

André Filipe Rodrigues Oliveira

Propagação de fendas por fadiga em
ligas de alumínio de aeronáutica,
soldadas 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

Propagação de Fendas por Fadiga em Ligas de Alumínio de Aeronáutica Soldadas a Laser

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

Fatigue Propagation of Cracks in Aeronautics Aluminium Alloys Welded by Laser

Autor

André Filipe Rodrigues Oliveira

Orientadores

Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa

Professor Doutor Altino de Jesus Roque Loureiro

Júri

Presidente	Professor Doutor José António Martins Ferreira Professor Catedrático da Universidade de Coimbra
Orientador	Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa Professor Associado c/ Agregação da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Coimbra, Julho de 2018

“Se você quer ser bem sucedido, precisa ter dedicação total, buscar seu último limite e dar o melhor de si”

Ayrton Senna, 1994

Aos meus pais

Agradecimentos

O trabalho que aqui se apresenta só foi possível graças à colaboração e apoio de algumas pessoas, às quais não posso deixar de prestar o meu reconhecimento.

Um enorme agradecimento aos meus orientadores, Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa e Professor Doutor Altino de Jesus Roque Loureiro, pela orientação, ajuda e conhecimento transmitido.

Ao Pedro Oliveira, colega de investigação, um grande agradecimento pela ajuda prestada e auxílio durante a realização desta dissertação.

Agradeço ao professor Fernando Antunes, pela disponibilidade e ajuda prestada na determinação de tensão por elementos finitos.

O meu agradecimento a todos os professores do DEM pela disponibilidade ao longo da minha vida académica.

A todos os meus amigos e colegas que me ajudaram e apoiaram durante esta etapa da minha vida, um grande agradecimento.

Por último, um agradecimento especial à minha família. Sem a sua confiança e apoio nada disto era possível.

Resumo

Esta Dissertação de mestrado tem como principal objetivo o estudo da influência dos parâmetros de soldadura no comportamento à fadiga e na propagação de fissuras de juntas de T dissimilares de ligas de alumínio, soldadas a laser, com a finalidade de estas poderem vir a ser aplicadas na indústria aeronáutica.

Fabricaram-se juntas de T, recorrendo ao processo de soldadura a laser, com as ligas de alumínio AA2024-T4(skin) e AA7075-T6(stringer), tendo cada chapa 2 mm de espessura e a soldadura tendo sido efetuada sequencialmente de ambos os lados do stringer. Foi utilizado como material de adição a liga de alumínio AA4047, liga esta rica em silício (Si), componente este que previne a fissuração a quente. Para o estudo foram efetuadas diferentes séries, com a variação dos parâmetros de soldadura tais como o diâmetro de spot, o ângulo e posição de incidência do feixe de laser e a velocidade de soldadura.

Foi efetuada uma análise da influência da variação destes parâmetros quando testados à fadiga, em 4 séries, utilizando uma relação de tensão de $R=0,02$, realizando inicialmente um estudo sobre o número de ciclos total de fadiga, curvas S-N, e por fim um estudo de propagação de fendas para uma outra série, diferente das anteriores, realizando a curva da $dN-\Delta K$, e também a medição do fecho de fenda, sendo neste teste utilizado uma relação de tensão de $R=0,05$.

Com a análise realizada da resistência à fadiga, curvas S-N, e recorrendo ao método de elementos finitos, foram obtidas as curvas S-N de cada série com base na tensão efetiva. Durante a realização dos ensaios de propagação de fissura foi analisado o comportamento de fecho da fenda, para posteriormente poder ser possível caracterizar a fenda.

Palavras-chave: Aeronáutica, Comportamento à fadiga, Juntas T dissimilares, Ligas de alumínio, Propagação de fissuras, Soldadura a laser.

Abstract

This Master's Dissertation has as main objective the study of the influence of the welding parameters on the fatigue behavior and the propagation of dissimilar T joints of aluminum alloys, welded to the laser, so that they can be applied in the industry.

T-joints were fabricated using the laser welding process AA2024-T4 (skin) and AA7075-T6 (stringer) aluminum alloys, each plate being 2 mm thick and the welding having been performed sequentially from both the sides of the stringer. The AA4047 aluminum alloy was used as the addition material, which is a silicon-rich alloy (Si), which prevents hot cracking. For the study, different series were performed, with variation of the welding parameters such as the spot diameter, the angle and position of incidence of the laser beam and the welding speed.

An analysis was made of the influence of the variation of these parameters when tested to fatigue, in 4 series, using a tension ratio of $R = 0.02$, initially performing a study on the total number of cycles of fatigue, SN curves, and finally a crack propagation study for a different series, different from previous ones, by performing the $da/dN-\Delta K$ curve, as well as the measurement of the screwdriver, in this test a voltage ratio of $R = 0.05$ was used.

With the analysis of the fatigue strength, S-N curves, and using the finite element method, the S-N curves of each series were performed based on the effective stress. During the crack propagation tests, the slit closure behavior was analyzed, and the $U-\Delta K$ and the $P_{ab} / P_{max}-\Delta K$ graphs were subsequently performed.

Keywords: Aeronautics, Aluminium alloys, Crack propagation, Dissimilar T-joints, Fatigue behaviour, Laser welding.

Índice

Índice de Figuras	x
Índice de Tabelas.....	xii
Simbologia	xiv
1. INTRODUÇÃO	1
2. Revisão Bibliográfica	3
2.1. Indústria Aeronáutica	3
2.2. Ligas de Alumínio	3
2.2.1. Ligas de alumínio não tratáveis termicamente	5
2.2.2. Ligas de alumínio tratáveis termicamente	5
2.3. Juntas T	6
2.3.1. Utilização de juntas T	6
2.4. Soldadura a Laser em ligas de Alumínio	7
2.4.1. Soldadura por condução térmica	7
2.4.2. Soldadura por penetração	8
2.5. Parâmetros que afetam a soldadura	8
2.5.1. Tipos de laser	8
2.5.2. Potência do laser	9
2.5.3. Velocidade de soldadura	10
2.5.4. Comprimento de onda	10
2.5.5. Posição, ângulo de incidência e distância do feixe	10
2.5.6. Gás de proteção	11
2.5.7. Metal de adição	11
2.6. Metalurgia da soldadura a laser em ligas de alumínio	11
2.7. Defeitos existentes na soldadura a laser	12
2.8. Fadiga	13
2.8.1. Superfície de fratura	13
2.8.2. Resistência à fadiga (curvas S-N)	15
2.8.3. Propagação de Fissuras (curvas da/dN- ΔK)	16
2.8.4. Fecho de fenda	18
3. Materiais, equipamentos e procedimentos experimentais	21
3.1. Soldadura	21
3.1.1. Ligas de alumínio utilizadas	21
3.1.2. Processo de soldadura	22
3.1.3. Parâmetros de soldadura	23
3.1.4. Soldaduras analisadas	24
3.2. Ensaios Mecânicos	25
3.2.1. Ensaios de Fadiga	27
3.2.2. Ensaios de propagação de fissura	28
3.3. Método de Elementos finitos	30

3.3.1.	Levantamento de raios de Concordância	30
3.3.2.	Modelo numérico.....	31
4.	Resultados obtidos e Discussão	33
4.1.	Ensaio de Fadiga	33
4.1.1.	Curvas S-N com Tensão nominal	34
4.1.2.	Curvas S-N com tensão local.....	38
4.1.3.	Comparação das curvas S-N tensão nominal vs tensão efetiva	41
4.1.4.	Curva S-N de tensão nominal com intervalo de confiança segundo a norma ASTM E 739-91	42
4.1.5.	Curva S-N característica segundo o IIW	43
4.2.	Ensaio de Propagação de Fenda	44
4.2.1.	Curvas da/dN- ΔK	44
4.2.2.	Fecho de fenda.....	47
5.	Conclusões.....	51
5.1.	Sugestão de trabalhos futuros	52
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	53

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 - Representação da junta de T	6
Figura 2.2 - Foto ilustrativa de um avião [5].....	6
Figura 2.3 - Representação dos modos de soldadura a laser a) condução b) Penetração [10]	8
Figura 2.4 -Relação entre potência do laser (kW) e penetração (mm) [11]	9
Figura 2.5 - Representação dos poros [17].....	13
Figura 2.6 - Fases de uma fenda [24]	14
Figura 2.7 -Propagação de uma fenda [24]	15
Figura 2.8 - Exemplo de curva S-N, com variante k_t [4]	15
Figura 2.9 - Representação típica de uma curva $da/dN - \Delta k$	17
Figura 2.10 - Gráficos de K vs tempo e Abertura de fenda vs tempo	19
Figura 2.11 - Mecanismo de propagação de fecho de fenda a) sem fecho, b) por plasticidade, c) por óxidos e d) por rugosidade [30]	19
Figura 3.1 - Representação da junta T e dos ângulos utilizados na soldadura.....	23
Figura 3.2 - Representação dos parâmetros $[\alpha, \beta, \theta$ e $d]$	24
Figura 3.3 - Provete ensaio de Fadiga	25
Figura 3.4 - Provete propagação de fissura	25
Figura 3.5 - Processo de preparação do provete, a)corte na maquina CNC, b)limpeza das rebarbas, c)proвете depois de polido(pronto para o ensaio)	27
Figura 3.6 - Máquina Instron 1341 utilizada nos testes (fotografia retirada durante um ensaio)	28
Figura 3.7 - Provete propagação de fissura	28
Figura 3.8 - Máquina com sistema de visão (foto retirada no inicio do ensaio)	29
Figura 3.9 - Extensómetro utilizado para medição do fecho.....	29
Figura 3.10 - Projetor de perfis mostrando u provete após a rotura por fadiga	30
Figura 3.11 - Representação dos parâmetros apresentados na tabela	31
Figura 3.12 - Provete fixo a)numa extremidade b)nas duas extremidades	31
Figura 3.13 - Malha na zona de soldadura e suas periferias	32
Figura 4.1 - Exemplo da zona de fratura num provete.....	33
Figura 4.2 - Curva S-N da série 8.....	34

Figura 4.3 - Curva S-N da série 9	35
Figura 4.4 - Curva S-N da série 10	36
Figura 4.5 - Curva S-N da série 11	37
Figura 4.6 - Curva S-N com sobreposição de todas as séries	38
Figura 4.7 - Variação do k_t em relação á tensão nominal	39
Figura 4.8 - Curvas S-N com tensão efetiva sobrepostas	41
Figura 4.9 - Curva S-N para todas as séries de soldadura com intervalo de confiança de 95%	43
Figura 4.10 - Curva S-N com diferentes fatores de segurança	44
Figura 4.11 - Curvas da/dN- Δk dos 5 provetes	45
Figura 4.12 - Aplicação da lei de Paris, provete 50_1	46
Figura 4.13 - Comparação de resultados obtidos com resultados de outros estudos [1]	47
Figura 4.14 - Variação de U em função de ΔK	48
Figura 4.15 - Variação de $P_{ab}/P_{m\acute{a}x}$ em função de ΔK	49

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1- Designação das séries de ligas de alumínio e seus elementos principais [4]	4
Tabela 2.2- Diferentes tratamentos térmicos H [4]	4
Tabela 2.3 – Diferentes tratamentos térmicos T [4]	5
Tabela 3.1 - Composição química [%W] da liga AA2024 [3]	21
Tabela 3.2 - Composição química [%W] da liga AA7075 [3]	21
Tabela 3.3 - Composição química [%W] da liga AA4047 [3]	22
Tabela 3.4 - Soldaduras analisadas	24
Tabela 3.5 - Valores da junta soldada e do empeno	31
Tabela 4.1 - Tensão Nominal vs Tensão efetiva	42

SIMBOLOGIA

- a – Comprimento de fenda
 a - Constante do material
b – Expoente da resistência à fadiga
C, m – Constantes da lei de Paris
C – Coeficiente de resistência à fadiga (curvas S-N)
 ΔK – Gama do fator de intensidade de tensões
 ΔK_{th} - Limiar de propagação de fendas por fadiga
K – Fator intensidade de tensões
 k_t - Fator elástico estático
 k_f – Fator dinâmico de concentração de tensões
 ΔK_{ef} – Gama do fator de intensidade de tensões efetivo
 $K_{máx}$ – Fator de intensidade de tensão máximo
 $K_{mín}$ – Fator de intensidade de tensão mínimo
 K_{ab} – Fator de intensidade de tensão mínimo para abertura de fenda
m – Declive da reta
N – Número de ciclos
 P_{ab} – Carga de abertura
 P_{max} – Carga máxima
 q – Índice de sensibilidade ao entalhe
 r^2 – Fator de correlação
R - Razão de tensões
 R_{ef} – Razão efetiva de carga
U – Parâmetro da razão efetiva de carga
 ρ – Raio de concordância da soldadura

σ_{f0} – Tensão limite de fadiga do provete liso

σ_{fe} – Tensão limite de fadiga do provete entalhado

$\Delta\sigma$ – Gama de tensão

σ_{max} – Tensão máxima nominal

σ_{min} – Tensão mínima nominal

$\sigma_{max\,ef}$ – Tensão máxima efetiva

$\sigma_{min\,ef}$ – Tensão mínima efetiva

σ_{ap} – Tensão de aperto local

$\Delta\sigma_{ef}$ – Gama de tensão efetiva

1. INTRODUÇÃO

As ligas de alumínio são bastante utilizadas em componentes na indústria aeronáutica devido à sua elevada relação resistência/peso e a sua boa resistência à corrosão. Nesta indústria a forma de junção desses elementos é normalmente feita por rebites, mas devido a este processo ser extremamente maduro, lento e induzir uma elevada concentração de tensões no local da união é necessário inovar, arranjando alternativas de junção que nos garantam a segurança pretendida e se possível uma velocidade de produção mais elevada.

A soldadura a laser é uma forte alternativa que os projetistas da indústria aeronáutica têm vindo a estudar, devido à sua facilidade de automatização conjunta com velocidades de soldadura elevadas, uma baixa quantidade de energia adicionada, comparando com outros modos de soldadura, e uma redução de peso comparado com o processo de rebitagem. Mas como todos os processos, esta também tem as suas desvantagens, sendo que durante o processo pode existir criação de poros ou criação de fissuras que posteriormente podem ser prejudiciais para a vida da estrutura.

No desenvolvimento deste trabalho foram utilizadas juntas de T, produzidas de diferentes ligas de alumínio, AA2024 e AA7075, estando estas soldadas a laser. Dois dos motivos principais para a utilização destas ligas neste estudo foi a alta resistência mecânica associada a estas e à escassez de trabalhos publicados acerca de ligas de alumínio das famílias 2000 e 7000, soldadas a laser. Esta dissertação tem como objetivo avaliar o comportamento à fadiga de quatro séries e avaliar uma série relativamente à propagação de fenda, sendo que em cada série difere os parâmetros de soldadura.

Foram realizados ensaios de fadiga a amplitude constante e frequência de 25 HZ, com uma razão de tensão de $R=0,02$ para cada uma das séries, com um total de 11 a 12 provetes por serie sendo que por cada nível de tensão foi utilizado no mínimo 2 provetes, de modo a construir-se a curva S-N referente a cada série, para posteriormente poder avaliar qual das séries tem o melhor comportamento. Estas curvas tiveram como base a amplitude de tensões nominais e o número de ciclos que cada provete suportava até à rotura. Através de uma análise de elementos finitos, foi também calculado o fator de concentração de

tensões de cada série, construindo a curva S-N das tensões locais e deste modo analisar mais pormenorizadamente o efeito da tensão local na vida da peça.

Para finalizar este estudo, foram realizados ensaios de propagação de fenda com amplitude constante e uma frequência de 20Hz em 5 provetes com um razão de tensão $R=0,05$, com o objetivo de construir curvas $da/dN-\Delta K$. Nestes testes foi utilizado um extensómetro de pinos com o objetivo de registar a carga de abertura da fenda, durante o ensaio, para poder ser possível caracterizar a fenda.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Indústria Aeronáutica

Os projetistas da indústria aeronáutica têm como objetivo a produção de estruturas leves, económicas, com longa duração e que resistam a danos a temperaturas abaixo de zero, como referido por Polmear et al. [1]. É também fundamental projetar muito bem a forma de junção das diversas peças constituintes do avião, devido à criação de concentração de tensões a que estas ficarão sujeitas, e que podem vir a ser prejudiciais para a segurança das aeronaves.

A rebitagem é a tecnologia de união mais utilizada para a fixação dos painéis ao reforço da estrutura no fabrico de aviões, tendo esta as desvantagens de ser um processo lento, com baixa produtividade e de custo elevado. Este processo, por ser utilizado há muito tempo, é já extremamente maduro, tornando difícil um maior desenvolvimento do mesmo, como indicado por Tao et al. [2]. Assim os projetistas tiveram de tentar descobrir novas formas de união, concluindo que a soldadura a laser é uma das possíveis e mais promissoras tecnologias que poderá vir a substituir a rebitagem.

2.2. Ligas de Alumínio

As ligas de alumínio têm vindo a ser cada vez mais utilizadas devido à sua principal vantagem que é uma relação resistência/densidade bastante boa e também por ter uma boa resistência à corrosão [3].

Estas são divididas em 2 grupos, as ligas de trabalho mecânico e as de fundição e estão sujeitas ao sistema de designação da *Aluminium Association* (EUA), como apresentado na tabela 2.1 tais como os seus elementos principais.

