

• U • C •

FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS  
E TECNOLOGIA  
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE  
ENGENHARIA MECÂNICA

# **Aplicação do processo de fricção linear (FSP) na melhoria da resistência à fadiga de juntas de canto soldadas por MIG na liga AA5083**

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

**Autor**

**Ricardo Manuel Figueiredo Rodrigues**

**Orientadores**

**José Domingos Moreira da Costa**

**Altino de Jesus Roque Loureiro**

**Júri**

<b>Presidente</b>	<b>Professor Doutor José António Martins Ferreira</b> <b>Professor Catedrático da Universidade de Coimbra</b> <b>Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa</b> <b>Professor Associado com Agregação da Universidade de Coimbra</b>
<b>Vogais</b>	<b>Professor Doutor Altino de Jesus Roque Loureiro</b> <b>Professor Associado com Agregação da Universidade de Coimbra</b> <b>Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes</b> <b>Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra</b>

**Coimbra, Setembro de 2013**

“All that is now  
All that is gone  
All that’s to come  
and everything under the sun is in tune  
but the sun is eclipsed by the moon.”

“Eclipse“, The Dark Side Of The Moon (Pink Floyd, 1973)

Aos meus pais e família.

## Agradecimentos

Finalizado o presente trabalho, quero agradecer a todas as pessoas que, de uma forma direta ou indireta, contribuíram para que fosse possível a realização e a conclusão da tese.

Em primeiro lugar, quero agradecer ao meu orientador, Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa, pela disponibilidade, pela orientação, pela motivação, pela ajuda nos problemas encontrados ao longo da tese e pelos vastos conhecimentos transmitidos do mundo da Engenharia Mecânica.

Agradeço também ao meu coorientador, Professor Doutor Altino de Jesus Roque Loureiro, por toda a ajuda prestada ao longo da tese através da sua total disponibilidade durante o processo de soldadura e pelos conhecimentos transmitidos.

Quero também agradecer ao Professor Doutor Amílcar Lopes Ramalho por toda a ajuda e conselhos dados ao longo de algumas fases do trabalho.

Agradeço também a todos os meus amigos, demasiados para referir, que partilharam todos os momentos de entajuda, companheirismo e também de lazer, vividos nesta longa caminhada. A todos vós, o meu obrigado.

Quero agradecer ao meu colega de trabalho e amigo, Mestre Joel da Silva, pelas várias horas de trabalho passadas na sua excelente companhia, pela sua incessante ajuda e disponibilidade, por toda a motivação e força transmitida durante o semestre de trabalho.

Agradeço também ao Mestre Telmo Banha que, apesar de estar um pouco mais longe, é mais do que apenas padrinho de curso: é um grande amigo que fiz para a vida.

À minha grandiosa família, por toda a ajuda dada em bons e maus momentos. São um forte pilar do que sou hoje.

À Mariana, por todos os momentos bons e maus, e pela compreensão por todas as coisas que não aconteceram devido a esta tese, mas mesmo assim estar sempre ao meu lado, e por acreditar sempre em mim, mesmo quando eu não acreditava.

Por fim, quero deixar o meu especial obrigado aos meus pais. Por tudo o que passou e tudo o que virá. Sem vocês não seria nada do que sou hoje. Esta tese é vossa.

Este trabalho é financiado por fundos FEDER – através do Programa Operacional Fatores de Competitividade – COMPETE e por Fundos Nacionais através da FCT – Fundação para a Ciência e a Tecnologia no âmbito do Projeto “PTDC/EME-PME/114605/2009; COMPETE: FCOMP-01-0124-FEDER-015165” e PEst-C/EME/UI0285/2013



## Resumo

A evolução constante dos processos tecnológicos de ligação de materiais teve um papel crucial no aparecimento de um dos maiores avanços nesta área: o *Friction Stir Welding* (FSW), a soldadura por fricção linear. Este processo veio inovar a indústria metalo-mecânica mundial, que todos os dias se torna cada vez mais exigente, tanto a nível de qualidade dos produtos como de eficiência na sua fabricação.

As alterações microestruturais e o ganho de propriedades mecânicas na zona processada dos materiais soldados por FSW fez com que esta técnica fosse posteriormente adaptada e utilizada em acabamentos superficiais, surgindo assim o *Friction Stir Processing* (FSP), o pós-processamento por fricção linear.

O objetivo deste trabalho foi estudar a possível melhoria da resistência à fadiga de juntas de canto soldadas por MIG, na liga AA5083-H111, posteriormente processadas pela técnica de FSP, com o propósito de obter alguns dos benefícios do FSW nas juntas previamente soldadas por MIG. Com este objetivo, foram realizadas análises morfológicas, perfis de dureza, ensaios de tração e deformação, e ensaios de fadiga para diferentes razões de tensão.

No final dos estudos realizados, concluiu-se que o pós-processamento melhorou a resistência à fadiga das juntas de canto soldadas por MIG, sobretudo pela modificação microestrutural do material e do raio de concordância no pé da soldadura.

**Palavras-chave:** Processamento por fricção linear, Soldadura MIG, Alumínio 5083-H111, Resistência à fadiga

## Abstract

The constant development of the technological material joining processes had a critical role in the rise of one of the greatest advances in this area: the Friction Stir Welding (FSW). This process was responsible for innovating the whole metalworking world industry, which becomes more demanding every day, either on products' quality or their fabrication efficiency.

The microstructural changes and the gain of mechanical properties on the FSW welded materials' processed zone, made that this technique was later adapted and used in superficial finishes, thus appearing the *Friction Stir Processing* (FSP).

The objective of this work is to study the possible improvement of fatigue resistance of MIG welded AA5083-H11 T-joints, later processed by FSP, with the purpose of acquiring some of the benefits of FSW in the joints previously welded by MIG. With this intent, morphological analysis, hardness profiles, tensile and deformation tests, and fatigue tests for different stress ratios will be made.

At the end of the study, the conclusion was that post processing improved the fatigue resistance of MIG welded T-joints, mainly because of the material's microstructural modification and the change of the curvature radius in the weld toe.

**Keywords** Friction stir processing, MIG welding, Aluminium 5083-H111, Fatigue resistance

## Índice

Índice de Figuras .....	vii
Índice de Tabelas .....	x
Simbologia e Siglas .....	xi
Simbologia.....	xi
Siglas .....	xii
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Objetivos da tese .....	2
1.2. Estrutura da tese .....	3
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	4
2.1. Introdução .....	4
2.2. Alumínio .....	4
2.2.1. O Alumínio .....	4
2.2.2. As ligas de Alumínio .....	6
2.2.3. A série 5XXX e as suas ligas.....	7
2.3. Soldadura do Alumínio .....	8
2.4. Soldadura Metal Inert Gas (MIG).....	9
2.4.1. Vantagens da soldadura MIG .....	11
2.4.2. Defeitos da soldadura MIG nas ligas de alumínio.....	11
2.5. Soldadura por fricção linear.....	14
2.5.1. Vantagens da soldadura por fricção linear .....	15
2.5.2. Desvantagens da soldadura por fricção linear .....	16
2.6. Pós-processamento por fricção linear .....	16
2.6.1. Vantagens do pós-processamento por fricção linear .....	17
2.6.2. Zona pós-processada.....	17
2.7. Influência dos parâmetros na soldadura/pós-processamento por fricção linear ...	19
2.8. Fadiga em metais e em estruturas soldadas .....	20
2.8.1. Fator de concentração de tensões teórico e dinâmico (ou de fadiga) .....	21
2.8.2. Influência do tamanho de grão na resistência à fadiga .....	22
3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL .....	24
3.1. Introdução .....	24
3.2. Preparação das placas a soldar .....	24
3.3. Soldadura MIG das placas .....	25
3.4. Pós-processamento por fricção linear .....	26
3.5. Preparação dos provetes para ensaios destrutivos e não destrutivos .....	28
3.6. Ensaios de tração e de deformação .....	30
3.7. Ensaios de fadiga .....	31
3.8. Análise do tamanho de grão.....	32
3.9. Determinação de durezas .....	33

4.	APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS .....	34
4.1.	Otimização de parâmetros .....	34
4.1.1.	Otimização do processo FSP .....	34
4.2.	Análise morfológica.....	36
4.2.1.	Microestrutura das séries MIG .....	36
4.2.2.	Microestrutura das séries pós-processadas por fricção linear .....	38
4.3.	Análise de microdurezas .....	39
4.3.1.	Microdureza da série MIG.....	40
4.3.2.	Microdureza da série MIG com pós-processamento .....	41
4.4.	Ensaio de tração .....	44
4.5.	Análise de deformações com sistema ótico 3D <i>ARAMIS</i> .....	49
4.5.1.	Deformação em provetes MIG .....	49
4.5.2.	Deformação em provetes MIG+FSP .....	53
4.6.	Ensaio de fadiga .....	57
5.	CONCLUSÕES .....	64
5.1.	Sugestões para futuros trabalhos.....	65
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	66
	ANEXO A .....	69
	ANEXO B .....	70
	ANEXO C .....	71
	ANEXO D .....	72

## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Classificação das ligas de alumínio.....	6
Figura 2.2. Processo de soldadura Metal Inert Gas. (Loureiro, 2010) .....	10
Figura 2.3. Porosidades presentes numa soldadura MIG (Quintino, 2012) .....	12
Figura 2.4. Falta de penetração na liga AA6082-T6 (Rangel, 2012). .....	13
Figura 2.5. Falta de molhagem na soldadura MIG, visível pela pequena zona escura de transição entre o material fundido e o material base (resultado obtido no decorrer da presente tese). .....	14
Figura 2.6. Representação esquemática do processo de soldadura por fricção linear. (Nicolau Aires, 2007) .....	15
Figura 2.7. Representação da zona pós processada. A) Material Base; B) Zona Termicamente Afetada; C) Zona Termomecanicamente Afetada; D) <i>Nugget</i> . (Mishra et al., 2007) .....	17
Figura 2.8. <i>Nugget</i> em forma de bacia.....	18
Figura 2.9. Zonas Termomecanicamente Afetadas, no lado do retrocesso em a) e do avanço em b).....	18
Figura 2.10. Representação das variáveis para o cálculo de $k_t$ .....	22
Figura 3.1. Preparação de junta das placas a soldar. ....	25
Figura 3.2. Imagem a) apresenta a placa fixada na base pronta para soldar e b) apresenta a base posicionada para o processo de soldadura.....	26
Figura 3.3. Sistema de fixação das placas na mesa de trabalho. ....	27
Figura 3.4. Representação da interferência entre a base da ferramenta e o pé do cordão da soldadura. ....	28
Figura 3.5. Geometria dos provetes usados durante o trabalho. De cima para baixo: após extração da placa, provete para durezas e micrografias, e provete “osso de cão”. 29	
Figura 3.6. Aspeto final dos provetes para ensaios de tração. Atrás o provete MIG e à frente o provete MIG processado. ....	29
Figura 3.7. Máquina de tração Instron 4206 e <i>ARAMIS</i> em funcionamento. ....	31
Figura 3.8. Dispositivo utilizado nos ensaios de tração para não ocorrer flambagem. ....	32
Figura 3.9. Esquema de onde foram feitas as indentações para obtenção dos perfis de dureza. ....	33
Figura 4.1. a) Excesso de interferência no pós-processamento. b) defeito tipo túnel no final deste pós-processamento, em detalhe.....	35

---

Figura 4.2. Variáveis de cálculo da distância da ferramenta à peça.....	36
Figura 4.3. Análise morfológica e microestrutural de soldadura MIG.....	37
Figura 4.4. Análise morfológica da série MIG+FSP.....	38
Figura 4.5. Perfil de dureza da série MIG. ....	40
Figura 4.6. Perfil de dureza da série MIG com pós-processamento ao longo da superfície do provete e em cada um dos pés do cordão da soldadura.....	41
Figura 4.7. Perfis de dureza MIG e MIG+FSP.....	43
Figura 4.8. Curvas tensão-deformação: em a) a série MIG e em b) a série MIG+FSP.....	44
Figura 4.9. Curvas tensão-deformação das séries MB, MIG e MIG+FSP.....	45
Figura 4.10. Curva tensão-deformação do Pé Esquerdo da série MIG em a) e obtenção da tensão de cedência pelo critério de 0,2% de deformação plástica em b). ....	46
Figura 4.11. Curva tensão-deformação do Pé Esquerdo da série MIG+FSP em a) e obtenção da tensão de cedência pelo critério de 0,2% de deformação plástica em b).....	47
Figura 4.12. Curva tensão-deformação do <i>Nugget</i> da série MIG+FSP em a) e obtenção da tensão de cedência pelo critério de 0,2% de deformação plástica em b). ....	47
Figura 4.13. Comparação das curvas tensão-deformação dos pés da soldadura da série MIG e MIG+FSP e do <i>Nugget</i> da série MIG+FSP. ....	48
Figura 4.14. Mapas de deformação do provete MIG 10.10: em a) deformação máxima igual a metade da deformação à carga máxima, e em b) deformação total à carga máxima. ....	50
Figura 4.15. Esquema representativo das deformações do provete 10.10 MIG a deformação máxima igual a metade da deformação à carga máxima.....	51
Figura 4.16. Esquema representativo das deformações do provete 10.10 MIG a deformação à carga máxima.....	51
Figura 4.17. Deformações ocorridas na secção de 4mm <sup>2</sup> no pé esquerdo do cordão no provete ao longo do ensaio de tração. ....	52
Figura 4.18. Mapas de deformação do provete MIG+FSP 12.10: em a) deformação máxima igual a metade da deformação à carga máxima, e em b) deformação total à carga máxima. ....	53
Figura 4.19. Esquema representativo das deformações do provete 12.10 MIG+FSP a deformação máxima igual a metade da deformação à carga máxima. ....	53
Figura 4.20. Esquema representativo das deformações do provete 12.10 MIG+FSP a deformação à carga máxima.....	54
Figura 4.21. Influência da dureza na deformação do provete. ....	55
Figura 4.22. Esquema representativo das deformações ocorridas no pé esquerdo e no <i>Nugget</i> do provete 12.10 MIG+FSP, no caso de deformação à carga máxima.....	56
Figura 4.23. Vida à fadiga da série MIG e MIG+FSP para R=0.....	59

---

---

Figura 4.24. Vida à fadiga da série MIG e MIG+FSP para $R = -1$ .....	60
Figura 4.25. Vida à fadiga da série MIG e MIG+FSP para $R = 0$ , na gama de tensões locais. .....	61
Figura 4.26. Vida à fadiga da série MIG e MIG+FSP para $R = -1$ , na gama de tensões locais. .....	62
Figura 4.27. Vidas à fadiga da série MIG em a) e MIG+FSP em b) em diferentes razões de tensão.....	63
Figura 4.28. Esquema das variáveis de cálculo das razões de tensão. ....	63
Figura C.1. Geometria da ferramenta usada para o pós-processamento por fricção linear.	71

## ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1. Composição química (% em peso) da liga AA5083-H111 ( <a href="http://www.aerodynamicmetals.com/">http://www.aerodynamicmetals.com/</a> ).....	7
Tabela 2.2. Propriedades mecânicas e físicas nominais da liga AA5083-H111 ( <a href="http://www.aalco.co.uk">www.aalco.co.uk</a> ) .....	8
Tabela 4.1. Resultados dos ensaios de tração .....	44
Tabela 4.2. Resultados obtidos dos ensaios de tração no pé da série MIG e no pé e <i>Nugget</i> da série MIG+FSP.....	46
Tabela 4.3. Raio médio, ângulo médio, fator de concentração de tensões teórico e dinâmico das séries.....	58
Tabela A.1. Parâmetros da soldadura MIG .....	69
Tabela B.1. Parâmetros do pós-processamento por fricção linear. ....	70
Tabela D.1. Parâmetros usados e resultados obtidos nos ensaios de fadiga para o Material Base e MIG R=0.....	72
Tabela D.2. Parâmetros usados e resultados obtidos nos ensaios de fadiga MIG+FSP R=0 .....	73
Tabela D.3. Parâmetros usados e resultados obtidos nos ensaios de fadiga MIG e MIG+FSP para R= -1 .....	74
Tabela D.4. Cálculo das tensões locais para MIG R=0 e R= -1 .....	75
Tabela D.5. Cálculo das tensões locais para MIG+FSP R=0 e R= -1 .....	76
Tabela D.6. Equações das retas e respetivos valores de m dos ensaios de fadiga das diferentes séries para diferentes razões de tensão.. .....	77

## SIMBOLOGIA E SIGLAS

### Simbologia

$\Delta\sigma_L$  – Gama de tensões locais

$\Delta\sigma_n$  – Gama de tensões nominais

$\Delta P$  – Gama de forças aplicada

$\theta$  – Ângulo tangente ao cordão da soldadura

$\rho$  – Raio de concordância

$\sigma_{f0}$  – Tensão limite de fadiga

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

$\sigma_L$  – Tensão local

$\sigma_n$  – Tensão nominal

$a$  – Constante de material

$B$  – Espessura do provete na junta soldada

$d$  – Interferência

$k_f$  – Fator de concentração de tensões dinâmico (ou de fadiga)

$k_t$  – Fator de concentração de tensões teórico

$m$  – Declive da curva S-N

$P_a$  – Carga alternada

$P_m$  – Carga média

$P_{m\acute{a}x}$  – Carga máxima

$P_{m\acute{i}n}$  – Carga mínima

$R$  – Razão de tensões

$s$  – Distância entre os pés da soldadura

$t$  – Espessura da chapa

$W$  – Largura do provete

## **Siglas**

AA – Aluminium Alloy

ANSI – American National Standards Institute

ASM – American Society for Metals

ASTM – American Society for Testing and Materials

CNC – Computer Numerical Control

DEM – Departamento de Engenharia Mecânica

FSP – Friction Stir Processing

FSW – Friction Stir Welding

MB – Material Base

MIG – Metal Inert Gas

MIG+FSP – Soldadura MIG pós processada por FSP

NG – Nugget

TIG – Tungsten Inert Gas

TWI – The Welding Institute

ZF – Zona Fundida

ZTA – Zona Termicamente Afetada

ZTMA – Zona Termomecanicamente Afetada

## 1. INTRODUÇÃO

Definindo-se como um dos processos de ligação mais importantes e usados em variados sectores industriais, a soldadura é um processo cada vez mais sofisticado, variado e com melhorias crescentes nos seus resultados. A sua utilização é muito vasta, permitindo ligar duas ou mais peças, garantindo continuidade das propriedades mecânicas, físicas e químicas, permitindo a obtenção de peças complicadas ou exigentes, pequenas ou grandes, que seriam impossíveis de obter de outra qualquer maneira. Por isso, os processos de ligação são cada vez mais utilizados, tanto pela sua eficiência como pela sua versatilidade. Ao mesmo tempo, a soldadura em geral continua a ser objeto de vários estudos e de aperfeiçoamentos contínuos.

A enorme utilização da soldadura na indústria mundial prova o quão fiável é este processo de ligação. Todavia, a estrutura e propriedades do material base é sempre afetada por este processo, provocando o aparecimento de vários defeitos que podem comprometer o desempenho de uma determinada peça nas suas utilizações futuras. Este fenómeno é notório nas ligas de alumínio, onde a dificuldade em obter boa resistência mecânica à rotura por fadiga é elevada, pois a soldadura provoca sempre uma perda considerável de propriedades mecânicas comparativamente ao material base. Este fenómeno torna-se bastante problemático em situações em que, mesmo com um excelente material base, se sabe que ao recorrer à soldadura, ela irá comprometer a resistência mecânica da peça.

Os problemas associados aos processos de soldadura convencionais fizeram com que um dos maiores avanços a nível de ligação de materiais surgisse em 1991, no Reino Unido: o *Friction Stir Welding* (FSW), a soldadura por fricção linear. Este método, patenteado por Thomas et al., 1991 e pelo The Welding Institute (TWI), destacou-se devido à grande inovação de ligar os materiais no estado sólido, em detrimento das fontes de calor usadas pelos métodos convencionais para promover a fusão das juntas. Esta diferença crucial faz com que haja um deterioramento mínimo das propriedades mecânicas das ligas a unir.

A união dos materiais é feita através de uma ferramenta rotativa de elevada resistência mecânica, que ao ser deslocada ao longo da linha de soldadura gera, por fricção,

calor necessário para elevar a ductilidade dos materiais a unir. Este processo promove elevada deformação plástica, criando um escoamento de material que promove a mistura, sem que haja fusão do mesmo.

Além de unir os materiais sem recorrer à fusão dos mesmos, a soldadura FSW, por alterações a nível microestrutural, promove um aumento significativo das propriedades mecânicas do material na zona processada. Mishra et al., 2007 viu nestas alterações uma oportunidade para aplicar a ideia principal do FSW em acabamentos superficiais, o que levou ao aparecimento do *Friction Stir Processing* (FSP), o pós-processamento por fricção linear. Esta técnica não tem como objetivo a união de materiais, mas sim promover o refinamento, a densificação e homogeneização da microestrutura na zona processada, tanto superficial como internamente.

### **1.1. Objetivos da tese**

O principal objetivo deste trabalho é analisar as possíveis melhorias na resistência à fadiga de juntas soldadas por Metal Inert Gas (MIG) com um posterior pós-processamento recorrendo à técnica de Pós-processamento por Fricção Linear (FSP).

O trabalho consistirá então em, inicialmente, soldar placas de alumínio AA5083-H111 pelo processo de soldadura MIG, com juntas previamente preparadas com uma configuração de canto. Seguidamente, ir-se-á submeter as soldaduras a uma passagem de FSP no pé do cordão de soldadura, recorrendo a uma ferramenta específica. Pretende-se assim estudar a influência do pós-processamento por fricção linear na(s):

- Melhoria do raio de curvatura do pé do cordão, redução de porosidade, refinamento da microestrutura e melhoria do acabamento superficial.
- Alterações de propriedades mecânicas:
  - Pelo estudo da resistência à tração das placas de alumínio apenas soldadas por MIG e das placas soldadas por MIG com o pós-processamento por fricção linear;
  - Pelo estudo da resistência à fadiga das placas de alumínio apenas soldadas por MIG e das placas soldadas por MIG com o pós-processamento por fricção linear;

- Pela aquisição dos perfis de dureza das placas de alumínio apenas soldadas por MIG e das placas soldadas por MIG com o pós-processamento por fricção linear, e a comparação dos dois casos;
- Pela obtenção dos vários mapas de deformação em testes de resistência à tração das placas de alumínio apenas soldadas por MIG e das placas soldadas por MIG com o pós-processamento por fricção linear.

## **1.2. Estrutura da tese**

Seguidamente apresentam-se os assuntos tratados em cada um dos capítulos.

No Capítulo 2 será feita uma revisão bibliográfica, onde será abordado o Alumínio e as suas ligas, a soldadura do alumínio, a soldadura MIG, a soldadura por fricção linear, o pós-processamento por fricção linear e a fadiga em metais e em estruturas soldadas.

O Capítulo 3 consiste no desenvolvimento do trabalho, com a preparação das placas a soldar, a soldadura MIG, o pós-processamento das placas soldadas, a preparação dos provetes para os ensaios, as análises morfológicas e de microdureza e os ensaios de tração, deformação e fadiga.

No Capítulo 4 serão apresentados os resultados obtidos no decorrer do trabalho, como as análises morfológicas, perfis de dureza, ensaios de tração, deformação e de fadiga.

Por fim, no Capítulo 5, serão estabelecidas as conclusões mais relevantes do trabalho, que foram analisadas e discutidas nos capítulos anteriores, assim como sugestões para trabalhos futuros.

## **2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

### **2.1. Introdução**

Este capítulo tem como objetivo enquadrar o leitor em todos os tópicos essenciais tratados durante cada fase do trabalho, onde serão apresentados os avanços feitos na área nos últimos anos.

Em primeiro lugar será feita uma abordagem às ligas de alumínio na generalidade, com uma maior ênfase na liga AA5083, dando a conhecer as suas propriedades químicas e físicas. Além disso, será feita referência à utilização desta liga em aplicações industriais. Seguidamente, será feita uma apresentação da soldadura MIG, referindo as suas vantagens e desvantagens inerentes ao processo de ligação. Em seguida, será apresentado o processo de soldadura por fricção linear (FSW) e a sua variante, o pós-processamento por fricção linear (FSP). Ir-se-ão evidenciar todos os aspetos mais importantes destes processos, tais como as vantagens e desvantagens, influência dos parâmetros e uma descrição das zonas resultantes do processo. Por fim, será abordado o comportamento à fadiga de metais e estruturas soldadas, onde serão apresentados alguns conceitos teóricos sobre fadiga.

