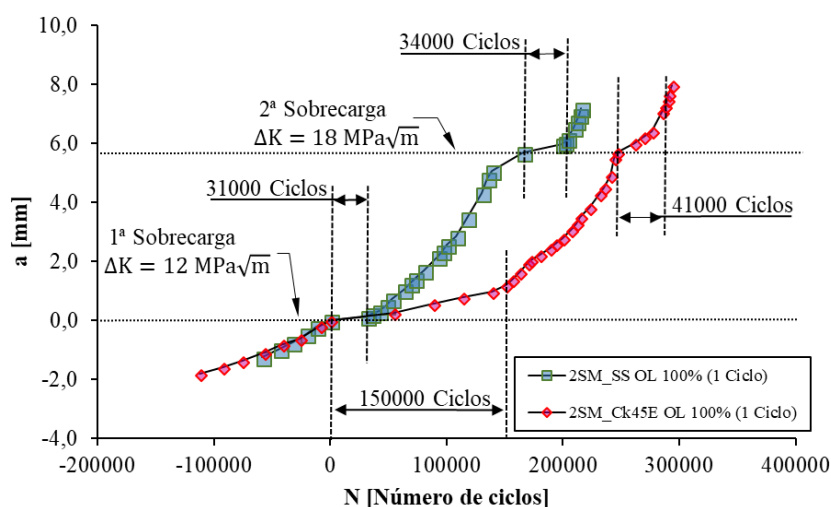


Figura 41 - Curva $a-N$ comparativa de aplicação de sobrecargas 100% de 1 ciclo para os provetes das séries 2SM_Ck45E e 2SM_SS.

Continuando a avaliação ao efeito das sobrecargas quando aplicadas em séries de provetes com diferentes substratos, apresentam-se de momento as curvas $da/dN - \Delta K$ e $a-N$ para as séries 2SM_Ck45E e 2SM_SS quando submetidas a sobrecargas de 100% com 100 ciclos, nas figuras 42 e 43. Apesar de se verificar uma discrepância entre os atrasos na propagação das séries, esta não seria esperada pela mesma razão já referida no ponto anterior.

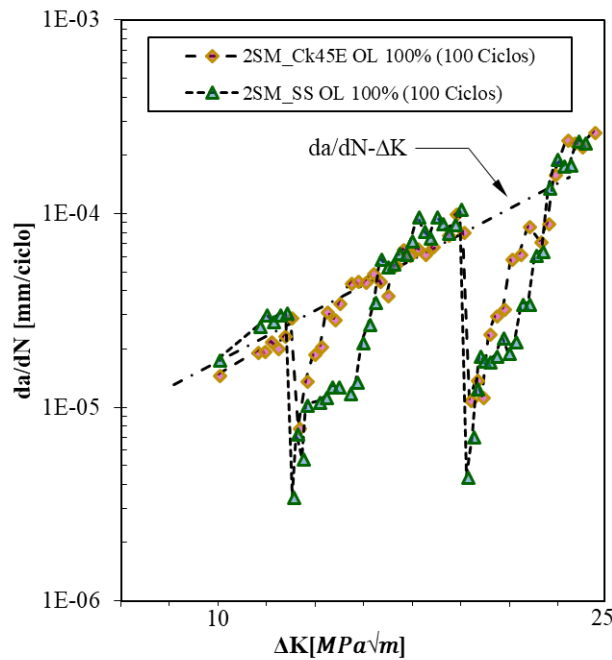


Figura 42 - Curva $da/dN - \Delta K$ comparativa de aplicação de sobrecargas 100% de 100 ciclos para provetes das séries 2SM_Ck45E e 2SM_SS.

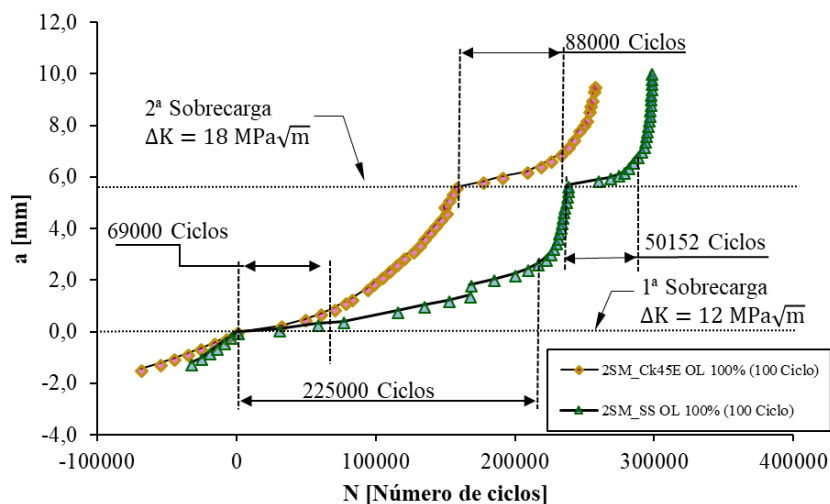


Figura 43 - Curva $a-N$ comparativa de aplicação de sobrecargas 100% de 100 ciclos para provetes das séries 2SM_Ck45E e 2SM_SS.

De forma a terminar a análise corrente apresenta-se, na figura 44, a curva a-N que compara o efeito da aplicação de sobrecargas de 100% com 100 ciclos nos provetes das séries 2SM_T e 2SM_Ck45E. Ora, a fenda tem um período em que diminui drasticamente a sua velocidade devido à frente plástica criada pelas sobrecargas, onde podem existir tensões residuais compressivas e encruamento que obriga a fenda a iniciar um novo caminho, desviando-se do percurso esperado, aumentando ligeiramente a sua velocidade de propagação e tornando-se multiplanar (no interior do material). Pelo que tem algum período de velocidade constante e, logo, aumentando gradualmente a sua velocidade enquanto contorna a zona plástica referida anteriormente, voltando a ser uniplanar retomando a direção esperada, sendo esse o momento em que a fenda volta ao regime de velocidades de ΔP constante.

No caso do provete da série 2SM_T, não se verifica qualquer tipo de retardamento como consequência da aplicação da sobrecarga em $\Delta K = 12\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$. Não se obtendo uma frente plástica capaz de retardar a fenda e por consequência, não é ativo nenhum mecanismo de retardamento da propagação da fenda.

No provete da série 2SM_Ck45E, observa-se um retardamento de 69000 ciclos como resultado da aplicação da sobrecarga para um valor de ΔK de 12 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, o que, possivelmente, acontece devido ao facto da frente plástica ter maior dimensão no caso do provete híbrido, sendo maior o tempo que a fenda demora a contornar a mesma.

Contudo, numa fase mais avançada da propagação de fenda por fadiga, já é verificável algum atraso na propagação de fenda para os provetes da série 2SM_T quando da aplicação da segunda sobrecarga.