Tabela 2.1- Designação das séries de ligas de alumínio e seus elementos principais [4]

Série	Ligas de trabalho mecânico	Ligas de Fundição
1xxx	Al(pureza mínima de 99%)	Al(pureza mínima de 99%)
2xxx	Cu	Cu
3xxx	Mn	Si + Cu ou Mg
4xxx	Si	Si
5xxx	Mg	Mg
6xxx	Mg e Si	Não utilizada
7xxx	Zn	Zn
8xxx	Outros elementos (inclui Li)	Li
9xxx	Não conhecida	Outros elementos

As ligas apresentadas na tabela anterior subdividem-se em 2 grupos, as ligas tratáveis termicamente e as não tratáveis termicamente. Os tratamentos existentes das ligas de alumínio são denominados por F, O, H e T.

As ligas com tratamento F são utilizadas como fabricado, isto é aplicado a produtos moldados por processos a frio, a quente ou de fundição.

As ligas com tratamento O são recozidas. Estes são aplicados a produtos forjados que são recozidos para obter um temperamento de menor resistência e também para fundir produtos recozidos para melhorar a ductilidade e a estabilidade dimensional.

As ligas com tratamento H são fortalecidas por endurecimento por deformação plástica com ou sem tratamento térmico. Este tratamento é só aplicável a produtos acabados e pode ser de três tipos, H1, H2 e H3.

Tabela 2.2- Diferentes tratamentos térmicos H [4]

Código alfanumérico	Tratamento
H1	Encruamento
H2	Encruamento e recozimento parcial
H3	Encruamento e estabilização

As ligas com tratamento T são tratadas termicamente de forma a obter melhores propriedades. Este tratamento é sempre seguido de um número que identifica a forma como a liga foi tratada.

Tabela 2.3 – Diferentes tratamentos térmicos T [4]

Código alfanumérico	Tratamento
T1	Solubilização parcial e envelhecimento natural
T2	Arrefecimento e recozimento
T3	Solubilização e trabalho a frio
T4	Solubilização e envelhecimento natural
T5	Envelhecimento artificial
T6	Solubilização e envelhecimento artificial
T7	Solubilização e estabilização
T8	Solubilização, encruamento e envelhecimento artificial
T9	Solubilização, envelhecimento artificial e encruamento
T10	Arrefecimento, encruamento e envelhecimento artificial

2.2.1. Ligas de alumínio não tratáveis termicamente

Nesta gama de ligas de alumínio não tratáveis termicamente encontramos as ligas denominadas por 1xxx, 3xxx, 4xxx e 5xxx.

Segundo ASM International Handbook [3], a resistência inicial destas ligas depende dos efeitos de endurecimento de elementos como manganês, silício, ferro e magnésio isoladamente ou com várias combinações, e estas sendo endurecidas ao trabalho, o seu fortalecimento é possível através de vários graus de trabalho a frio, denotados pelo sufixo H.

2.2.2. Ligas de alumínio tratáveis termicamente

Nesta gama de ligas de alumínio termicamente tratáveis encontramos as ligas denominadas por 2xxx, 4xxx, 6xxx, 7xxx e algumas 8xxx.

Segundo ASM International Handbook [3], a resistência inicial é aprimorada pela adição de elementos de liga tais como o cobre, magnésio, zinco, lítio e silício. Estando estes isolados ou em várias combinações deparamo-nos com uma solubilidade sólida crescente com o aumento da temperatura, podendo assim sujeitar estas ligas a tratamentos térmicos, de forma a obtermos um reforço pronunciado.

2.3. Juntas T

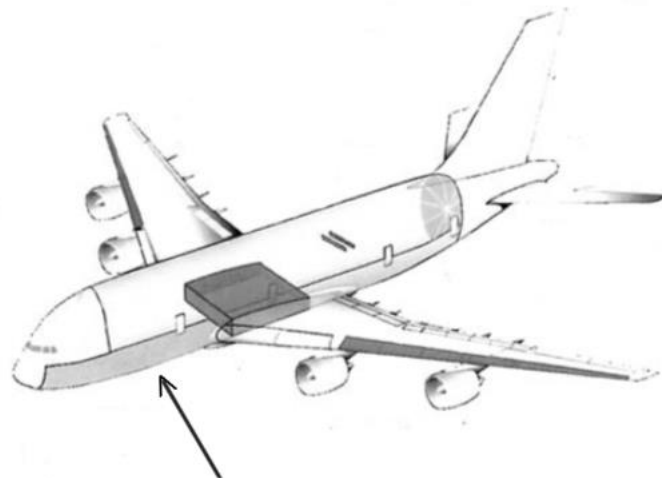
As juntas de T (figura 2.1) são, normalmente, constituídas por duas peças, com os nomes de *skin* e *stringer*, em que o *skin* tem como objetivo revestir a estrutura e suportar as tensões de tração e o *stringer* tem como objetivo principal reforçar a estrutura dando-lhe resistência à flexão e maior rigidez.



Figura 2.1 - Representação da junta de T

2.3.1. Utilização de juntas T

Na indústria aeronáutica, toda a estrutura interna é posteriormente revestida por chapas, sendo estas ligadas normalmente por rebites, ou como já é utilizado nos *Airbus A318* e *A380*, usando a soldadura a laser (figura 2.2).



Painéis inferiores da fuselagem: liga de alumínio AA6013 soldada a laser

Figura 2.2 - Foto ilustrativa de um avião [5]

2.4. Soldadura a Laser em ligas de Alumínio

A soldadura é o método de junção mais versátil podendo ser aplicado na construção de produtos em todas as áreas industriais. O laser é uma fonte de calor de alta densidade de potência. Com isto a soldadura a laser é reconhecida como um processo avançado para unir materiais, com um feixe de laser de alta densidade e alta energia [6].

De acordo com Cao et al. [7], a soldadura a laser é uma fonte de calor de alta intensidade controlável, limpa e concentrada, podendo assim aquecer, derreter e evaporar todos os materiais. Esta apresenta vantagens tais como uma pequena zona termicamente afetada, alta produtividade, resultante da velocidade de soldadura ser elevada, uma maior precisão e uma menor distorção térmica devido à adição do calor ser baixa e precisa.

A soldadura a laser pode ter dois modos, por condução térmica ou por penetração, dependendo da densidade de potência do feixe de laser.

2.4.1. Soldadura por condução térmica

Na soldadura por condução térmica, figura 2.3 a), a superfície de material é aquecida até ao seu ponto de fusão, sem que seja ultrapassada a sua temperatura de vaporização. Com isto existe uma transferência para o interior do material por condução térmica, de modo a formar uma poça de fusão, sendo esta só de penetração superficial. Esta poça é muito estável obtendo assim uma boa soldadura com poucos defeitos, o que se torna indicado para a soldadura de elementos precisos com paredes finas. Este modo de soldadura por laser apresenta uma eficiência baixa devido a alta refletividade que os metais apresentam, principalmente com a utilização do laser de CO_2 [8].

Neste modo de soldadura a potência do feixe de laser está compreendida entre 10^4 e $10^6 W/cm^2$. De acordo com Tam et al. [9] este modo de soldadura a laser por condução térmica raramente excede os 2 mm de penetração.

2.4.2. Soldadura por penetração

Na soldadura por penetração, figura 2.3 b), o feixe de laser tem uma potência mais elevada, comparando com a soldadura por condução, sendo esta superior a $10^6 W/cm^2$, dando origem a uma vaporização do material e formando-se um buraco estreito e profundo, devido à força de recuo do vapor no metal líquido.

A energia do laser é quase toda absorvida dentro do buraco de fechadura (*keyhole*) e o plasma induzido por laser é gerado pela ionização parcial do vapor do material. Estes dois fenómenos físicos são importantes devido ao facto de tornarem a soldadura por penetração um processo mais complexo [8].

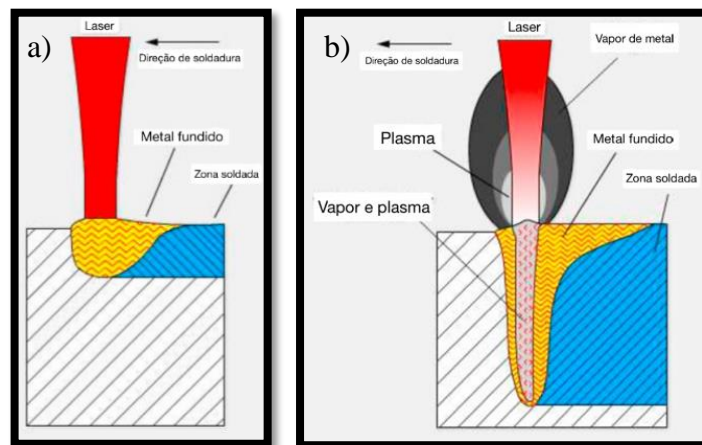


Figura 2.3 - Representação dos modos de soldadura a laser a) condução b) penetração [10]

2.5. Parâmetros que afetam a soldadura

Todo o tipo de soldadura é influenciada por diversos parâmetros que podem e devem ser ajustados de forma a obtermos uma soldadura quase perfeita.

No caso da soldadura a laser os parâmetros que temos de ter em atenção são os tipos de laser e a sua potência, a velocidade de soldadura, o comprimento de onda, a posição, o ângulo de incidência, a posição do feixe, o gás de proteção utilizado e o material de adição.

2.5.1. Tipos de laser

Existem diversos tipos de laser, tais como os lasers de fibra, de disco, de díodo, YAG e de CO_2 . Todos estes têm características diferentes, por exemplo, o comprimento de onda

do laser de YAG, de fibra e de disco está compreendido entre 1-1,1 μm , já o laser de CO_2 tem um comprimento de onda elevado, da ordem dos 10,6 μm , o que se torna prejudicial no processo de soldadura devido a refletividade elevada. O laser de díodo destaca-se dos demais por poder utilizar um comprimento de onda relativamente mais baixo, da ordem de 0,8- 1,1 μm . De todos os lasers enunciados, o laser de fibra é o que suporta mais energia, sendo possível utilizar energias de 100 kW [6].

2.5.2. Potência do laser

As ligas de alumínio apresentam uma melhor refletividade e uma maior condutibilidade térmica quando comparadas com os aços, assim é necessário que a potência do laser seja mais elevada [11].

Segundo Katayama et al. [12], maiores potências de feixe combinadas com um diâmetro do feixe incidente menor oferecem-nos uma maior penetração de soldadura. Estes também nos indicam, como representado na figura 2.4, que mantendo um laser de fibra com um certo comprimento de onda (130 μm) e aumentando-lhe a potência do laser obtemos uma maior penetração.

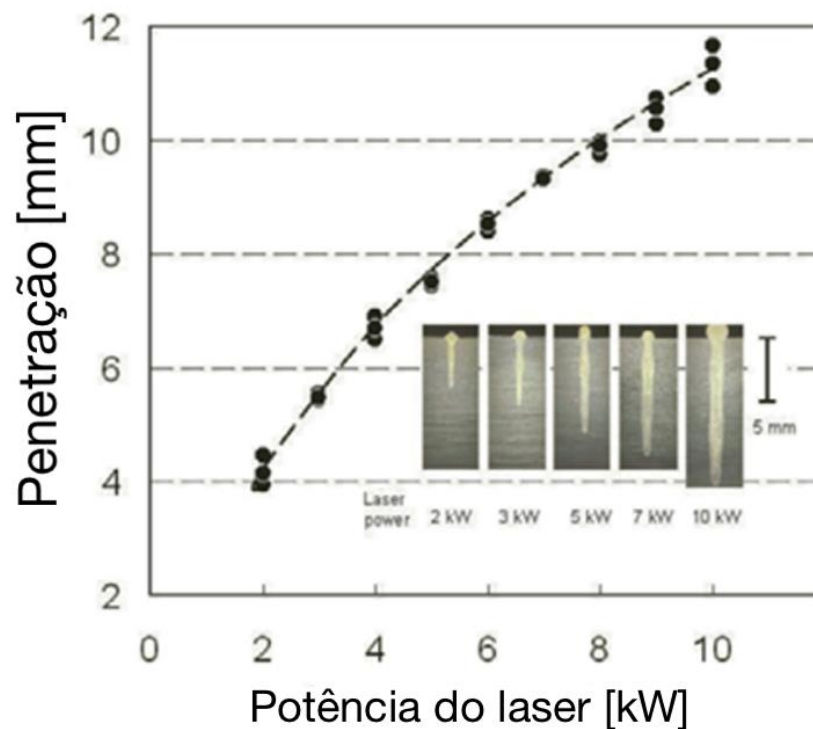


Figura 2.4 -Relação entre potência do laser (kW) e penetração (mm) [11]

2.5.3. Velocidade de soldadura

A velocidade de soldadura é função do material, da potência do laser e da profundidade de penetração e a velocidade, por sua vez é inversamente proporcional à penetração. Com isto percebemos que um aumento da velocidade de soldadura constante resulta na diminuição correspondente da profundidade de penetração e também numa diminuição do volume de solda devido à quantidade de calor ser menor [11].

Com o ajuste da velocidade de soldadura é possível a obtenção de uma penetração adequada, mas utilizando uma velocidade baixa conseguimos obter um cordão de soldadura mais puro, fruto do aumento da temperatura que resulta numa maior evaporação dos gases [13].

2.5.4. Comprimento de onda

Um feixe de *laser* com um comprimento de onda curto, aumenta a estabilidade do processo. Com isto, o processamento fica melhorado em dois aspetos, o valor limite para a formação do buraco de fechadura (*keyhole*) é menor, como consequência de menor absorvidade, e os efeitos do plasma, tais como a absorção e refração, são menos severos, pois o coeficiente de absorção no plasma varia aproximadamente com o quadrado do comprimento de onda [11].

Lawrence & Deam [14] indicam-nos que quanto maior for o comprimento de onda menor será a qualidade do cordão de soldadura.

2.5.5. Posição, ângulo de incidência e distância do feixe

Na soldadura a laser de junta de T a posição, o ângulo de incidência e a distância de separação do feixe do laser são os parâmetros de soldadura mais importantes [15].

Conforme nos indica Tao et al. [2], à medida que o ângulo de alimentação do arame aumenta, a poça de metal fundido diminui, mas como consequência desse aumento a penetração é maior, tornando o cordão mais estreito. A quantidade de poros na soldadura aumenta quando o arame é alimentado na direção de arrasto, comparando com a direção principal.

A posição ideal do feixe incidente é definida pela aquela que tem uma penetração mínima possível com uma boa ligação, segundo Enz et al. [13].

2.5.6. Gás de proteção

O gás de proteção é um parâmetro a ter em atenção na soldadura a laser. Este deve ser escolhido tendo em conta os processos químicos e metalúrgicos entre os gases e o material fundido, pois irá afetar todas as características da solda tais como a forma, a penetração e a sua eficiência de solidificação. Na soldadura a laser, o gás tem um papel muito importante pois minimiza a extensão do plasma para podermos obter as soldaduras desejadas e também ajuda numa melhor proteção da soldadura [16].

Segundo Xiao & Zhang [8] o hélio e o árgon são bons gases de proteção, quer juntos ou em separado. O hélio é um bom gás a utilizar devido à sua boa condutibilidade térmica e à sua alta energia de ionização, já o árgon tendo uma densidade mais elevada favorece a estabilização do processo. Com a utilização destes dois gases em conjunto conseguimos obter um melhor processo.

2.5.7. Metal de adição

O metal de adição é um componente que ajuda a obter uma soldadura melhor, tendo como principais características a suavização das transições entre metais e a redução da sensibilidade à falha por fadiga. A adição de material pode vir a ser benéfica devido à composição da zona fundida ser alterada, e poder assim garantir-se uma boa qualidade de solda [11].

Leigh et al. [17], indica-nos que os metais de adição devem ser ricos em magnésio ou em silício, de modo a criarem composições com menos sensibilidade ao aparecimento de fissuras.

2.6. Metalurgia da soldadura a laser em ligas de alumínio

Segundo as conclusões de Fu et al. [18], as juntas soldadas a laser podem ser divididas em zona termicamente afetada (ZTA), zona parcialmente fundida (ZPF), zona equiaxial não dendrítica e a zona de fusão (ZF). A zona equiaxial não dendrítica é uma zona dentro da zona de fusão que está relacionada com a velocidade do arrefecimento ser elevada. A zona de fusão, como o próprio nome indica, é a zona em que o material ultrapassa o seu ponto de fusão ficando assim em estado líquido, e também a zona onde mais facilmente podem-se encontrar fissuras de solidificação, porosidades ou perdas de elementos de liga.

Esta é uma zona com um elevado grau de anisotropia e isso terá efeitos importantes nas propriedades mecânicas [7].

A zona parcialmente fundida (ZPF) é uma zona caracterizada pela variação da temperatura entre a eutética e a temperatura de fusão. Nesta zona, mesmo sendo muito estreita no caso da soldadura a laser, podem existir fendas devido aos grãos enfraquecidos [7].

A zona termicamente afetada é sujeita a temperaturas abaixo da temperatura eutética, e com isto não existe fusão do material. Devido a esta zona ser afetada pelo calor da soldadura, as ligas tratáveis termicamente veem o seu tratamento térmico ser destruído, principalmente as ligas endurecidas por precipitação. As ligas não tratáveis termicamente são afetadas com uma diminuição da sua dureza devido ao recozimento local, crescimento de grão ou perda da estrutura endurecida por deformação [7].