### **2.2. Alumínio**

#### **2.2.1. O Alumínio**

Presente em mais de 8% da crosta terrestre, o alumínio é o terceiro elemento mais abundante, sendo apenas ultrapassado pelo Oxigénio e pelo Silício, e é, simultaneamente, o metal mais abundante. Mas embora seja abundante, raramente é encontrado no seu estado puro, o que levou, em 1886, o americano Charles Martin Hall e o francês Paul Toussaint Héroult a desenvolver um método (que ficou conhecido como Processo de Hall-Héroult) de obtenção de alumínio, através de eletrólise da alumina, dissolvida num banho de criolita. Para a obtenção da alumina, recorre-se ao processo de Bayer, desenvolvido em 1887 pelo austríaco Carl Josef Bayer, que transforma a bauxite,

minério composto por um ou mais hidróxidos de alumínio (entre 45% a 60%), em alumina, por lixiviação química. Mesmo com todos os avanços tecnológicos, ambos os métodos acima descritos continuam a ser usados na indústria para a obtenção do alumínio, tendo apenas sofrido alguns pequenos ajustes. Assim, é possível ter a noção de quão importantes estes métodos foram para a indústria.

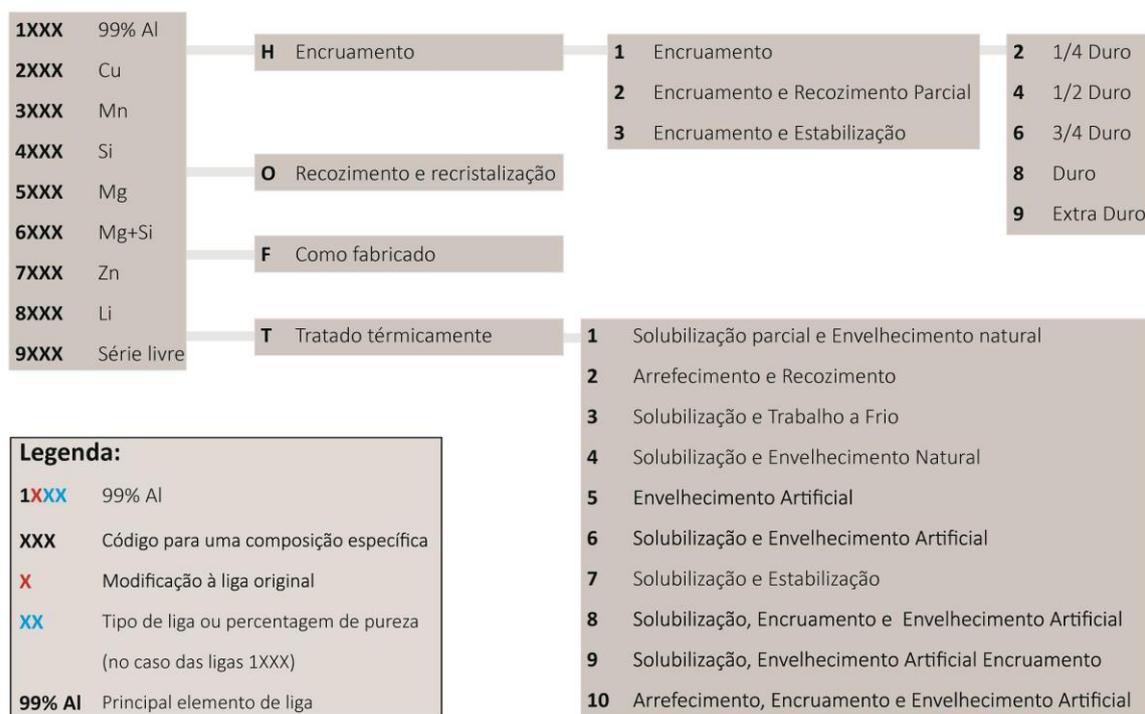
O alumínio é um metal com características muito aliciantes para várias aplicações industriais, as quais o tornam num dos metais mais polivalentes usados em engenharia. As propriedades que contribuem para um elevado uso do alumínio são:

- **Baixa densidade:** o Alumínio é um dos metais menos densos existentes ( $2,7\text{g/cm}^3$ ), tendo aproximadamente um terço da densidade do aço ( $7,87\text{g/cm}^3$ ), um quarto da densidade da prata ( $10,49\text{g/cm}^3$ ) e sensivelmente um oitavo da densidade do ouro ( $19,32\text{g/cm}^3$ );
- **Baixa temperatura de fusão ( $660^\circ\text{C}$  a  $99,9\%$  de pureza) e um alto ponto de ebulição ( $2500^\circ\text{C}$ ):** comparativamente ao Cobre ( $1084^\circ\text{C}$ ) e a aços inoxidáveis ( $1510^\circ\text{C}$ ), permite obter as ligas de alumínio com uma maior facilidade;
- **Excelente capacidade refletora:** um bom filme de alumínio consegue refletir 92% de luz visível, o que o torna altamente utilizado em aplicações decorativas;
- **Boa condutibilidade térmica e elétrica:** embora seja apenas 62% da capacidade do Cobre (tanto térmica como elétrica) o Alumínio tem 30% da densidade do Cobre;
- **Alta resistência à corrosão:** resistente a gases atmosféricos, a um grande número de líquidos e a várias condições meteorológicas. Além disso, pode ser usado em contacto com variados alimentos sem alterar a sua qualidade;
- **Facilmente maquinável, facilmente extrudível e não magnético;**
- **Reciclável:** a sua reutilização permite reduzir substancialmente o custo, já que tanto o processo Hall-Héroult como o processo Bayer são dispendiosos, principalmente em consumo de energia.

Todos estes fatores contribuem para uma grande utilização do alumínio a nível mundial, tendo a produção ascendido a 47,6 milhões de toneladas em 2012. (<http://www.world-aluminium.org/>)

### 2.2.2. As ligas de Alumínio

Na generalidade, o alumínio é usado nas suas aplicações sob forma de liga. As ligas de alumínio estão divididas em duas classes: Alumínios para enformação plástica (Wrought Aluminium Alloys) e Alumínios para fundição (Cast Aluminium Alloys). De acordo com a classificação ANSI das ligas de alumínio, para ligas de trabalho mecânico, usa-se um sistema de quatro dígitos, que permite diferenciar as ligas (tendo em conta o principal elemento de liga) e modificações às mesmas. É ainda possível também, por um sistema de letras e números a seguir aos quatro dígitos, saber que tipo de tratamento as ligas sofreram. A Figura 2.1 faz uma classificação das diversas ligas de alumínio atualmente existentes.



**Figura 2.1.** Classificação das ligas de alumínio.

Pela Figura 2.1 é possível perceber os vários elementos que distinguem as diferentes ligas umas das outras. Estes elementos estão presentes com o objetivo de melhorar as propriedades da liga em função da sua utilização.

O **cobre (Cu)** promove o aumento da condutibilidade térmica e da resistência à tração. O **manganês (Mn)**, através do endurecimento por solução sólida, aumenta a resistência mecânica, embora reduza a ductilidade, o que gera uma liga com uma boa capacidade de deformação. O **silício (Si)** reduz a temperatura de fusão e melhora a fluidez, faz com que seja possível a realização de tratamentos térmicos para melhorar a resistência mecânica e dureza e, em conjunto com o magnésio, permite melhorar a resistência à corrosão. O **magnésio (Mg)** aumenta a dureza e a resistência à corrosão, além de favorecer a sua soldabilidade. O **zinco (Zn)** é responsável, em conjunto com outros elementos (principalmente o magnésio ou o cobre), por criar ligas termicamente tratáveis de alta dureza e resistência mecânica, ao permitir endurecimento por precipitação (Aluminium and Aluminium Alloys, 1993).

### 2.2.3. A série 5XXX e as suas ligas

Segundo a Figura 2.1, é possível ver que a Série 5XXX tem como elemento principal o magnésio. Este pode estar presente até 5%, o que promove o endurecimento do material. No caso da presente tese, a liga usada é a AA5083-H111, uma das ligas não tratáveis termicamente mais utilizadas em ambientes extremos, devido à sua excelente resistência à corrosão. Além disso, é uma liga com boa soldabilidade, o que poderá trazer bons resultados no decorrer do trabalho, pois mantém uma resistência mecânica à tração elevada após a soldadura.

A composição química nominal desta liga é apresentada na Tabela 2.1.

**Tabela 2.1.** Composição química (% em peso) da liga AA5083-H111 (<http://www.aerodynamicmetals.com/>)

Elemento	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
% Mínima Presente	-	-	-	0,40	4,00	0,05	-	-	-
% Máxima Presente	0,40	0,40	0,10	1,00	4,90	0,25	0,25	0,15	Restante

As propriedades mecânicas e físicas nominais da liga são apresentadas na Tabela 2.2.

**Tabela 2.2.** Propriedades mecânicas e físicas nominais da liga AA5083-H111 ([www.aalco.co.uk](http://www.aalco.co.uk))

AA5083-H111	
Tensão Limite de Elasticidade a 0,2% (MPa)	145
Tensão Limite de Rotura (MPa)	300
Tensão Limite de Corte (MPa)	175
Alongamento (%)	23
Dureza Vickers (HV)	75
Densidade (kg/m <sup>3</sup> )	2650
Temperatura de fusão (°C)	570
Módulo de Elasticidade (GPa)	72
Resistência Elétrica (Ω.m)	0,058×10 <sup>-6</sup>
Condutividade Térmica (W/m.K)	121

Devido às suas características, esta liga é frequentemente encontrada em aplicações variadas, estando a maioria delas em contacto com ambientes corrosivos (tanto atmosféricos como químicos) devido à excelente resistência à corrosão. Algumas das suas aplicações são ([www.aalco.co.uk](http://www.aalco.co.uk)):

- Construção naval;
- Plataformas petrolíferas;
- Construção automóvel;
- Reservatórios de produtos químicos e reservatórios de pressão;
- Vagões de comboios.

### 2.3. Soldadura do Alumínio

Os métodos mais utilizados para soldar ligas de alumínio são as soldaduras de arco elétrico com proteção gasosa: MIG (Metal Inert Gas) e TIG (Tungsten Inert Gas). Outros exemplos a referir são: Soldadura por resistência, Soldadura por feixe de eletrões, Soldadura por laser e Soldadura por fricção linear.

Dentro das diversas propriedades químicas e físicas do alumínio, as que mais afetam a sua soldadura são as suas características elétricas, térmicas, não magnéticas, oxidantes, o seu coeficiente de dilatação e também a solubilidade do hidrogénio na zona de fusão. Todas estas características devem ser compreendidas aquando da iniciação do processo de soldadura.

Quanto às características térmicas do alumínio, a sua condutibilidade térmica, comparativamente à do aço, é seis vezes superior, provocando uma grande sensibilidade a flutuações geradas pelo calor durante a soldadura, consequentemente provocando variações na fusão e na penetração do material. Devido ao seu calor específico é necessário fornecer uma quantidade de calor superior, mesmo sendo a temperatura de fusão das ligas de alumínio inferior à temperatura de fusão das ligas ferrosas. Mesmo que seja aplicada uma velocidade de deslocação pequena ao longo da junta a soldar, o calor irá rapidamente perder-se pelo material ainda não soldado, o que gera uma necessidade constante de reajustar os parâmetros da soldadura. (Aluminium and Aluminium Alloys, 1993)

O coeficiente de dilatação do alumínio, sendo o dobro do ferro, faz com que a contração do alumínio durante a solidificação da soldadura seja cerca de 6%, o que implica a necessidade de fixação das peças a soldar para evitar empenos e desalinhamentos. (Aluminium and Aluminium Alloys, 1993)

A forte afinidade com o oxigénio faz com que o alumínio oxide mal entra em contacto com o ar, formando óxido de alumínio (ou alumina). Assim, na altura de soldar, é necessário remover esta camada por haver risco de ocorrer faltas de fusão, já que a alumina tem um ponto de fusão de 2050°C, mais de três vezes superior ao do alumínio (660°). (Aluminium and Aluminium Alloys, 1993)

Além do oxigénio, o hidrogénio tem uma dissolução muito rápida no alumínio no estado fundido, embora o mesmo não aconteça no alumínio no estado sólido. Isto faz com que seja notório o aparecimento de porosidade no material devido à alta temperatura do banho de fusão da soldadura. Esta solubilidade diminui durante o arrefecimento e solidificação do material. A presença de poros provém então do hidrogénio excedente que já não é solubilizado durante a soldadura e que não consegue escapar para o ambiente durante a solidificação. (Aluminium and Aluminium Alloys, 1993)

## **2.4. Soldadura Metal Inert Gas (MIG)**

A soldadura MIG é o processo de ligação de ligas de alumínio mais usado. Além do alumínio, este processo pode ser utilizado em todos os metais comerciais mais importantes, como aços-carbono, aços inoxidáveis, titânio, níquel e cobre. É uma técnica que recorre à fusão dos metais, por meio de calor gerado por um arco elétrico entre o

consumível (sob forma de arame) e a peça. Além disso, este arco é protegido do meio envolvente durante a soldadura, recorrendo a uma proteção gasosa que usa um gás inerte, que pode ser argon (Ar), hélio (He) ou uma mistura de ambos. A Figura 2.2 mostra o processo de soldadura:

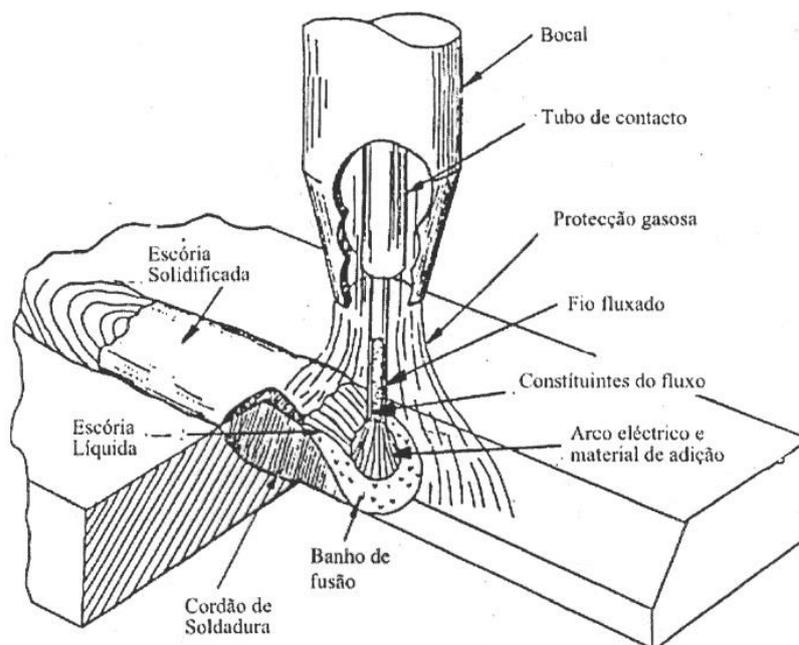


Figura 2.2. Processo de soldadura Metal Inert Gas. (Loureiro, 2010)

Este processo de soldadura pode ser usado tanto em corrente alternada (polaridade direta), como em corrente contínua (polaridade inversa), sendo esta última a configuração normalmente empregue, usando o arame como polo positivo. A configuração denominada por polaridade direta é raramente usada, pois verifica-se uma menor transferência do metal do arame fundido para a peça a soldar.

As correntes normalmente usadas na soldadura MIG variam entre os 50A e 600A, e as tensões usadas variam de 15V a 32V. Com a utilização de uma fonte de tensão constante e, simultaneamente, uma alimentação do arame a velocidade constante, é possível obter um arco elétrico estável e autocorrigido.

A qualidade do cordão da soldadura MIG pode variar devido a um vasto número de variáveis inerentes ao processo:

- Intensidade de corrente;
- Comprimento (tensão) do arco;
- Extensão do eletrodo;

- Diâmetro do eléctrodo;
- Posição da tocha;
- Velocidade da soldadura;
- Tipo de gás de proteção.

Estes fatores terão que ser todos contabilizados em simultâneo, para que o processo de soldadura seja otimizado e para que se minimizem os defeitos inerentes à soldadura MIG.

#### **2.4.1. Vantagens da soldadura MIG**

Este processo de soldadura apresenta claras vantagens (tanto em soldadura manual como automática) em relação a outros processos de soldadura, o que o torna um processo ideal para um grande número de aplicações, tanto em pequena como em grande escala. As suas vantagens são:

- Processo semiautomático ou automático;
- Alta taxa de deposição do consumível (até 5kg/h);
- Solda todo o tipo de materiais;
- Não há necessidade de remover a escória no final da soldadura;
- Aprendizagem simples;
- Investimento reduzido;
- Soldadura pode ser efetuada em todas as posições;
- Altas velocidades de soldadura, gerando menos distorções nas peças;
- Comparativamente ao eléctrodo revestido, reduz para metade o tempo de execução de soldaduras;
- Cordão da soldadura com bom acabamento.

Embora este processo apresente todas estas vantagens, pode no entanto provocar alguns defeitos que influenciam negativamente o comportamento à fadiga.

#### **2.4.2. Defeitos da soldadura MIG nas ligas de alumínio**

Tendo em conta todos os parâmetros inerentes à soldadura MIG descritos na secção 2.4, quando se realizam soldaduras em alumínio existe uma probabilidade de aparecimento de defeitos que são intrínsecos ao processo, mesmo tentando minimizar o

aparecimento dos mesmos. Estes defeitos influenciam significativamente o comportamento à fadiga de uma junta soldada, pela concentração de tensões no cordão da soldadura. Ao mesmo tempo, a concentração de tensões mais importante resulta da geometria do cordão, o que leva a que a maior parte das roturas por fadiga ocorridas em serviço estejam associadas à presença de juntas de canto com resistências à fadiga baixas. Assim, só um número reduzido de fraturas é provocado pela presença de defeitos. O mesmo poderá não se verificar quando a geometria externa de uma junta é melhorada, como o caso da remoção do reforço de uma junta topo a topo. Independentemente do caso a estudar, qualquer tipo de defeito ocorrido durante a soldadura não irá trazer benefícios, o que faz com que seja importante a redução dos mesmos.

Os defeitos típicos na soldadura de alumínio e as suas influências no comportamento à fadiga, são apresentados seguidamente. (Moura Branco et al., 2ª Edição, 1999)

#### 2.4.2.1. Porosidade

A porosidade é um defeito não planar que pode resultar da interrupção de um arco ou de um excesso de hidrogénio presente quando se dá a solidificação do material fundido. Andrew, 1974, concluiu que poros tão pequenos como 0,1mm de diâmetro causaram reduções substanciais na vida à fadiga, e que o local das porosidades pode ser crucial para a vida à fadiga de uma junta soldada (mais até que o tamanho do poro): quanto mais aproximados da zona superficial da junta soldada estiverem os poros, menos resistente à fadiga será a mesma. A Figura 2.3 exemplifica porosidades encontradas em soldaduras de alumínio.

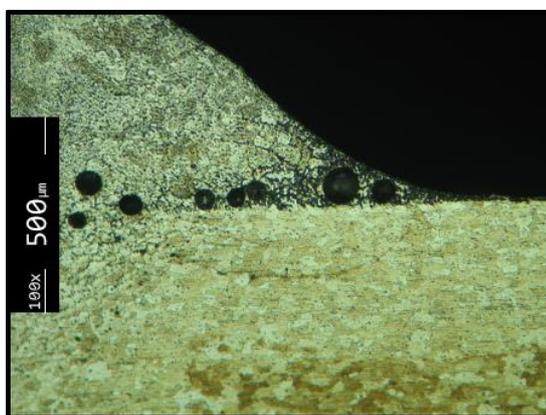


Figura 2.3. Porosidades presentes numa soldadura MIG (Quintino, 2012)

#### 2.4.2.2. Falta de penetração

A Figura 2.4. mostra uma falta de penetração numa soldadura MIG. As faltas de penetração internas, quando não se remove o reforço da soldadura, têm de ser bastante graves (superiores a 7% da espessura) para iniciarem fendas de fadiga. (Rogerson. et al, 1969).

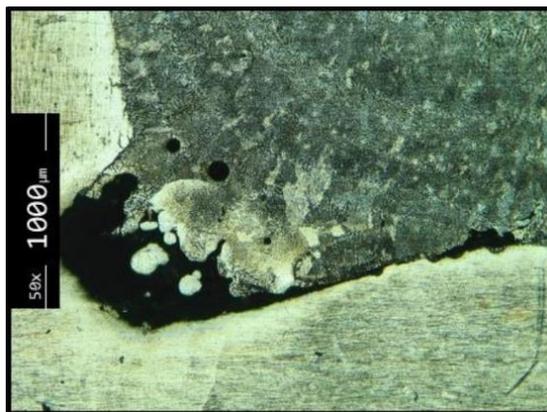


Figura 2.4. Falta de penetração na liga AA6082-T6 (Rangel, 2012).

#### 2.4.2.3. Falta de fusão

A falta de fusão é um defeito que tem dimensão variável e é, geralmente, intermitente. Tem um efeito semelhante a uma falta de penetração quando a dimensão do defeito é elevada. No caso de soldaduras de ligas de alumínio, este defeito resulta da presença de óxidos de alumínio residuais e outros contaminantes na junta a soldar, que provêm de uma má ou inexistente limpeza prévia da junta. Segundo Dinsdale et al.,1965, para o caso de uma soldadura não afagada, é necessário que a presença de óxido de alumínio exceda os 7% da secção da junta para que haja uma iniciação de uma fenda de fadiga. Se a junta for afagada a influência das inclusões dos óxidos depende da sua forma, dimensão e posição no interior da junta.

No caso das juntas T pode ocorrer uma falta de molhagem no pé do cordão da soldadura, visível na Figura 2.5, que no fundo se traduz como uma falta de fusão do material para com a junta. Esta falta de molhagem faz com que seja criada uma zona crítica de concentração de tensões, muito prejudicial à vida à fadiga da soldadura.



**Figura 2.5.** Falta de molhagem na soldadura MIG, visível pela pequena zona escura de transição entre o material fundido e o material base (resultado obtido no decorrer da presente tese).

#### **2.4.2.4. Fendas**

As fendas são os defeitos mais graves. São defeitos planares, pelo que têm efeito semelhante a faltas de penetração. Em condições de carga dinâmica, as fendas presentes na junta podem propagar-se. Porém, como a maioria das ligas de alumínio soldáveis possuem uma boa tenacidade, a dimensão crítica tolerável será elevada antes da ocorrência de uma fratura instável.

## **2.5. Soldadura por fricção linear**

Inventada e desenvolvida em 1991 no The Welding Institute (TWI), Reino Unido, (Thomas et al., 1991), a soldadura por fricção linear é um processo de ligação entre matérias, realizada no estado sólido, que foi, nos seus primórdios, apenas aplicada a ligas de alumínio. É um processo cujo seu conceito é relativamente simples. Recorrendo ao uso de uma ferramenta rotativa (composta por um pino e uma base) que, ao penetrar na interface da junta a soldar gera calor pelo atrito entre a ferramenta e as peças a soldar, facilitando a deformação plástica nestas últimas. Esta deformação plástica intensa, aliada ao deslocamento linear ao longo da linha da soldadura, permite que haja um escoamento de material em torno da ferramenta, o que promove a mistura dos materiais, originando a soldadura, sem se atingir a temperatura de fusão dos materiais (soldadura no estado sólido).

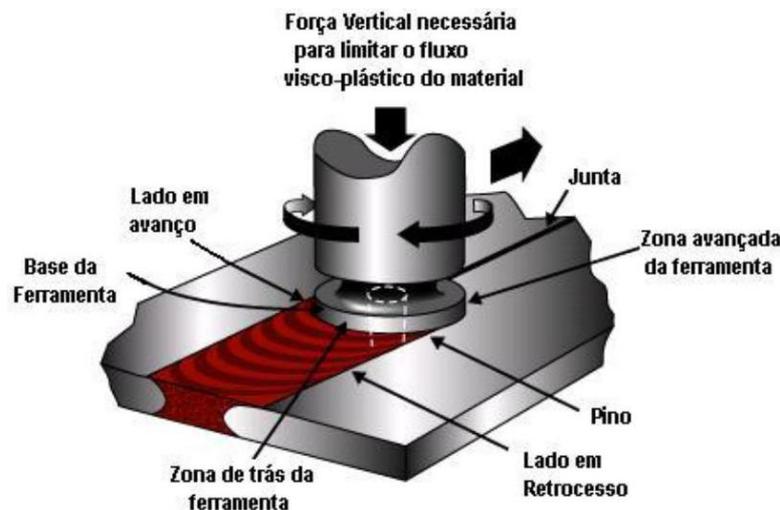


Figura 2.6. Representação esquemática do processo de soldadura por fricção linear. (Nicolau Aires, 2007)

A Figura 2.6 ilustra o processo de soldadura por fricção linear para o caso de uma soldadura topo a topo. Com a ferramenta em rotação sobre a junta de soldadura, é imposta uma força axial compressiva na direção da junta (que deverá manter-se constante durante todo o processo) para que haja uma penetração do pino roscado e da base da ferramenta. Após um período de estabilização, a ferramenta é deslocada linearmente ao longo da junta, fazendo com que a soldadura seja executada. No final da soldadura, a ferramenta (ainda em rotação) é removida, deixando para trás um pequeno furo de saída da peça, com o mesmo diâmetro do pino da ferramenta.

Os parâmetros essenciais a controlar são:

- A velocidade de rotação da ferramenta;
- A pressão axial compressiva de forjagem;
- A velocidade de avanço linear da ferramenta;
- O ângulo de inclinação da ferramenta.