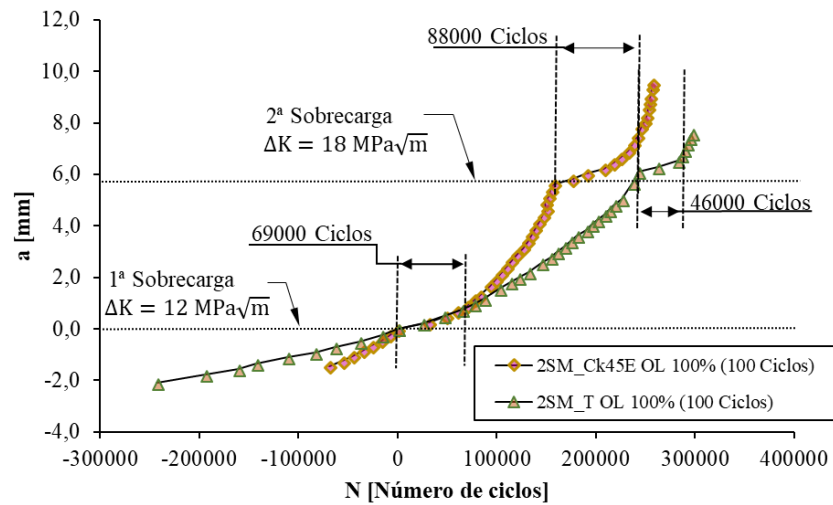


Figura 44 - Curva a-N comparativa de aplicação de sobrecargas 100% de 100 ciclos para provetes das séries 2SM_T e 2SM_Ck45E.

4.5.1. Efeito do fenómeno de fecho de fenda após aplicação de sobrecargas

Com o objetivo de verificar a existência e efeito do fenómeno de fecho de fenda após a aplicação de sobrecargas, mostram-se no apêndice B os diagramas Força-Deslocamento e Coeficiente de correlação-Força para cada série de provetes após a aplicação de sobrecargas de 100% com 1 e 100 ciclos.

Pela análise das seguintes figuras verifica-se que a aplicação de sobrecargas não ativa o fenómeno de fecho de fenda, não sendo possível justificar-se o retardamento da propagação de fenda por fadiga devido a este fenómeno.

Nas figuras 45 e 46 expõem-se as figuras representativas do fenómeno de fecho de fenda para a série 2SM_T com sobrecarga 100% de 1 ciclo.

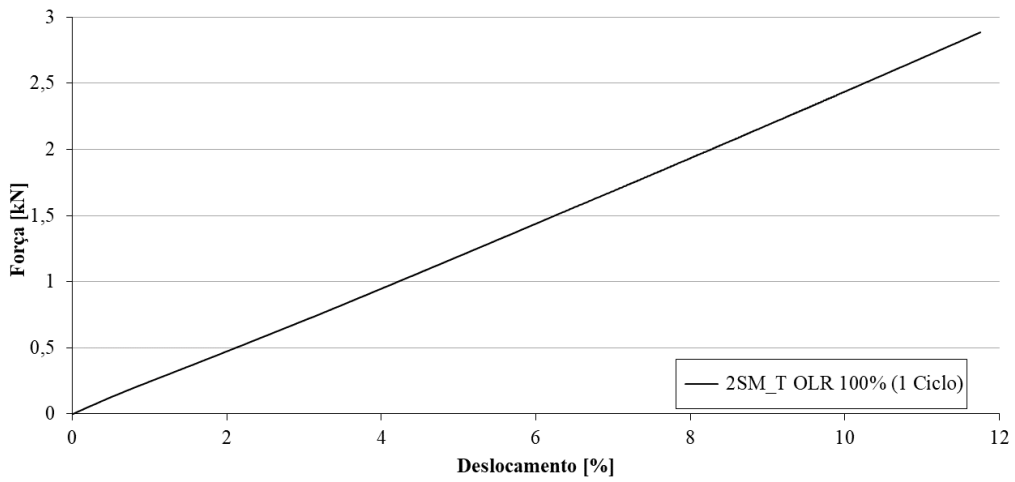


Figura 45 - Diagrama força-deslocamento para a série 2SM_T com sobrecarga 100% 1 Ciclo $\Delta K = 12,56 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$

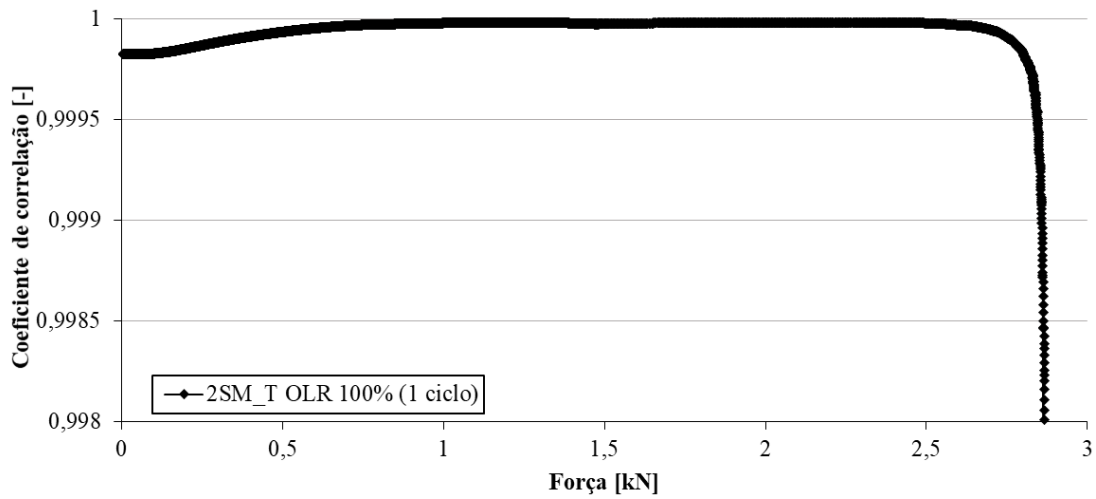


Figura 46 - Diagrama coeficiente de correlação-força para a série 2SM_T com sobrecarga 100% de 1 Ciclo $\Delta K = 12,56 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

4.6. Análise da superfície de fratura

No presente subcapítulo, com recurso a fotografias relativas à superfície de fratura de provetes tratados e não tratados, realiza-se uma avaliação à mesma analisando regiões afetadas por sobrecargas ou não. Percebendo, desta forma, quais as alterações que ocorrem na superfície de fratura dos provetes à medida que ocorre a propagação da fenda por fadiga.

Na figura 47 apresenta-se a zona antes de ser aplicada qualquer tipo de sobrecarga, para $\Delta K = 11,74 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, num provete da série 2SM_T onde, num regime de ΔP constante, é possível observar as linhas de propagação na superfície de fratura.