2.7. Defeitos existentes na soldadura a laser

Qualquer soldadura nunca é 100% perfeita, apresentará sempre algum defeito, mesmo que ele não seja perceptível ao olho humano.

Na soldadura a laser podemos deparar-nos com defeitos tais como a falta de penetração, excesso de poros e bolhas, perda de elementos de liga ou degradação das propriedades mecânicas [7].

Yang et al. [19] divide os defeitos na soldadura em defeitos internos e defeitos externos. Estes são produzidos por processos de soldadura instável e/ou procedimentos inadequados, tais como os parâmetros de soldadura ou alimentação de arame. Também é referido que a direção de soldadura e a distância entre o feixe de laser e o material de adição têm um efeito muito importante na estabilidade do processo.

Os poros no processo de soldadura podem surgir de duas formas, poros derivados do hidrogénio, devido a este gás ser solúvel com o alumínio, e poros devido ao colapso do buraco de fechadura (*keyhole*) [19].

O hidrogénio atómico tem tendência a sair durante a solidificação, formando o hidrogénio molecular por difusão lenta ou pela rápida formação de bolhas, e sendo a soldadura a laser um processo de arrefecimento rápido a probabilidade destes gases ficarem retidos no alumínio é maior [20].

Segundo Yang et al. [19], os poros devido ao colapso do buraco de fechadura são caracterizados por bolhas de tamanho médio, com formas irregulares e marcas em formas de degraus na parede (figura 2.5).

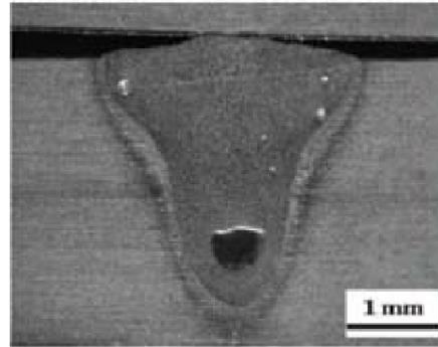


Figura 2.5 - Representação dos poros [17]

Cao et al. [7] diz-nos que os poros no buraco de fechadura (*keyhole*) têm mais probabilidade de aparecer quando este é mais instável, e que estes defeitos podem ser minimizados tentando ter uma soldadura por buraco de fechadura estável ou utilizando o modo de condução. Isto surge depois da observação de diversas bolhas de gás presas causadas pelo colapso dos buracos de fechadura instáveis. A estabilidade deste processo depende, em grande parte do equilíbrio de forças ativas dentro do buraco da fechadura, pois a sua vaporização não é uniforme e os buracos fecham muito rapidamente.

2.8. Fadiga

Este tipo de falha acontece quando uma estrutura está sujeita a solicitações dinâmicas, mesmo sendo elas inferiores à tensão de rotura do material, devido à existência de acumulação de dano.

Normalmente, a vida útil das estruturas solicitadas ciclicamente consiste em três períodos: iniciação das fendas por fadiga, propagação das fendas por fadiga e a fratura final.

2.8.1. Superfície de fratura

Uma iniciação de fenda ocorre devido à acumulação de deformação plástica irreversível, que normalmente se localiza em defeitos existentes na estrutura, que atuam como concentradores de tensões. Após a iniciação, a fissura ainda é curta em comparação

com a microestrutura, e a sua propagação é um pouco descontínua, devido a esta ter de superar barreiras microestruturais. Posteriormente a fenda ultrapassa essas barreiras, e a propagação da fenda torna-se mais contínua, sendo esta ainda curta, podendo a partir desta fase, a fenda a ser descrita pelo gradiente de velocidade da fenda e a variação da intensidade de tensões, da/dN- ΔK . Quando o gama de fator intensidade de tensões, ΔK se aproxima do fator de intensidade crítico, K_c , ocorre uma aceleração da velocidade de propagação, atingindo o estado crítico e posteriormente a fratura final do componente [21].

Este processo é bem representado por Campbell [22], com a seguinte imagem:

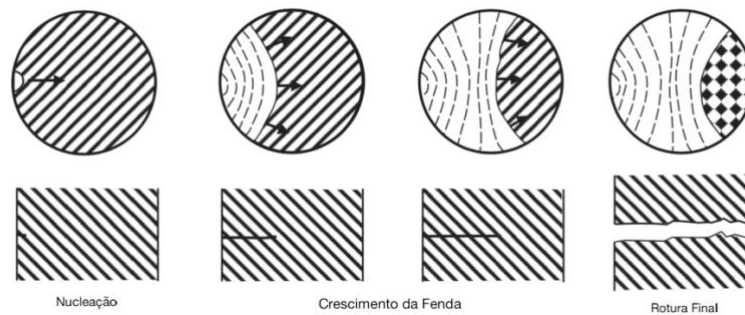


Figura 2.6 - Fases do fenómeno de fadiga [24]

Como explicado anteriormente, a propagação de fissuras não é um processo com gradiente de velocidade constante, até esta atingir uma determinada dimensão. As fissuras durante a propagação encontram certos obstáculos, devido a morfologia microscópica da peça, e também locais de propagação rápida, até ao ponto em que a estrutura não aguenta os esforços aplicados e ocorre a rotura. Na figura 2.7, é apresentado uma fotografia real, em que é perceptível o ponto de iniciação da fissura, as linhas onde esta abranda a propagação, denominadas por “linhas de paragem”(linhas a escuro), e a parte da rotura, que se observa que é uma zona mais rugosa e irregular.

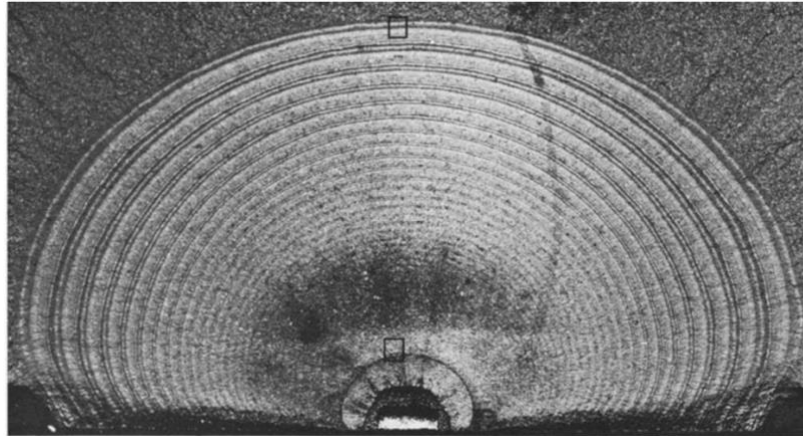
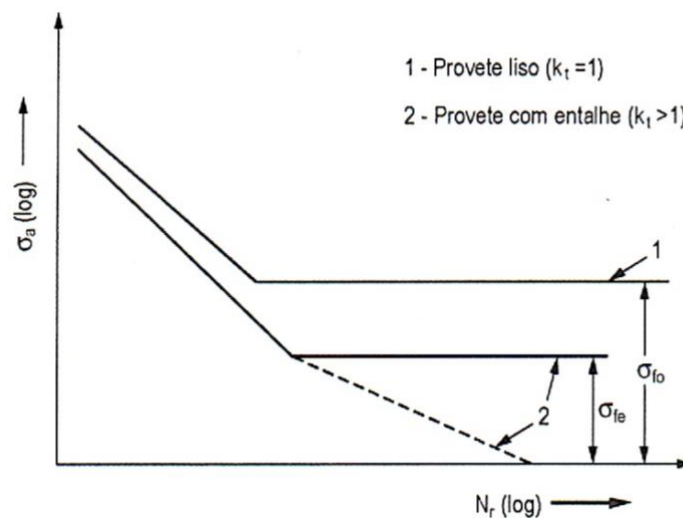


Figura 2.7 - Propagação de uma fenda [24]

2.8.2. Resistência à fadiga (curvas S-N)

O método mais utilizado para a análise dos resultados obtidos nos ensaios de fadiga baseia-se nas curvas S-N. Estas curvas são obtidas, com ciclos de tensão constante ou alternada, e consistem no registo do número máximo de ciclos que um certo provete suporta com uma determinada tensão, até à sua rotura ou se este exceder um número de ciclos na ordem de 10^7 ou 10^8 pode ser considerada vida infinita [23].

Para valores de número de ciclos superiores a 10^4 , a representação gráfica da tensão alternada em função do número de ciclos é dada por uma reta com inclinação numa escala bi-logarítmica e posteriormente a esta atingir vida infinita esta prolonga-se paralela ao numero de ciclos, N_r .

Figura 2.8 - Exemplo de curva S-N, com variante do fator elástico estático k_t [4]

Na figura 2.8 está representada uma curva S-N para um provete liso e uma curva S-N para um provete entalhado que tem uma concentração de tensões mais elevada e por sua vez o $k_t > 1$. Nesta ainda se observa que, com a diminuição da tensão, o número de ciclos aumenta, mas existe um ponto onde a tensão se mantém constante e o número de ciclos continua a aumentar, tendendo para infinito. Este ponto é considerado como a tensão limite de fadiga.

Um provete com entalhe, estará sujeito a uma concentração de tensões mais elevada na zona do entalhe, com isso a sua resistência à fadiga é mais reduzida. Para o cálculo da resistência à fadiga ser mais exato, define-se um fator dinâmico de concentração de tensões, k_f , que é a razão entre a resistência à fadiga de um provete liso e a resistência à fadiga para um provete semelhante mas com entalhe, dado pela seguinte equação (2.1) para vidas infinitas :

$$k_f = \frac{\sigma_{f0}}{\sigma_{fe}} \quad (2.1)$$

O k_f , também pode ser obtido pela equação (2.2), utilizando o fator elástico estático, k_t , e o índice de sensibilidade ao entalhe, q , que varia entre 0 (insensibilidade) e 1 (sensibilidade máxima) [4].

$$k_f = 1 + q(k_t - 1) \quad (2.2)$$

As juntas soldadas tornam-se locais muito suscetíveis à iniciação de fendas devido a existir uma concentração de tensões mais elevada. Isto deve-se às descontinuidades geométricas, tensões residuais, alterações de microestrutura e também devido há existência de defeitos resultantes do processo de soldadura.

2.8.3. Propagação de Fissuras (curvas da/dN-ΔK)

Para uma melhor interpretação do comportamento de propagação de uma fenda, em estruturas sujeitas a cargas variáveis, Paris et al. [24], sugeriu a medição do incremento da

fenda durante o número de ciclos, para poder-se assim caracterizar a propagação da fenda à fadiga do material.

Com a utilização do ensaio de fadiga consegue-se recolher dados para a criação de um gráfico que relacione a taxa do crescimento da fenda com o número de ciclos (curva a-N), mas estes só podem ser relacionados consoante a geometria específica do provete. Face ao caso de só poder ser relacionado conhecendo a geometria do provete, foram relacionados os dados mencionados anteriormente com a gama do fator de intensidade de tensão, ΔK , criando assim as curvas $da/dN-\Delta K$. Assim, é possível obter resultados para qualquer geometria do provete, desde que seja conhecida a formulação de ΔK [23].

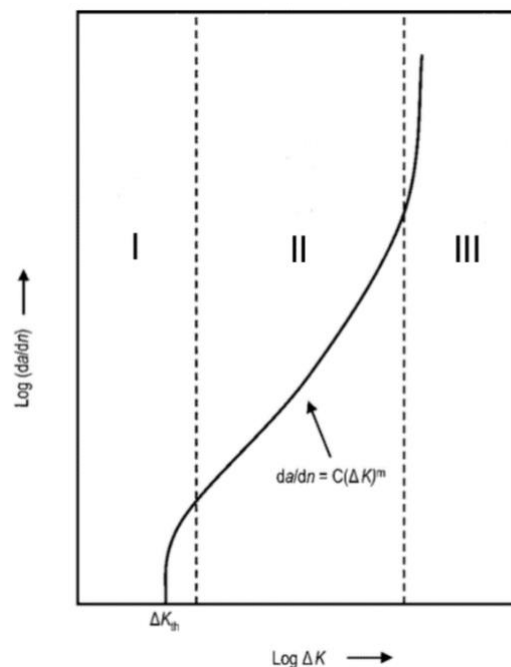


Figura 2.9 - Representação típica de uma curva $da/dN-\Delta k$

Na representação de uma curva $da/dN-\Delta K$, figura 2.9, observam-se três regimes diferentes, sendo eles:

- Regime I: início da propagação da fenda, com uma velocidade muito lenta junto do limiar de fadiga (ΔK_{th})
- Regime II: propagação da fenda, com uma taxa de velocidade “constante”
- Regime III: Propagação até à rotura, com uma velocidade elevada

2.8.3.1. Lei de Paris

Como observado na figura 2.9, uma curva $da/dN-\Delta K$ não tem um comportamento sempre linear, mas a maior parte da sua representação, mais propriamente no regime II, tem uma relação aproximadamente linear. Assim, não contabilizando os regimes I e II, a curva $da/dN-\Delta K$ de um material pode ser dada pela equação 2.3.

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

Sendo C e m constantes obtidas experimentalmente.

2.8.4. Fecho de fenda

O conceito de fecho de fenda foi introduzido por Elber [25] de modo a poder explicar algumas anomalias detetáveis nos ensaios de fadiga. Estas anomalias foram detetáveis na fase de descarga de um ciclo de fadiga, onde ocorria fecho de fenda antes do ciclo de carga atingir a carga mínima (P_{\min}).

Sem a existência de fecho de fenda, a variação de K, ΔK , é simplesmente dada pelo valor de K_{\max} subtraído por K_{\min} , $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$, mas quando existe fecho de fenda, temos de utilizar a variação efetiva de K, ΔK_{ef} , sendo este dado pela equação 2.4:

$$\Delta K_{ef} = K_{\max} - K_{ab} \quad (2.4)$$

em que o K_{ab} é o valor de K a partir do qual ocorre a abertura da fenda.

Para uma melhor avaliação do fecho de fenda, é necessário usar a razão entre o valor de ΔK e o valor de ΔK_{ef} , obtendo assim a equação 2.5:

$$\Delta K_{ef} = U\Delta K \quad (2.5)$$

onde U é o parâmetro da razão efetiva de carga e pode ser obtido a partir da medição do fecho de fenda.

Na figura 2.10 está representada a definição de ΔK_{ef} pelos gráficos de K e abertura de fenda, δ , versus tempo.

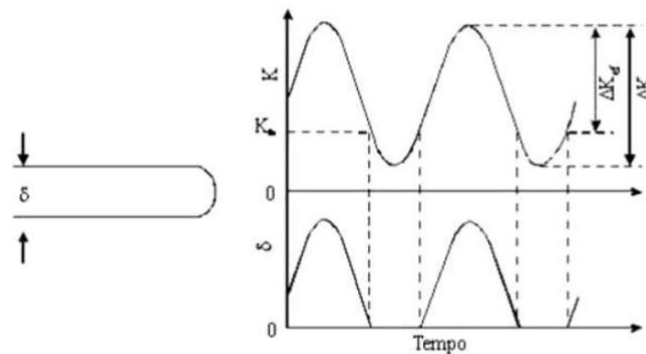


Figura 2.10 - Gráficos de K vs tempo e Abertura de fenda vs tempo

O fecho de fenda pode ser provocado por vários mecanismos, sendo elas por plasticidade, pela presença de óxidos e por rugosidade. Estes mecanismo são representados esquematicamente na figura 2.11 [26].

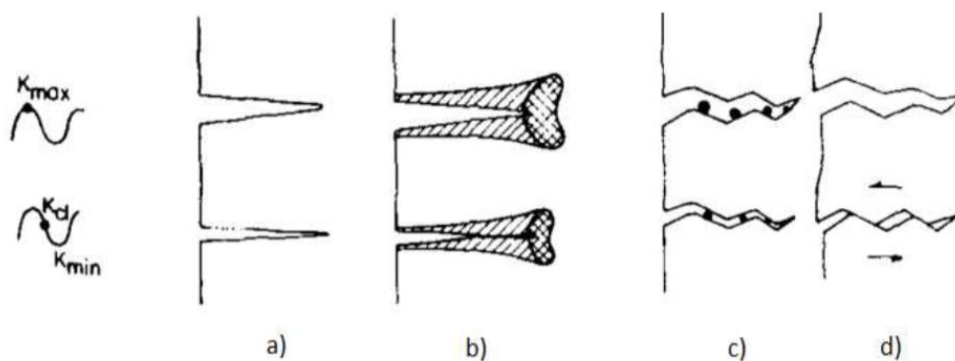


Figura 2.11 - Mecanismo de propagação de fecho de fenda a) sem fecho, b) por plasticidade, c) por óxidos e d) por rugosidade [30]

Neste estudo os dois mecanismos de fecho da fenda que deverão ocorrer com maior probabilidade serão os induzidos por plasticidade ou por rugosidade.

2.8.4.1. Fecho de fenda induzido por plasticidade

Este tipo de fecho de fenda é o mais comum entre os metais e está associado à existência de plasticidade na ponta da fenda. Elber [25] indicou que as zonas na frente da fenda não são as únicas responsáveis, mas também as zonas posteriores à abertura da fenda têm influência no comportamento do material à fadiga, pois estas formam uma cunha nas regiões que sofreram deformação, existindo assim um contacto prematuro entre as superfícies de fratura.