Estes parâmetros são transmitidos à ferramenta pelo corpo da mesma, que serve também o propósito de dissipar algum calor gerado durante o processo.

### 2.5.1. Vantagens da soldadura por fricção linear

Comparativamente a processos de ligação convencionais, a soldadura por fricção linear apresenta um grande número de vantagens a nível metalúrgico, ambiental e energético. Apresentam-se alguns deles (Mishra et al., 2007):

- Baixo empenamento ou distorção;
- Boa estabilidade dimensional;

- Não existe perda de elementos de liga;
- Redução de defeitos inerentes a processos de soldadura por fusão (porosidades e fendas);
- Não necessita de proteção gasosa ou metal de adição;
- Limpeza mínima de superfície requerida;
- Não gera qualquer tipo de emissões tóxicas, radiações ou salpicos;
- Permite soldar todas as ligas de alumínio.

### **2.5.2. Desvantagens da soldadura por fricção linear**

Como qualquer processo de ligação, a soldadura por fricção linear também apresenta algumas desvantagens, tais como:

- Formação de um buraco no final da soldadura, que caso não possa ser removido, terá que ser preenchido por outro método de soldadura;
- Difícil de aplicar em alguns tipos de junta, tais como as juntas de canto;
- Necessidade de utilizar elementos mais complexos de fixação das juntas;
- Método menos flexível a soldar peças com perfis não lineares ou variações de espessura;

### **2.6. Pós-processamento por fricção linear**

O pós-processamento por fricção linear foi desenvolvido a partir dos princípios básicos da soldadura por fricção linear, sendo o seu propósito modificar a microestrutura localmente em vez de ligar materiais de forma a eliminar de defeitos criados durante a soldadura, homogeneizar e refinar a microestrutura, melhorando a ductilidade e a resistência à fadiga e corrosão do material. Zonas pós processadas podem ser produzidas em espessuras de 0,5 a 50mm, com uma transição gradual de uma microestrutura refinada até ao material base (Mahoney et al., 2006).

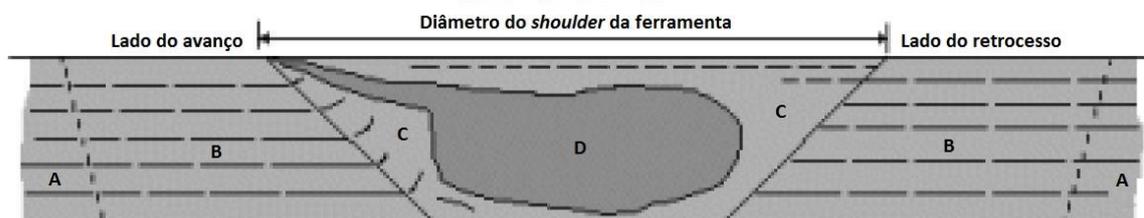
### 2.6.1. Vantagens do pós-processamento por fricção linear

Quando comparado com outros métodos de melhoria de juntas soldadas à fadiga, tais como o afagamento e a refusão a TIG, o pós-processamento por fricção linear apresenta um maior número de vantagens, tais como:

- Diminuição do efeito geométrico (concentração de tensões);
- Redução de defeitos superficiais e internos;
- Alívio de tensões residuais no pé da soldadura;
- Refinamento e densificação da microestrutura.

### 2.6.2. Zona pós-processada

Tal como a soldadura por fricção linear, o pós-processamento utiliza uma ferramenta não consumível que, por ação de rotação da ferramenta, do avanço linear da ferramenta e da pressão axial compressiva aplicada, deforma uma área, dando origem a três zonas diferentes, tal como é exemplificado na Figura 2.7.



**Figura 2.7.** Representação da zona pós processada. **A)** Material Base; **B)** Zona Termicamente Afetada; **C)** Zona Termomecanicamente Afetada; **D)** *Nugget*. (Mishra et al., 2007)

Esta imagem mostra três zonas diferentes morfologicamente: a Zona Termicamente Afetada (ZTA), a Zona Termomecanicamente Afetada (ZTMA) e o *Nugget* (NG). Também apresenta o Material Base (MB) e apresenta esquematicamente o lado do avanço e o lado do retrocesso.

#### 2.6.2.1. *Nugget*

O *Nugget* (ou Zona Recristalizada Dinamicamente) é a zona onde o material está sujeito a temperaturas mais elevadas e onde ocorre a maior taxa de deformação plástica.

Este pode conter no seu interior grãos finos recristalizados com grandes densidades de sub-grãos, sub-fronteiras e deslocamentos (Mishra e Ma, 2005), sendo esta zona caracterizada por possuir grãos equiaxiais.

Embora a largura do *Nugget* seja normalmente um pouco maior que o diâmetro do pino da ferramenta, a sua geometria pode variar, dependendo dos parâmetros usados no processo de fricção linear e do material soldado/pós processado. Segundo Mishra e Ma., 2005, a zona do *Nugget* pode ter a forma de uma bacia, geometria obtida por Sato et al., 1999, estudando a soldadura por fricção linear na liga AA6063-T5; e pode também ter a forma elíptica, geometria obtida por Rhodes et al., 1997 no estudo da liga AA7075-T651 soldada por fricção linear.



Figura 2.8. *Nugget* em forma de bacia.

### 2.6.2.2. Zona Termomecanicamente Afetada

Inerente ao processo de soldadura ou pós-processamento por fricção linear é a formação de uma zona de transição entre o *Nugget* e a ZTA, denominada Zona Termomecanicamente Afetada (ZTMA). Nesta zona, o material é deformado plasticamente pela ferramenta e o calor gerado pelo processo influencia o material circundante. É possível obter uma elevada deformação plástica sem que haja recristalização do material. (Mishra et al., 2007)

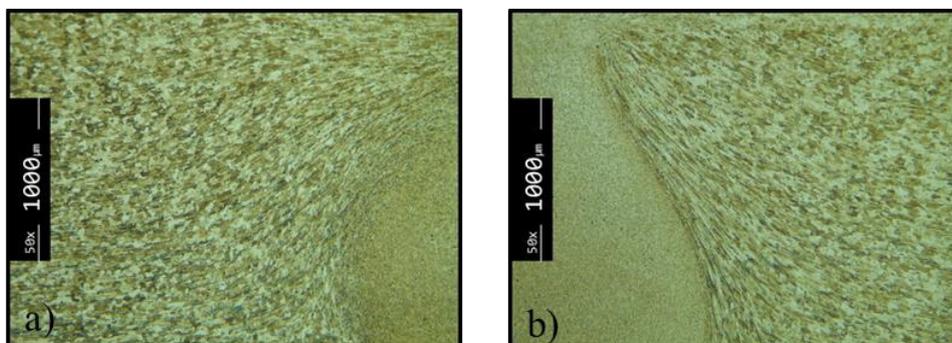


Figura 2.9. Zonas Termomecanicamente Afetadas, no lado do retrocesso em a) e do avanço em b).

Pela Figura 2.9 é possível ver a fronteira entre a zona recristalizada (*Nugget*) e as zonas de material deformado não recristalizado da ZTMA.

### **2.6.2.3. Zona Afetada pelo Calor**

Uma das características, tanto do processo de soldadura como do pós-processamento por fricção linear, é o facto de, durante a execução do processo, as placas a soldar/processar estarem sujeitas a temperaturas elevadas, embora essas temperaturas nunca atinjam a temperatura de fusão. Isto significa que, perto da zona soldada, ir-se-á encontrar uma zona que esteve sujeita a um ciclo térmico que alterou a microestrutura e/ou as suas propriedades mecânicas, sem que qualquer tipo de deformação plástica tenha ocorrido.

## **2.7. Influência dos parâmetros na soldadura/pós-processamento por fricção linear**

Tal como referido no capítulo 2.5, os parâmetros essenciais a controlar durante o processo de soldadura por fricção linear são a velocidade de rotação da ferramenta, a pressão axial compressiva de forjagem e a velocidade de avanço linear da ferramenta. Ao mesmo tempo, existem mais alguns parâmetros que convém ter em conta na altura de soldar/pós processar por fricção linear. A modificação de qualquer um dos parâmetros irá influenciar todo o processo.

Peel et al., 2003 verificou que o aumento da velocidade de avanço linear faz com que haja uma redução da temperatura do processo, o que leva a que a zona termicamente afetada seja reduzida. Ao mesmo tempo, Rajamanickam et al., 2009 estudou o efeito da velocidade de rotação da ferramenta na soldadura da liga AA2014, tendo concluído que o pico de temperatura da zona de soldadura é altamente influenciada pela rotação da ferramenta (em detrimento da velocidade de avanço linear), e que quanto maior é a velocidade de rotação da ferramenta, maior será a energia térmica presente por unidade de comprimento de soldadura.

Kumar et al., 2008 concluiu, estudando a liga AA7020-T6, que o aumento da carga axial é benéfico para obter uma soldadura livre de defeitos e que a recristalização do *Nugget* aumenta com o aumento da carga axial.

Outro parâmetro importante do processo de soldadura/pós-processamento por fricção linear é o ângulo de ataque da ferramenta (*tilt*). Segundo Tolephih et al., 2013, na soldadura da liga de alumínio AA2024 a cobre puro, com um ângulo de ataque da ferramenta de 2° proporciona um aumento de resistência da soldadura, comparativamente a uma soldadura realizada com um ângulo de ataque de 0°. O ângulo de ataque da ferramenta também é importante para conferir um melhor acabamento ao processo.

Quanto à geometria da ferramenta, De Giorgi et al., 2009 conduziu um estudo sobre o efeito da geometria da base nas propriedades à fadiga de soldaduras na liga AA6082, tendo concluído que diferentes geometrias de base geram diferentes temperaturas por fricção, provocando uma pequena alteração do tamanho de grão do *Nugget*, aumentando ou diminuindo a resistência da junta.

Outro parâmetro que convém ainda referir é o número de passagens na mesma secção. Gandra et al., 2011, observou que a ocorrência de diversas diferenças estruturais e mecânicas ocorrem quando alteravam a direção de sobreposição em relação ao lado do avanço ou do retrocesso. Além disso, verificaram um aumento de dureza na ordem dos 8,5%, em relação ao material base, à medida que faziam as multipassagens.

## 2.8. Fadiga em metais e em estruturas soldadas

A fadiga é o fenómeno de rotura progressiva de materiais que ocorre quando o material é submetido a ciclos repetidos de tensão ou deformação. O estudo deste fenómeno revela-se extremamente importante, já que entre 80% a 90% das roturas ocorridas em serviço de componentes ou estruturas solicitadas ciclicamente envolvem o fenómeno de fadiga.

A definição de fadiga da ASTM é, seguidamente, transcrita (ASM Handbook, 1987):

*“Fadiga é um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado, que ocorre num material sujeito a condições que produzem tensões ou extensões dinâmicas num ponto ou em vários pontos, e que pode culminar em fendas ou numa fratura completa após um número suficiente de variações de carga.”*

Devido à fadiga, a fratura dá-se para tensões cíclicas mais baixas do que seria expectável para tensões estáticas. O processo divide-se em três partes distintas:

1. Nucleação da fenda;
2. Propagação da(s) fenda(s);
3. Rotura final.

Depois de ocorrer a nucleação, a propagação dá-se em três fases. Na **primeira fase** existe um crescimento a 45° em relação à direção do carregamento, o que significa que o crescimento da fenda ocorre para planos sujeitos a elevados valores de tensão de corte. Na **segunda fase**, a fissura tende a propagar-se perpendicularmente à direção da sollicitação. A velocidade de propagação nesta fase é função da amplitude do fator de intensidade de tensão. Por último, na **terceira fase**, ocorre a rotura instável do material, depois de se ter atingido o valor crítico do comprimento de fenda. (Moura Branco et al., 1999).

### 2.8.1. Fator de concentração de tensões teórico e dinâmico (ou de fadiga)

Numa peça entalhada submetida a uma tensão nominal  $\sigma_n$ , o fator de concentração de tensões teórico  $k_t$  é definido pela razão da tensão máxima  $\sigma_{m\acute{a}x}$  que ocorre no entalhe e a tensão nominal  $\sigma_n$ , ou seja:

$$k_t = \frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{\sigma_n} \quad (2.1)$$

Segundo Radaj et al., 2006, os parâmetros com maior efeito no valor da concentração de tensões são o raio de concordância do pé do cordão de soldadura,  $\rho$ , e o ângulo da tangente do pé ao cordão da soldadura,  $\theta$ . Assim, qualquer investigação feita sobre fatores de concentrações de tensão em juntas soldadas terá que estudar inicialmente quais as geometrias das soldaduras obtidas.

Para o caso de juntas de canto soldadas com penetração total, a formulação aproximada para o fator de concentração  $k_t$  foi obtida por Brennan et al., 2000, baseada numa análise de elementos finitos. A expressão simplificada apresenta-se em seguida, na equação (2.2):

$$k_t = 1,03 + 0,27\theta^{0,22} \left(\frac{\rho}{t}\right)^{-0,47} \left(\frac{S}{t}\right)^{0,18} \quad (2.2)$$

A expressão simplificada foi obtida segundo o esquema de variáveis apresentadas na Figura 2.10.

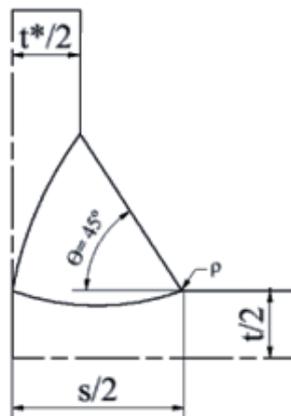


Figura 2.10. Representação das variáveis para o cálculo de  $k_t$ .

O fator de concentração de tensões dinâmico  $k_f$  mede-se comparando a resistência de um corpo entalhado e de outro não entalhado, para o caso de solicitação cíclica. Em materiais frágeis o valor de concentração de tensões atinge valores próximos de  $k_t$ , e, no caso de materiais dúcteis, o valor de  $k_f$  é próximo de 1. Assim, no caso de solicitações à fadiga torna-se essencial examinar qual o valor de  $k_f$ , já que este é em geral diferente de  $k_t$ .

A relação entre  $k_f$  e  $k_t$  foi, durante largos anos, alvo de estudos aprofundados, com o objetivo de obter o valor do fator  $k_f$ . Peterson et al., 1950 relacionou estes dois fatores, apresentando a expressão dada pela equação (2.3).

$$k_f = 1 + \frac{k_t - 1}{1 + \frac{a}{\rho}} \quad (2.3)$$

Esta equação apresenta um parâmetro  $a$ , uma constante de material, que foi introduzida por El Haddad et al., 1979, e o seu valor para as ligas de alumínio é cerca de 0,635 mm.

### 2.8.2. Influência do tamanho de grão na resistência à fadiga

Existem vários fatores que influenciam positiva ou negativamente a resistência à fadiga, sendo que um dos mais importantes está associado ao próprio material: o tamanho de grão da microestrutura. Pesquisas conduzidas por Walton et al., 1972, Fine et al, 1978,

Starke Jr. et al., 1979 e Anderson, 1991, concordaram que valores elevados de resistência à fadiga estão geralmente associados a materiais com tamanho de grão pequeno, o que promove a retardação da nucleação da fenda. Assim, para um menor tamanho de grão, a maioria dos ciclos de fadiga a que o material está sujeito são gastos para iniciar uma fenda, enquanto para um tamanho de grão maior, a maioria dos ciclos de fadiga servem para propagar a fenda. Isto significa que, para um tamanho de grão pequeno, a vida de iniciação da fenda é muito maior que a vida de propagação, ocorrendo o inverso para tamanhos de grão maiores.

## **3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL**

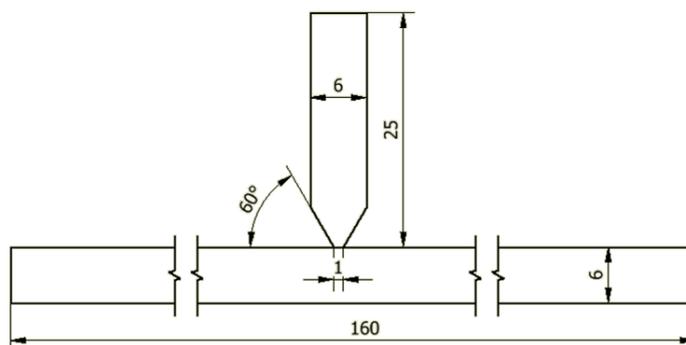
### **3.1. Introdução**

Neste capítulo será abordado o procedimento experimental realizado ao longo da tese. Começando pela preparação das placas a soldar, passando para a soldadura MIG, seguido do pós-processamento por fricção linear e a preparação dos provetes para os diversos ensaios e análises a realizar: análise morfológica e medição de dureza, ensaios de tração e fadiga. Todos estes ensaios são essenciais para a obtenção de resultados experimentais concretos que permitirão verificar se existe ou não melhoria na resistência à fadiga das juntas de canto soldadas por MIG e pós processadas por fricção linear.

### **3.2. Preparação das placas a soldar**

Tal como referido acima, a primeira parte do trabalho consiste na preparação das placas que irão ser soldadas. Estas placas foram originalmente adquiridas com as dimensões 1000×160×6 mm (para a placa base) e 1000×25×6 mm (para a placa de reforço), e foram cortadas em placas de 333×160×6 mm e 333×25×6 mm, para a placa base e para a placa a soldar no centro, respetivamente. Assim, por cada placa original conseguiu-se obter três conjuntos de placas para efetuar as soldaduras e pós-processamento.

Seguidamente fez-se a preparação de junta, onde se adotou o esquema apresentado na Figura 3.1.



**Figura 3.1.** Preparação de junta das placas a soldar.

É de salientar também que foram maquinados furos, tanto na placa base como na placa a soldar no centro, que servem para fixar ambas as placas numa base rígida, com o objetivo de, durante a soldadura MIG, reduzir ao máximo qualquer tipo de empeno das placas.

### 3.3. Soldadura MIG das placas

Depois da preparação das placas a soldar, procedeu-se à soldadura MIG. Este processo foi executado com uma máquina SAFMIG 480 e um carrinho de velocidade variável para suporte e deslocação da tocha. Como metal de adição usou-se o fio AWS-SFA 5.10-ER 5356, com 5% de magnésio e Árgon puro como gás de proteção do arco.

Os parâmetros de soldadura usados foram alvo de otimização em trabalhos realizados anteriormente por Verde, 2011, Quintino, 2012 e Rangel, 2012. Assim, tendo já os parâmetros ótimos previamente definidos, aplicou-se a seguinte combinação de parâmetros de soldadura: 23,6 V e 246 A, com uma velocidade de avanço de 50 cm/min e uma distância vertical da tocha à peça de 16 mm.

Todas as séries de placas foram obtidas segundo o mesmo procedimento: depois das placas serem fixas na base, a placa foi pré-aquecida a uma temperatura na ordem de 70°C, recorrendo a uma pistola de calor e, seguidamente, foi feita a primeira soldadura. Depois de se deixar arrefecer parcialmente a placa, esta foi fixa de novo do outro lado, para se poder realizar a segunda soldadura na placa. O início da segunda soldadura coincide sempre com o fim da primeira soldadura. Todas estas soldaduras foram realizadas na posição horizontal ao baixo.



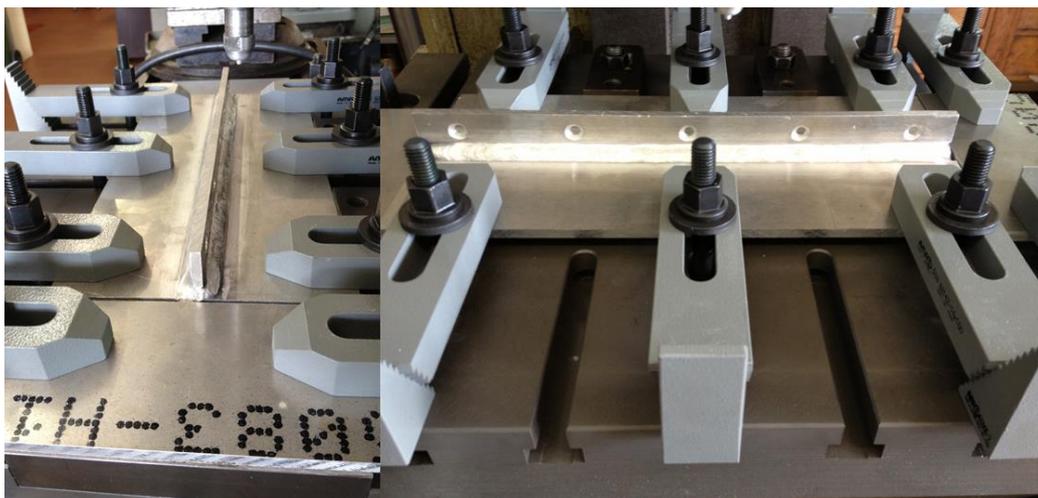
**Figura 3.2.** Imagem a) apresenta a placa fixada na base pronta para soldar e b) apresenta a base posicionada para o processo de soldadura.

No geral, a qualidade das soldaduras foi bastante boa, havendo sempre um bom acabamento e também uma boa fusão. Apesar disso algumas placas apresentaram alguma porosidade na soldadura e em outras houve uma penetração insuficiente do material de adição.

### 3.4. Pós-processamento por fricção linear

Para a realização do pós-processamento por fricção linear foi utilizada uma fresadora Cincinnati Milacron 207MK, que, embora tenha controlo de velocidade de avanço da mesa de trabalho, de posição vertical da mesa e de velocidade de rotação da ferramenta, não possui qualquer tipo de controlo de pressão que é exercida ao longo do pós-processamento, o que dificultou o processo nalguns casos.

As placas de alumínio AA5083-H111 soldadas por MIG foram fixadas numa mesa de trabalho própria para o pós-processamento, que permite que a placa não sofra qualquer tipo de deslocamentos durante o processo, mantendo também as placas o mais planas possível durante o processo, de modo a evitar qualquer tipo de empenamentos. A Figura 3.3 mostra o esquema da montagem das placas na mesa de trabalho na fresadora.



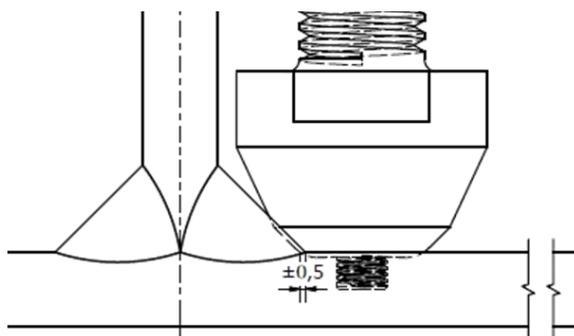
**Figura 3.3.** Sistema de fixação das placas na mesa de trabalho.

A ferramenta usada no processamento foi fabricada a partir de aço para ferramentas de trabalho a quente H13, que sofreu uma posterior têmpera seguido de um revenido que elevou a sua dureza para 50 HRC.

A ferramenta foi sendo otimizada ao longo de estudos anteriormente feitos por Verde, 2011, Quintino, 2012, e Rangel, 2012 e durante o presente trabalho foram feitas alterações relevantes para melhorar o resultado do pós-processamento. A geometria detalhada da ferramenta usada é apresentada no ANEXO C.

Os parâmetros do pós-processamento por fricção linear foram semelhantes em todas as placas, variando apenas a posição da ferramenta na placa e a penetração da ferramenta na placa. Assim, foi usada uma velocidade de rotação da ferramenta de 1500rpm, um ângulo de inclinação de  $3^\circ$  e uma penetração aparente que variou entre 3,2 mm e 3,5 mm, sendo 3,4mm o valor ótimo de penetração aparente da ferramenta na peça. Este valor não corresponde à penetração efetiva da ferramenta na peça devido à rigidez finita da fresadora.

A posição da ferramenta na placa em relação ao pé do cordão da soldadura, varia consoante a qualidade da soldadura MIG, devido ao facto de nalgumas placas a dimensão do cordão variar. Em todos os casos, foram feitos cálculos prévios para que a distância entre o pé do cordão da soldadura e a base da ferramenta, denominada “interferência”, fosse sempre 0,5 mm.



**Figura 3.4.** Representação da interferência entre a base da ferramenta e o pé do cordão da soldadura.

De notar que o pós-processamento foi feito sempre com o lado do avanço da ferramenta ao lado do cordão da soldadura.