Por análise comparativa, na figura 48, verifica-se que o rasto deixado pela propagação tem um aspeto mais dúctil para o provete da série 2SM_Ck45E do que no provete da série 2SM_T. Sendo também visível a presença do mecanismo de clivagem.

Observando-se também uma maior rugosidade no provete da série 2SM_Ck45E do que no da série 2SM_T.

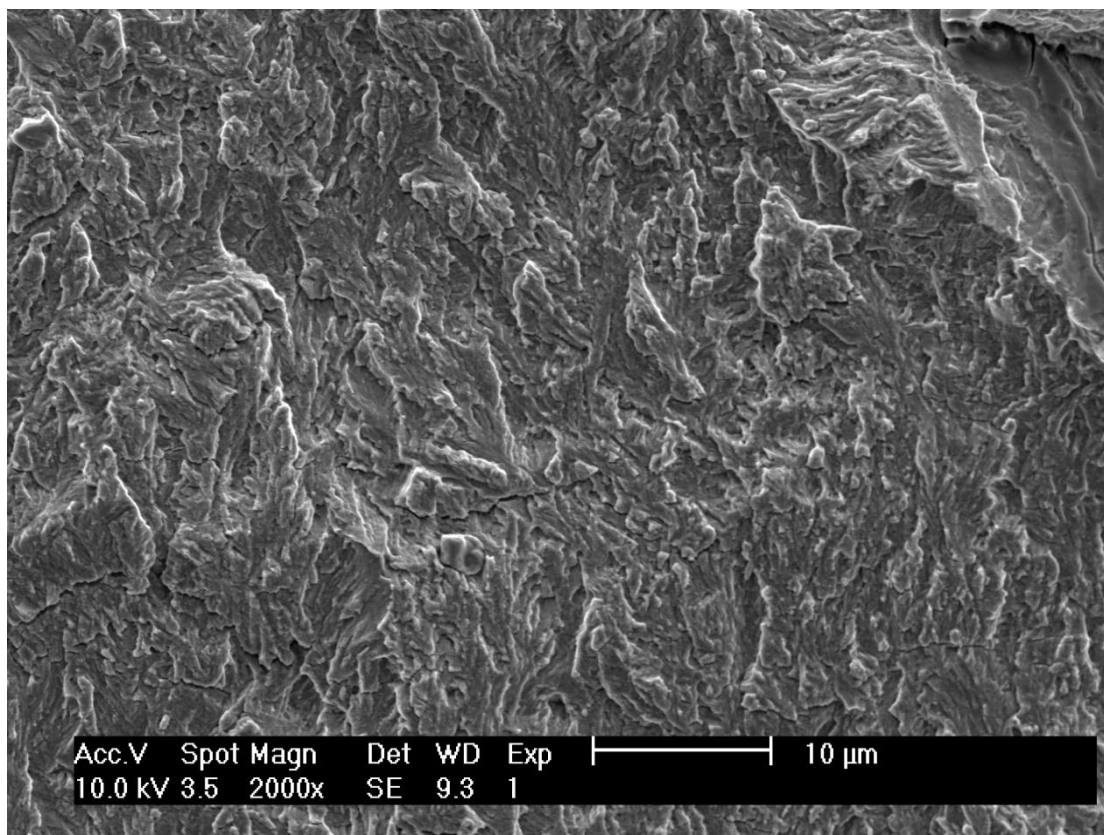


Figura 47 - Superfície de fratura antes de qualquer sobrecarga, de provete da série 2SM_T, para $\Delta K = 11,75 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

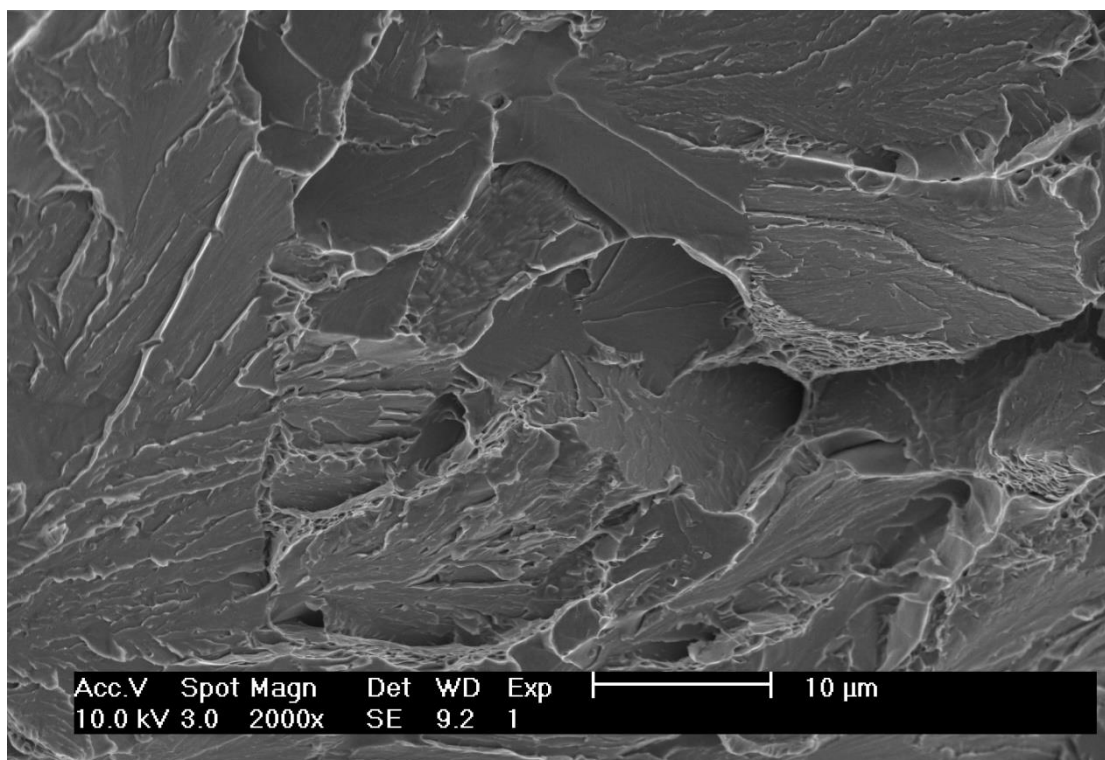


Figura 48 - Superfície de fratura antes de qualquer sobrecarga, de provete da série 2SM_Ck45E, para $\Delta K = 11,85 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

Por forma a avaliar o efeito das sobrecargas na superfície de fratura dos provetes em estudo e a comprovar o que foi referido em subcapítulos anteriores sobre o retardamento da propagação de fenda por fadiga, representam-se de seguida, figuras relativas às zonas onde se aplicaram sobrecargas para os provetes das séries 2SM_T e 2SM_Ck45E.