2.8.4.2. Fecho de fenda induzido por rugosidade

O fecho de fenda induzido por rugosidade ocorre devido a uma interação entre as duas superfícies de fratura. As deformações, durante o ciclo de carga, pode ocorrer não só no modo I, como também no modo II, e caso isso aconteça ocorre uma deflexão de fenda existindo um desalinhamento das irregularidades das superfícies de fratura provocando assim um contacto antecipado [27].

3. MATERIAIS, EQUIPAMENTOS E PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

3.1. Soldadura

Foram efetuadas soldaduras em juntas de T, de diferentes ligas de alumínio para o *skin* e o *stringer*, que no estudo representam, respetivamente, a cobertura e o reforço da estrutura. O material de adição na soldadura é de outra liga de alumínio.

3.1.1. Ligas de alumínio utilizadas

3.1.1.1. Skin

No *skin*, utilizou-se uma liga AA2024 (AlCu4Mg1), com um tratamento T4 (solubilização e envelhecimento natural). Esta liga apresenta um modo de elasticidade de $E=73,1\text{GPa}$, tensão de cedência de 359 MPa e a seguinte composição química:

Tabela 3.1 - Composição química [%W] da liga AA2024 [3]

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Ti	Cr	Outros
Max 0,5	Max 0,5	3,8-4,9	0,3-0,9	1,2-1,8	Max 0,25	Max 0,15	Max 0,1	Max 0,15

3.1.1.2. Stringer

No *stringer*, utilizou-se uma liga AA7075 (AlZn5.5MgCu), com um tratamento T6 (solubilização e envelhecimento artificial). Esta liga apresenta um modo de elasticidade de $E=71,7\text{GPa}$, tensão de cedência de 529 MPa e a seguinte composição química:

Tabela 3.2 - Composição química [%W] da liga AA7075 [3]

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Ti	Cr	Outros
Max 0,4	Max 0,5	1,2-2,0	Max 0,3	2,1-2,9	5,1-6.1	Max 0,20	0,18-0,28	Max 0,15

3.1.1.3. Material de adição

O material de adição escolhido foi uma liga AA4047(AlSi12). A sua composição química é dada pela tabela seguinte:

Tabela 3.3 - Composição química [%W] da liga AA4047 [3]

Si	Fe	Cu	Zn	Mn	Mg	Outros
11,0-13,0	Max 0,8	Max 0,3	Max 0,2	Max 0,15	Max 0,10	Max 0,15

Como se pode verificar na tabela anterior, esta liga é rica em silício (Si), componente esse que ajuda na prevenção da fissuração a quente.

3.1.2. Processo de soldadura

As dimensões das chapas utilizadas foram: 500 mm x 160 mm x 2mm para o skin (AA2024-T4) e 500 mm x 40 mm x 2 mm para o stringer (AA7075-T6).

Antes da realização da soldadura, a superfície das chapas próximo da junta foi limpa com uma escova de aço, e depois com acetona. Posteriormente estas foram fixas como representa a figura 3.1 e foi efetuada a soldadura.

As ligas foram soldadas a laser, utilizando um laser de disco de onda contínua, TruDisk 16002, e uma ótica de focagem BEO D70. O feixe do laser tinha uma potência máxima de 12kW e um comprimento de onda de 1,030 μm , a posição focal estava situada na superfície da longarina e a uma distância de 200 mm. Utilizou-se também um gás de proteção, sendo ele o argon, com um caudal de 10 litros por minuto.

A Figura 3.1 mostra o ângulo a que foi adicionado o material de enchimento, que neste caso fazia um ângulo de 25° com o cordão de soldadura, e teve a direção da soldadura. Está também mostrado o ângulo com que foi adicionado o gás de proteção, sendo este adicionado do lado oposto e fazendo um ângulo de 25° com o cordão de soldadura.

Foram efetuadas diversas soldaduras, mas só as que produziram cordões de soldadura com um bom aspeto visual e uma boa profundidade de penetração é que foram escolhidas.

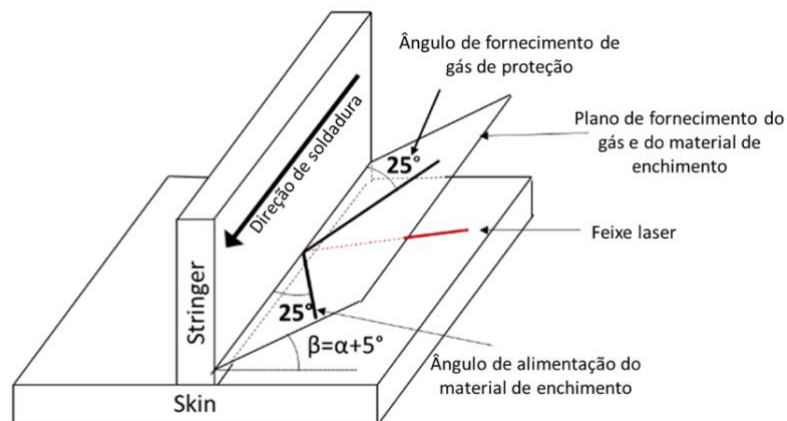


Figura 3.1 - Representação da junta T e dos ângulos utilizados na soldadura

3.1.3. Parâmetros de soldadura

Os parâmetros que foram variados durante as diversas soldaduras foram os seguintes:

- α [°] – Ângulo de incidência do feixe em relação ao *skin*
- β [°] – Ângulo entre adição do fio e o *skin*
- θ [°] - Ângulo entre adição de gás faz e o *skin*
- d [mm] – Posição de incidência do feixe no *stringer*
- D [μm] – Diâmetro do spot
- DP [MW/cm^2] – Densidade de potência
- P [kW] – Potência do feixe
- Q [L/min] – Caudal do gás
- T [m/min] – Taxa de alimentação do fio
- v [mm/s] – Velocidade de soldadura

Os parâmetros mais importantes do processo são os 4 primeiros mencionados anteriormente [α , β , θ e d] e estes são representados na figura 3.2 .

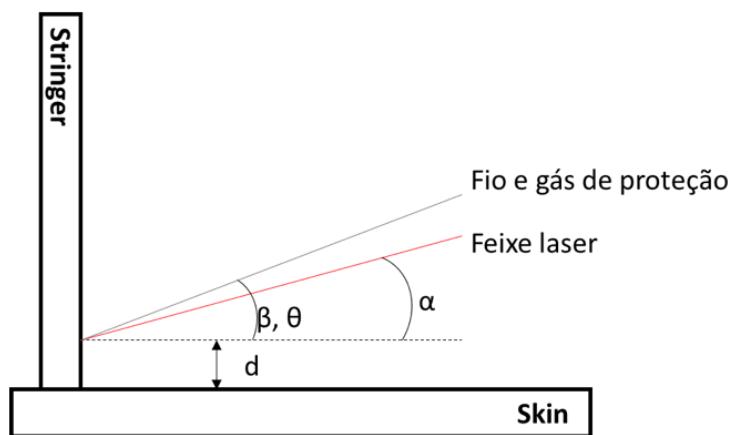


Figura 3.2 - Representação dos parâmetros [α , β , θ e d]

3.1.4. Soldaduras analisadas

Foram efetuadas diversas soldaduras, tendo estas sido divididas por séries, para ser fácil a sua identificação, devido a cada série ter os seus parâmetros de soldadura.

Escolheram-se para estudo desta dissertação as seguintes séries com as configurações de parâmetros apresentadas na tabela 3.4:

Tabela 3.4 - Soldaduras analisadas

Série	4	8	9	10	11
α	15	20	15	15	15
β [°]	20	25	20	20	20
θ [°]	20	25	20	20	20
d [mm]	0	0,2	0	0,2	0,2
D [μm]	600	400	400	400	400
DP [MW/cm^2]	1,06	1,91	1,91	1,83	1,91
P [KW]	3	2,4	2,4	2,3	2,4
Q [L/min]	10	10	10	10	10
T [m/min]	3,8	4,3	3,8	3,8	4,3
v [mm/s]	35	40	35	35	40

3.2. Ensaio Mecânicos

Efetuaram-se ensaios de fadiga para obtenção de curvas S-N e de propagação de fendas para obtenção de curvas da/dN- ΔK .

Para cada um dos ensaios foram utilizados provetes com formas diferentes, sendo que o provete de fadiga tem uma geometria denominada por osso de cão, devido à sua forma, que tem como principal função garantir que as zonas mais solicitadas não serão as extremidades dos provetes. Já o provete do ensaio de propagação de fenda, é um provete simples, com um entalhe no pé do cordão da soldadura, de modo a garantir que a fenda inicie e se propague junto ao pé do cordão da soldadura.

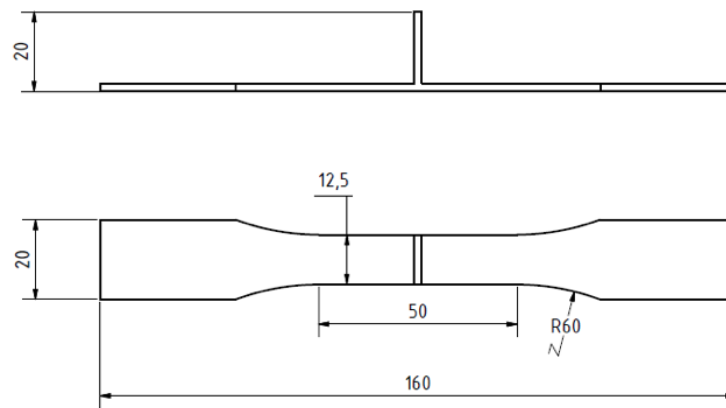


Figura 3.3 - Provette ensaio de fadiga[mm]

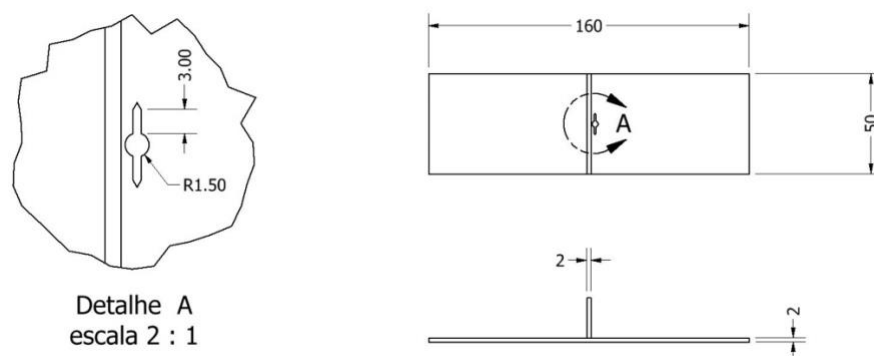


Figura 3.4 - Provette propagação de fenda[mm]

Inicialmente foi feita a geometria osso de cão, nas séries 8, 9, 10 e 11, com recurso a um centro de maquinação CNC, em todos os provetes que foram ensaiados, figura 3.5 a). Esta geometria tem como principal objetivo de “obrigar” a que a falha ocorra na zona junto à junta soldada. Posteriormente todos os provetes foram polidos, no sentido da aplicação de carga, utilizando quatro tipos de lixas, começando com uma 320p, passando para uma 600p, depois para uma 1000p e sendo utilizada para o acabamento final, uma com granulometria de 2500p, de forma a retirar todas as rebarbas existentes da maquinação e todos os defeitos da escovagem realizada antes da soldadura, que é bem visível na figura 3.5 b), para evitar que esses defeitos pudessem influenciar os resultados dos ensaios.

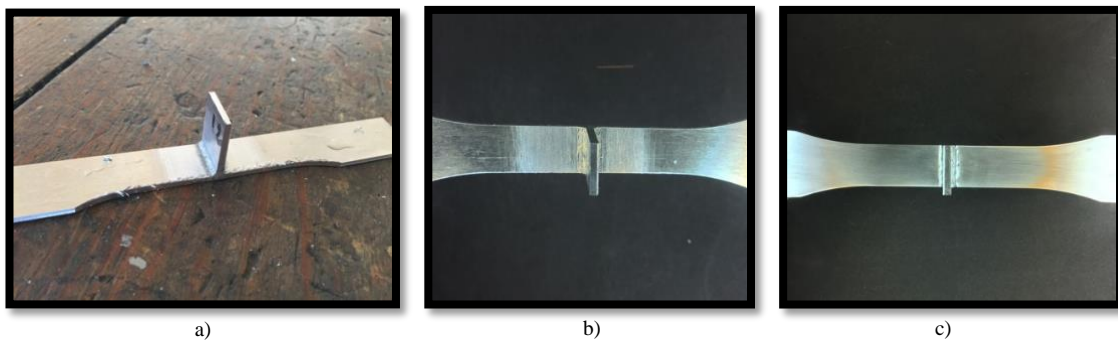


Figura 3.5 - Processo de preparação do provete, a) corte na maquina CNC, b) limpeza das rebarbas, c) provete depois de polido (pronto para o ensaio)

Para a execução dos ensaios de propagação de fenda por fadiga, utilizou-se os provetes com geometria apresentada na figura 3.7. Os provetes, da série 4, foram recortados com as dimensões corretas e foram sujeitos a um corte por eletroerosão a fio com a forma pretendida do entalhe, forma essa que foi desenhada seguindo a norma utilizada no ensaio. Foram também feitos dois furos para a colocação de extensómetro de pinos da marca Sandner messtechnik com um deslocamento máximo de 0,625 mm. Posteriormente, os provetes foram polidos do lado da superfície onde se efetuaram as medições do comprimento da fenda com duas lixas diferentes, começando por uma 1000p e terminando com uma lixa de granulometria de 2500p e finalmente utilizando pasta de diamante de 3 μm .



Figura 3.6 - Provete propagação de fissura

3.2.1. Ensaio de fadiga

Os ensaios de fadiga foram realizados no Laboratório de Construções Mecânicas do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra, com recurso a uma máquina INSTRON 1341 (figura 3.6), segundo a norma ASTM E 466-96 [28]. Foram efetuados carregamentos sinusoidais de tração a amplitude constante com uma frequência de 25 Hz, e por razões de segurança, para não existir risco de flambagem do provete foi utilizada uma razão e tensões de 0,02.

Cada provete foi ensaiado, variando os níveis de tensão, mas utilizando sempre, no mínimo, dois provetes para cada nível de tensão, de forma a poder construir-se uma curva S-N da série correspondente. Na construção das curvas S-N, foram eliminados alguns pontos, sendo esses os pontos que ultrapassaram os dois milhões de ciclos sem rotura.



Figura 3.7 - Máquina INSTRON 1341 utilizada nos testes (fotografia retirada durante um ensaio)

3.2.2. Ensaios de propagação de fenda por fadiga

Os ensaios foram realizados no laboratório referido anteriormente, e utilizando a mesma máquina, INSTRON 1341, utilizou-se uma câmara digital pixelfly 270 xs, adaptada a uma luneta ótica com ampliação variável entre 0,7 e 4,5x, para se poder registar a evolução da fenda, como apresentado na figura 3.8. O ensaio foi realizado segundo a norma ASTM E 647-00 [29].

Durante os ensaios, os provetes foram sujeitos a carregamentos sinusoidais de tração de amplitude constante, frequência de 20 Hz, com uma razão de tensão de $R=0,05$, tendo três sido ensaiados com carga máxima 3500N e outros dois ensaiados com carga máxima de 5000 N. No início foi usada uma carga máxima de 5000 N nos cinco provetes para promover a iniciação mais rápida da fenda até um comprimento de cerca de 0,5 mm. Após a iniciação da fenda foi registado o crescimento da mesma com intervalos de 0,25mm, anotando também o número de ciclos correspondente. Os provetes foram testados até a rotura final dos provetes. Por derivação da curva a-N recorrendo ao método polinomial de 5 pontos indicado na norma, foi obtida a curva $da/dN-\Delta K$, que caracteriza a resistência à propagação de uma fenda na junta soldada na direção longitudinal do cordão de soldadura.

Durante os ensaios foram também obtidos registos da carga em função do deslocamento relativo de dois pontos situados no plano médio do provete com uma distância entre si de 3,5 mm, utilizando o extensómetro de pinos já referido, figura 3.9. Essas medições foram realizadas de cinco em cinco medições da fenda, ou seja, com incrementos da fenda de 1,25 mm, tendo como objetivo a determinação da carga de abertura da fenda pelo método da complacência.