### **3.5. Preparação dos provetes para ensaios destrutivos e não destrutivos**

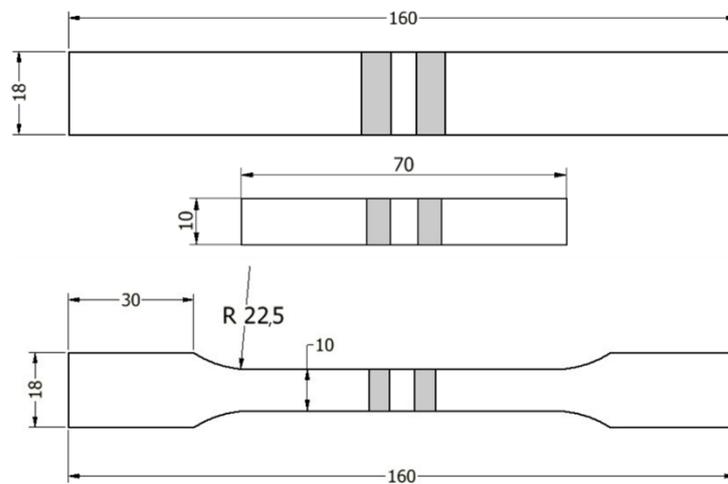
Como foi referido anteriormente no subcapítulo 3.2, as placas soldadas e pós processadas têm um tamanho de 333×160×6mm. Destas placas foram retirados provetes para os vários ensaios que foram efetuados no decorrer do trabalho. Os passos de obtenção dos provetes são os seguintes:

1. Depois de soldar e pós processar, cortaram-se pequenas fatias em cada ponta da placa, para remover o excesso de fusão do final da soldadura (no caso das placas MIG) e para remover o furo remanescente (no caso das placas MIG+FSP).
2. Com recurso a um serrote mecânico, foram cortados vários provetes da placa. Em geral, conseguiu-se obter uma média de 11 provetes por cada placa, cada um deles com cerca de 18mm de largura.
3. Utilizando uma máquina CNC, uniformizou-se a largura dos provetes por fresagem.
4. Finalmente, os mesmos foram polidos com uma lixa P1000, para eliminar imperfeições superficiais introduzidas durante os diversos processos tecnológicos usados na obtenção dos provetes.
5. Alguns dos provetes retirados inicialmente foram também sujeitos a alterações a nível geométrico, de modo a obter um formato denominado “osso de cão”. Este formato tornou possível ensaiar os provetes com

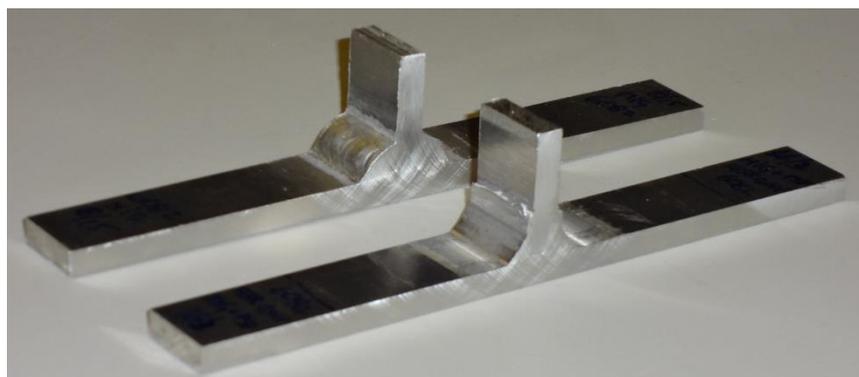
maior resistência à fadiga que corriam o risco de partirem pelas amarras.

Tendo em conta os vários tipos de ensaios que seriam feitos, além deste tipo de provetes, foram retirados dois pequenos provetes de 10×160×6mm a cada ponta da placa que foram depois cortados em comprimento para 10×70×6mm, que serviram posteriormente para obter metalografias e respectivas durezas.

Na Figura 3.5 apresentam-se as geometrias dos diversos provetes para ensaios de tração e de fadiga e amostras para análise morfológica e determinação de durezas.



**Figura 3.5.** Geometria dos provetes usados durante o trabalho. De cima para baixo: após extração da placa, provete para durezas e micrografias, e provete “osso de cão”.



**Figura 3.6.** Aspeto final dos provetes para ensaios de tração. Atrás o provete MIG e à frente o provete MIG processado.

### 3.6. Ensaio de tração e de deformação

Os ensaios de tração têm o propósito de determinar a tensão de cedência e a tensão máxima de tração do material. Estes ensaios são essenciais para poder saber qual a gama de tensões que deve ser usada nos ensaios de fadiga, já que, para ligas de alumínio, a tensão limite de fadiga  $\sigma_{f0}$  é aproximadamente igual a 40% da tensão de rotura do material. (Norton, 2006)

A realização dos ensaios de tração e deformação decorreu numa máquina Instron 4206, tendo os dados sido adquiridos recorrendo ao sistema ótico *ARAMIS* da *GOM – Optical Measuring Techniques*, que tornou possível a obtenção de dados sobre o comportamento à tração de diferentes zonas dos provetes testados, revelando as zonas do provete onde existe maior deformação.

Antes de se fazer qualquer ensaio foi necessário preparar os provetes, pintando-os todos de branco, seguido de uma pequena borrifadela de tinta preta. Este procedimento fez com que se criasse uma espécie de malha de pequenos pontos que servem como referência para o *ARAMIS*. Ao longo do ensaio o provete sofre deformações que podem ser impercetíveis ao olho comum, mas que são detetáveis pelo *software*, pela comparação da fotografia tirada no instante atual com a fotografia do instante anterior. Além disso, o *ARAMIS* foi conectado à máquina de tração, o que permitiu, simultaneamente, obter o valor da carga em cada instante. Os dados obtidos foram tratados no próprio *software* do *ARAMIS* e no Excel para gerar as curvas tensão-deformação e assim determinar a tensão de cedência do material pelo critério de 0,2% de deformação plástica, a tensão e a deformação máxima de cada uma das zonas da soldadura MIG e das zonas resultantes do pós-processamento por fricção linear.

Para a realização dos ensaios de tração usou-se uma velocidade do travessão da máquina de 2 mm/min.

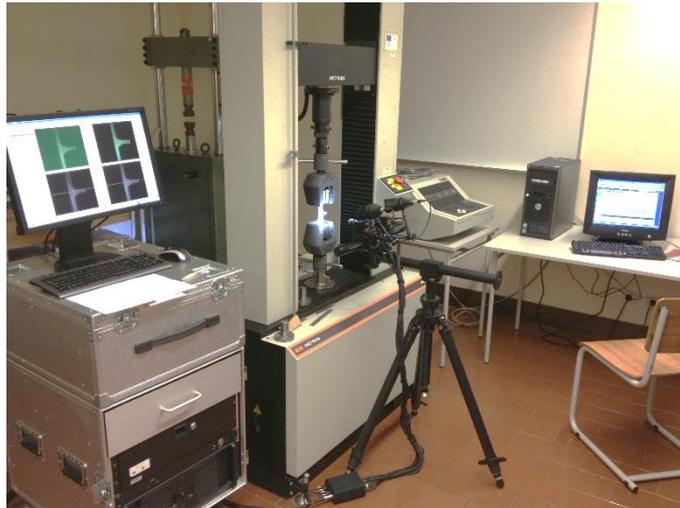


Figura 3.7. Máquina de tração Instron 4206 e ARAMIS em funcionamento.

### 3.7. Ensaios de fadiga

Os ensaios de fadiga, realizados com razões de tensão  $R=0$  e  $R=-1$ , foram efetuados na máquina servo-hidráulica Instron 1341, acoplada a um sistema de aquisição e controlo Instron Fast Track 8800. Dependendo do nível de carga aplicado a cada ensaio, a frequência variou entre 20 Hz e 25 Hz, tendo a gama de tensões variado entre 100 MPa e 300 MPa. Para a realização destes ensaios era necessário introduzir os valores da carga média e da carga alternada no *software* da máquina, valores que são deduzidos segundo as equações apresentadas em seguida:

$$\Delta P [kN] = \frac{\Delta \sigma [MPa] \times B [mm] \times W [mm]}{(1 - R) \times 1000} \quad (3.1)$$

Na equação (3.1),  $\Delta P$  é a gama de carga aplicada,  $\Delta \sigma$  é a gama de tensão a que se pretende determinar o número de ciclos até à rotura,  $B$  é a espessura do provete na zona soldada,  $W$  é a largura do provete na zona soldada e  $R$  é a razão de tensão.

$$P_{m\acute{a}x} [kN] = \Delta P + P_{m\acute{i}n} \quad (3.2)$$

$$P_m [kN] = \frac{P_{m\acute{a}x} [kN] + P_{m\acute{i}n} [kN]}{2} \quad (3.3)$$

$$P_a [kN] = \frac{P_{m\acute{a}x} [kN] - P_{m\acute{i}n} [kN]}{2} \quad (3.4)$$

Nas equações (3.2), (3.3) e (3.4),  $P_m$  é a carga média,  $P_a$  é a carga alternada,  $P_{m\acute{a}x}$  é a carga máxima e  $P_{m\acute{i}n}$  é a carga mínima.

No caso da razão de tensão  $R = -1$ , os provetes “osso de cão” foram colocados num pequeno dispositivo que permitiu que os ensaios de fadiga fossem feitos sem que ocorresse flambagem no provete, fenómeno que ocorre em peças onde a área de secção transversal é pequena em relação ao comprimento (peças esbeltas), sendo este o caso. Este dispositivo é apresentado na Figura 3.8.



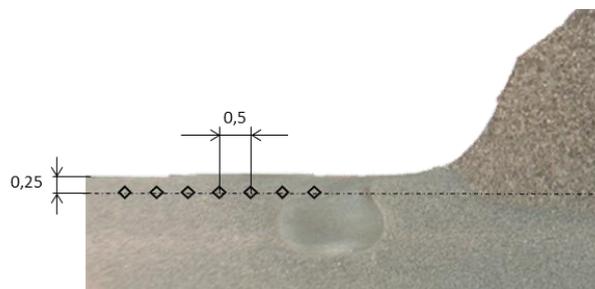
**Figura 3.8.** Dispositivo utilizado nos ensaios de tração para não ocorrer flambagem.

### 3.8. Análise do tamanho de grão

A análise do tamanho de grão foi feita com base em micrografias tiradas com recurso a uma máquina fotográfica Canon PowerShot G5 que está acoplada a um microscópio Zeiss AxioTech 100HD, que possui lentes com ampliação de 50x, 100x, 200x, 500x e 1000x. Depois de obtidas as imagens, as mesmas foram tratadas com recurso a *software* próprio, de modo a realçar as fronteiras de grão, para poder calcular o perímetro de cada grão, já que se pode considerar que estes têm uma geometria aproximadamente circular. Depois de obtida a imagem, usou-se outro *software* de tratamento estatístico do diâmetro dos grãos, que permitiu obter a frequência relativa de vários intervalos de diâmetros e as suas percentagens.

### 3.9. Determinação de durezas

Para esta análise usou-se a máquina Struers Duramin 1, uma máquina de microindentações que permite efetuar testes de dureza Vickers com diferentes cargas de indentação. Nesta análise, as indentações foram criadas numa secção longitudinal do provete, numa linha paralela à superfície do mesmo e a 0,25mm de distância dela. As indentações foram feitas com um espaçamento de 0,5mm entre si, com uma carga de 200g. A Figura 3.9 apresenta o esquema de onde foram feitas as indentações no provete.



**Figura 3.9.** Esquema de onde foram feitas as indentações para obtenção dos perfis de dureza.

## **4. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS**

### **4.1. Otimização de parâmetros**

A secção presente serve para discutir a estratégia adotada no pós-processamento por fricção linear. Ao longo de vários trabalhos que trataram deste tema (mesmo em outros tipos de junta ou em ligas de alumínio diferentes) anteriormente desenvolvidos no DEM, o processo de soldadura MIG foi otimizado para obter uma soldadura com o mínimo de defeitos possível, tendo sido obtidos os parâmetros ideais para a mesma. Estes parâmetros foram descritos no subcapítulo 3.3 e estão detalhados no ANEXO A.

#### **4.1.1. Otimização do processo FSP**

Tendo em conta o número de parâmetros a controlar no pós-processamento por fricção linear, existe a necessidade de otimizar constantemente todo o processo, já que as placas nunca apresentam soldaduras MIG iguais, podendo haver cordões mais ou menos abatidos. Isto leva a que possam existir zonas em que há uma falta de material fundido, resultando numa falta de interferência e outras zonas em que a pressão do pós-processamento se revele insuficiente por excesso de material fundido, para uma dada posição relativa da ferramenta em relação à peça. Os parâmetros alterados nas várias placas sujeitas ao pós-processamento foram a penetração da ferramenta na placa e a posição relativa da ferramenta em relação à peça. Todos os parâmetros usados estão descritos em detalhe no ANEXO B.

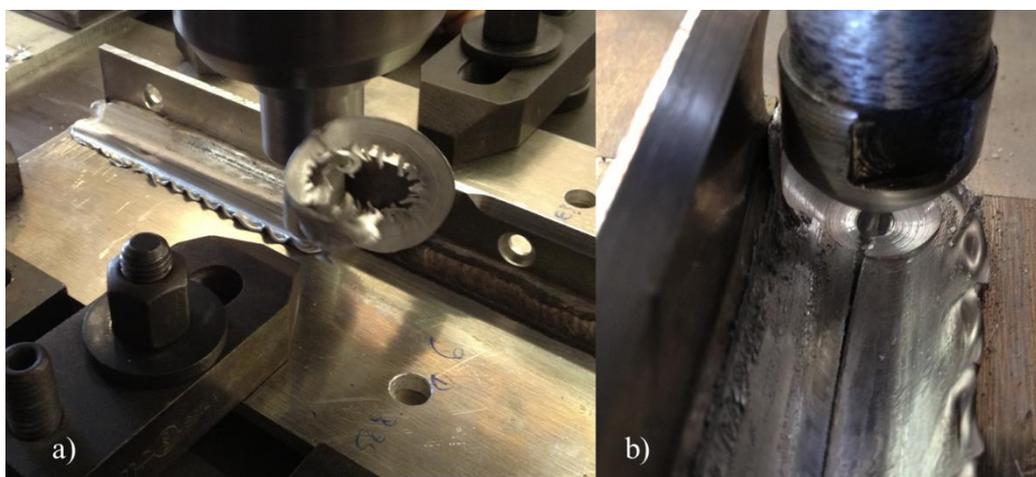
A penetração da ferramenta variou entre 3,2 mm e 3,5 mm, o que representa a penetração de 3 mm do pino da ferramenta, acrescida de uma variação de 0,2 mm a 0,5 mm de penetração da base da ferramenta na placa. Durante os vários pós-processamentos

feitos, verificou-se que penetrações de 3,2mm e 3,3 mm eram propícias a deixar pequenos defeitos tipo microtúnel, por não haver uma pressão suficiente da base da ferramenta.

A interferência da ferramenta com o cordão da soldadura foi um dos parâmetros que mais atenção exigiu na altura de fazer o pós-processamento. Tanto a insuficiência como o excesso de interferência podem fazer com que o pós-processamento não apresente bons resultados. Quando a interferência é insuficiente, corre-se o risco de a ferramenta não estar a processar o pé do cordão da soldadura, ou seja, não estar a eliminar alguns defeitos mais críticos para os ensaios de tração e fadiga, tais como a eliminação da falta de molhagem ou a diminuição do fator geométrico.

O excesso de interferência leva a que haja um maior contacto da ferramenta com o cordão da soldadura, fazendo com que a pressão exercida pela ferramenta na placa seja menor que o caso de uma interferência menor. Isto implica que a pressão necessária para processar a placa não seja atingida, levando ao aparecimento de um defeito tipo túnel.

Como a fresadora usada não tem controlo de pressão aplicada durante o processamento, a interferência da ferramenta com o pé do cordão revelou-se um fator crucial para o sucesso do pós-processamento.



**Figura 4.1. a)** Excesso de interferência no pós-processamento. **b)** defeito tipo túnel no final deste pós-processamento, em detalhe.

Nos primeiros ensaios tomou-se um valor constante de distância da ferramenta à placa de 28 mm (para uma interferência de 0,5 mm), sendo esse valor adaptado para maior ou menor consoante a dimensão do cordão da soldadura. Isto significa que a qualidade da soldadura tem também um papel preponderante no pós-processamento. Assim sendo, e como todas as soldaduras são sempre diferentes, deduziu-se uma expressão que

permite saber que interferência utilizar na altura de pós processar em cada lado da soldadura. A expressão é dada pela equação (4.1) e as variáveis nela integradas, assim como a geometria da peça, são apresentadas no esquema da Figura 4.2.

$$d = \frac{s}{2} + \left( \frac{b}{2} + f + g - 0,5 \right) = \frac{s}{2} + (18,5 - 0,5) = \frac{s}{2} + 18 \quad (4.1)$$

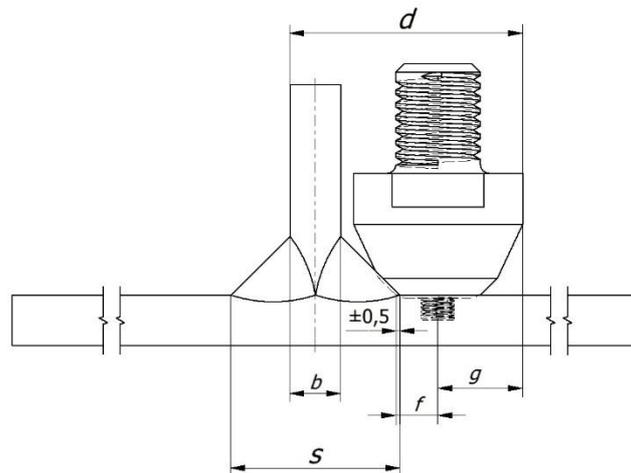


Figura 4.2. Variáveis de cálculo da distância da ferramenta à peça.

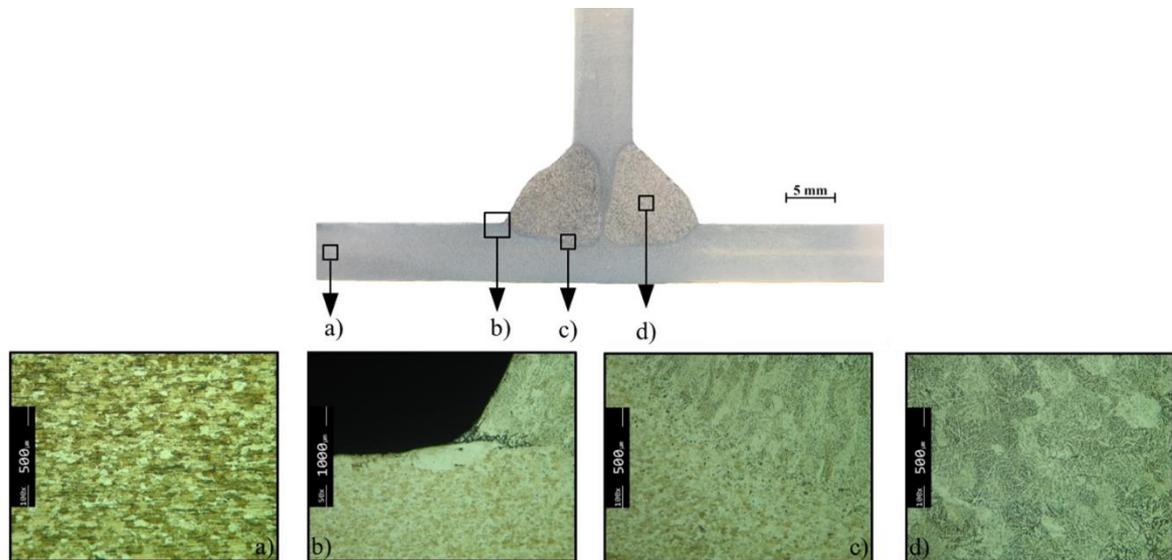
## 4.2. Análise morfológica

Neste capítulo será feita a análise das micrografias tiradas às séries MIG e MIG+FSP, para se melhor caracterizarem as diferentes estruturas presentes nas várias zonas dos provetes.

### 4.2.1. Microestrutura das séries MIG

Na generalidade, as soldaduras MIG efetuadas foram bem-sucedidas, tendo apresentado uma fusão e um acabamento de boa qualidade. No entanto, houve uma placa que apresentou uma pequena falta de fusão e em alguns provetes de algumas placas eram visíveis porosidades.

A Figura 4.3 apresenta um esquema de uma macrografia com as micrografias referentes às zonas assinaladas.



**Figura 4.3.** Análise morfológica e microestrutural de soldadura MIG.

Na micrografia **a)**, é possível ver a estrutura do material base AA5083-H111, com um tamanho de grão compreendido entre  $25\mu\text{m}$  e  $30\mu\text{m}$ , com um formato aproximadamente circular.

Na micrografia **b)** é apresentado o pé do cordão de uma soldadura MIG, a zona onde existe maior risco de iniciação de fendas, já que é a zona onde existe uma maior concentração de tensões devido ao seu efeito geométrico. Pela mesma imagem é possível ver que houve uma falta de molhagem, o que levou a uma fusão incompleta do material de adição com o material base.

A micrografia **c)** permite ver a linha de fusão entre o material de adição e o material base, e corresponde a uma zona de transição entre o material de adição e a zona termicamente afetada. Do lado da zona fundida observa-se uma estrutura colunar, ao contrário da zona afetada pelo calor, constituída por grão sensivelmente axial.

Por fim, a micrografia **d)** apresenta em detalhe a zona fundida. Esta zona esteve sujeita a uma temperatura muito maior que a de fusão do material base, o que fez com que se tornasse uma zona onde o tamanho de grão é consideravelmente maior, e apresenta estrutura colunar.

#### 4.2.2. Microestrutura das séries pós-processadas por fricção linear

Para o estudo da microestrutura das séries pós-processadas por fricção linear, foi utilizada a série 12, uma das séries onde se obteve os melhores resultados, tanto a nível de soldadura MIG como ao nível do pós-processamento.

A Figura 4.4 apresenta uma macrografia e respetivas micrografias referentes às zonas assinaladas.

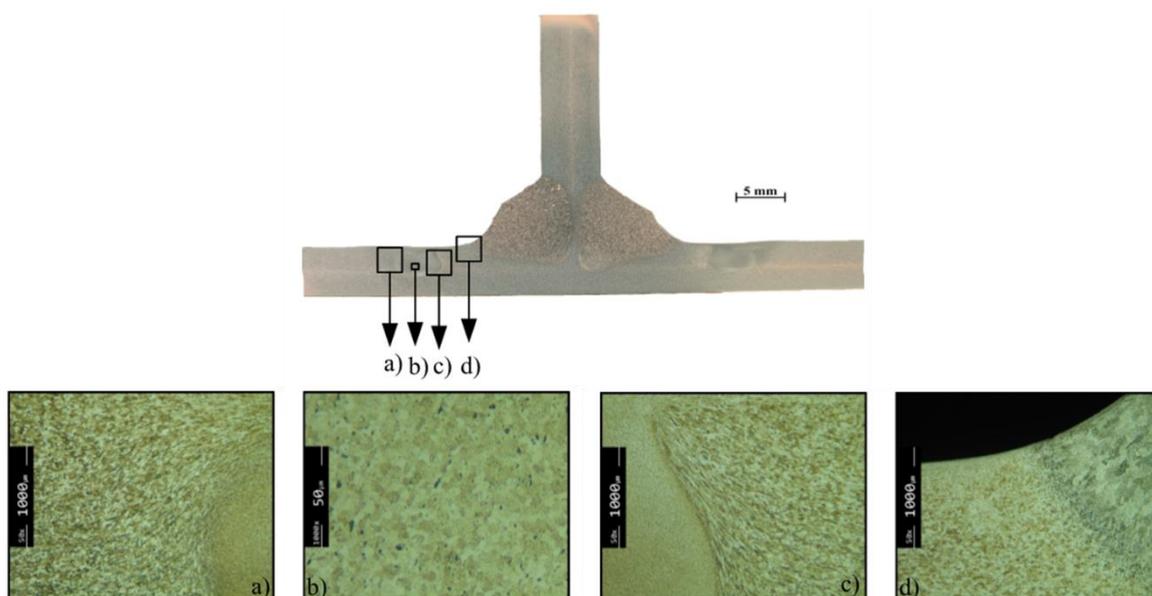


Figura 4.4. Análise morfológica da série MIG+FSP.

Na micrografia **a)**, que mostra o lado do retrocesso, é possível ver, da esquerda para a direita, três zonas distintas: a Zona Termicamente Afetada que, devido à temperatura gerada durante o pós-processamento, viu o seu tamanho de grão alterado comparativamente ao Material Base; a Zona Termomecanicamente Afetada, onde os grãos sofreram deformação plástica provocada pela ferramenta e pelo calor gerado durante o processo; e por fim uma pequena parte do *Nugget*.

A microestrutura do *Nugget* é apresentada na micrografia **b)**, a zona onde ocorre a maior deformação de material e onde é apresentada uma estrutura de grãos refinada. Estes grãos têm um tamanho que varia entre  $2\mu\text{m}$  e  $4\mu\text{m}$ . De notar que esta micrografia tem uma ampliação de 1000x (enquanto as outras três micrografias têm uma ampliação de 50x) para se poder verificar com maior detalhe os grãos do *Nugget*.

A micrografia **c)** corresponde ao lado de avanço do processo e apresenta notoriamente a linha de transição do *Nugget* (à esquerda, com um grão mais refinado) com a Zona Termomecânicamente Afetada (à direita, com um grão mais grosseiro e deformado plasticamente).