Na figura 49, é notório que após a segunda sobrecarga, com $\Delta K=19,28 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, a propagação de fenda no provete da série 2SM_T altera a sua direção quando a fenda contorna a frente plástica provocada pela sobrecarga. São também nítidas algumas porosidades e zonas por fundir.

Apresenta-se, na figura 50, a zona onde é efetuada a segunda sobrecarga, para $\Delta K=18,68 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, e onde é possível observar o percurso da fenda desde momentos antes da aplicação da sobrecarga até que a fenda retorna ao regime praticamente uniplanar em que se encontrava antes de ser aplicada a mesma, no provete da série 2SM_Ck45E.

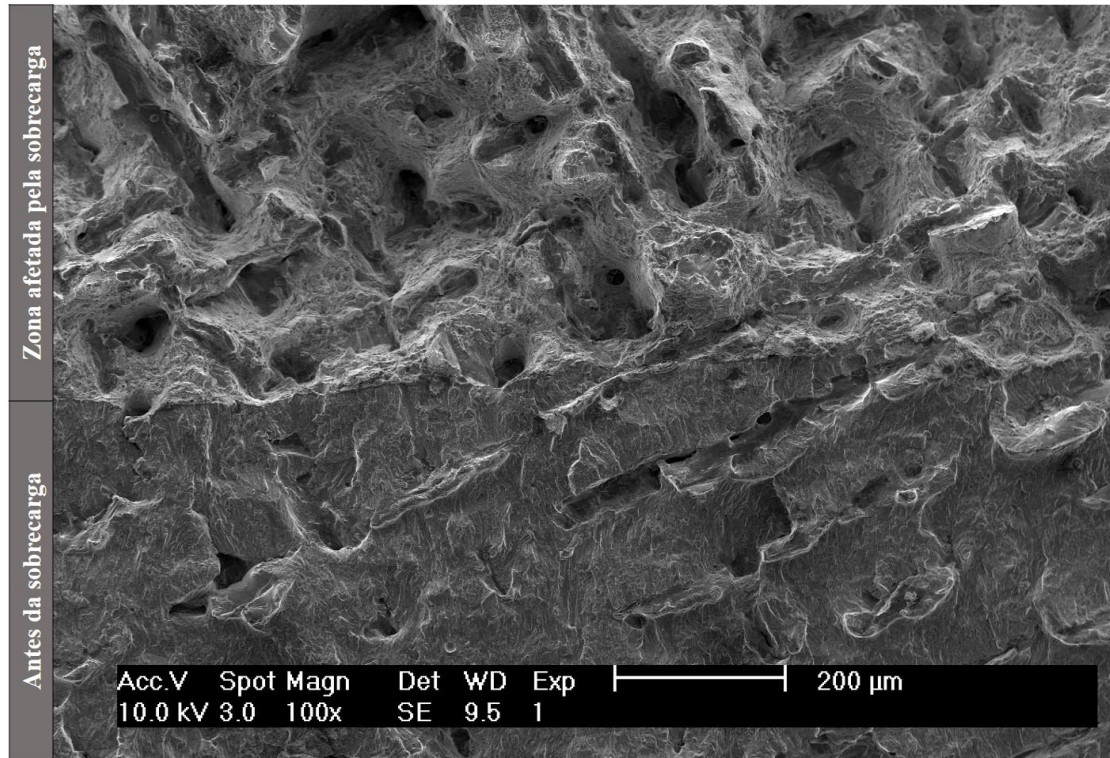


Figura 49 - Superfície de fratura da zona afetada pela sobrecarga, num provete da série 2SM_T, para $\Delta K = 19,28 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

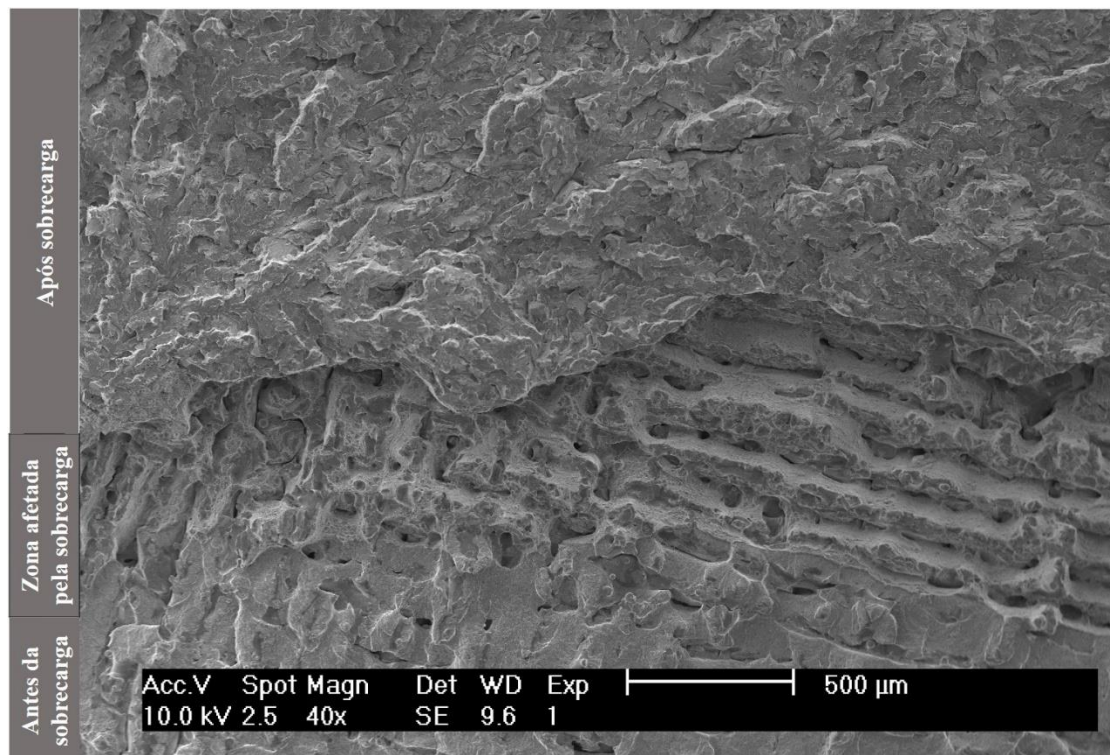


Figura 50 - Superfície de fratura da zona afetada pela sobrecarga, num provete da série 2SM_Ck45E, para $\Delta K = 18,68 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

4.6.1. Análise de rugosidades

De forma a corroborar o que foi dito anteriormente, apresentam-se na tabela 8 os valores de característicos de rugosidades para os provetes das séries 2SM_T e 2SM_Ck45E. Assim, verifica-se mais uma vez que a série 2SM_T apresenta valores de rugosidade menores que a série 2SM_Ck45E.