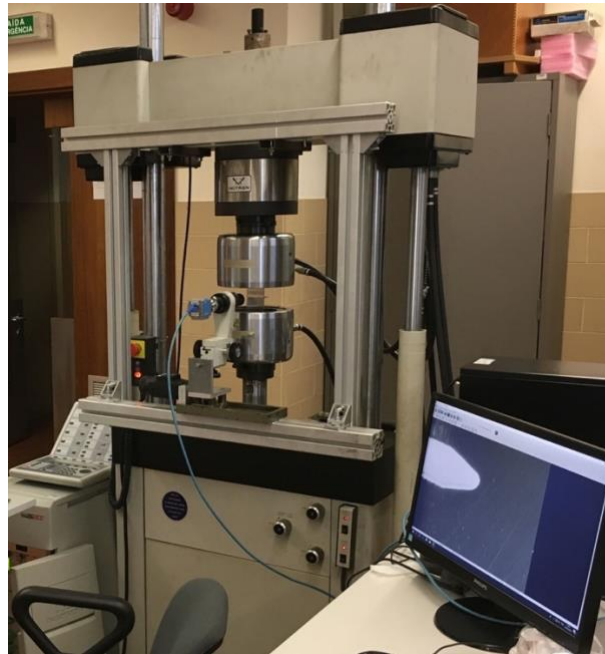


Figura 3.6 - Máquina com sistema de ótico digital (foto retirada no início do ensaio)



Figura 3.7 - Extensómetro utilizado para medição do fecho

3.3. Método de Elementos finitos

Inicialmente, foi detetado que após a soldadura os provetes ficaram com um ligeiro empeno, empeno esse que tem influencia no comportamento à fadiga da junta soldada. Assim, recorre-se ao Método dos Elementos Finitos para determinar a influencia do empeno do provete no ciclo de tensões a que o provete é submetido durante o ensaio à fadiga.

Nessa análise é necessário ter em consideração a geometria da junta soldada particularmente o raio de concordância no pé do cordão da soldadura.

3.3.1. Levantamento de raios de Concordância

No levantamento de raios de concordância foi necessário utilizar um projetor de perfis Mitutoyo PJ-3000 existente no Laboratório de Construções Mecânicas, figura 3.10. Retiraram-se três pontos do arco do pé da soldadura de forma a poder ser determinado o raio, utilizando um programa de construção geométrica, *Geogebra classic 6*.



Figura 3.8 - Projetor de perfis mostrando um provete após a rotura por fadiga

Obtiveram-se os valores para cada uma das séries em estudo, apresentados na tabela 3.5, sendo estes determinados a partir da média de todos os provetes de cada série.

Tabela 3.5 - Valores da junta soldada e do empeno

Série	8	9	10	11
θ (°)	1,70	1,45	1,45	1,55
R (mm)	61,52	85,95	85,56	77,82
α (°)	130	130	130	130
a (mm)	5,65	6,35	6,33	6,21
ρ (mm)	1,38	1,94	1,69	1,43

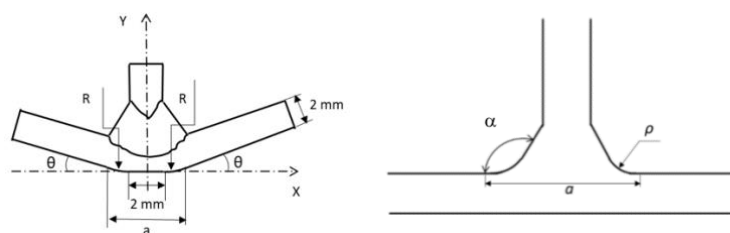


Figura 3.9 - Representação dos parâmetros apresentados na tabela

3.3.2. Modelo numérico

Foi realizada uma análise de tensões no cordão de soldadura para cada uma das séries, com recurso ao programa comercial *Marc-Mentat*.

No programa considerou-se que o provete foi seguro pelas amarras a 30 mm da extremidade, sendo que na primeira extremidade segura foram impossibilitados todos os deslocamentos e todas as rotações, na segunda extremidade a ser fixa, foram impossibilitados todas as rotações e também o deslocamento em Y e Z, sendo só possível o deslocamento longitudinal do provete, segundo o eixo do X sentido onde foi aplicado a carga de tração. Na figura 3.12 é visível o empeno inicial e o processo que é realizado para a colocação do provete.

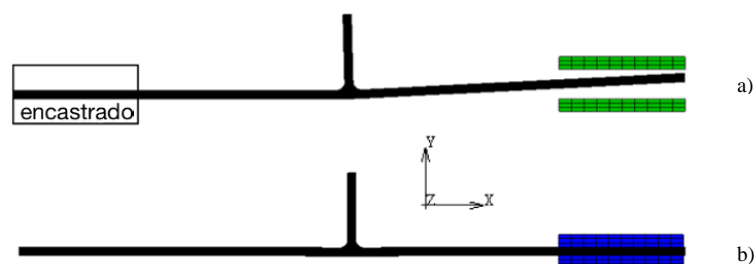


Figura 3.10 - Provede fixo a) numa extremidade b) nas duas extremidades

A malha utilizada, figura 3.13, era constituída por elementos quadrados, 2D, considerando 16400 elementos, lineares com 4 nós, sendo que no total temos 17106 nós. São esperadas maiores tensões na zona do pé do cordão, devido a esta zona ter sido refinada. Na zona em análise foi considerado quatro materiais, sendo eles a zona fundida, a liga de Alumínio 2024-T4, a liga de alumínio 7075-T6 e um aço, material das amarras. Foi assumido um comportamento homogéneo, isotrópico e linear elástico para todos os materiais.

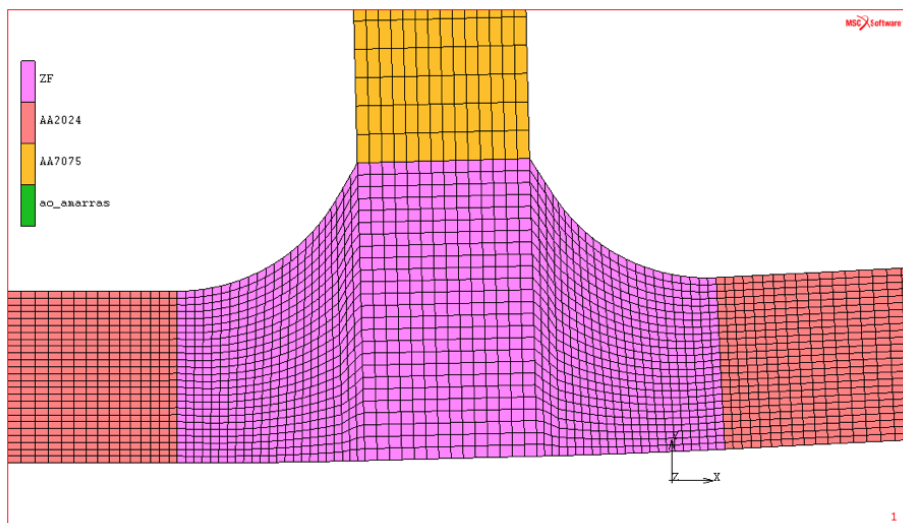


Figura 3.11 - Malha na zona de soldadura e suas periferias

4. RESULTADOS OBTIDOS E DISCUSSÃO

4.1. Ensaios de Fadiga

Como esperado, todos os provetes fraturaram na zona do pé de soldadura, independentemente do lado, zona esta que tem uma maior concentração de tensões e uma possível existência de defeitos devido ao processo da soldadura.

Todas as fraturas deram-se perpendicularmente ao sentido de aplicação da carga. A figura 4.1 mostra um provete depois de fraturado, podendo também observar-se que o provete na zona de rotura final faz um ângulo de aproximadamente 45° com a direção de carga, tendo ocorrido em quase todos os provetes.

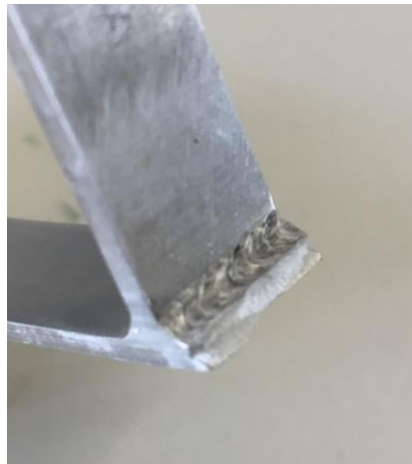


Figura 4.1 - Exemplo da zona de fratura num provete

Os ensaios de fadiga tiveram como principal objetivo a criação das curvas S-N relativas às séries 8, 9, 10 e 11. Para o desenho das curvas foi necessário registar quantos ciclos um provete suportou, até à fratura, com uma determinada amplitude de tensão nominal. Com os valores inseridos obteve-se uma dispersão de pontos numa escala bi-logaritmica, sendo que o valores dos ciclos (N) correspondem ao eixo X e os valores da gama de tensão ($\Delta\sigma$) ao eixo Y, sendo possível assim calcular a sua curva de tendência do tipo de potência, obtendo assim uma reta em coordenadas logarítmicas seguindo a equação seguinte:

$$\Delta\sigma = CN^b \quad (4.1)$$

C, representa o coeficiente de resistência à fadiga

b, representa o expoente de resistência à fadiga

4.1.1. Curvas S-N com Tensão nominal

Em todas as séries estudadas não existiu uma grande dispersão de pontos, avaliada pelo fator de correlação, R^2 , estando compreendido entre 0,81 e 0,89. Para o cálculo das curvas S-N não foram contabilizados os pontos de vida infinita.

4.1.1.1. Série 8

Na série 8 obteve-se a curva apresentada na figura 4.2. Os provetes foram ensaiados a tensões máximas de 220, 180, 140 e 120 MPa e uma razão de tensão de 0,02.

Pode-se observar que existem dois provetes que foram ensaiados com a mesma amplitude de tensão, com uma tensão máxima de 120 MPa, sendo que um fraturou próximo dos 2×10^6 de ciclos, valor a partir qual os testes eram interrompidos, e o outro obteve vida superior a 2×10^6 . Também se verifica que os provetes ensaiados com amplitudes de tensões mais elevadas, têm vidas muito próximas, sendo que só existe um caso, com uma tensão máxima de 140 MPa, que um provete se diferenciou dos outros ensaiados, tendo uma vida muito mais elevada.

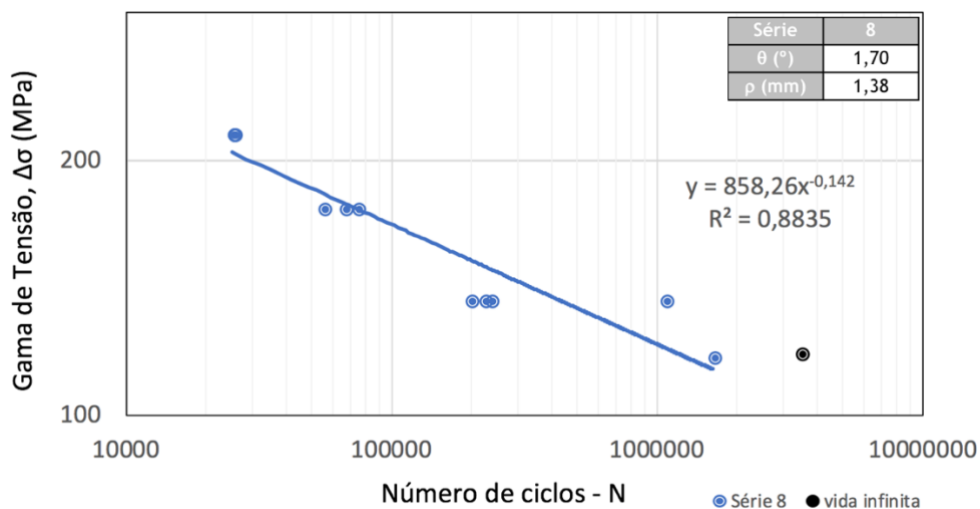


Figura 4.2 - Curva S-N da série 8

4.1.1.2. Série 9

A curva obtida na série 9, esta representada na figura 4.3. Nesta série, comparando com a série 8, obteve-se uma maior dispersão dos pontos, tendo esta sido ensaiado com tensões máximas de 220,180,150,140,130 MPa e uma razão de tensão de 0,02.

O provete ensaiado com uma tensão máxima de 130MPa, obteve vida infinita, sendo que todos os provetes ensaiados posteriormente foram ensaiados a uma tensão máxima mais elevada, de modo a poder-se obter mais pontos com vida finita e conseguir obter uma curva mais abrangente. Também é possível reparar que em todos os patamares de tensões, os pontos não estão muito próximos sendo que na tensão máxima de 220 MPa e de 180 MPa existem dois pontos que estão “quase” sobrepostos.

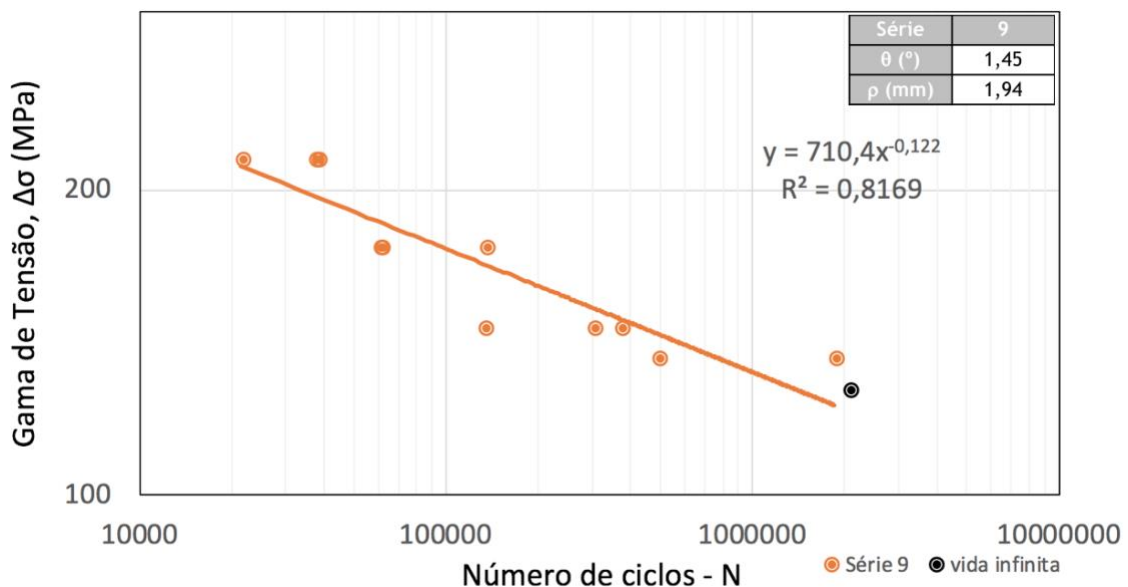


Figura 4.3 - Curva S-N da série 9

4.1.1.3. Série 10

Representada na figura 4.4 temos a série 10. A gama de tensões desta série foi um pouco mais baixa, sendo que as tensões máximas testadas foram de 200,180,160,140,130, 120 MPa e uma razão de tensão de 0,02. Para o provete testado a 120 MPa, obteve-se vida finita, sendo que esta se aproximou do valor da vida infinita, por estranho que pareça existiram dois provetes, com tensões máximas mais elevadas, respetivamente 130 e 140 MPa, que obtiveram uma vida superior aos 2×10^6 ciclos, o que nos leva a concluir que o provete testado com uma tensão máxima de 120 MPa pudesse ter algum defeito mais grave na sua soldadura que o leva a uma rotura precoce por fadiga. Na figura 4.4 também

reparamos que os provetes que obtiveram vida infinita se destacam um pouco, dos outros provetes ensaiados com a mesma tensão máxima, sendo que o provete testado com uma tensão máxima de 140 MPa, foi o provete que anteriormente suportou mais de 2×10^6 de ciclos com uma tensão máxima de 130 MPa, o que o primeiro ensaio pode ter levado a uma relaxação de tensões residuais no pé do cordão de soldadura, podendo assim este vir a ter uma vida mais elevada.

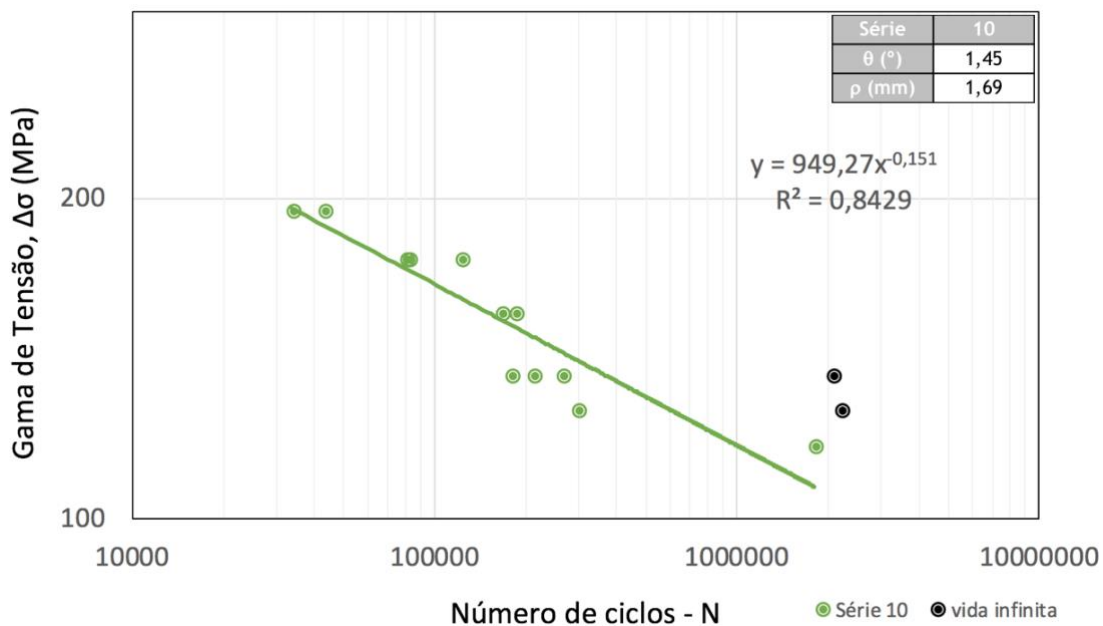


Figura 4.4 - Curva S-N da série 10

4.1.1.4. Série 11

A série 11 pode ser descrita pela curva S-N representada na figura 4.5. Esta série foi ensaiada com tensões mais baixas comparadas com as outras três séries estudadas, tendo sido solicitada a tensões máximas de 180,160,140,120,110,100 MPa e uma razão de tensão de 0,02. Com uma tensão máxima de 100 MPa foi obtido uma vida infinita, sendo que um dos provetes solicitado com uma tensão máxima de 110 MPa esteve muito próximo de atingir os 2×10^6 ciclos.