Finalmente, a micrografia **d)** representa uma visão detalhada do pé do cordão da soldadura depois de ter sido pós processada. É notório o aumento do raio do pé do cordão, o que contribui para uma diminuição significativa da concentração de tensões. Além disso, consegue-se diferenciar a Zona Termicamente Afetada (à esquerda) e o Material Fundido (à direita). Com a passagem da ferramenta durante o pós-processamento, houve o refinamento de uma pequena “língua” de material à superfície do pé do cordão da soldadura, que apresenta grãos com tamanhos compreendidos entre os 4 $\mu$ m e 8 $\mu$ m.

### **4.3. Análise de microdurezas**

Tal como referido em capítulos anteriores, foram feitas análises de microdurezas para as séries MIG e MIG com processamento.

Para este tipo de medições, e tendo em conta que a geometria do provete é simétrica tanto longitudinal como lateralmente, espera-se que haja também uma simetria em relação aos resultados obtidos. Contudo, tal como qualquer tipo de ensaios, podem ocorrer erros de medida. Neste caso existia a possibilidade de a indentação não ficar bem definida ou de a mesma incidir sobre pequenos defeitos subsuperficiais. Isto faz com que a medição das diagonais da indentação não fosse a mais exata, o que leva a registos de dureza menores. O facto de as medições serem feitas a 0,25mm da superfície do provete e de ter havido séries de placas com pequenas porosidades na soldadura, aumenta a probabilidade da ocorrência deste tipo de erros de medição.

### 4.3.1. Microdureza da série MIG

Apresenta-se, na Figura 4.5, o perfil de durezas, medido num provete da série MIG:

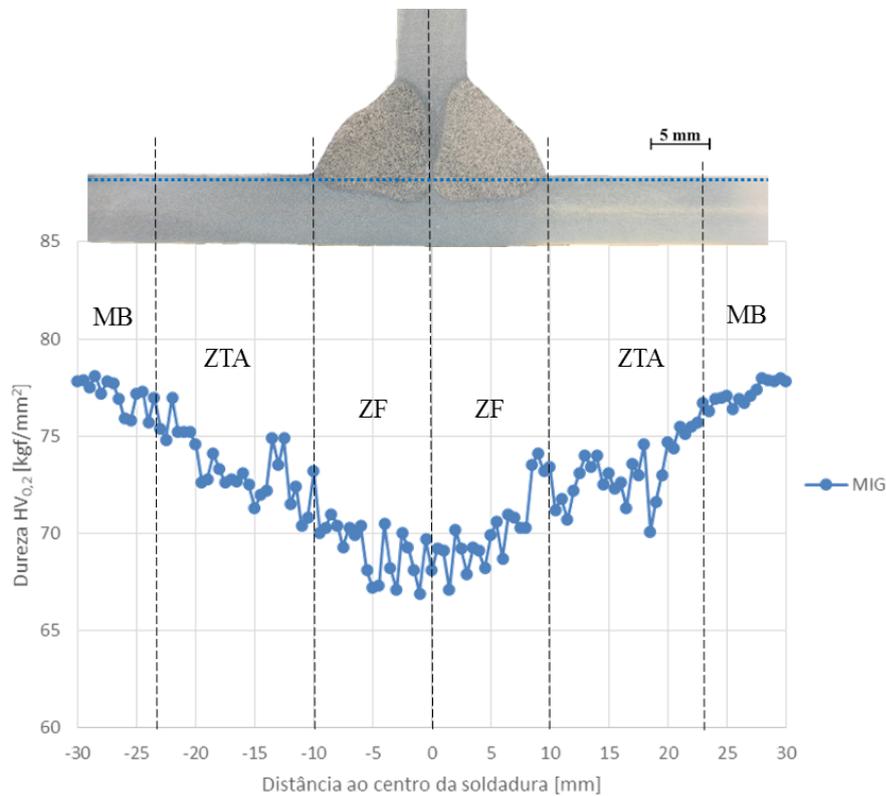


Figura 4.5. Perfil de dureza da série MIG.

Nesta imagem mostram-se zonas com durezas distintas: o Material Base (MB), a Zona Termicamente Afetada (ZTA) e a Zona Fundida (ZF).

O MB apresenta uma dureza de 78 HV<sub>0,2</sub>, valor normal para a liga AA5083-H111.

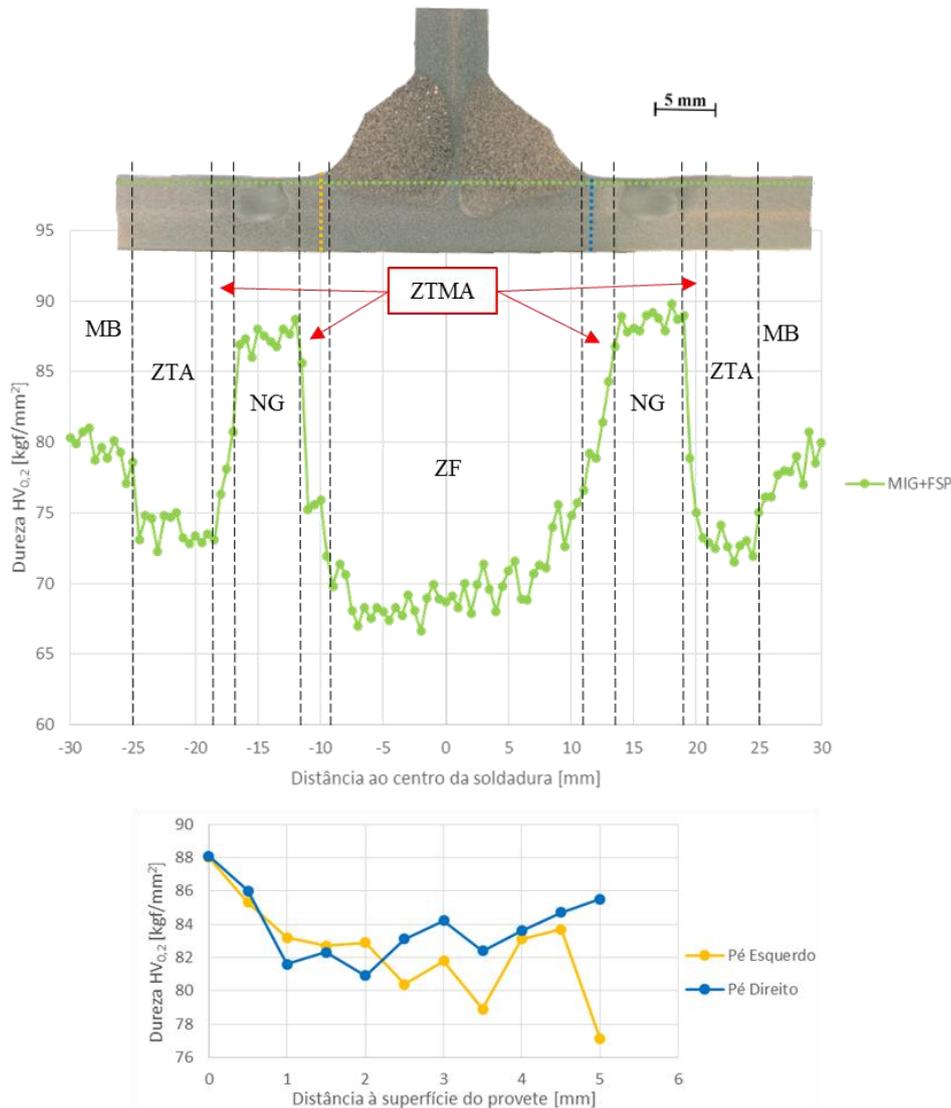
Na ZTA observa-se a redução de dureza para valores até 70 HV<sub>0,2</sub>, perda esta explicada pelo facto da Zona Termicamente Afetada ser uma zona que esteve sujeita a temperaturas elevadas resultantes do processo de soldadura. Assim, e como a liga AA5083-H111 é uma liga não tratável termicamente (endurece por deformação plástica), a exposição a elevados ciclos térmicos provocou a restauração do material previamente deformado.

Por fim, analisando a ZF, vemos que a dureza da mesma tem valores situados entre 67 HV<sub>0,2</sub> e 71 HV<sub>0,2</sub>, o que significa uma perda de dureza até 11 HV<sub>0,2</sub>, que é

explicada pelo facto do material previamente fundido estar no estado bruto de solidificação, o que em termos de dureza é equivalente a recozido.

### 4.3.2. Microdureza da série MIG com pós-processamento

A Figura 4.6 apresenta o perfil de dureza da série MIG+FSP:



**Figura 4.6.** Perfil de dureza da série MIG com pós-processamento ao longo da superfície do provete e em cada um dos pés do cordão da soldadura.

Como é possível ver pela Figura 4.6, continua a haver uma simetria de durezas em relação ao centro da soldadura. Além disso, as três zonas presentes nas séries MIG (MB, ZTA e ZF) aparecem também nas séries MIG+FSP, com a adição da Zona

Termomecanicamente Afetada (ZTMA), devido à ação da ferramenta durante o processo de FSP.

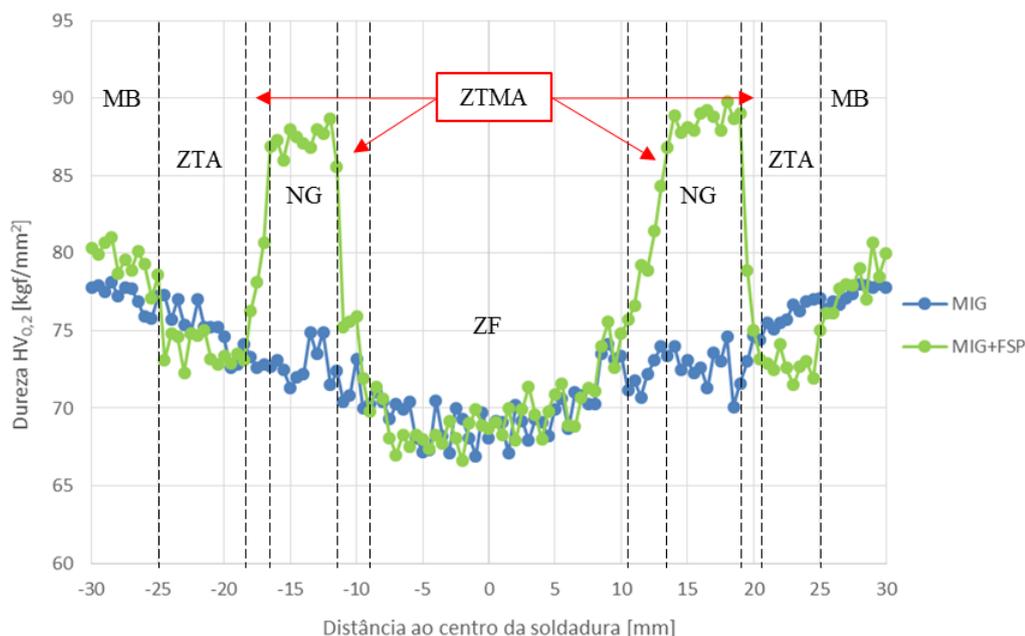
O MB apresenta durezas coincidentes com a dureza dada para a liga AA5083-H111, entre 77 HV<sub>0,2</sub> e 81 HV<sub>0,2</sub>.

A ZTA, com valores de dureza entre 75 HV<sub>0,2</sub> e 71 HV<sub>0,2</sub>, apresenta uma diminuição de dureza até 10 HV<sub>0,2</sub>, explicada pelo facto de ter sido uma zona que esteve sujeita a ciclos térmicos devido ao calor gerado pela fricção da ferramenta. Embora esta zona não tenha sido diretamente influenciada pela ferramenta, a sua proximidade com a zona pós processada comprometeu a sua dureza.

A ZTMA apresenta um aumento de dureza em relação à ZTA. Isto porque esta zona é uma das zonas que é diretamente afetada pelo pós-processamento, pela ação da base da ferramenta (à superfície) e pelo próprio pino da ferramenta (no interior). Devido à elevada rotação da ferramenta e do calor gerado pela fricção, o material circundante sofre deformação plástica sem que haja recristalização. As suas durezas variam entre 72 HV<sub>0,2</sub> e 85 HV<sub>0,2</sub>, ou seja, houve uma aproximação (e até melhoria) em relação à dureza do Material Base, o que se revela bastante positivo, já que é normal que, durante a soldadura, devido aos ciclos térmicos impostos ao material, a dureza do mesmo baixe consideravelmente.

Finalmente, analisando a zona do *Nugget* (NG), que apresenta tamanhos de grão entre 2µm e 4µm, a durezas varia entre 86 HV<sub>0,2</sub> e 90 HV<sub>0,2</sub> o que representa o maior ganho de dureza, que chega a 13 HV<sub>0,2</sub> em relação ao MB.

Para melhor compreender as diferenças a nível de durezas provocadas pelo pós-processamento, a Figura 4.7 apresenta os perfis de durezas MIG e MIG com pós-processamento sobrepostos.



**Figura 4.7.** Perfis de dureza MIG e MIG+FSP.

A Figura 4.7 mostra bem o efeito que o pós-processamento por fricção linear tem nas durezas de um provete. É notório o efeito do refinamento de grão na zona do *Nugget*, que provocou um aumento de aproximadamente 10 HV<sub>0,2</sub> em relação aos provetes MIG. Ao mesmo tempo, nota-se uma tendência contrária na Zona Termicamente Afetada, pois existe uma diferença de 5 HV<sub>0,2</sub> da ZTA de MIG para a ZTA de MIG+FSP. Isto é explicado pelo facto da Zona Termicamente Afetada de MIG+FSP ter sido submetida a mais ciclos térmicos que a MIG, devido à soldadura e, posteriormente, ao pós-processamento, o que justifica a pequena perda de dureza naquela zona.

Comparando com o estudo conduzido por Gandra et al., 2011, que avaliava o efeito de várias passagens simultâneas de FSP na liga AA5083, os *nuggets* das várias passagens apresentavam durezas compreendidas entre 78 HV<sub>0,2</sub> e 79 HV<sub>0,2</sub>, o que revela valores substancialmente mais baixos que os apresentados neste trabalho, com uma diferença até 11 HV<sub>0,2</sub>. Embora o autor apresente ganhos de 8,5% em relação ao material base, estes valores são 15% mais baixos que os valores de dureza obtidos na presente tese.

## 4.4. Ensaio de tração

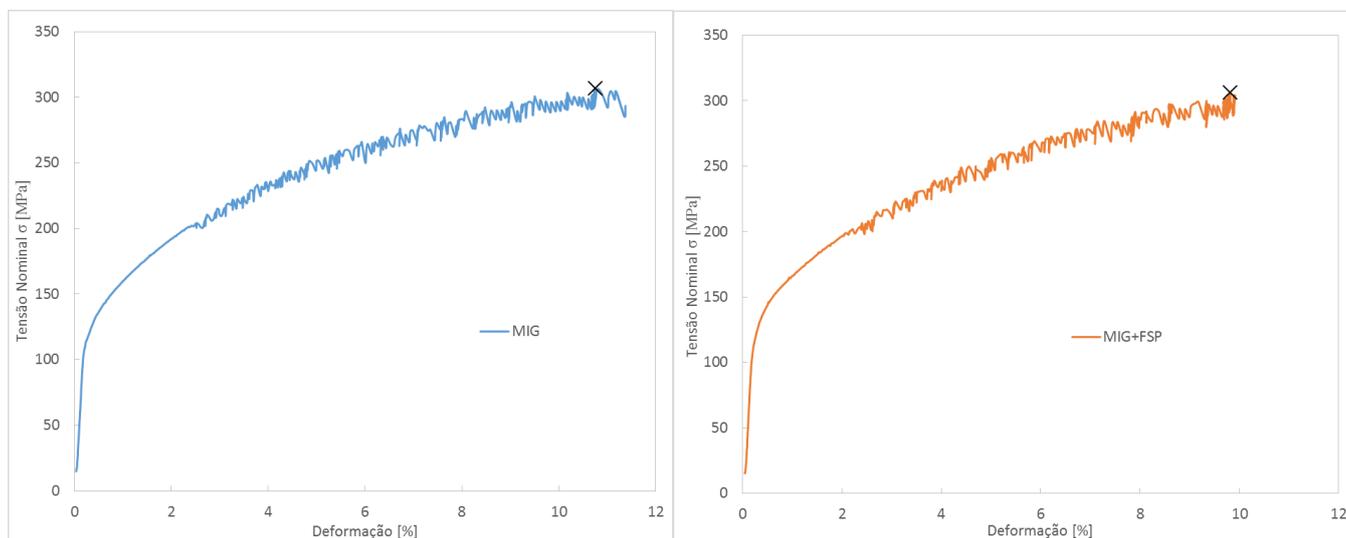
No decorrer do trabalho foram realizados ensaios à tração de modo a caracterizar melhor algumas propriedades mecânicas das séries MIG e MIG+FSP para se poder prosseguir para os ensaios de fadiga, conhecendo assim o patamar inicial de aplicação da gama de tensões. Os ensaios foram feitos em provetes MIG e MIG+FSP, tendo sido usado o ensaio de tração do Material Base (MB) obtido por Quintino, 2012 para comparação.

Os resultados apresentam-se na Tabela 4.1:

**Tabela 4.1.** Resultados dos ensaios de tração

Série	$\sigma_{\text{máx}}$ [MPa]
MB (Quintino, 2012)	320.69
MIG	306.58
MIG+FSP	306.11

Analisam-se, em seguida, os ensaios de tração.

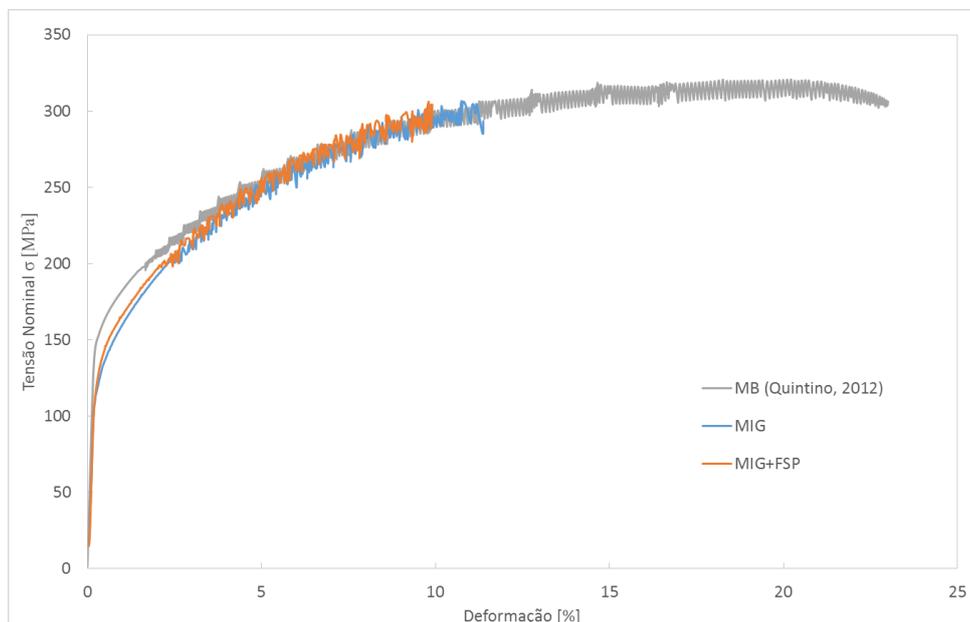


**Figura 4.8.** Curvas tensão-deformação: em a) a série MIG e em b) a série MIG+FSP.

A Figura 4.8 apresenta o ensaio de tração da série MIG e MIG+FSP, onde é possível verificar que existe um “serrilhado” no domínio plástico. Este fenómeno, que é conhecido como efeito de Portevin-Le Chatelier está relacionado com a presença de átomos e elementos intersticiais capazes de se difundir a pequenas distâncias, que vão

ocupar de novo o núcleo das deslocamentos móveis que entretanto se tinham libertado, continuando a constituir obstáculos ao seu movimento, e assim sucessivamente no decurso de deformação. Este fenómeno é característico de vários materiais, incluindo esta liga de alumínio, sendo observável em todos os ensaios de tração seguintes realizados.

Com estes ensaios foi possível ver que a resistência à tração da série MIG tem um máximo de 306,6 MPa, e a deformação média do provete foi de 11,3% no momento da rotura. No caso da MIG+FSP, a resistência à tração tem um máximo de 306,1 MPa, mas esta série deformou-se apenas 9,8% até à rotura.



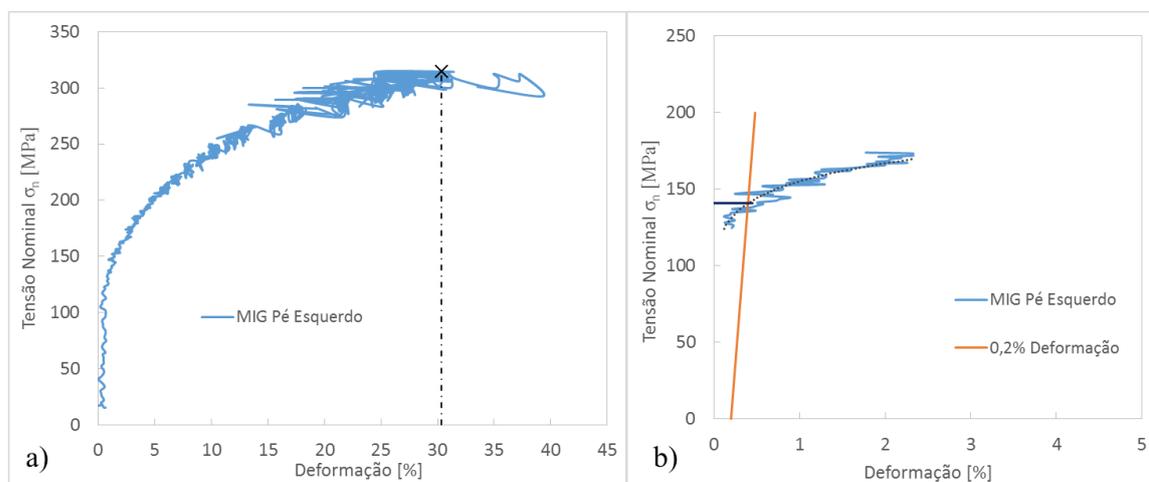
**Figura 4.9.** Curvas tensão-deformação das séries MB, MIG e MIG+FSP.

Segundo a Figura 4.9 é possível ver que o comportamento à tração da série MIG e MIG+FSP é semelhante, havendo apenas diferença na deformação máxima de cada série. Comparativamente ao material base, ambas as séries apresentam uma menor resistência mecânica.

Recorrendo ao *ARAMIS* foi possível ainda estudar em detalhe o comportamento à tração dos pés do cordão da soldadura, quer da série MIG quer da série MIG+FSP, um dos locais críticos para a iniciação de fendas. Os resultados obtidos são apresentados na Tabela 4.2.

**Tabela 4.2.** Resultados obtidos dos ensaios de tração no pé da série MIG e no pé e *Nugget* da série MIG+FSP.

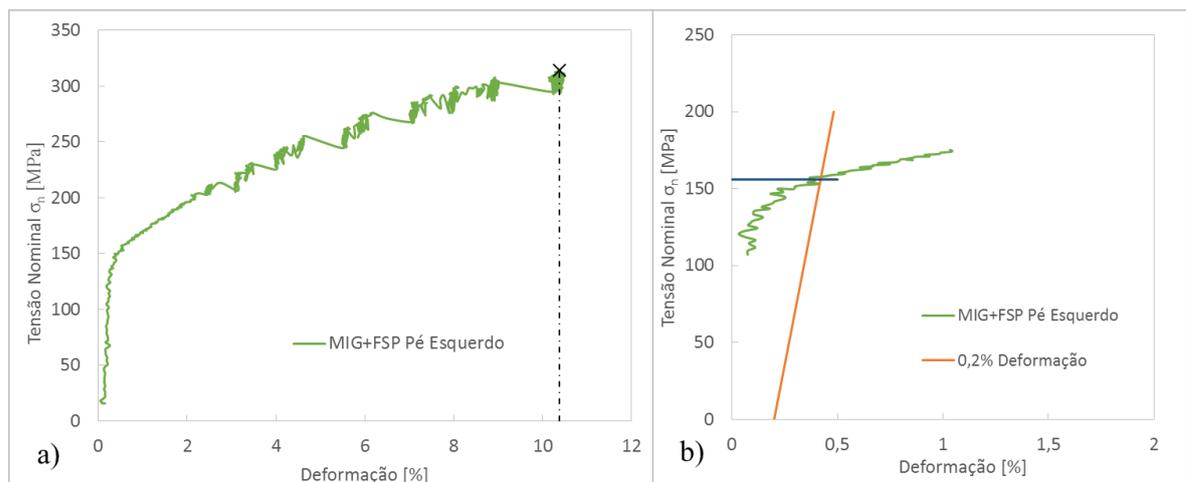
Zona	$\sigma_c$ [MPa]	$\epsilon_{cm\acute{a}x}$ [%]	$\sigma_{m\acute{a}x}$ [MPa]	$\epsilon_{m\acute{a}x}$ [%]
MIG Pé	140.90	30.36	314.62	39.31
MIG+FSP Pé	155.90	10.39	314.14	10.49
MIG+FSP <i>Nugget</i>	150.40	8.36	314.14	8.38
MB (Quintino, 2012)	158.10	20.21	320.69	23.73



**Figura 4.10.** Curva tensão-deformação do Pé Esquerdo da série MIG em **a)** e obtenção da tensão de cedência pelo critério de 0,2% de deformação plástica em **b)**.