Tabela 9 - Valores característicos de rugosidade para série 2SM_T e 2SM_Ck45E.

Série	R _a [μm]	R _p [μm]	R _v [μm]	R _z [μm]
2SM_T	20,8063	66,7023	60,3929	76,8663
2SM_Ck45E	27,1616	99,7239	133,0135	134,0609

5. CONCLUSÕES

A elaboração da presente investigação, partindo da análise aos vários resultados obtidos com base nos ensaios experimentais realizados, permitiu alcançar as seguintes conclusões:

- O tratamento térmico de envelhecimento resulta no aumento de dureza da ordem dos 40% nos provetes totalmente obtidos por fusão seletiva a laser;
- No caso dos provetes híbridos, apesar da dureza verificada no material obtido por FSL ser equivalente para ambos, observou-se uma dureza superior no aço AISI 420 do que no aço DIN Ck45E;
- A dureza na interface dos provetes híbridos, revelou diferença na medida em que na série 2SM_SS é superior do que na série 2SM_Ck45E;
- A microestrutura do aço AISI 18Ni300 obtido por FSL traduz uma reversão da fase martensítica em fase austenítica, quando submetido ao tratamento térmico de envelhecimento;
- Nos provetes híbridos ocorre descarbonização do aço AISI 18Ni300 para o substrato, verificando-se em ambos uma interface entre os diferentes materiais;
- Nos provetes híbridos, a propagação da fenda por fadiga ocorre pelo material obtido por fusão seletiva a laser;
- Verifica-se uma maior dimensão do raio de plasticidade para o provete da série 2SM_Ck45E do que para o da série 2SM_T;
- Existe uma relaxação de tensões residuais como consequência do tratamento térmico de envelhecimento aplicado ao aço AISI 18Ni300 obtido por fusão seletiva a laser;
- Alcança-se um maior valor de limiar de fadiga, como resultado da aplicação do tratamento térmico de envelhecimento em material obtido por FSL;

- Verifica-se que a propagação de fenda por fadiga ocorre de forma equivalente qualquer que seja a série de provetes híbridos, visto a mesma se desenvolver pelo material obtido por FSL;
- O fenómeno de fecho de fenda considera-se inexistente para as séries de provetes estudadas, não tendo assim efeito no retardamento da propagação de fendas por fadiga nas séries de provetes estudadas;
- Para o provete da série 2SM_T apenas a sobrecarga 100% de 100 ciclos apresenta relevância no retardamento da propagação de fenda por fadiga;
- Verificam-se discrepâncias no retardamento da propagação nos provetes híbridos, quando submetidos a sobrecargas;
- O fenómeno de fecho de fenda não induz qualquer efeito de retardamento, mesmo após a aplicação de sobrecargas.
- O rasto deixado pela propagação apresenta um aspeto mais dúctil no caso dos provetes sem qualquer tratamento térmico;
- A série 2SM_Ck45E apresenta valores de rugosidade superior aos da série 2SM_T;
- Com ou sem tratamento térmico de envelhecimento, verifica-se uma bifurcação da propagação da fenda, como resultado da aplicação de sobrecargas, o que se traduz na causa mais relevante para o retardamento da propagação de fenda por fadiga nas séries de provetes estudadas.

Como sugestão para possíveis trabalhos futuros considera-se uma continuação do estudo realizado até agora na propagação de fendas por fadiga, mas utilizando, em provetes híbridos diferentes substratos. Sugere-se também a utilização do método da correlação de imagem para a medição do fenómeno de fecho de fenda.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] E. A. Alberti, L. J. Da Silva, and A. S. C. M. D'Oliveira, "Manufatura Aditiva: O papel da soldagem nesta janela de oportunidade," *Soldag. e Insp.*, vol. 19, no. 2, pp. 190–198, 2014.
- [2] M. Shellabear and O. Nyhila, "DMLS – Development History and State of the Art," *Lane 2004*, pp. 1–12, 2004.
- [3] 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.
- [4] 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.
- [5] K. Kempen, E. Yasa, L. Thijs, J. P. Kruth, and J. Van Humbeeck, "Microstructure and mechanical properties of selective laser melted 18Ni-300 steel," *Phys. Procedia*, vol. 12, no. PART 1, pp. 255–263, 2011.
- [6] S. Suresh, *Fatigue of Materials*, 2nd ed. 1998.
- [7] C. A. G. de M. Branco, J. Martins Ferreira, J. Domingos da Costa, and A. Silva Ribeiro, *Projecto de órgãos de máquinas*. Fundação Calouste Gulbenkian. Serviço de Educação e Bolsas, 2012.
- [8] G. Irwin, "Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate," *J. Appl. Mech*, pp. 361–364, 1957.
- [9] C. A. G. de M. Branco, *Mecânica dos materiais*. Fundação Calouste Gulbenkian. Serviço de Educação, 1998.
- [10] P. Paris and F. Erdogan, "A critical analysis of crack propagation laws," *J. Basic Eng.*, vol. 85, no. 4, pp. 528–533, 1963.
- [11] R. G. Forman, V. E. Keary, and E. R.M., "Numerical analysis of crack propagation in cyclic-loaded structures," *J. Basic Eng.*, vol. 89, pp. 459–546, 1967.
- [12] F. R. G. and M. S. R., "Behavior of surface and corner cracks subjected to bending and tensile loads in Ti-6Al-4V alloy," *Fract. Mech. Twenty Second Symp. , ASTM STP 1131*, H. A. Earnest, A. Saxena, D. L. McDonald(eds), Am. Soc. Test. Mater.

- Philadelphia*, vol. 1, pp. 519–546, 1992.
- [13] ELBER W., “Fatigue Crack Closure Under Cyclic Tension,” *Eng. Fract. Mech.*, vol. 2, no. 1, pp. 37–45, 1970.
- [14] J. Domingos Moreira da Costa, “Análise da tolerância de defeitos em ligas de alumínio,” Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra, 1991.
- [15] Elber W., “The significance of fatigue crack closure,” *Damage Toler. Aircr. Struct. ASTM STP 486, Am. Soc. Test. Mater.*, pp. 230–242, 1971.
- [16] 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, May 1982.
- [17] 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.
- [18] 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.
- [19] 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, Jul. 2003.
- [20] R. H. Christensen, “Fatigue crack, fatigue damage and their detection,” *Met. fatigue. New York MacGraw-Hill.*, 1959.
- [21] 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.
- [22] 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.
- [23] J. Eduardo Pinto Ribeiro, “Caracterização Experimental e Numérica de Campos de Tensões Residuais Provocadas por Processos de Fabrico,” Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2006.
- [24] Y. Kudryavtsev and J. Kleiman, “Fatigue of Welded Elements: Residual Stresses and Improvement Treatments,” *Weld. World-London*, vol. 51, no. 1, pp. 255–265, 2007.
- [25] S. Mridha, “Introduction To Surface And Heat Treatment Processes,” *Compr.*