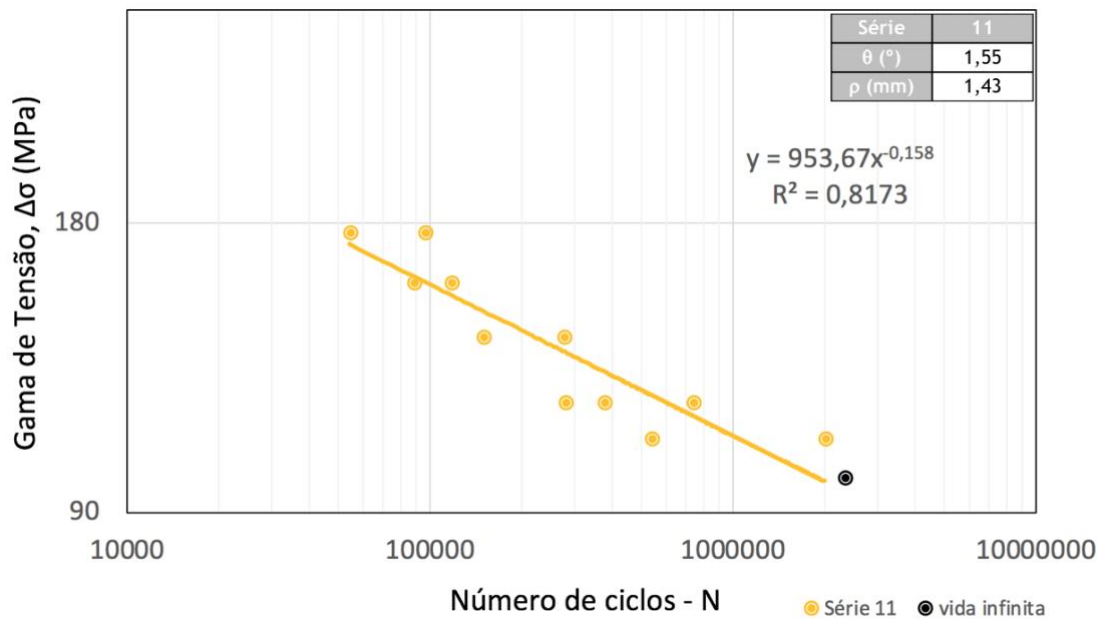


Figura 4.5 - Curva S-N da série 11

4.1.1.5. Sobreposição das séries

Sobrepondo todas as séries apresentadas anteriormente, obtemos a figura 4.6. As séries testadas têm um comportamento muito semelhante, sendo que a série 9, representada na reta com cor laranja, se destaca sendo a série em estudo que teve melhor resistência. A série 11 foi a série que obteve o pior resultado, afastando-se um pouco das outras séries. Através da dispersão de pontos de cada série, é bem visível que existem pontos ensaiados com a mesma tensão, que estão muito próximos independentemente da série o que leva a concluir que mesmo variando os parâmetros da soldadura estas 4 séries têm um comportamento muito idêntico.

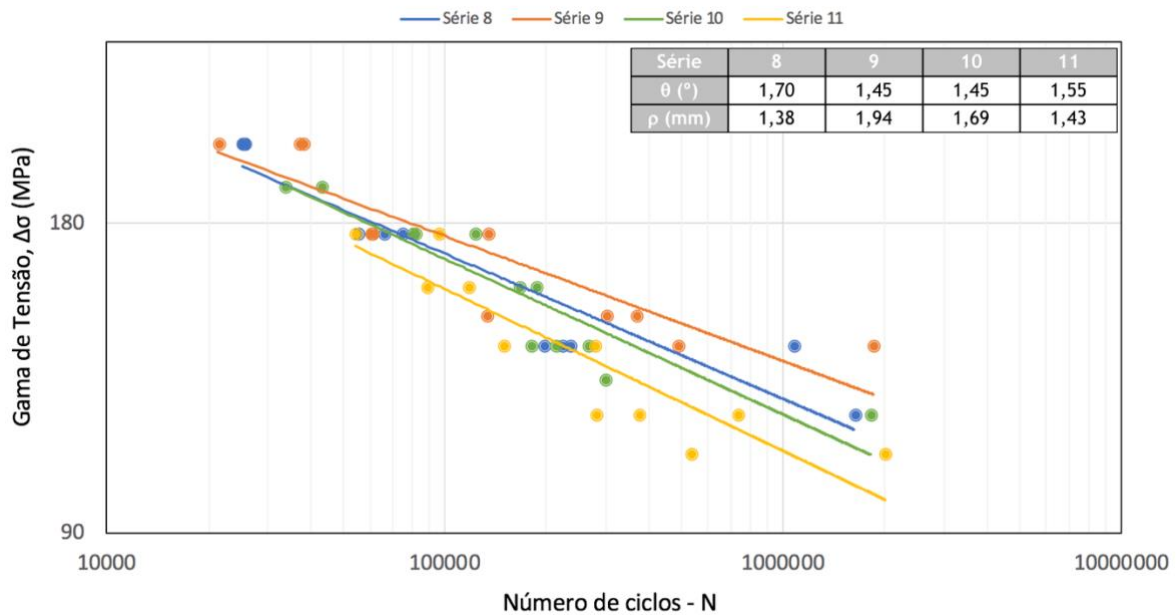


Figura 4.6 - Curva S-N com sobreposição de todas as séries

4.1.2. Curvas S-N com tensão local

Para a realização das curvas S-N com base na tensão local, ou efetiva, foi necessário recorrer ao método dos elementos finitos, método esse que nos indica o local onde ocorrem tensões de valor mais elevado que normalmente coincidem com o local de fratura do provete.

Comparando a tensão máxima obtida por elementos finitos com a tensão nominal, é obtido o fator estático de concentração de tensões, k_t .

4.1.2.1. Variação do fator concentrador de tensões, k_t

O fator estático de concentração de tensões, k_t , devido ao empeno inicial dos provetes, não tem um comportamento linear com o aumento da tensão. Como pode ser verificado na figura 4.7 (série 8), k_t varia com a tensão nominal, podendo assim concluir que dependendo da tensão nominal utilizada, iremos ter um k_t diferente, diminuindo com o aumento da tensão. Esta tendência resulta da tensão inicial resultante da fixação do provete nas amarras que cria uma tensão de flexão para uma carga de tração nula.

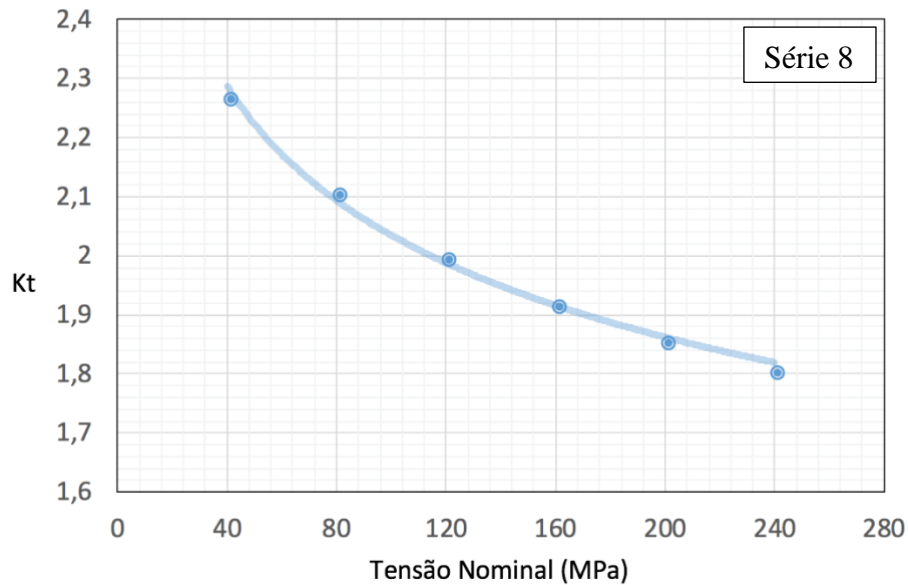


Figura 4.7 - Variação do k_t em relação á tensão nominal

4.1.2.2. Cálculo da tensão efetiva

Como já foi referido, devido ao empeno inicial dos provetes, estes no fim de serem fixados nas amarras ficam sujeitos a uma tensão inicial, tensão essa que não pode ser desprezada. Com o método de elementos finitos foi possível o cálculo da tensão a que os provetes ficam sujeitos antes do início do ensaio, sendo essa tensão da ordem dos 50 MPa.

Para o cálculo da tensão efetiva de fadiga usa-se o fator dinâmico de concentração de tensões, k_f , devido a ser um ensaio com solicitações dinâmicas. Para o cálculo de k_f , é necessário utilizar a equação de Peterson:

$$k_f = 1 + \frac{k_t - 1}{1 + \left(\frac{a}{\rho}\right)} \quad (4.2)$$

Onde ρ é o raio de concordância da soldadura, a é uma constante do material, que para o alumínio é igual a 0,51mm, e k_t é o fator estático de concentração de tensões.

Com o valor de k_f calculado podemos obter as tensões máxima e mínima efetiva de fadiga, adicionando a tensão inicial a que o provete fica sujeito devido às amarras.

$$\sigma_{m\acute{a}x\ ef} = \sigma_{m\acute{a}x} \times k_f + \sigma_{ap} \quad (4.3)$$

$$\sigma_{\min ef} = \sigma_{\min} \times k_f + \sigma_{ap} \quad (4.4)$$

$$\Delta\sigma_{ef} = \sigma_{\max ef} - \sigma_{\min ef} \quad (4.5)$$

$$R = \frac{\sigma_{\min ef}}{\sigma_{\max ef}} \quad (4.6)$$

Pode observar-se que para um dado valor da razão de tensões R, vai obter-se um valor efetivo da razão de tensões, R_{ef} , dependente do nível de carga aplicada. Assim, devido aos valores obtidos de R diferirem de ensaio para ensaio, é necessário aplicar um critério de correção da tensão média para obter uma gama de tensão equivalente para um mesmo valor de R de referência. O critério escolhido foi o de SWT [30] dado pela fórmula:

$$\Delta\sigma_{ef} = \sqrt{\sigma_{\max,ef} \times \sigma_{a,ef}} \quad (4.7)$$

$$\Delta\sigma_{ef} = \sqrt{\frac{\sigma_{\max,ef} \times \Delta\sigma_{ef}}{2}} \quad (4.8)$$

Depois de todos estes passos, podemos construir a curva S-N tomando os valores da tensão efetiva obtidos para cada uma das séries. As curvas são apresentadas na figura 4.8, sendo que cada série corresponde às cores anteriormente representadas quando apresentadas com a tensão nominal.

Nas curvas S-N com tensão efetiva, o fator de determinação R^2 baixou em todos os casos. Observa-se uma diferença entre a série 11 e as restantes, esta afasta-se ainda mais, sendo que fica uma curva inferior às outras séries, já a série 8 destaca-se, pela positiva, sendo a série que tem a melhor curva S-N. A série 8 considerando a tensão efetiva, consegue ter um comportamento melhor, até por volta da ordem de 10^6 ciclos.

As séries 9 e 10 têm um comportamento muito semelhante até por volta da ordem de 10^5 ciclos. A partir desse “patamar” a série 9 começa a aproximar-se da série 8

conseguindo ter um melhor comportamento que esta última enunciada quando atinge a ordem de grandeza de 10^6 ciclos. Também se pode observar que a série 10 tem mais ou menos a mesma inclinação que a reta da série 11, sendo que a série 10 tem um melhor comportamento.

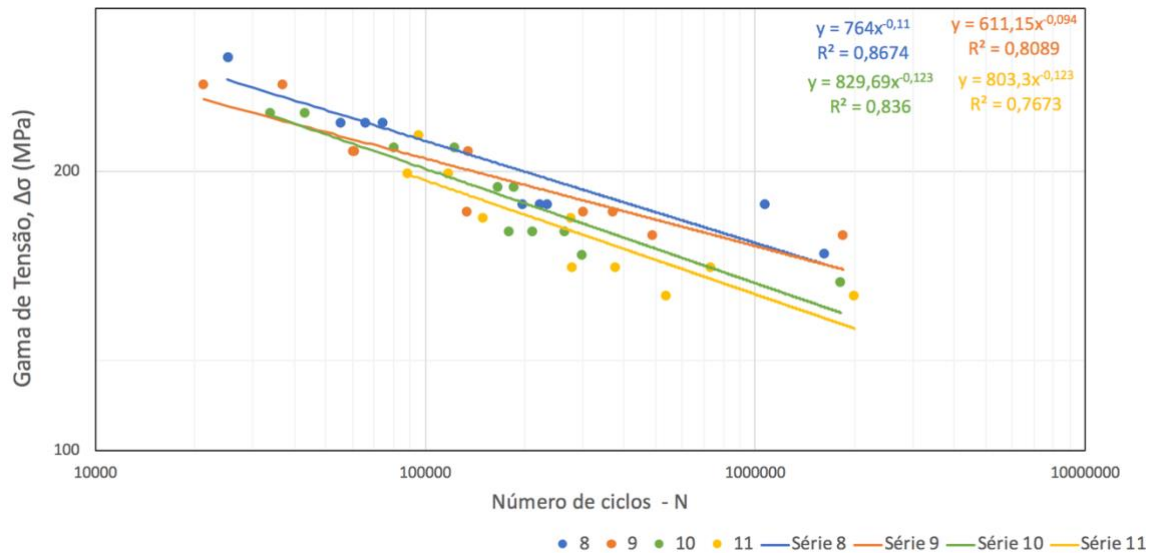


Figura 4.8 - Curvas S-N com tensão efetiva sobrepostas

4.1.3. Comparação das curvas S-N tensão nominal vs tensão efetiva

Com as equações de cada série, tensão efetiva e tensão nominal, criou-se uma tabela de forma a poder comparar a diferença de variações de tensão para o mesmo número de ciclos, e poder assim também saber ao certo a diferença que existe da tensão nominal para a tensão efetiva num dado número de ciclos.

Na tabela 4.1, podemos determinar para um dado número de ciclos, qual a diferença percentual que existe para a série que tem o maior resistência, que no nosso caso foi a série 9, para a tensão nominal e a série 8 para a tensão efetiva. Para 10^5 ciclos, a maior diferença que existe de tensão nominal é entre a série 9 e a série 11 sendo esta de 11% mas quando observado com a tensão efetiva a maior diferença acontece entre a série 8 e a série 11, sendo esta um pouco menor, ficando em 8%. Todas as outras séries têm uma resistência à fadiga muito idêntica para este número de ciclos, sendo que a série 11 é a que se afasta mais. Com um número mais elevado de ciclos, de 10^6 ciclos, essa variação aumenta, sendo agora de 18%, comparando a tensão nominal das séries 9 e 11, por serem as que têm maior diferença

percentual. Quando comparadas em termos de tensão efetiva a maior variação ocorre entre a série 9 e a série 11, e essa diferença é um pouco menor rondando os 12%.

Tabela 4.1 - Tensão Nominal vs Tensão efetiva

	Série	c	b	N=	100000	Diferença % ao maior valor	1000000	Diferença % ao maior valor
					$\Delta\sigma$ (MPa)		$\Delta\sigma$ (MPa)	
Tensão Nominal	8	858,26	-0,142		167,35	4,03%	120,68	8,35%
	9	710,4	-0,122		174,38	0,00%	131,67	0,00%
	10	949,27	-0,151		166,87	4,31%	117,87	10,49%
	11	953,67	-0,158		154,67	11,31%	107,50	18,36%
Tensão Efetiva	8	764	-0,111		212,86	0,00%	164,85	1,16%
	9	611,15	-0,094		207,08	2,71%	166,78	0,00%
	10	829,69	-0,123		201,33	5,41%	151,68	9,06%
	11	803,3	-0,123		194,93	8,42%	146,85	11,95%

4.1.4. Curva S-N de tensão nominal com intervalo de confiança segundo a norma ASTM E 739-91

Com os valores de tensão nominal obtidos em todas as séries, calculou-se uma única curva S-N e segundo a norma ASTM E 739-91[30] criou-se a curva com um intervalo de confiança de 95%.

A figura 4.9 é o resultado deste tratamento estatístico, podendo observar-se que para um tensão nominal de 200 MPa, existe uma probabilidade de 95% da junta soldada suportar uma vida entre 3×10^4 e $5,4 \times 10^4$ ciclos.