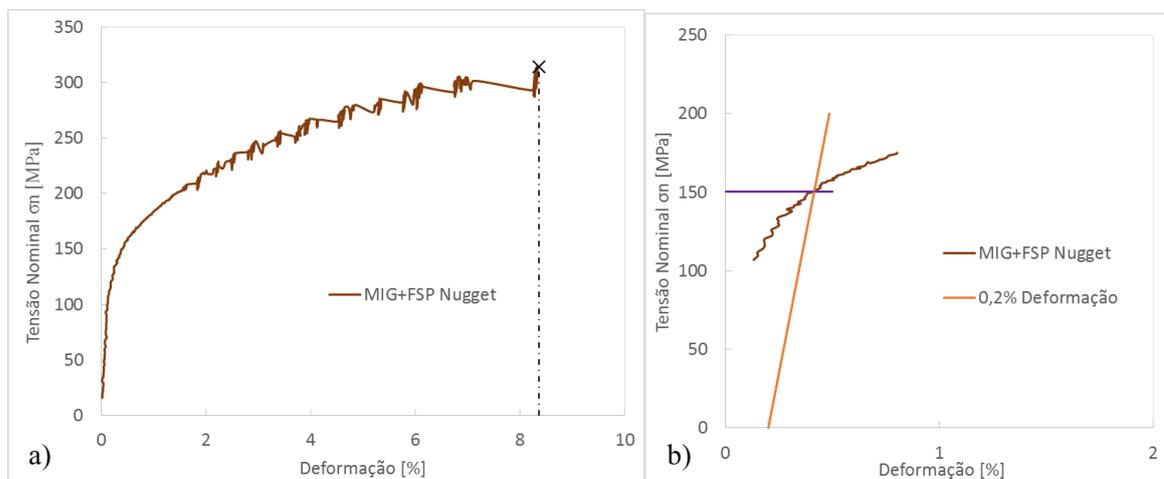
Os ensaios de tração e o registo de deformações no provete pelo *ARAMIS* ocorreram em simultâneo, o que permitiu que se soubesse, logo no final do ensaio, qual dos pés do cordão da soldadura do provete sofria uma maior deformação, sendo ele o pé esquerdo. Assim usou-se esse mesmo pé na análise dos ensaios de tração e nas análises de deformação das séries testadas.

A Figura 4.10 apresenta o gráfico tensão-deformação do pé esquerdo do cordão da soldadura da série MIG. Recorrendo ao critério de 0,2% de deformação plástica (Figura 4.10 **b)**), foi possível obter uma tensão de cedência para o pé do cordão de 140,9 MPa. A tensão máxima obtida foi de 314,6 MPa para aproximadamente 30,4% de deformação, e a deformação máxima do provete foi de 39,3%. Tendo em conta os valores irregulares de deformação obtidos pelo *ARAMIS*, para o cálculo da tensão de cedência desta zona foi necessário criar uma linha de tendência potencial, que permitiu suavizar a curva de tensão-deformação.



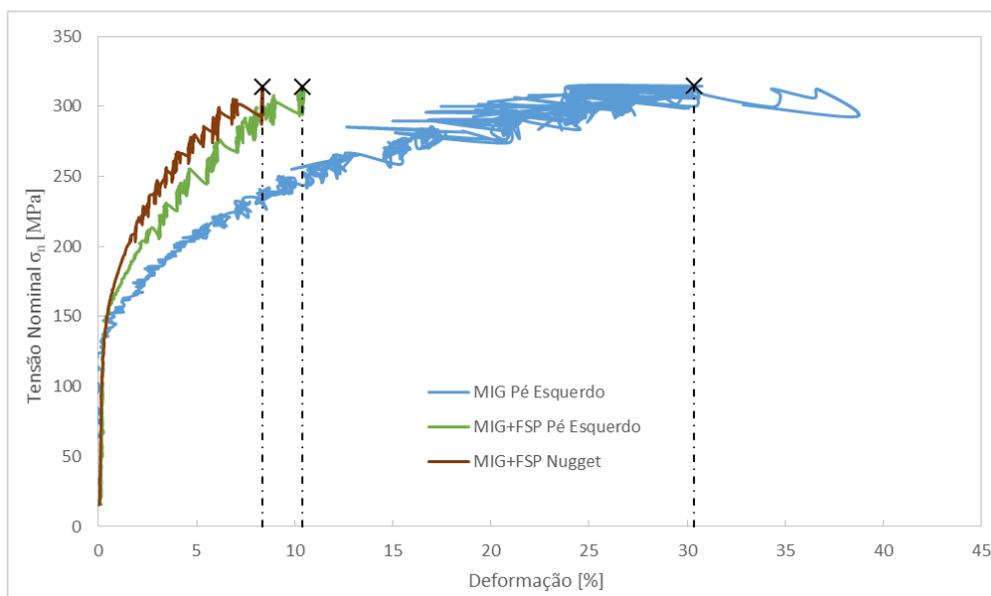
**Figura 4.11.** Curva tensão-deformação do Pé Esquerdo da série MIG+FSP em a) e obtenção da tensão de cedência pelo critério de 0,2% de deformação plástica em b).

A Figura 4.11 apresenta o gráfico tensão-deformação do pé do cordão da soldadura da série MIG+FSP. Ao recorrer de novo ao critério de 0,2% de deformação plástica, podemos ver que a tensão de cedência aumentou para 155,9 MPa, tendo a tensão máxima de 314,1 MPa sido obtida para uma deformação de 10,3%. A deformação máxima que o pé sofreu foi de 10,5%.



**Figura 4.12.** Curva tensão-deformação do *Nugget* da série MIG+FSP em a) e obtenção da tensão de cedência pelo critério de 0,2% de deformação plástica em b).

A Figura 4.12 apresenta o gráfico tensão-deformação do *Nugget* da série MIG+FSP e, recorrendo ao critério de 0,2% de deformação plástica, vemos que a tensão de cedência é de 150,4 MPa, e a tensão máxima de 314,1 MPa foi obtida para uma deformação de 8,36%. O *Nugget* sofreu uma deformação máxima de 8,38% durante o ensaio.



**Figura 4.13.** Comparação das curvas tensão-deformação dos pés da soldadura da série MIG e MIG+FSP e do *Nugget* da série MIG+FSP.

A Figura 4.13 apresenta os gráficos de tensão-deformação dos pés esquerdos do cordão da soldadura para o caso MIG e MIG+FSP, e ainda o gráfico tensão-deformação do *Nugget*. É notória a diferença entre eles, sendo que a série pós processada tem uma maior resistência à tração para valores iguais de deformação, além da sua deformação máxima ser consideravelmente menor, tanto no pé do cordão da soldadura como no *Nugget*.

É visível que à medida que a tensão vai aumentando, os valores de deformação apresentam grandes flutuações para valores de tensão tão próximos. Embora não se tenha conseguido perceber com toda a certeza a razão para este comportamento, existe uma explicação bastante plausível, que está associada ao efeito de Portevin-Le Chatelier. Como, neste caso específico, estamos a estudar uma pequeníssima área do provete, a deformação desta secção será diretamente afetada pelo comportamento elasto-plástico que está a ocorrer em simultâneo no restante material do provete. A presença de átomos e elementos intersticiais que se difundem a pequenas distâncias e que ocupam de novo o núcleo das deslocações móveis que se tinham libertado é a grande causa deste comportamento, já que este rearranjo a nível atómico acontece em todo o material ao mesmo tempo. Assim, na pequena área do pé do cordão, as deformações que lá ocorrem são diretamente afetadas pelas que acontecem no material circundante e em todo o resto do material, originando assim variações de deformação bastante elevadas.

## **4.5. Análise de deformações com sistema ótico 3D *ARAMIS***

O *ARAMIS*, com as suas diferentes funcionalidades, ajuda a compreender melhor o comportamento do material quando sujeito a ensaios de tração. No caso deste trabalho, permitiu estudar em detalhe as deformações ocorridas nos provetes durante os ensaios de tração, recorrendo a uma análise comparativa de fotografias capturadas pelo próprio *ARAMIS* durante os ensaios. Os ensaios foram feitos com uma frequência de uma foto por segundo e foram obtidos os mapas de deformação e os respetivos valores para os seguintes estágios:

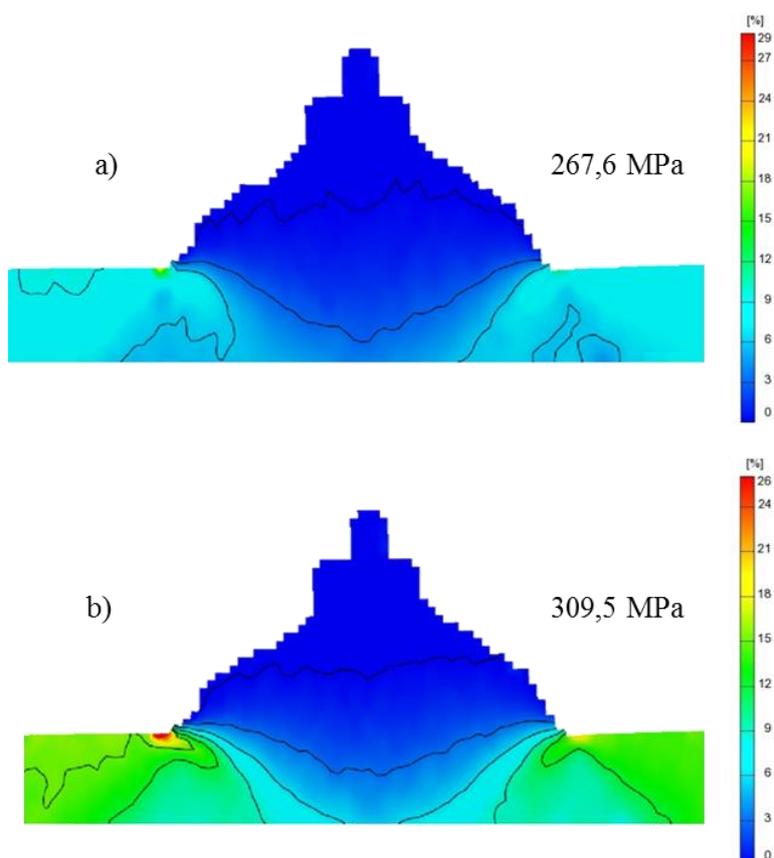
- Deformação máxima igual a metade da deformação à carga máxima;
- Deformação à carga máxima.

Estes ensaios foram feitos nas séries MIG (MIG) e na série MIG com pós-processamento (MIG+FSP).

É importante referir que algumas figuras apresentadas neste capítulo (mais propriamente os esquemas de mapas de deformação) não são apresentadas na sua totalidade (em termos de comprimento). Isto deve-se ao facto de o próprio *ARAMIS* ter uma área de captura de imagem limitada. Contudo, este facto não apresenta qualquer tipo de problema na análise de resultados, já que as figuras apresentadas são todas referentes às zonas essenciais ao estudo, sendo que o resto do provete não apresentado corresponde ao Material Base, área irrelevante para discussão.

### **4.5.1. Deformação em provetes MIG**

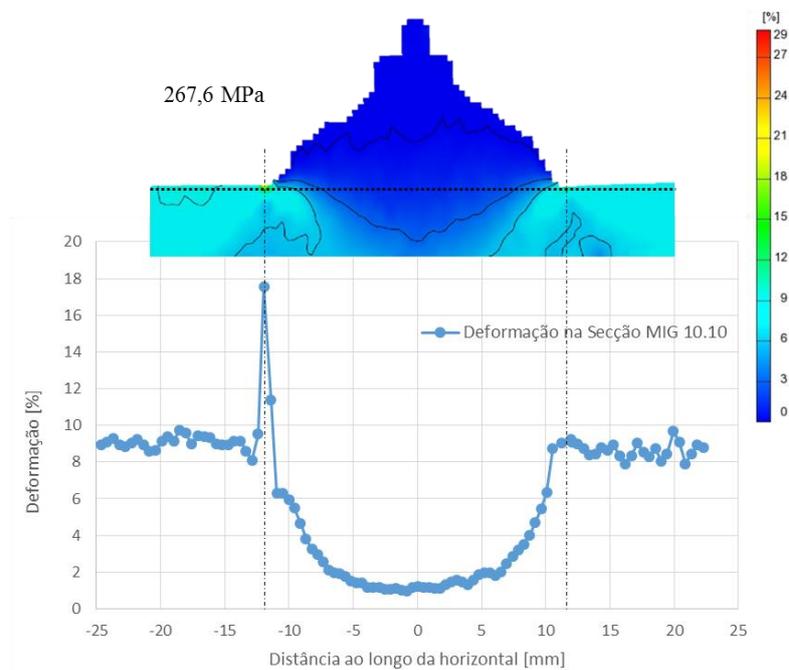
Para este ensaio foram utilizados dois provetes da série 10, tendo-se obtido resultados que demonstram comportamentos bastante semelhantes, por isso optou-se por apresentar os resultados do provete 10.10.



**Figura 4.14.** Mapas de deformação do provete MIG 10.10: em **a)** deformação máxima igual a metade da deformação à carga máxima, e em **b)** deformação total à carga máxima.

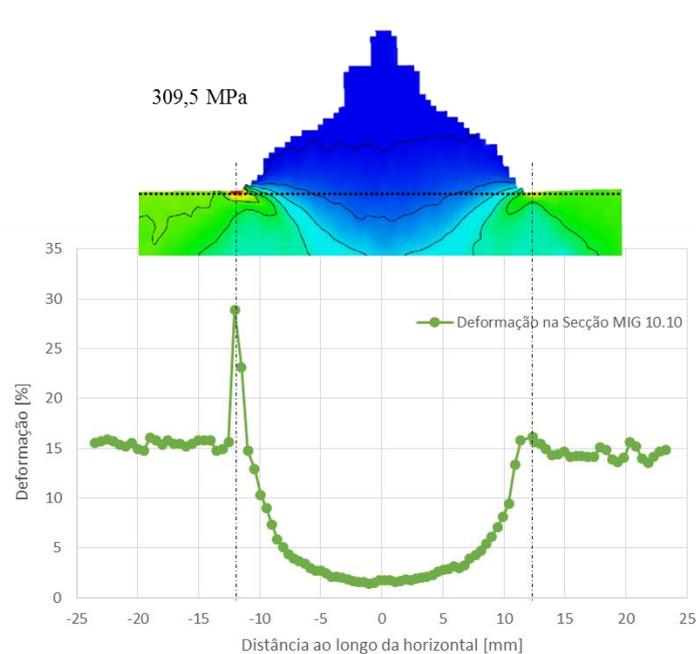
A Figura 4.14 mostra os mapas de deformação em duas fases distintas do carregamento do provete durante o ensaio de tração. No caso da imagem **a)**, este estado foi atingido com uma tensão de 267,6 MPa e no caso da imagem **b)** com uma tensão de 309,5 MPa. Em ambas as imagens é possível identificar a zona onde existe concentração de tensões (pé esquerdo), que se revelou crucial para a rotura do provete. Podemos ver que, nesta zona, o material sofre deformações na ordem dos 28% (para a figura **b)**) antes da rotura.

É também notório que, durante o ensaio, a zona da soldadura sofre muito pouca deformação quando comparada com o resto do provete. Isto acontece porque a área resistente à tração é substancialmente maior, logo sofre menos tensões e deformações.



**Figura 4.15.** Esquema representativo das deformações do provete 10.10 MIG a deformação máxima igual a metade da deformação à carga máxima.

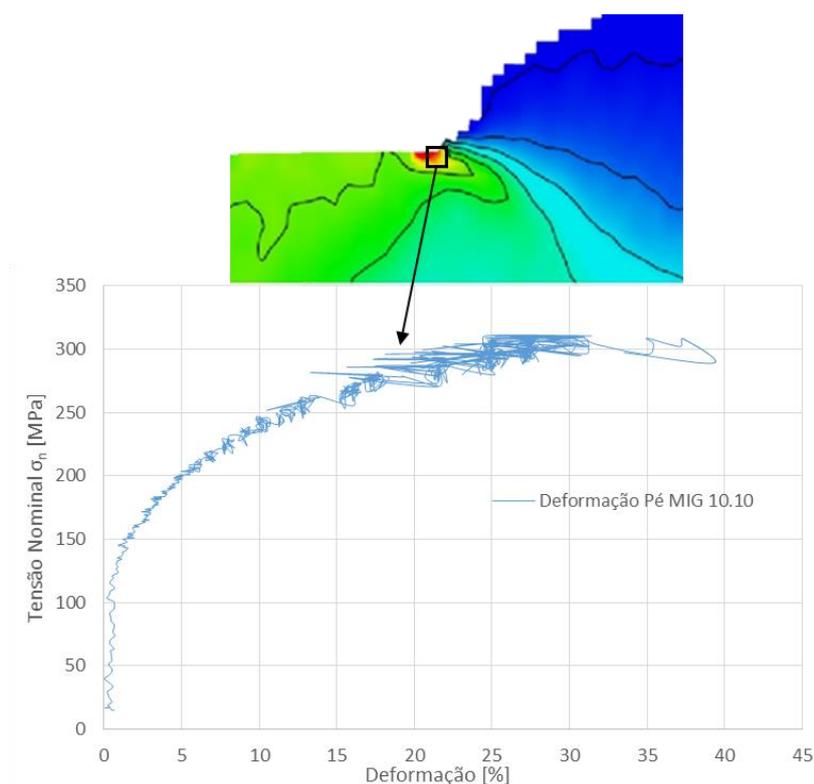
A Figura 4.15 apresenta as deformações que o provete sofreu, no caso de deformação máxima igual a metade da deformação à carga máxima, sendo o valor da deformação no pé do cordão da soldadura de 17,6%. O gráfico da figura foi obtido tendo em conta as deformações ocorridas segundo a linha de secção marcada a picotado na própria figura.



**Figura 4.16.** Esquema representativo das deformações do provete 10.10 MIG a deformação à carga máxima.

A Figura 4.16 representa as deformações ocorridas no provete durante o ensaio de tração, a deformação total à carga máxima, segundo a linha de secção apresentada na figura. É assim possível ver que o pé esquerdo do cordão da soldadura sofreu uma deformação de 28%, ao mesmo tempo que o pé direito do cordão da soldadura sofreu uma deformação de aproximadamente de 16%. Ambos são locais onde existe uma elevada concentração de tensões, logo sítios propícios a que haja iniciação de fendas.

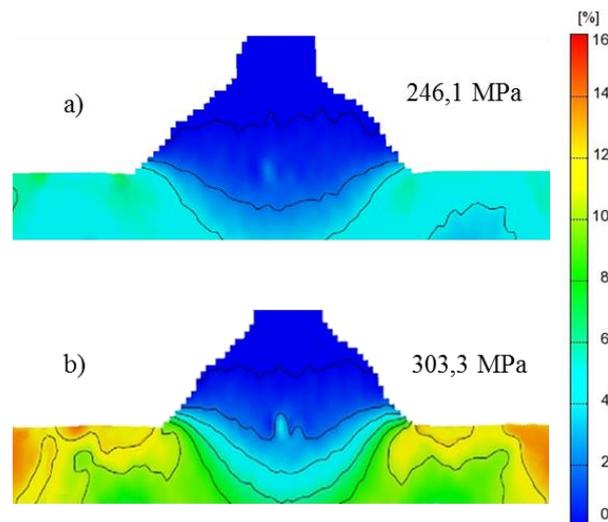
Ao saber que o pé esquerdo do cordão da soldadura sofreu deformações na ordem dos 28%, torna-se vantajoso e interessante saber que tipo de comportamento tensão-deformação tem o material durante o ensaio de tração. Recorrendo ao *ARAMIS*, é possível saber com maior ou menor rigor o que acontece num dado ponto, área ou secção. Assim, obteve-se a média dos valores de uma pequena área de 4 mm<sup>2</sup> (2×2 mm) criada no pé esquerdo do cordão. Essa área e a respetiva curva tensão-deformação encontram-se na Figura 4.17.



**Figura 4.17.** Deformações ocorridas na secção de 4mm<sup>2</sup> no pé esquerdo do cordão no provete ao longo do ensaio de tração.

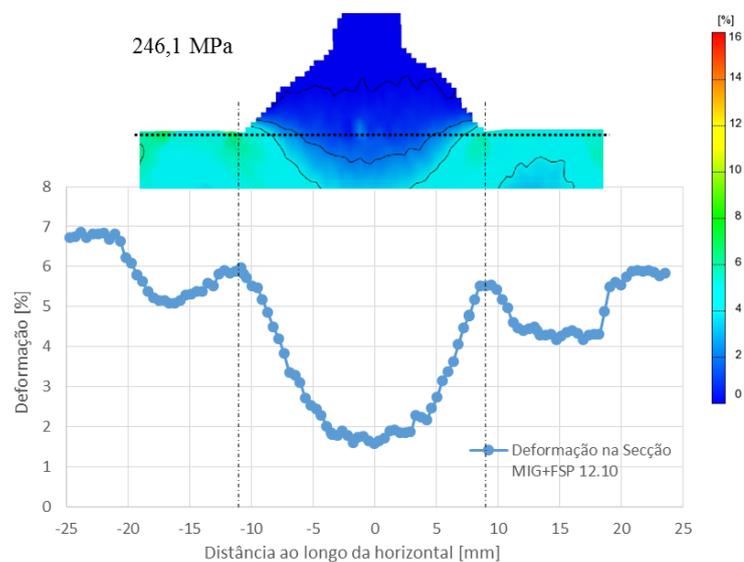
#### 4.5.2. Deformação em provetes MIG+FSP

Tal como no caso dos provetes MIG, foram usados dois provetes MIG+FSP da série 12, obtendo-se valores semelhantes, por isso são apenas apresentados os valores obtidos para o provete 12.10.



**Figura 4.18.** Mapas de deformação do provete MIG+FSP 12.10: em **a)** deformação máxima igual a metade da deformação à carga máxima, e em **b)** deformação total à carga máxima.

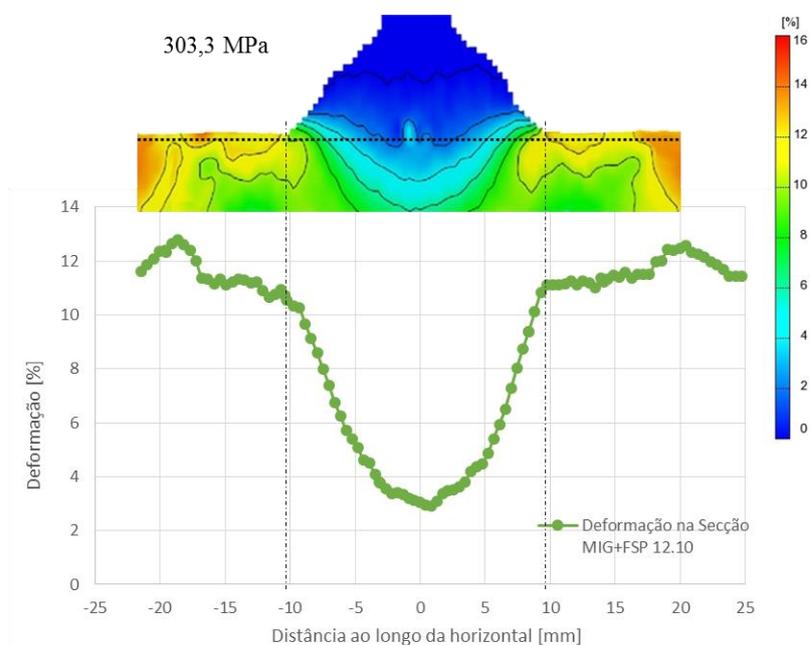
Pela Figura 4.18, é notório o efeito do pós-processamento no provete durante o ensaio de tração. Devido à redução do efeito geométrico no pé do cordão da soldadura, a concentração de tensões foi favoravelmente reduzida, o que contribuiu para que a iniciação da fenda fosse retardada. No caso da imagem **a)**, este estado foi atingido com uma carga de 246,1 MPa, e, no caso da imagem **b)** com uma carga de 303,3 MPa.



**Figura 4.19.** Esquema representativo das deformações do provete 12.10 MIG+FSP a deformação máxima igual a metade da deformação à carga máxima.

A Figura 4.19 mostra o provete e o respetivo gráfico de deformações na situação de uma deformação máxima igual a metade da deformação à carga máxima, onde se pode ver que, depois do pós-processamento, a deformação nos pés do cordão da soldadura é muito menor (6%) comparativamente ao provete MIG na mesma situação (17%). Ao mesmo tempo, a deformação no *Nugget* (a aproximadamente 10 mm da origem, em cada lado) é bastante pequena, fruto do aumento de dureza e da recristalização dos grãos, que proporcionaram uma melhoria das propriedades mecânicas nessa zona.