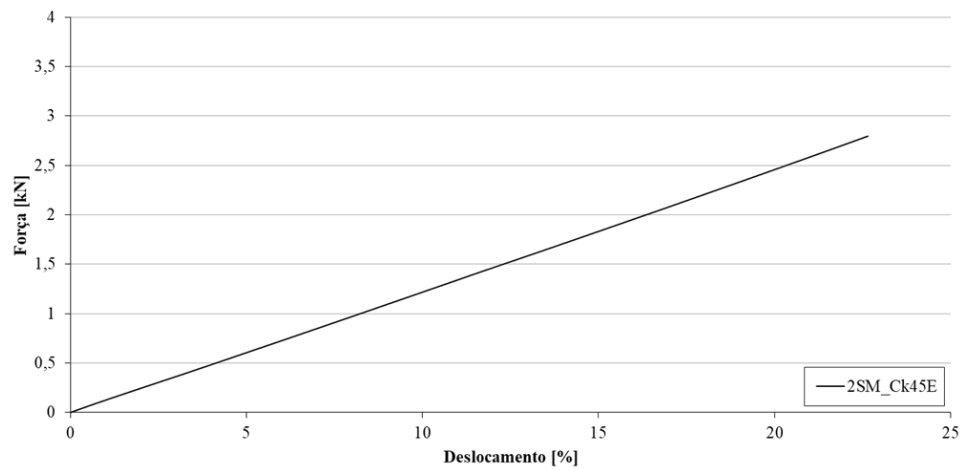
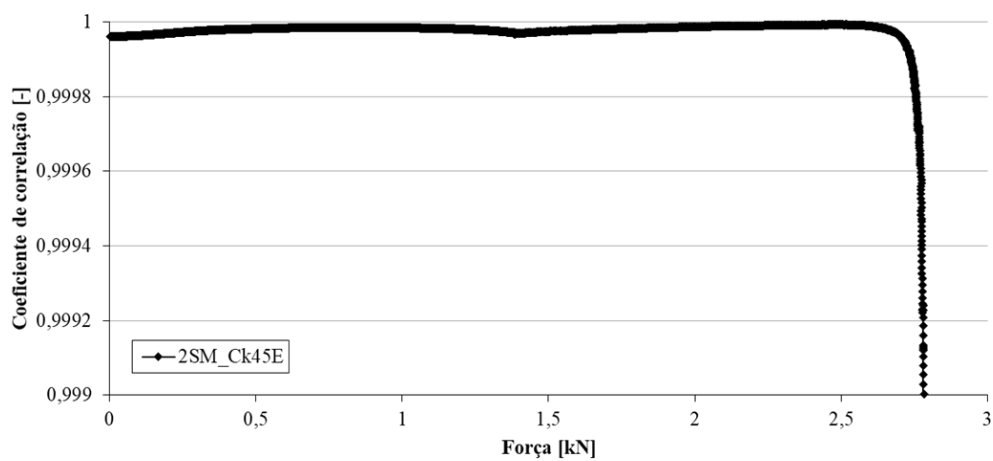
- Mater. Finish.*, vol. 2–3, p. 15, 2016.
- [26] J. Mutua, S. Nakata, T. Onda, and Z. C. Chen, “Optimization of selective laser melting parameters and influence of post heat treatment on microstructure and mechanical properties of maraging steel,” *Mater. Des.*, vol. 139, pp. 486–497, 2018.
- [27] F. Tariq, N. Naz, and R. A. Baloch, “Effect of cyclic aging on mechanical properties and microstructure of maraging steel 250,” *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 19, no. 7, pp. 1005–1014, 2010.
- [28] J. Almeida, “Comportamento à fadiga de componentes de aço produzidos por sinterização a laser,” Faculdade de Ciência e Tecnologia da Universidade de Coimbra, 2015.
- [29] M. M. de Jesus França Gonçalves Conde, “Propagação de fendas de fadiga em elementos híbridos de aço com implante por sinterização a laser,” Faculdade de Ciência e Tecnologia da Universidade de Coimbra, 2017.
- [30] A. S. ASTM E647, “ASTM E647 - Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates,” *ASTM B. Stand.*, vol. 03, no. July, pp. 1–49, 2016.
- [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.* 30, pp. 65–73, 1998.
- [32] J. A. M. Ferreira, L. P. Borrego, L. M. S. Santos, J. D. Costa, and C. Capela, “Fatigue crack propagation on laser sintered AISI 18Ni300 maraging steel,” in *Anales de Mecánica de la Fractura* 34, 2017.