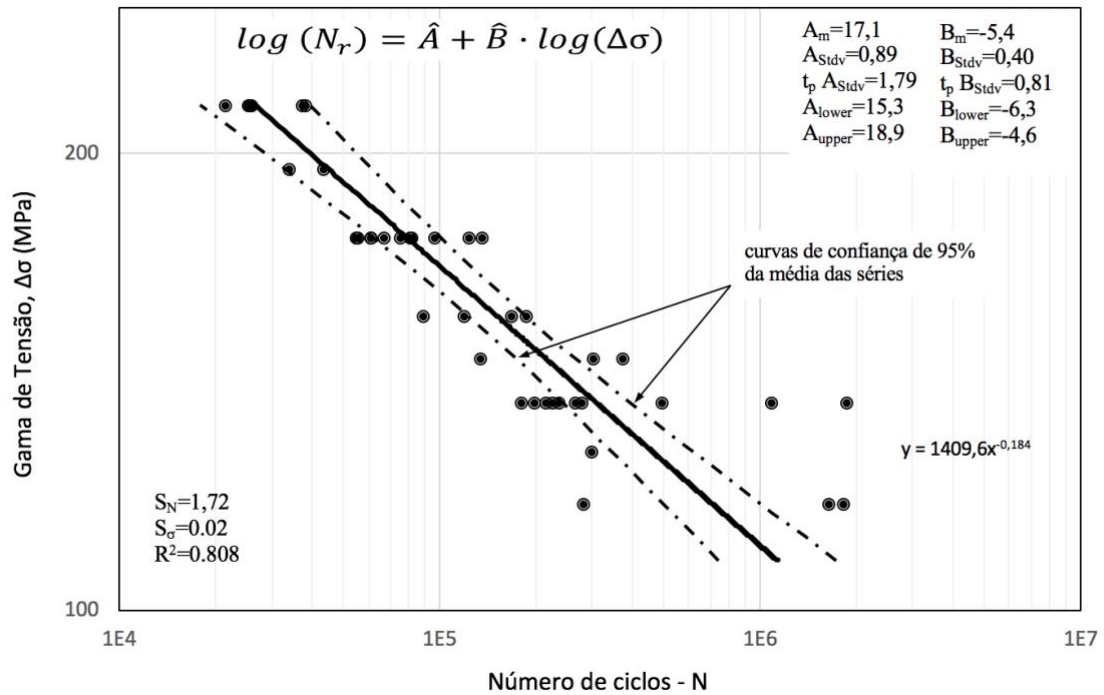


Figura 4.9 - Curva S-N para todas as séries de soldadura com intervalo de confiança de 95%

4.1.5. Curva S-N característica segundo o IIW

Com a utilização de todos os valores de tensão nominal, obteve-se uma única curva S-N, para posteriormente a partir das recomendações do IIW [31], calcular curvas de projeto com diferentes fatores de segurança, como demonstrado na figura 4.10, destacando a curva com uma probabilidade de sobrevivência de 97,7%, curva essa que pode ser utilizada no dimensionamento à fadiga de juntas T soldadas a laser nesta liga.

Para dois níveis de vida diferentes foi feita a determinação da tensão admissível para uma probabilidade de sobrevivência de 97,7%, sendo que para 2×10^5 ciclos obteve-se uma gama de tensão admissível de 117 MPa e para um número de ciclos de 10^6 uma gama de tensão admissível de 86,7 MPa.

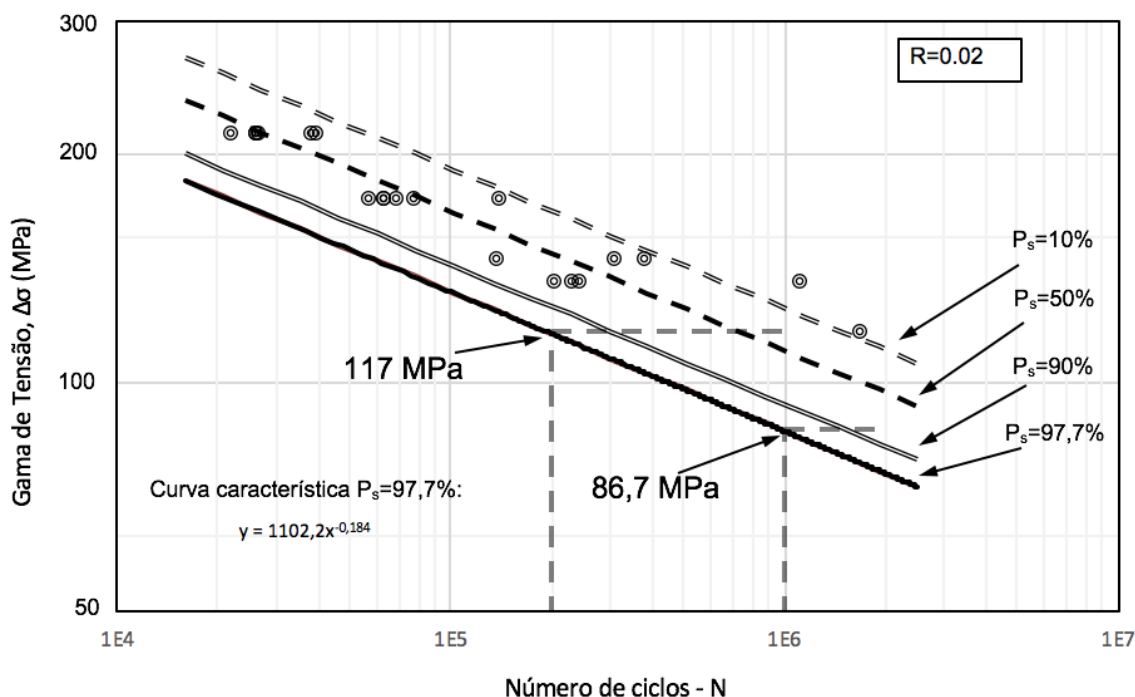


Figura 4.10 - Curva S-N com diferentes fatores de segurança

4.2. Ensaaios de Propagação de Fenda

Nos ensaios de propagação de fenda, utilizando a série cujos parâmetros de soldadura são identificados pelo número 4, teve como objetivo a criação da curva da/dN-ΔK na zona do pé do cordão de soldadura e a criação dos gráficos U-ΔK e $P_{ab}/P_{máx}-\Delta K$.

4.2.1. Curvas da/dN-ΔK

Todos os provetes foram ensaiados com um razão de tensão, R, igual a 0,05, sendo que os provetes 4_1 e 4_2 foram ensaiados com uma tensão máxima de 5000N e os restantes ensaiados com tensão máxima de 3500N. Na figura 4.11 está representado o resultado obtido para todos os provetes. Nesta não constam todos os pontos obtidos, devido ao facto de não respeitarem a norma ASTM E647 quanto ao critério da diferença da propagação da fenda, comparando os dois lados, sendo que esta não pode ser superior a 0,025x a largura do provete.

Pode-se observar uma dispersão elevada para valores baixos da velocidade de propagação.. A curva mais abrangente foi a obtida com o provete 4_1, cobrindo uma parte significativa do regime II.

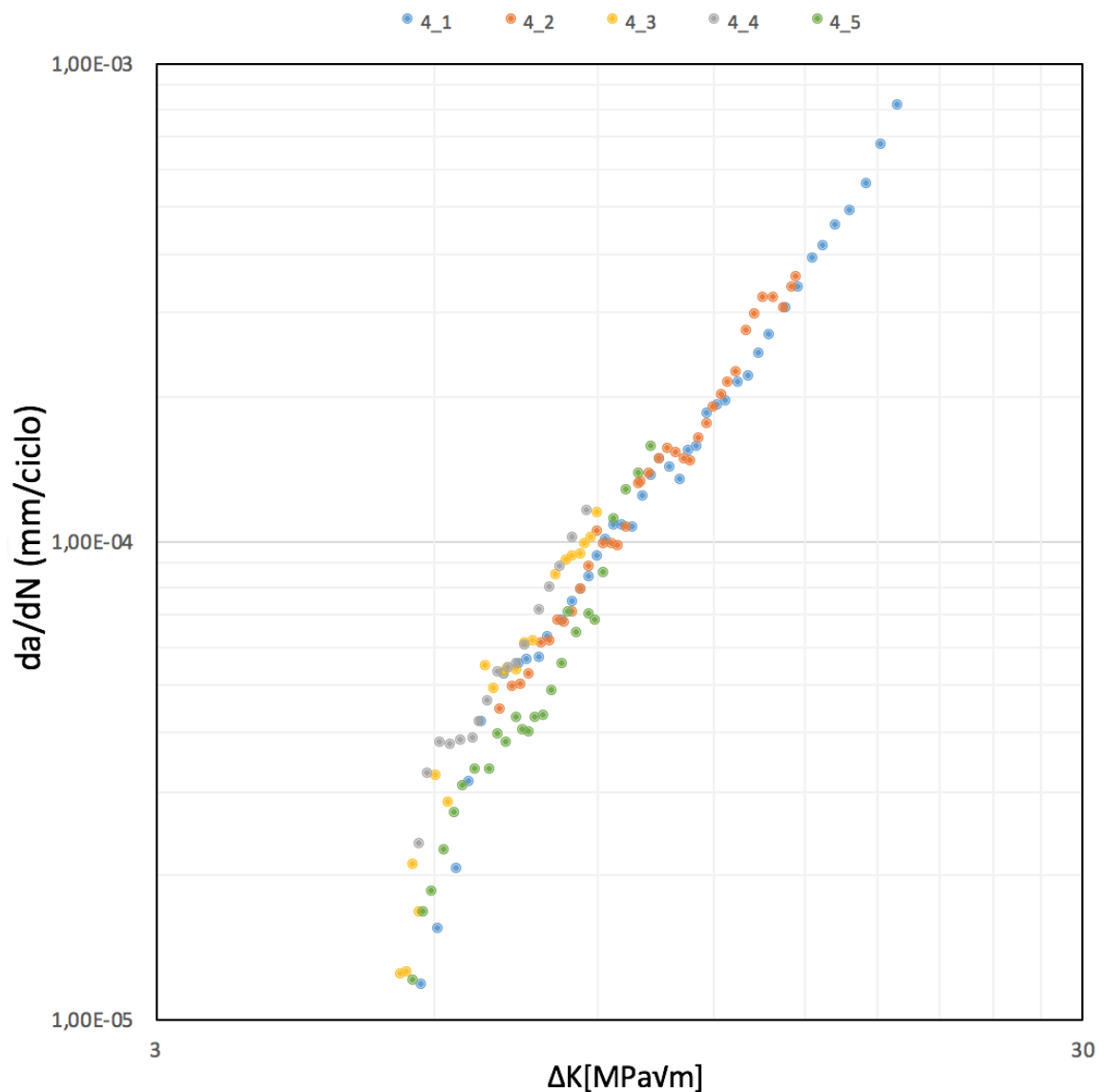


Figura 4.11 - Curvas da/dN-ΔK dos 5 provetes

A partir do provete 4_1, sendo este o provete mais completo dos testes, calculámos a reta que mais se ajusta aos resultados experimentais de forma a obtermos as constantes C e m da lei de Paris, enunciada na revisão bibliográfica, obtendo assim os valores apresentados na tabela 4.2 e a reta apresentada na figura 4.12.

Tabela 4.2 - Lei de Paris, provete 4_1

Provete	C ($\frac{mm}{ciclo.MPa\sqrt{m}}$)	m	r ²	ΔK (MPa√m)
50_1	2×10^{-7}	2,75	0,992	7<ΔK<18

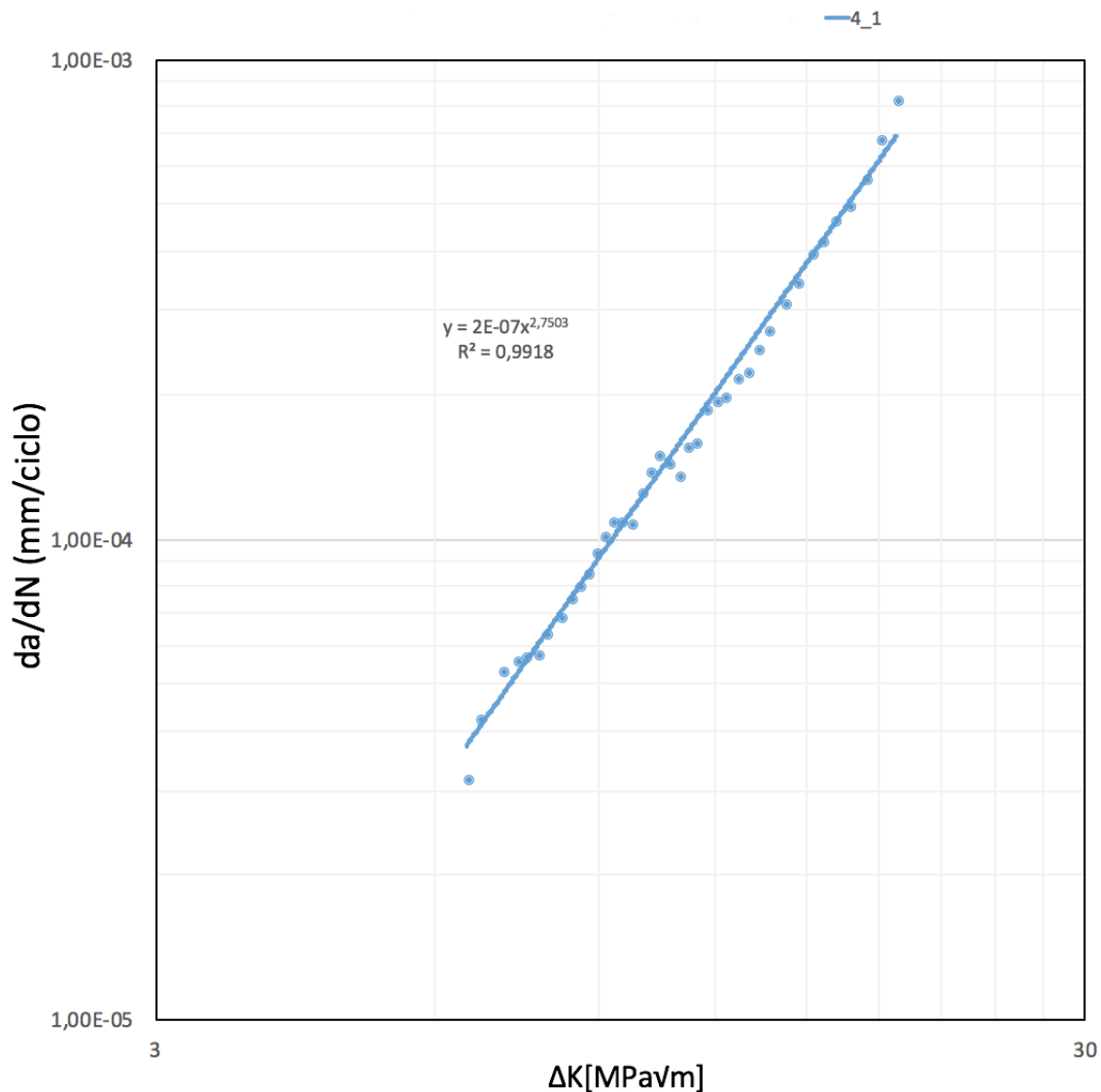


Figura 4.12 - Aplicação da lei de Paris, provete 50_1

De modo a poder comparar os resultados obtidos, estes foram sobrepostos a duas curvas que foram apresentadas no livro *Light Alloys* [1]. Este Livro contém duas curvas da/dN- ΔK referentes às ligas de alumínio AA2024-T3 e AA7075-T6 em contacto com o ar variando a humidade, por isso não aparece um simples curva mas sim um intervalo de confiança do comportamento da curva com variação de humidade. De notar que a liga AA2024 apresentada não tem o mesmo tratamento que a utilizada neste estudo. Os resultados obtidos neste trabalho encontram-se sobrepostos na figura 4.13, podendo

observar-se que a curva tem um comportamento muito semelhante à liga AA2024-T3 quando sujeita a um meio ambiente com humidade elevada.