Seguidamente, na Figura 4.20, apresenta-se o esquema das deformações ocorridas na secção do provete 12.10 MIG+FSP, para o caso de deformação à carga máxima.

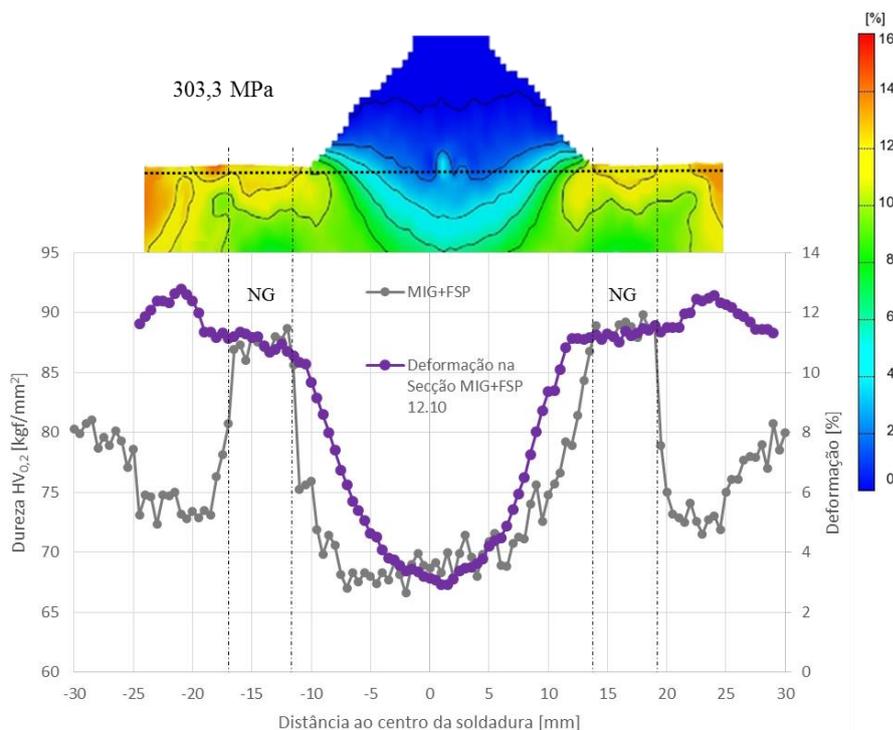


**Figura 4.20.** Esquema representativo das deformações do provete 12.10 MIG+FSP a deformação à carga máxima.

É possível verificar que existe uma simetria nas deformações ocorridas neste caso. Mais uma vez, o *Nugget* tem um papel importante nas deformações ocorridas no provete. É possível ver que esta zona apresenta deformações na ordem dos 11% e que, além disso, a eliminação do efeito geométrico alivia as tensões localizadas no pé do cordão, fazendo com que não exista um pico de deformação no pé de ambas as soldaduras, cenário completamente distinto do caso MIG. É curioso verificar que as maiores deformações estão longe do pé do cordão, correspondendo à ZTA, uma zona de dureza bastante menor. Com as melhorias da geometria do pé do cordão da soldadura e com a

elevada dureza do *Nugget*, as deformações ocorridas nessas zonas são mais baixas. Assim a maior deformação tende a ocorrer na zona de menor dureza.

Depois de se verificar o efeito que o *Nugget* e a redução do raio de concordância do pé do cordão da soldadura têm no provete, revela-se importante estudar o efeito que a dureza tem na altura dos ensaios de tração. Para isso, criou-se um esquema que apresenta o gráfico de deformação da secção criada no provete, para o caso de deformação à carga máxima, e adicionou-se o perfil de durezas da série MIG+FSP. Este esquema permite perceber melhor de que forma a dureza influencia a deformação do material, e é apresentado na Figura 4.21.



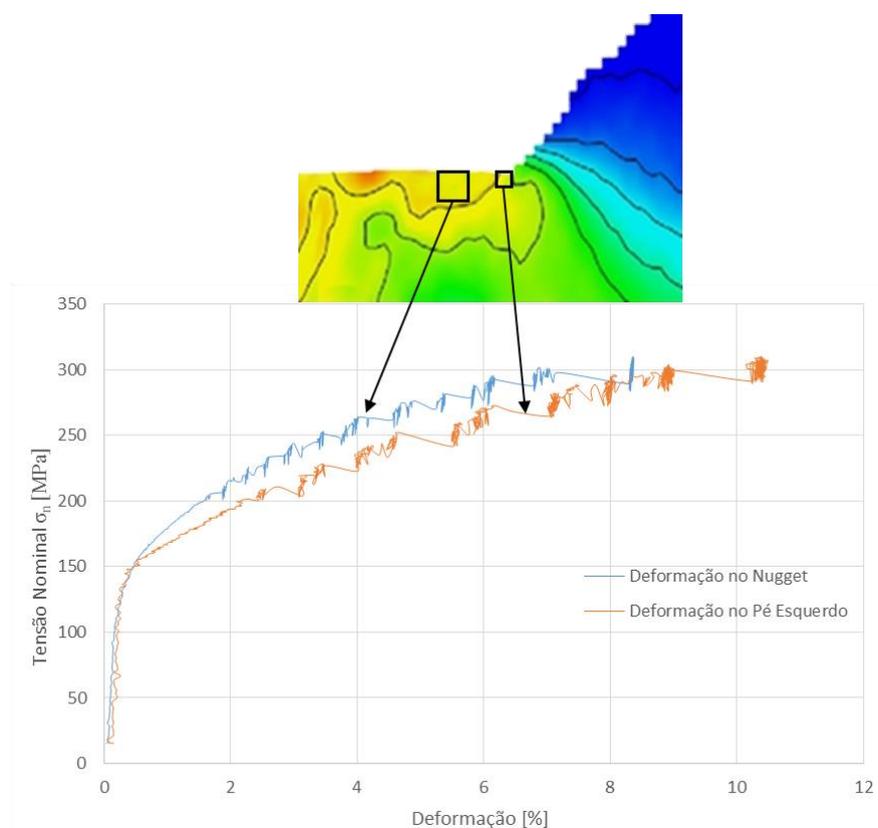
**Figura 4.21.** Influência da dureza na deformação do provete.

É possível verificar que na zona do *Nugget* a deformação é constante no comprimento total do mesmo, e é 2% menor que nas zonas anteriores ao *Nugget*, a -22 mm e a 22 mm de distância ao centro da soldadura.

Tal como explicado para caso do provete MIG no subcapítulo 4.5.1, o facto de a deformação na zona fundida ser muito baixa, mesmo tendo durezas bastante baixas quando comparada com o *Nugget*, deve-se por a área resistente à tração ser bastante maior que o resto do provete. Como última nota convém referir que a diferença de distâncias que se vê entre o gráfico de deformação e o das durezas (que faz com que não coincidam

totalmente um com o outro) tem a ver com algum pequeno erro de aquisição de dados do *ARAMIS*, na ordem de apenas 1 mm. Embora esse erro exista, não afeta a discussão dos resultados.

Finalmente, para este caso foi também estudado o comportamento à tração do material no pé do cordão da soldadura, recorrendo às funcionalidades do *ARAMIS*. Além do pé, também se estudou o comportamento à tração do *Nugget*, mas desta vez numa área de 16 mm<sup>2</sup> (4×4 mm). Os resultados são apresentados na Figura 4.22.



**Figura 4.22.** Esquema representativo das deformações ocorridas no pé esquerdo e no *Nugget* do provete 12.10 MIG+FSP, no caso de deformação à carga máxima.

Mais uma vez, é visível que não existe grande consistência no “serrilhado” característico, associado ao efeito de Portevin-Le Chatelier, dos gráficos tensão-deformação, isto porque, de novo, está-se a analisar áreas muito pequenas e as deformações que ocorrem ao longo de todo o provete influenciam os dados adquiridos nestas secções. Além disso, nota-se também que os gráficos não têm o seu início na origem do gráfico, em 0% de deformação a 0 MPa de tensão, uma falha que não houve maneira de corrigir, porque o sistema de aquisição de dados da máquina de ensaios (que estava a transferir os dados relativos à tração ao *ARAMIS*) tem sempre um pequeno atraso na

aquisição inicial, o que leva a que os dados não sejam imediatamente registados pelo *software* do *ARAMIS*. Esta pequena falha apenas compromete os primeiros 10-15 segundos do ensaio, e com uma velocidade de tração de 2 mm/min, esta falha não se revela crítica para os resultados obtidos.

Segundo a Figura 4.22, vê-se que para mesmos valores de deformação, a tensão nominal tem valores muito maiores para o *Nugget*, o que significa que a resistência à tração nessa zona é maior que no pé do cordão da soldadura.

Embora o pós-processamento tenha elevado significativamente a resistência à tração do *Nugget*, a dureza e resistência à tração menor do pé do cordão da soldadura associado à maior concentração de tensões crítica para o provete, faz com que continue a ser um sítio onde pode ocorrer a nucleação de uma fenda.

## 4.6. Ensaio de fadiga

Esta secção pretende estudar a resistência à fadiga das séries MIG e MIG+FSP para as razões de tensão de  $R=0$  e  $R=-1$ . Todos os resultados dos ensaios da resistência à fadiga podem ser consultados no ANEXO D.

Para ambas as razões de tensão foram feitos os ensaios para obter as curvas S-N. Posteriormente foi aplicado o método da aproximação local baseado em tensões, para eliminar o efeito geométrico e, conseqüentemente, a concentração de tensões no pé do cordão da soldadura. Esta análise permite examinar com mais detalhe só o contributo do pós-processamento em relação à eventual alteração de tensões residuais, aumento de dureza e eliminação de defeitos. Para o cálculo das tensões locais, é necessário saber os fatores de concentração de tensões teórico e dinâmico, através das expressões de Brennan et al., 2000 e de Peterson et al., 1950, equações (2.2) e (2.3), respetivamente. Finalmente multiplica-se a tensão nominal  $\sigma_n$  pelo fator  $k_f$ , obtendo-se assim a tensão local  $\sigma_L$ .

$$\sigma_L = \sigma_n \times k_f \quad (4.2)$$

Os valores de  $k_f$  e  $k_t$  foram calculados previamente, com base num estudo estatístico do raio de concordância do pé do cordão,  $\rho$ , e do ângulo tangente ao cordão da soldadura,  $\theta$ , nos provetes MIG e MIG+FSP. Os valores médios obtidos são apresentados na Tabela 4.3.

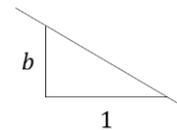
**Tabela 4.3.** Raio médio, ângulo médio, fator de concentração de tensões teórico e dinâmico das séries.

Série	Raio $\rho$ médio (mm)	Ângulo $\theta$ médio (°)	$k_t$	$k_f$
MIG	0.36	55	2.3	1.46
MIG+FSP	3.5	45	1.4	1.37

O efeito do pós-processamento na geometria do pé do cordão é notório: existe um aumento do raio de concordância de quase dez vezes e há uma diminuição de, em média, 10° do ângulo tangente ao cordão de soldadura. Estas alterações geométricas são essenciais para aliviar as tensões no pé do cordão.

Um dos aspetos importantes a analisar relaciona-se indiretamente com o parâmetro  $m$  da lei de Paris. Este parâmetro permite uma análise rápida dos valores obtidos nas curvas S-N: quanto maior for o valor de  $m$ , menor é o declive da recta ( $b$ ). O valor de  $m$  das curvas S-N do alumínio andam na ordem de 3 ou 4, indicando quando a propagação de fenda é dominante. Valores maiores significam que existe uma transição para um regime de domínio da iniciação de fenda, ou seja, a maioria dos ciclos de fadiga a que o provete está sujeito servem para iniciar uma fenda, em vez de a propagar. O parâmetro  $m$  é obtido através da equação (4.3).

$$m = -\frac{1}{b}$$



(4.3)

As equações das retas e os respetivos valores de  $m$  apresentam-se no ANEXO D, Tabela D.6.

Apresentam-se então, em seguida, as curvas S-N dos vários ensaios realizados.

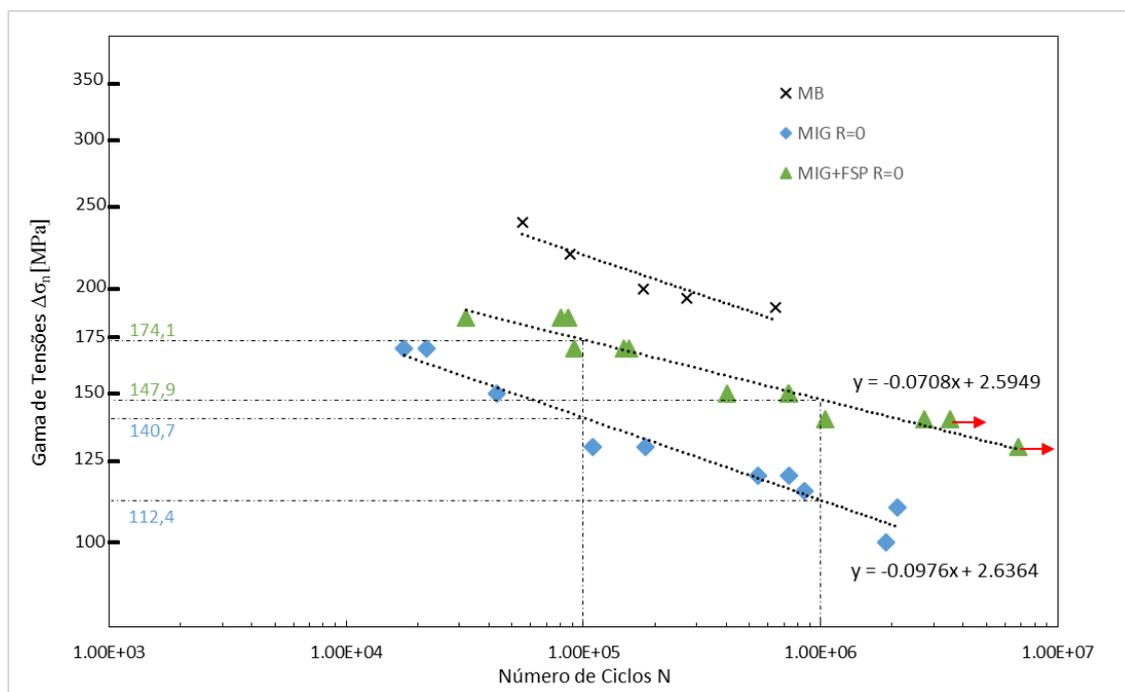
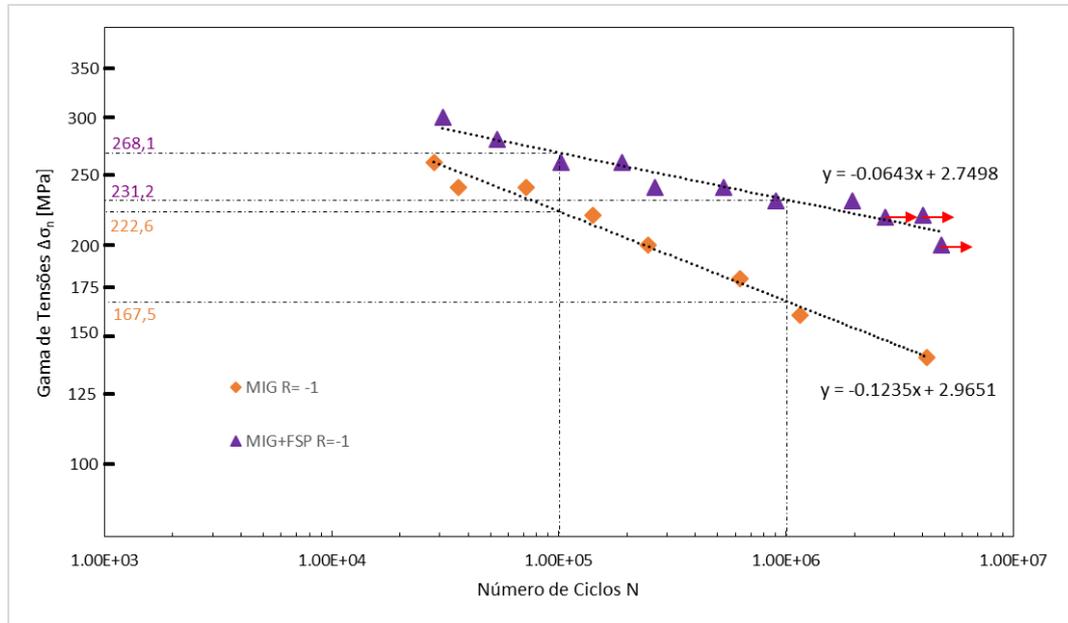


Figura 4.23. Vida à fadiga da série MIG e MIG+FSP para R=0.

A Figura 4.23 apresenta as curvas S-N obtidas para uma razão de tensões de  $R=0$ . Para vidas curtas, fixando uma vida de  $10^5$  ciclos, a contribuição do FSP na resistência à fadiga é um aumento de 24% (de uma resistência à fadiga de 140,7 MPa em MIG para 174,1 MPa em MIG+FSP) enquanto, para vidas longas, fixando uma vida de  $10^6$  ciclos, a contribuição aumenta para 32% (de uma resistência à fadiga de 112,4 MPa em MIG para 147,9 MPa para MIG+FSP). Isto significa que para a mesma vida, a resistência à fadiga é muito maior na série MIG+FSP. Este ganho em relação a MIG pode ser explicado pelo facto do pós-processamento ter melhorado substancialmente a geometria (raio e ângulo) do cordão. Ao mesmo tempo, é notória a diferença de declive entre as duas retas: MIG apresenta um valor de  $m$  de 10,2 enquanto para a série MIG+FSP o valor de  $m$  tem o valor de 14,1, significando que o pós-processamento retardou a iniciação da fenda em relação à série MIG. Em relação ao material base, a série MIG tem uma diminuição de resistência à fadiga de 36% em ambas as vidas ( $10^5$  e  $10^6$  ciclos) e a série MIG+FSP apresenta uma diminuição de 16% e 21%, para vidas de  $10^5$  e  $10^6$  ciclos, respetivamente.

Convém ainda referir que nesta figura (e nas seguintes) são apresentados pontos com uma seta a vermelho na série MIG+FSP, indicando que são ensaios cujos provetes não partiram, o que significa que a sua vida à fadiga será maior que a apresentada.

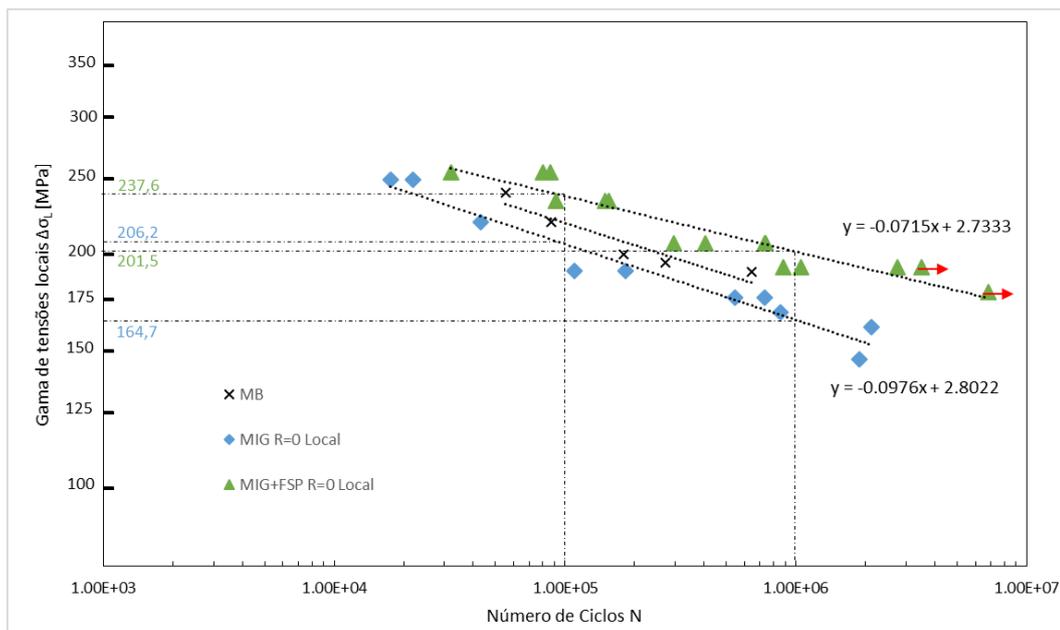
Passando para uma razão de tensões diferente,  $R = -1$ , as curvas S-N das séries são apresentadas na Figura 4.24.



**Figura 4.24.** Vida à fadiga da série MIG e MIG+FSP para  $R = -1$

Para uma razão de tensão diferente,  $R = -1$ , as vidas à fadiga de ambas as séries são bastante diferentes da vida à fadiga com  $R = 0$ . Neste caso, o pós-processamento aumenta apenas em 20% a vida à fadiga em vidas curtas ( $10^5$  ciclos), passando de uma gama de tensões de 222,6 MPa em MIG para 268,1 MPa em MIG+FSP, mas aumenta 38% para vidas longas ( $10^6$  ciclos), passando de uma gama de tensões de 167,5 MPa em MIG para 231,2 MPa em MIG+FSP. O valor de  $m$  da série MIG é 8,1 e o da série MIG+FSP é 15,6, o que representa uma retardação substancial da iniciação da fenda. A esta razão de tensões não foram feitos testes ao Material Base, não podendo haver comparação com o mesmo.

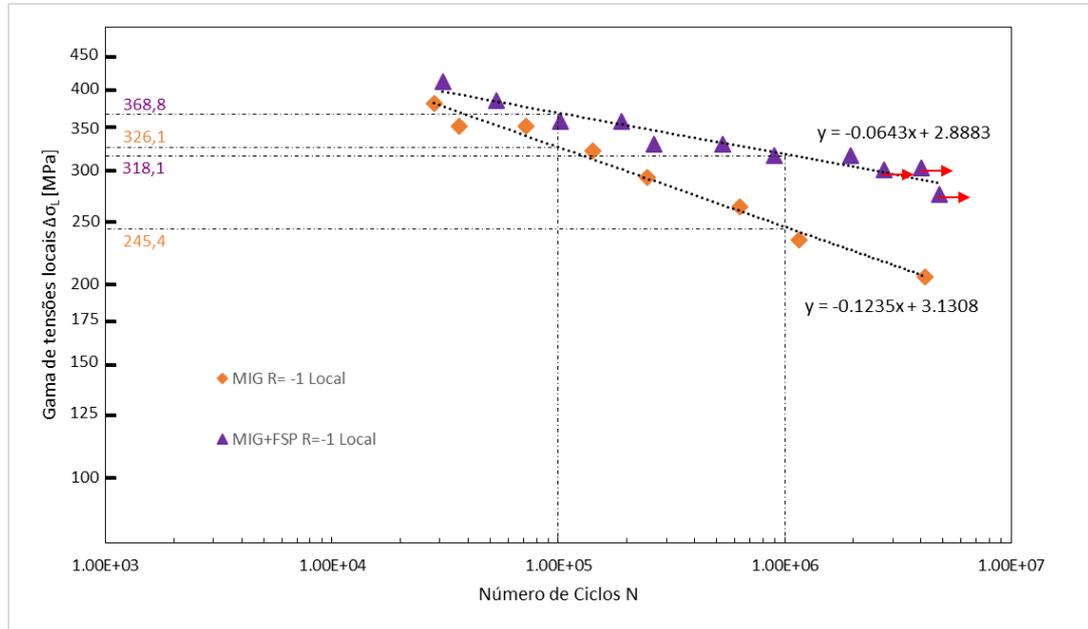
Seguidamente apresenta-se as curvas S-N das séries para uma gama de tensões locais, para se poder estudar a contribuição apenas do processo de FSP. Desta maneira eliminou-se então o efeito geométrico e, conseqüentemente, a concentração de tensões no pé do cordão. As curvas S-N das séries, para uma razão de tensões  $R = 0$  usando a gama de tensões locais, são apresentadas na Figura 4.25.



**Figura 4.25.** Vida à fadiga da série MIG e MIG+FSP para R=0, na gama de tensões locais.

Mais uma vez, é possível ver o efeito benéfico do pós-processamento em relação à série MIG. Neste caso, houve um aumento de 15% e de 22%, respetivamente para vidas curtas ( $10^5$  ciclos) e longas ( $10^6$  ciclos), com a resistência à fadiga a aumentar de 206,2 MPa em MIG para 237,6 MPa em MIG+FSP ( $10^5$  ciclos), e de 164,7 MPa em MIG para 201,5 MPa para MIG+FSP ( $10^6$  ciclos). Simultaneamente, o valor de  $m$  da série MIG+FSP é 14, maior que o valor de  $m$  da série MIG, que é 10,2. Significa que a técnica de FSP retarda a iniciação de fenda, devido ao aumento de dureza e/ou alívio de tensões residuais do material refinado no pé do cordão. Em comparação ao material base, a série MIG apresenta uma diminuição de 6% e 7% de resistência à fadiga, para vidas curtas ( $10^5$  ciclos) e longas ( $10^6$  ciclos), respetivamente. A série MIG+FSP apresenta uma melhoria de 8% e 14% para vidas curtas ( $10^5$  ciclos) e longas ( $10^6$  ciclos), respetivamente. O facto de haver um ganho em relação ao material base, que não era expectável de acontecer, pode ser explicado pela eventual existência de tensões residuais compressivas que aumentam a vida à fadiga.