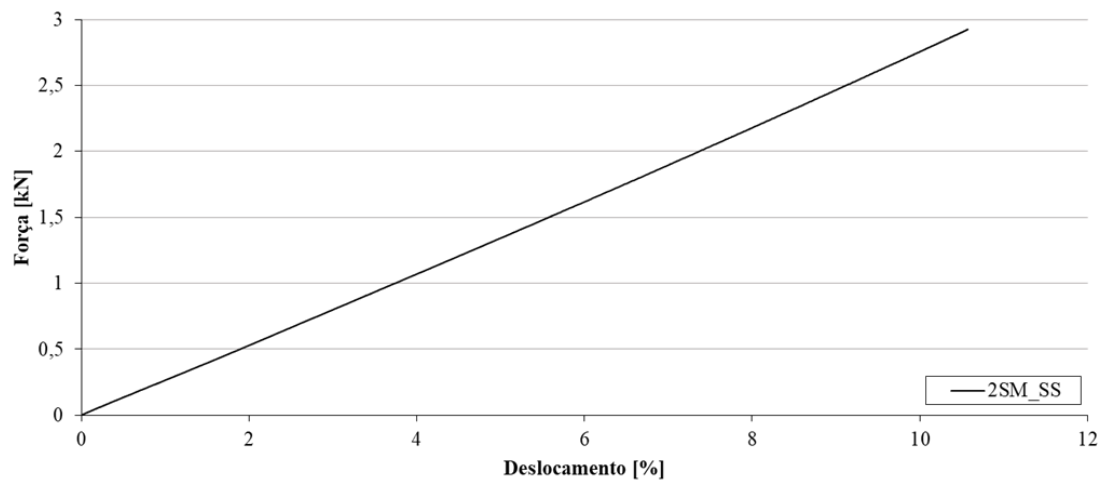
ANEXO A



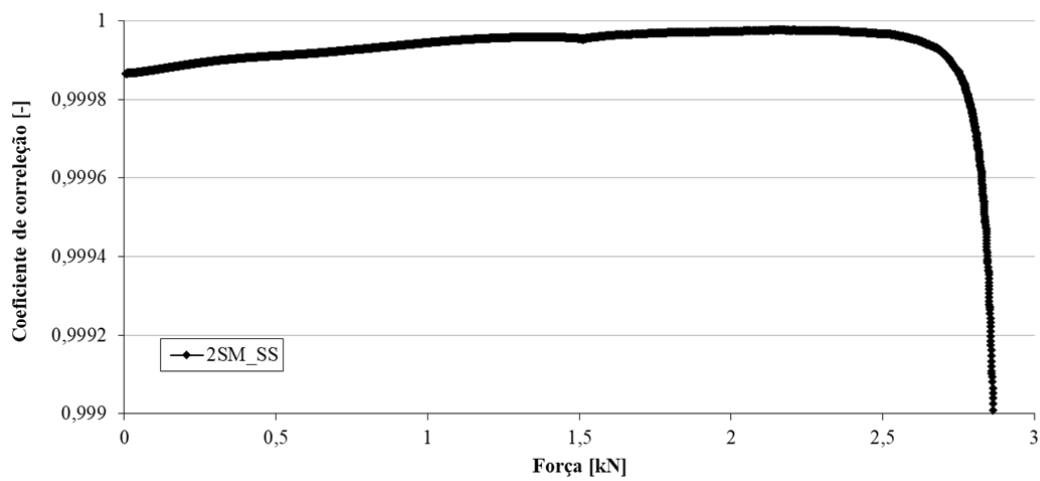
Anexo A1 - Esquema da temperatura em função do tempo, correspondente ao tratamento térmico de envelhecimento.

APÊNDICE A

A.1 - Diagrama força-deslocamento para a série 2SM_Ck45E $\Delta K = 19,36 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ A.2 - Diagrama coeficiente de correlação-força para a série 2SM_Ck45E $\Delta K = 19,36 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$

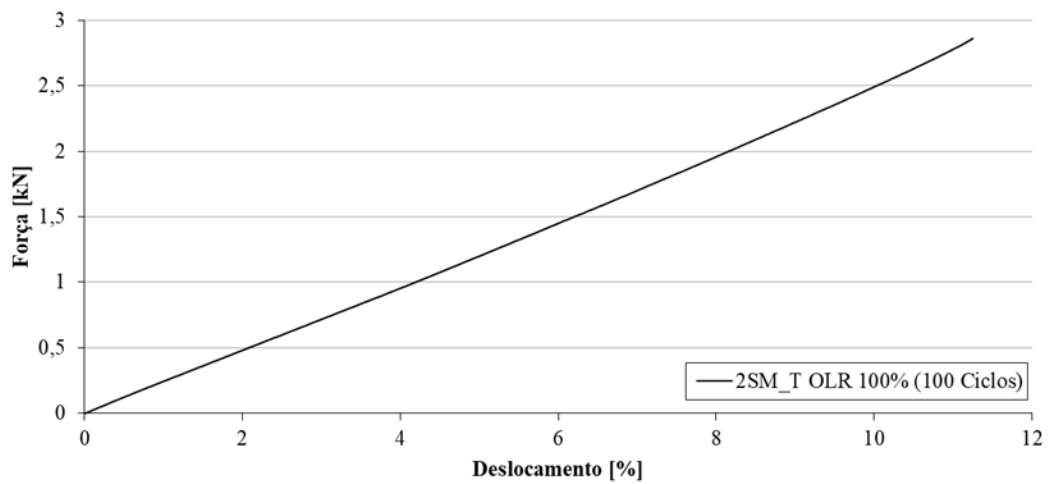


A.3 - Diagrama força-deslocamento para a série 2SM_SS para $\Delta K = 12,82 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

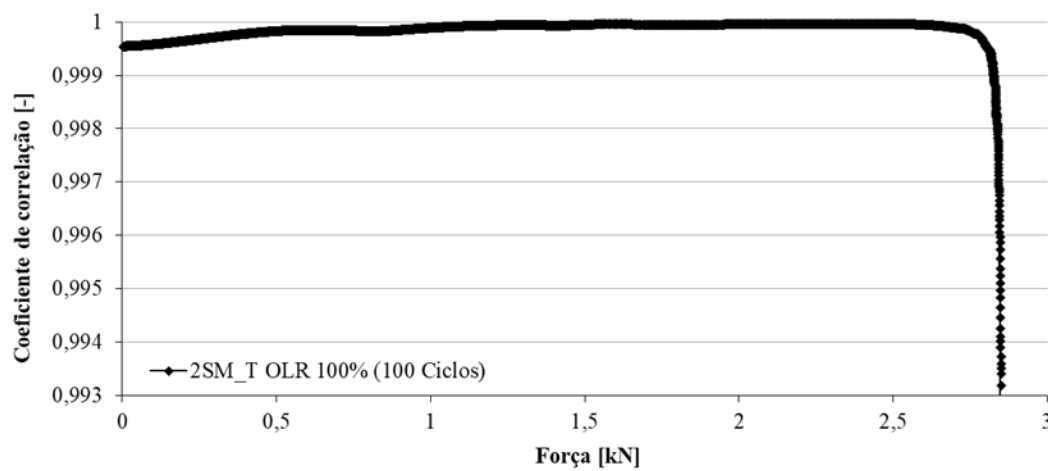


A.4 - Diagrama coeficiente de correlação-força para a série 2SM_SS para $\Delta K = 12,82 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

APÊNDICE B

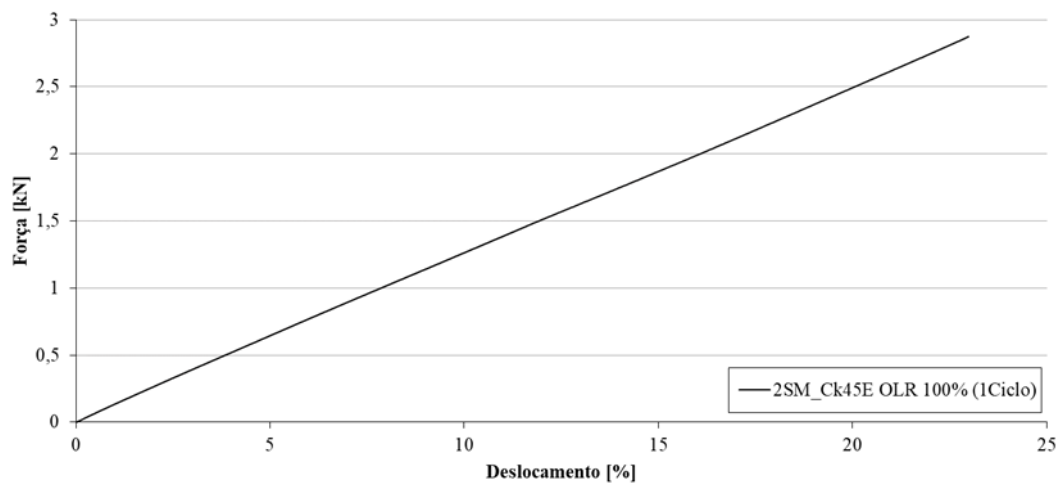


B.1 - Diagrama força-deslocamento para a série 2SM_T com sobrecarga 100% com 100 ciclos para $\Delta K=12,16 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