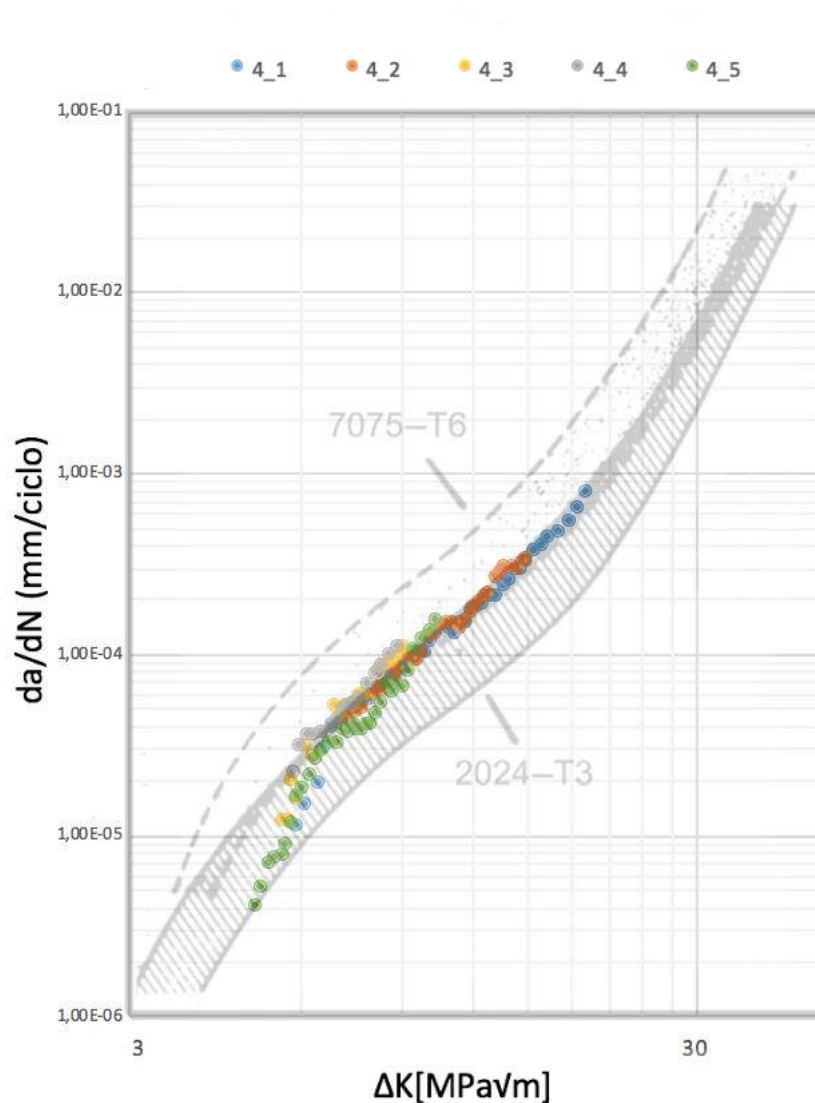


Figura 4.13 - Comparação de resultados obtidos com resultados de outros estudos [1]

4.2.2. Fecho de fenda

Durante os ensaios foi registada a carga de abertura da fenda (P_{ab}) com recurso a um extensómetro de pinos. Posteriormente o parâmetro U dado pela relação entre a diferença da carga máxima e carga de abertura e a variação de carga do ensaio foi determinado pela equação 4.9.

$$U = \frac{P_{m\acute{a}x} - P_{ab}}{P_{m\acute{a}x} - P_{m\acute{i}n}} \quad (4.9)$$

Com isto, e já tendo as variações do fator de concentração de tensões, ΔK , podemos obter um gráfico que nos indica o comportamento do fecho de fenda. Na figura 4.14 está representado a variação de U em função de ΔK , podendo observar que U varia entre 0,8 e 0,95 com um valor médio de 0,884, concluindo assim que o fecho de fenda é menos significativo que noutras ligas das séries 5000 e 6000 [32]. Verifica-se também uma tendência de ligeiro crescimento de U com ΔK .

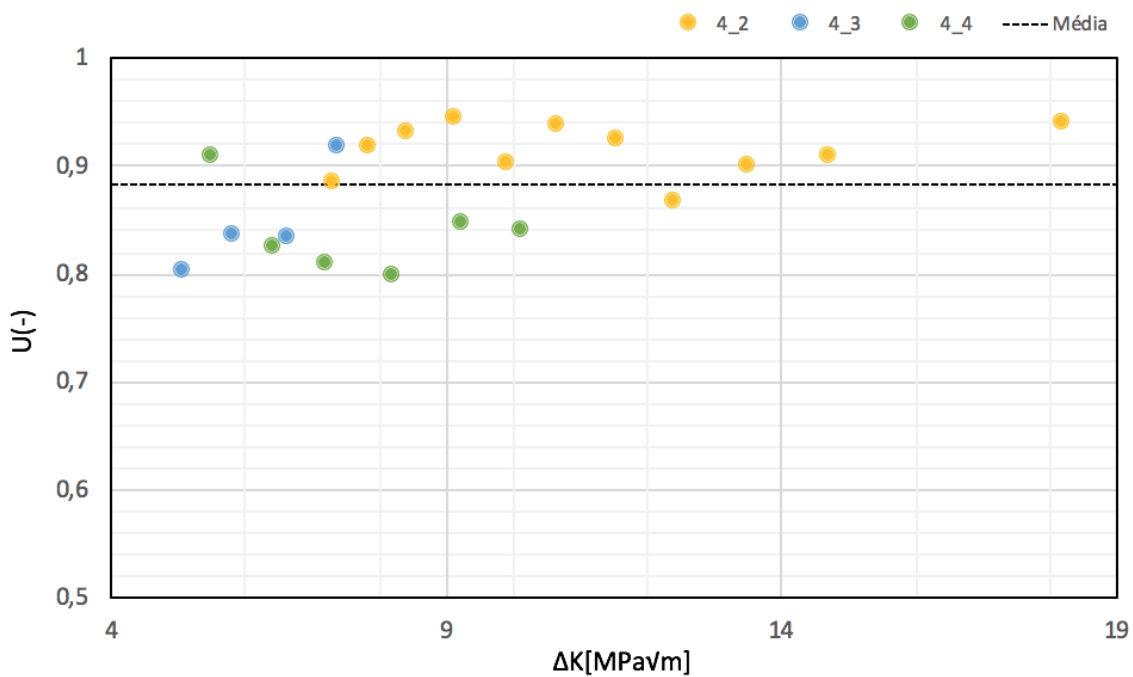


Figura 4.14 - Variação de U em função de ΔK

Também se obteve o gráfico de $P_{ab}/P_{m\acute{a}x}$ em função de ΔK , representado na figura 4.15, tendo obtido um valor médio de 0,16 para a razão efetiva de carga, R_{ef} . Para valores elevados de ΔK , R_{ef} tende para a razão nominal de carga, $R=0,05$.

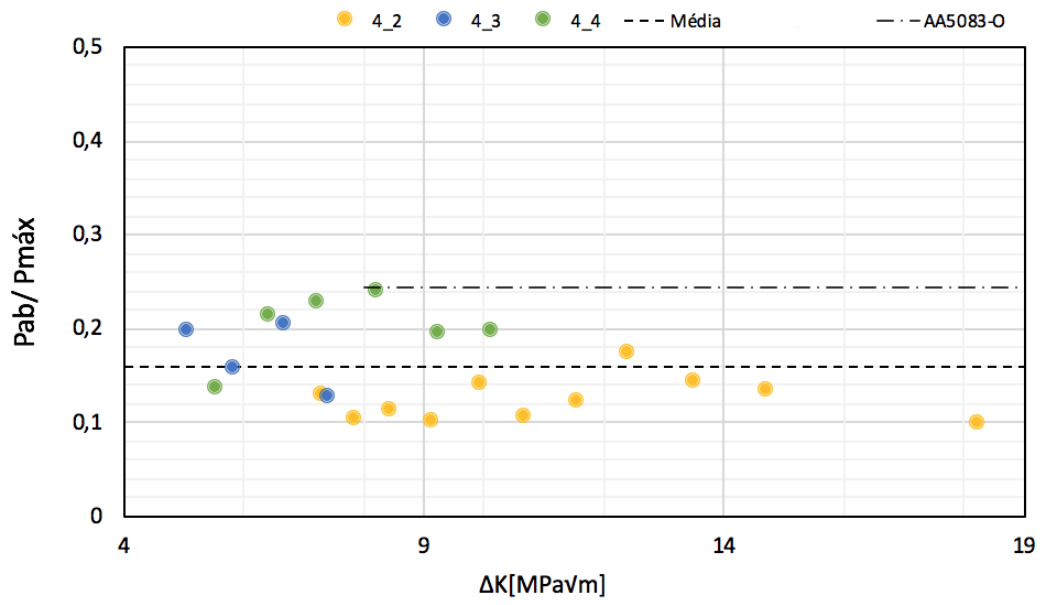


Figura 4.15 - Variação de $P_{ab}/P_{máx}$ em função de ΔK

5. CONCLUSÕES

Com este estudo pode-se concluir que todos os provetes, devido ao processo de soldadura, sofreram um empeno, empeno esse que tem influência na sua vida à fadiga. Devido ao empeno os provetes quando são solicitados à tração ficam com uma tensão inicial de flexão da ordem dos 50 MPa, valor este determinado a partir dos elementos finitos.

Nos testes de fadiga, curvas S-N, os resultados obtidos foram muito idênticos em três séries de soldadura, sendo que a outra série, série 11, apresentou uma resistência inferior. Com exceção da série 11, todas as séries apresentaram vidas acima de 2×10^6 ciclos para tensões iguais ou superiores a 120 MPa. A série 11 apresentou vida finitas para tensões superiores a 110 MPa e superiores a 2×10^6 ciclos para 100 MPa.

Com o recurso à análise dos elementos finitos, foi possível verificar que o fator de concentração de tensões é influenciado pelo raio de concordância do cordão de soldadura e também pelo empeno inicial do provete, sendo que devido a esse empeno a relação do K_t com a tensão é descrito por uma curva descendente com a concavidade voltada para cima. Considerando a influência da concentração de tensões, foi possível observar que a junta soldada com os parâmetros da série 8 é aquela onde se obtém melhor resistência à fadiga.

Obteve-se a curva de projeto da junta soldada relativa a todas as séries, de modo a estabelecer a curva de projeto à fadiga em termos de tensões nominais, segundo as recomendações do IIW, com uma probabilidade de sobrevivência de 97,7%. Para uma vida de 2×10^5 ciclos a resistência à fadiga de juntas T dissimilares soldadas a laser entre as ligas 2024 e 7075, é de 117 MPa com um probabilidade de sobrevivência de 97,7%.

Durante os ensaios de propagação de fendas em provetes MT foi observado que as fendas não se propagavam com igual velocidade dos dois lados do entalhe em quatro dos cinco provetes ensaiados. Através das curvas $da/dN-\Delta K$ foi possível caracterizar a resistência à propagação de fendas ao longo do pé de juntas soldadas a laser entre as ligas 2024-T4 e 7075-T6, com um comportamento idêntico a uma liga 2024-T3 quando testada em ambiente húmido.

Conclui-se também que a relação entre a carga de abertura da fenda e a carga máxima durante o ciclos de carga para uma razão de tensões $R=0,05$ é em média de 0,16 ($U =0,88$) valor muito baixo quando comparado com outras ligas de alumínio. Na gama de valores de ΔK analisados não se observou uma variação clara de U com ΔK .

5.1. Sugestão de trabalhos futuros

- Devido ao tempo limitado, não foi possível a criação de curvas $da/dN-\Delta K$ variando a razão de carga nominal, R , ou com aplicação de sobrecargas, seria interessante a investigação das mesmas de forma a comparar com os resultados obtidos.
- Avaliação da tensão local efetiva considerando outras soluções para K_f mais recentes que incluíam o gradiente de tensões.
- Medição do fecho utilizando métodos óticos.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] I. Polmear *et al.*, “Wrought Aluminium Alloys,” in *Light Alloys*, Elsevier, 2017, pp. 157–263.
- [2] W. Tao, Z. Yang, Y. Chen, L. Li, Z. Jiang, and Y. Zhang, “Double-sided fiber laser beam welding process of T-joints for aluminum aircraft fuselage panels: Filler wire melting behavior, process stability, and their effects on porosity defects,” *Opt. Laser Technol.*, vol. 52, pp. 1–9, 2013.
- [3] ASM International Handbook Committee, “The Materials Information Company,” *Technology*, vol. 2, p. 3470, 2001.
- [4] C. A. G. de M. Branco and P. Fundação Calouste Gulbenkian. Serviço de Educação e Bolsas (Lisboa, *Projecto de órgãos de máquinas*. Fundação Calouste Gulbenkian. Serviço de Educação e Bolsas, 2012.
- [5] J. C. Williams and E. A. Starke, “Progress in structural materials for aerospace systems,” *Acta Mater.*, vol. 51, no. 19, pp. 5775–5799, 2003.
- [6] S. Katayama, *Introduction: Fundamentals of laser welding*, vol. 9, no. 2012. Woodhead Publishing Limited, 2013.
- [7] X. Cao, W. Wallace, J. P. Immarigeon, and C. Poon, “Research and progress in laser welding of wrought aluminum alloys. II. Metallurgical microstructures, defects, and mechanical properties,” *Mater. Manuf. Process.*, vol. 18, no. 1, pp. 23–49, 2003.
- [8] R. Xiao and X. Zhang, “Problems and issues in laser beam welding of aluminum–lithium alloys,” *J. Manuf. Process.*, vol. 16, no. 2, pp. 166–175, Apr. 2014.
- [9] S. C. Tam, R. Williams, L. J. Yang, S. Jana, L. E. N. Lim, and M. W. S. Lau, “A review of the laser processing of aircraft components,” *J. Mater. Process. Tech.*, vol. 23, no. 2, pp. 177–194, 1990.
- [10] T. Kovacs, “Laser welding process specification base on welding theories,” *Procedia Manuf.*, vol. 22, pp. 147–153, Jan. 2018.
- [11] X. Cao, W. Wallace, C. Poon, and J. P. Immarigeon, “Research and progress in laser welding of wrought aluminum alloys. I. Laser welding processes,” *Mater. Manuf.*

- Process.*, vol. 18, no. 1, pp. 1–22, 2003.
- [12] S. Katayama, Y. Kawahito, and M. Mizutani, “Elucidation of laser welding phenomena and factors affecting weld penetration and welding defects,” *Phys. Procedia*, vol. 5, pp. 9–17, Jan. 2010.
- [13] J. Enz, V. Khomenko, S. Riekehr, V. Ventzke, N. Huber, and N. Kashaev, “Single-sided laser beam welding of a dissimilar AA2024–AA7050 T-joint,” *Mater. Des.*, vol. 76, pp. 110–116, Jul. 2015.
- [14] J. Lawrence and R. T. Deam, *Chapter 23 – Process Control of Laser Materials Processing*, Second Edi. Elsevier Ltd., 2018.
- [15] Z. B. Yang, W. Tao, L. Q. Li, Y. B. Chen, F. Z. Li, and Y. L. Zhang, “Double-sided laser beam welded T-joints for aluminum aircraft fuselage panels: Process, microstructure, and mechanical properties,” *Mater. Des.*, vol. 33, pp. 652–658, Jan. 2012.
- [16] D. Grevey, P. Sallamand, E. Cicala, and S. Ignat, “Gas protection optimization during Nd:YAG laser welding,” *Opt. Laser Technol.*, vol. 37, no. 8, pp. 647–651, 2005.
- [17] B. R. Leigh and N. Ferguson, “an Evaluation of the Physical Properties of Nd : Yag Laser Welded High Strength 6000 Series Aluminum Alloys,” pp. 1–12, 2002.
- [18] B. Fu, G. Qin, X. Meng, Y. Ji, Y. Zou, and Z. Lei, “Materials Science & Engineering A Microstructure and mechanical properties of newly developed aluminum – lithium alloy 2A97 welded by fiber laser,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 617, pp. 1–11, 2014.
- [19] J. Yang, S. Gang, X. Li, L. Chen, and F. Xu, “Typical Joint Defects in Laser Welding of Aluminium-Lithium Alloy,” in *Proceedings of the 36th International MATADOR Conference*, vol. 22, 2010, pp. 595–598.
- [20] E. A. Metzbower, “Laser Beam Welding of Aluminum Alloy 5456,” 1982.
- [21] U. Zerbst, M. Madia, M. Vormwald, and H. T. Beier, “FATIGUE STRENGTH AND FRACTURE MECHANICS - A GENERAL PERSPECTIVE,” *Eng. Fract. Mech.*, 2017.
- [22] F. C. Campbell, “Elements of Metallurgy and Engineering Alloys -Chapter 14,” 2008.
- [23] C. A. G. de M. Branco, L. de O. Faria, and P. Fundação Calouste Gulbenkian..

- Serviço de Educação (Lisboa, *Mecânica dos materiais*. Fundação Calouste Gulbenkian. Serviço de Educação, 1998.
- [24] P. C. Paris, M. P. Gomez, and W. E. Anderson, “A rational analytic theory of fadigue,” *The Trend in Engineering*, vol. 13, no. 4. pp. 9–14, 1961.
- [25] W. ELBER, “Fatigue Crack Closure Under Cyclic Tension,” *Eng. Fract. Mech.*, vol. 2, no. 1, pp. 37–45, 1970.
- [26] S. Suresh and R. O. Ritchie, “A geometric model for fatigue crack closure induced by fracture surface roughness,” *Metall. Trans. A*, vol. 13, no. 9, pp. 1627–1631, 1982.
- [27] S. Suresh, G. F. Zamiski, and R. O. Ritchie, “Oxide-Induced Crack Closure: An Explanation For Near-Threshold Corrosion Fatigue Crack Growth Behavior,” *Metall. Trans. A*, vol. 12, no. 8, pp. 1435–1443, 1981.
- [28] ASTM, “ASTM E466 - Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials,” *ASTM B. Stand.*, vol. 03, no. Reapproved, pp. 4–8, 2002.
- [29] ASTM, “ASTM E647 - Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates,” *ASTM B. Stand.*, vol. 03, no. July, pp. 1–49, 2016.
- [30] ASTM, “ASTM E739 - Standart Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life and Strain-Life Fatigue Data,” *ASTM B. Stand.*, 1998.
- [31] A. Hobbacher, “Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components,” *Int. Inst. Welding- IIW*, vol. 39, no. 1, pp. 33–46, 2004.
- [32] J. Domingos Moreira da Costa, “Análise da tolerância de defeitos em ligas de alumínio,” Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra, 1991.