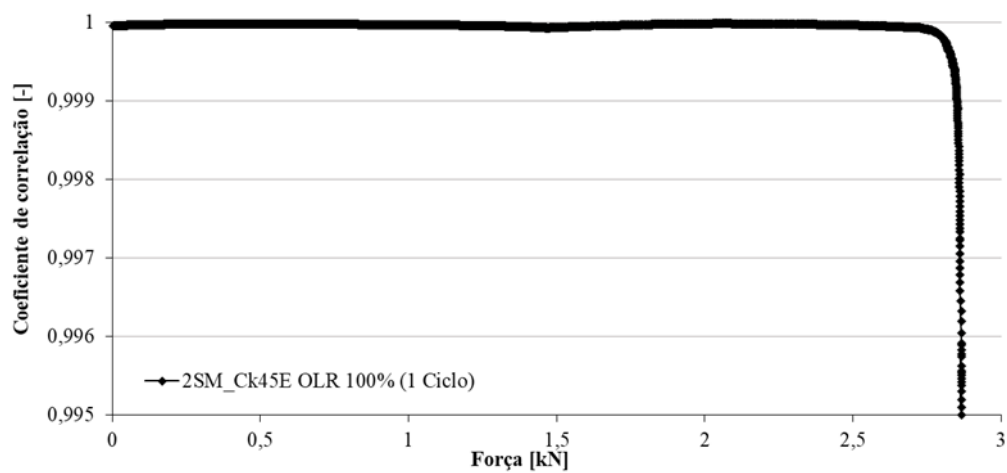


B.2 - Diagrama coeficiente de correlação-força para a série 2SM_T com sobrecarga 100% com 100 ciclos $\Delta K=12,16 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

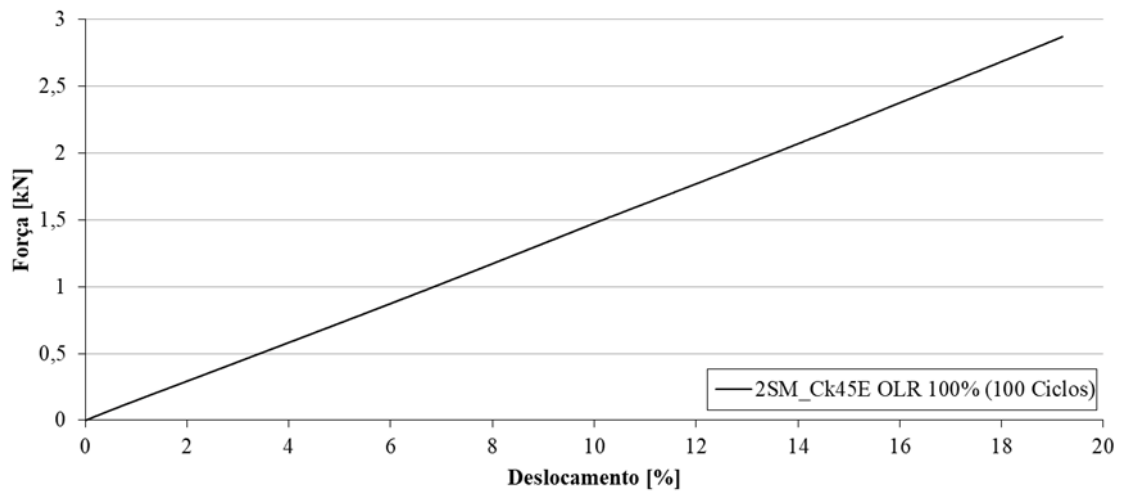
Efeito do tratamento térmico e do substrato na propagação de fendas por fadiga em provetes de aço obtidos por fusão seletiva a laser



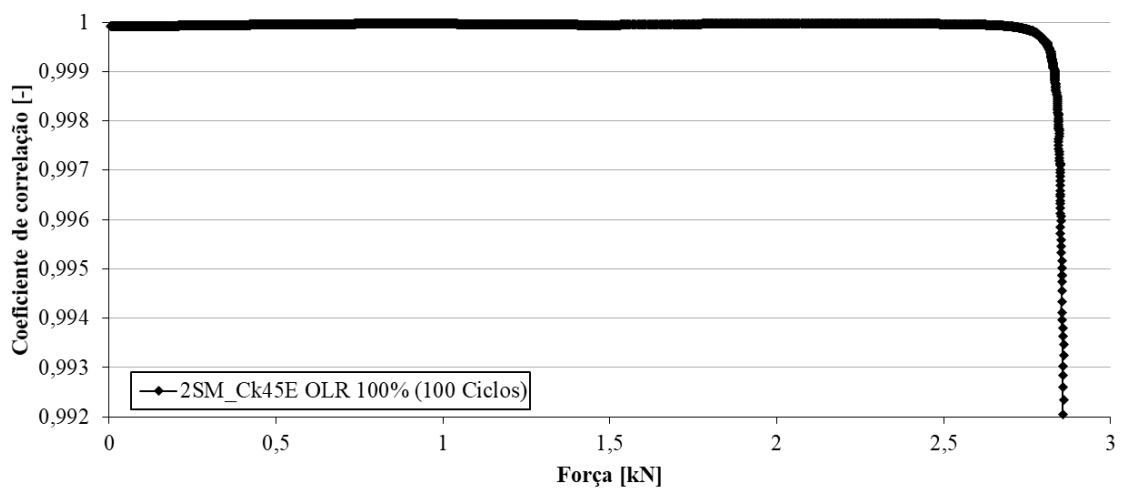
B.3 - Diagrama força-deslocamento para a série 2SM_Ck45E com sobrecarga 100% com 1 ciclo para $\Delta K = 20,10 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.



B.4 - Diagrama coeficiente de correlação-força para a série 2SM_Ck45E com sobrecarga 100% com 1 ciclo para $\Delta K = 20,10 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.



B.5 - Diagrama força-deslocamento para a série 2SM_Ck45E com sobrecarga 100% com 100 ciclos para $\Delta K = 17,83 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$



B.6 - Diagrama coeficiente de correlação-força para a série 2SM_Ck45E com sobrecarga 100% com 100 ciclos para $\Delta K = 17,83 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.