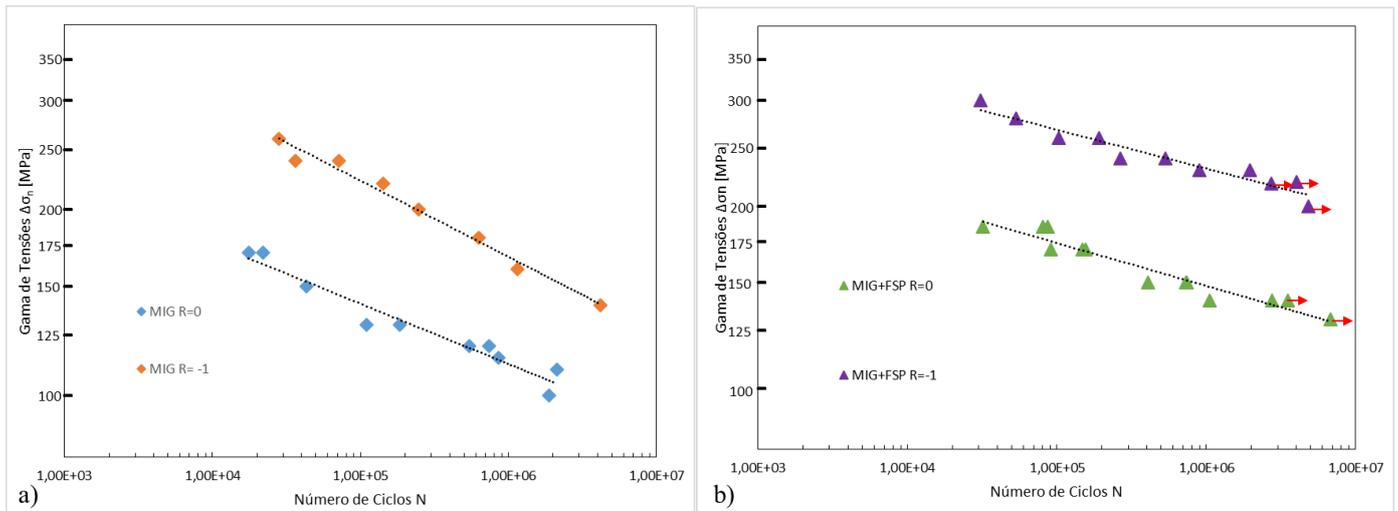
Em seguida, apresentam-se as curvas S-N para a razão de tensões  $R = -1$ , usando a gama de tensões locais no eixo das ordenadas.



**Figura 4.26.** Vida à fadiga da série MIG e MIG+FSP para  $R = -1$ , na gama de tensões locais.

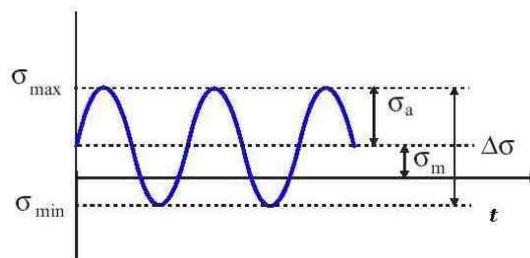
A Figura 4.26 mostra as curvas S-N das séries MIG e MIG+FSP para a razão de tensões  $R = -1$ , na gama de tensões locais. A série MIG+FSP apresenta um aumento da resistência à fadiga na ordem dos 13% para vidas curtas ( $10^5$  ciclos) e 30% para vidas longas ( $10^6$  ciclos), comparativamente à série MIG. O seu valor de  $m$  é 15,6, que se revela bastante mais elevado que na série MIG, cujo valor de  $m$  é 8,1. Mais uma vez, fatores como o aumento da dureza na zona refinada, o alívio de tensões residuais e eliminação de defeitos internos contribuem para que haja uma retardação da iniciação de fenda.

Por último, segundo a Figura 4.27 ir-se-á analisar as curvas S-N das duas diferentes razões de tensão ( $R = 0$  e  $R = -1$ ) em simultâneo, da série MIG e MIG+FSP.



**Figura 4.27.** Vidas à fadiga da série MIG em a) e MIG+FSP em b) em diferentes razões de tensão.

O ganho de resistência à fadiga associado à razão de tensão  $R = -1$  tem a ver com o facto de o valor de tensão média variar consoante a razão de tensão escolhida.



**Figura 4.28.** Esquema das variáveis de cálculo das razões de tensão.

Para uma razão de tensão  $R = -1$ , a tensão média  $\sigma_m$  é nula, ou seja, a tensão máxima  $\sigma_{m\acute{a}x}$  e a mínima  $\sigma_{m\acute{i}n}$  têm valores simétricos, enquanto que, para  $R=0$ , a tensão mínima é nula, o que faz com que a tensão máxima seja o dobro da tensão média, ou seja  $\sigma_m = 0,5 \times \sigma_{m\acute{a}x}$ . Isto indica que a tensão média aplicada aos provetes para  $R=0$  é maior que para  $R = -1$ , sendo assim natural que a curva S-N para  $R = -1$  esteja acima da curva S-N para  $R=0$ , como é visível na Figura 4.27. De  $R = -1$  para  $R=0$  houve uma diminuição da resistência à fadiga na série MIG de 37% para vidas curtas ( $10^5$  ciclos) e 33% para vidas longas ( $10^6$  ciclos). Na série MIG+FSP, esta diminuição correspondeu a 35% para vidas curtas ( $10^5$  ciclos) e 36% para vidas longas ( $10^6$  ciclos).

## 5. CONCLUSÕES

A presente secção tem o propósito de abranger, de uma forma global, as conclusões dos objetivos propostos no início do trabalho.

Fruto de estudos feitos no DEM em trabalhos anteriores, os parâmetros de soldadura MIG das placas de alumínio AA5083 encontravam-se já otimizados, o que permitiu obter soldaduras com boa qualidade e quase isenta de defeitos. Esta ajuda permitiu que não se despendesse muito tempo a otimizar todo o processo, proporcionando mais tempo para analisar melhor o efeito do pós-processamento, nomeadamente na análise de deformações que ocorrem durante o ensaio de tração recorrendo ao equipamento *ARAMIS*.

Após as soldaduras, o pós-processamento das primeiras séries de placas produziu alguns defeitos que precisaram de ser corrigidos. Um dos parâmetros que foi corrigido e que se revelou essencial para o sucesso do pós-processamento foi a interferência da ferramenta com o pé do cordão da soldadura. Como existem sempre pequenas diferenças geométricas entre soldaduras MIG, o valor da interferência não poderia ser assumido como um valor fixo, tendo sido necessário encontrar um algoritmo de cálculo de interferência ótima.

A análise morfológica permitiu identificar as várias zonas distintas inerentes ao processo de FSP, além de permitir obter os valores de tamanho de grão na zona do *Nugget*. Concluiu-se que houve uma diminuição do tamanho de grão, ou seja, uma recristalização dos grãos, passando de tamanhos de grão entre 25 $\mu$ m e 30 $\mu$ m no material base para 2 $\mu$ m a 4 $\mu$ m no *Nugget*. Esta recristalização promoveu a um aumento de dureza, visível nos perfis de dureza obtidos.

Nos ensaios de tração observou-se um aumento da resistência à tração, para a mesma deformação, nos ensaios da série MIG+FSP, sendo este aumento mais visível na análise local feita aos pés dos cordões da soldadura. Além de ser necessário aplicar uma carga maior para deformar a série pós processada, a deformação máxima é substancialmente inferior quando comparada à série MIG.

Os ensaios de fadiga provaram que a técnica de FSP permite aumentar a resistência à fadiga de juntas previamente soldadas por MIG, aumento esse que está relacionado com a eliminação de defeitos internos e superficiais, com o aumento de dureza na zona refinada, com uma possível alteração de tensões residuais e, especialmente, com a melhoria da geometria (raio e ângulo de concordância) do pé do cordão da soldadura.

### **5.1. Sugestões para futuros trabalhos**

Seria interessante a realização de estudos em que fosse considerada a criação de novas ferramentas de pós-processamento. Ao mesmo tempo, seria igualmente interessante estudar outras velocidades de avanço linear e de rotação da ferramenta, assim como novas posições da mesma, para poder analisar a sua influência nas propriedades mecânicas obtidas após o processamento.

Seria também proveitoso analisar e medir tensões residuais nas diferentes séries, com a finalidade de quantificar a contribuição do pós-processamento por fricção linear na alteração das mesmas. Esta análise permitiria apurar qual o efeito que as tensões residuais teriam na resistência à fadiga.

Revelar-se-ia ainda interessante e vantajoso comparar a técnica de FSP com outras técnicas convencionais, como o afagamento e a refusão a TIG ou a plasma, realizando novos ensaios ou procurando na literatura resultados de estudos feitos por essas técnicas de tratamento de superfície, para no final verificar com qual das técnicas se obtém maior resistência à fadiga.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Aalco Metals, Ltd, (2013), “Technical Information: Aluminium Alloy – Commercial Alloy – 5083 – 0 ~ H111”, em [http://www.aalco.co.uk/datasheets/Aluminium-Alloy\\_5083-0~H111\\_149.ashx](http://www.aalco.co.uk/datasheets/Aluminium-Alloy_5083-0~H111_149.ashx)
- Aerodynamic Metals Pte, Ltd, (2009), “Aluminium Alloy Sheet – Plate” – “Chemical Composition”, em <http://www.aerodynamicmetals.com/aap5083.php>
- Anderson, T. L., (1991), “Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications”, CRC Press
- Andrew, R. C., Waring, J. Welding Research Supplement, February 1974
- ASM Handbook, (1987), “Fractography”, 9th Edition, Volume I, ASM International
- Brennan, F. P., Peleties P., Hellier A. K., (2000), “Predicting weld toe stress concentration factors for T and skewed T-joint plate connections”, Int J Fatigue, p 573–584
- Davies, J. R., (1993), “Aluminium and Aluminium Alloys”, ASM International
- De Giorgi, M., Scialpi, A., Panella, F. W., De Filippis, L. A. C., (2009), “Effects of shoulder geometry on residual stress and fatigue properties of AA6082 FSW joints”, Journal of Mechanica Science and Technology 23, p 26-35
- Dinsdale, W. O., Young, J. C., (1965), Paper 6, Commonwealth Welding Conference, London
- El Haddad, M. H., Smith, K. N., Topper, T. H., (1979), “Fatigue crack propagation of short cracks”, J. Engng. Mater. Technolog. p 42-46
- Fine, M. E., Ritchie, R. O., (1978), “Fatigue – Crack initiation and Near – Threshold crack growth”, Fatigue and Microstructure, ASM Materials Science Seminar, St. Louis, Mo., pp 245-278
- Gandra, J., Miranda, R. M., Vilaça, P., (2011), “Effect of overlapping direction in multipass friction stir processing”, Materials Science and Engineering A 528, p 5592-5599
- International Aluminium Institute, (2013), “Primary Aluminium Production”, Date of Issue: 21 August 2013, em <http://www.world-aluminium.org/statistics/#data>
- Loureiro, A. J. R., (2010), “Tecnologia da Soldadura”, Sebenta de Apoio à Cadeira de Tecnologia Mecânica II, Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências da Universidade de Coimbra, Coimbra
- Mahoney, M. W., Lynch, S. P., (2006), “Friction Stir Processing”, Manager Senior Scientist, Rockwell Scientific Co. LLC

- Mishra, R. S., Mahoney, M. W., (2007), “Friction Stir Welding and Processing”, p 1-5, ASM International
- Mishra, R. S., Ma, Z. Y., (2005), “Friction stir welding and processing”, *Materials Science and Engineering R* 50, p 1-78
- Moura Branco, C. A. G., Fernandes, A. A., Tavares de Castro, P. M. S., (1999), “Fadiga de Estruturas Soldadas”, Fundação Calouste Gulbenkian, 2ª Edição
- Nicolau Aires, L. M., (2007), “Análise experimental do comportamento à fadiga em juntas soldadas por fricção linear de ligas de alumínio para a indústria aeronáutica”, Dissertação para a obtenção do Grau de Mestre em Engenharia de Materiais, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa
- Norton, R. L., 2006, “Machine design: an integrated approach”, p 299-414
- Peel, M., Steuwer, A., Preuss, M., Withers, P. J., (2003), “Microstructure, mechanical properties and residual stresses as a function of welding speed in aluminium AA5083 friction stir welds”, *Acta Materiala* 51, p 4791-4801
- Quintino, B. M. D., 2012, “Aplicação do processo de fricção linear (FSP) na melhoria da resistência à fadiga de juntas de topo soldadas por MIG na liga AA5083-H111”, Dissertação para a obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra, Coimbra
- Radaj, D., Sonsino, C. M., Fricke, W., (2006), “Fatigue assessment of welded joints by local approaches”, Woodhead Publishing Limited, 2ª Edição
- Rajamanickam, N., Balusamy, V., Madhusudhanna Reddy, G., Natarajan, K., (2009), “Effects of process parameters on thermal history and mechanical properties of friction stir welds”, *Materials and Design* 30, p 2726-2731
- Rangel, J. P. V., 2012, “Aplicação do processo de fricção linear (FSP) na melhoria da resistência à fadiga de juntas T soldadas por MIG na liga AA6082”, Dissertação para a obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra, Coimbra
- Rhodes, C. G., Mahoney, M. W., Bingel, W. H., Spurling, R. A., Bampton, C. C., (1997), “Effects of friction stir welding on microstructure of 7075 aluminium”, *Scripta Materiala*, Volume 36, p 69-75
- Rogerson, J. H., (1969) “Defects in aluminium welds and their influence on quality”. Paper 8, 2nd Conference Significance of defects, W. I.
- Sato, Y. S., Kokawa, H., Enomoto, M., Jogan, S., (1999), “Microstructural evolution of 6063 Aluminium during Friction Stir Welding”, *Metallurgical and Materials Transaction*, 30A-9, p 2429-2437
- Starke Jr., E. A., Lütjering, G., (1979), “Cyclic plastic deformation and microstructure”, *Fatigue and Microstructure*, American Society for Metals, Metals Park, pp 205-243

- Thomas, W. M., Nicholas, E. D., Needham, J. C., Murch, M. G., Temple-Smith, P., Dawes, C. J., (1991), "Friction-stir butt welding", G.B. Patent No. 9125978.8, December
- Tolephih, M. H., Mahmood, H. M., Hashem, A. H., Abdullah, E. T., (2013), "Effects of tool offset and tilt angle on weld strength of butt joint friction stir welded specimens of AA2024 aluminum alloy welded to comercial pure copper", Chemistry and Materials Research, ISSN 2224-0956, Vol.3, No.4. p 49-59
- Verde, D. G. B., (2011), "Aplicação do processo de fricção linear (FSP) na melhoria da resistência à fadiga de juntas soldadas por MIG", Dissertação para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra, Coimbra
- Walton, D., Ellison, E. G., (1972), "Fatigue crack initiation and propagation", International Materials Review, Volume 17, Number 163, Maney Publishing

## ANEXO A

**Tabela A.1.** Parâmetros da soldadura MIG

Nº da Placa	Nº da Soldadura	I (A) Nominal	I (A) Final	V (V) Nominal	V (V) Final	Distância da Tocha (mm)	Velocidade do Carro (cm/min)	Pré-Aquecimento
1	1ª Soldadura	300	230	23.6	23	16	50	Todas as soldaduras
	2ª Soldadura	310	230	23.6	23			
2	1ª Soldadura	300	230	23.6	23	16	50	
	2ª Soldadura	310	234	23.6	23			
3	1ª Soldadura	300	228	23.6	23	16	50	
	2ª Soldadura	310	228	23.6	23			
4	1ª Soldadura	310	240	23.6	23	17	50	
	2ª Soldadura	310	238	23.6	23			
5	1ª Soldadura	310	228	23.6	23	15	50	
	2ª Soldadura	310	234	23.6	23			
6	1ª Soldadura	310	236	23.6	23	15	50	
	2ª Soldadura	310	240	23.6	23			
7	1ª Soldadura	310	232	23.6	23	15	50	
	2ª Soldadura	310	232	23.6	23			
8	1ª Soldadura	310	232	23.6	23	15	50	
	2ª Soldadura	310	232	23.6	23			
9	1ª Soldadura	310	232	23.6	23	15	50	
	2ª Soldadura	310	232	23.6	23			
10	1ª Soldadura	310	244	23.6	23	15	50	
	2ª Soldadura	310	246	23.6	23			
11	1ª Soldadura	310	246	23.6	23	15	50	
	2ª Soldadura	310	244	23.6	23			
12	1ª Soldadura	310	244	23.6	23	16	50	
	2ª Soldadura	310	242	23.6	23			
13	1ª Soldadura	310	232	23.6	23	16	50	
	2ª Soldadura	310	252	23.6	23			
14	1ª Soldadura	310	232	23.6	23	16	50	
	2ª Soldadura	310	230	23.6	23			
15	1ª Soldadura	310	232	23.6	23	16	50	
	2ª Soldadura	310	236	23.6	23			

## ANEXO B

**Tabela B.1.** Parâmetros do pós-processamento por fricção linear.

Nº da Placa	Nº da Passagem	Velocidade do Pino (RPM)	Velocidade de Avanço (mm/min)	Distância da ferramenta à peça (mm)	Ângulo (°)	Penetração (mm)	Ar Comprimido	Observações
6	1ª Passagem	1500	120	28	2,5	3,2	Sim	Defeito tipo túnel nos primeiros 6 cm. Foi feita uma passagem adicional por cima até ao resto da placa.
	2ª Passagem		120	28,5			Não	Como a placa não poderia ser utilizada para ensaios destrutivos, a 2ª Passagem serviu para estudar o efeito da interferência. Assim, foi feita uma passagem com 3 parâmetros diferentes, cada uma com aproximadamente 10 cm.
			120	28,3			Sim	
			120	28,2			Sim	
7	1ª Passagem	1500	120	27,5	3	3,4	Sim	-
	2ª Passagem			27,4				
8	1ª Passagem	1500	120	27,7 - 27,8	3	3,4	Sim	Distância da ferramenta à peça aumentada gradualmente ao longo das passagens.
	2ª Passagem			27,6 - 27,7 - 27,8				
9	1ª Passagem	1500	120	27,8	2,5	3,4	Sim	Defeito tipo túnel visível logo ao início. Placa foi aproveitada para fazer várias mudanças de interferência na mesma passagem, tanto na 1ª como na 2ª.
	2ª Passagem			27,3		3,3		
				27,5	3,3			
				27,7	3,3			
				27,9	3,5			
11	1ª Passagem	1500	120	28,75	3	3,4	Sim	Placa com microtúnel
	2ª Passagem			29,25				
12	1ª Passagem	1500	120	29 - 29,3	3	3,4	Sim	Distância da ferramenta à peça aumentada gradualmente ao longo da 1ª Passagem.
	2ª Passagem			29,2				
14	1ª Passagem	1500	120	29,2	3	3,4	Sim	-
	2ª Passagem							

### ANEXO C

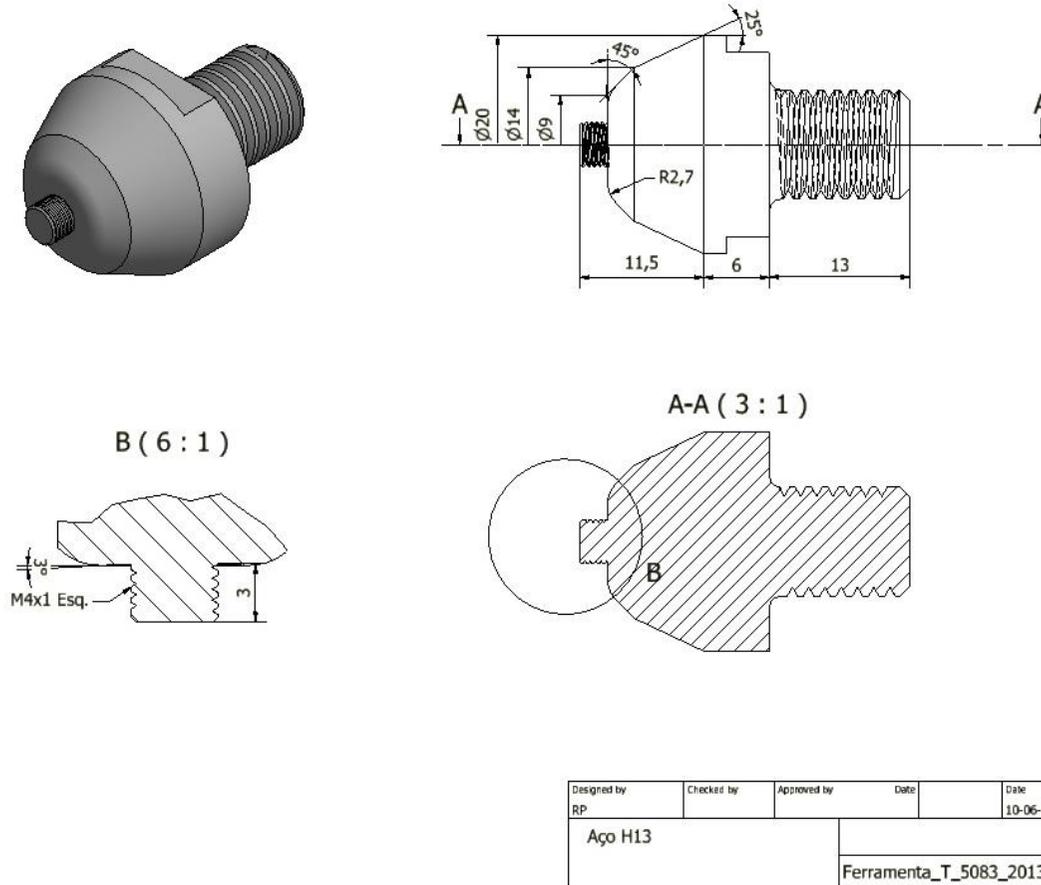


Figura C.1. Geometria da ferramenta usada para o pós-processamento por fricção linear.

## ANEXO D

Tabela D.1. Parâmetros usados e resultados obtidos nos ensaios de fadiga para o Material Base e MIG R=0

### Material Base; Liga AA5083

REF <sup>a</sup> PROVETE	R	B (mm)	W (mm)	Pmax [kN]	Pmin [kN]	Pm [kN]	Pa [kN]	ΔP [kN]	Nº ciclos	σ <sub>max</sub> [MPa]	Δσ [MPa]	
MB1	0	5.91	6	7.80	0.00	3.90	3.90	7.80	98576	220	220	partiu na secção nominal (defeito não tirado)
MB2	0	5.91	6	7.09	0.00	3.55	3.55	7.09	117324	200	200	partiu na secção nominal (defeito não tirado)
MB10	0	5.9	6	6.37	0.00	3.19	3.19	6.37	363826	180	180	partiu na secção nominal (defeito não tirado)
MB3	0	5.9	5.96	5.63	0.00	2.81	2.81	5.63	3000000	160	160	Não partiu
MB4	0	5.89	5.96	5.97	0.00	2.98	2.98	5.97	3000000	170	170	Não partiu
MB5	0	5.9	6	6.37	0.00	3.19	3.19	6.37	3000000	180	180	Não partiu
MB6	0	5.93	6.02	7.14	0.00	3.57	3.57	7.14	179868	200	200	partiu na secção nominal
MB3.1	0	5.96	6.02	7.89	0.00	3.95	3.95	7.89	87435	220	220	partiu na secção nominal
MB4.1	0	5.94	6.03	8.60	0.00	4.30	4.30	8.60	55242	240	240	partiu na secção nominal
MB7	0	5.95	6.03	6.82	0.00	3.41	3.41	6.82	644737	190	190	partiu na secção nominal
MB8	0	5.94	6.01	6.60	0.00	3.30	3.30	6.60	2710871	185	185	Não partiu
MB9	0	5.94	6.01	6.96	0.00	3.48	3.48	6.96	272976	195	195	partiu na secção nominal

### Provetes soldadura MIG; Junta em T; Liga AA5083-H111 R=0,02

REF <sup>a</sup> PROVETE	R	B (mm)	W (mm)	Pmax [kN]	Pmin [kN]	Pm [kN]	Pa [kN]	ΔP [kN]	Nº ciclos	σ <sub>max</sub> [MPa]	Δσ [MPa]	
3.1	0.020054	5.99	20.15	12.317	0.247	6.282	6.035	12.07	1881333	102	100	Não partiu
3.1_a	0.020059	5.99	20.15	20.939	0.420	10.679	10.259	20.52	17553	173	170	Partiu pelo pé
3.2	0.020014	5.99	20	18.337	0.367	9.352	8.985	17.97	42971	153	150	Partiu pelo pé
3.3	0.020028	5.99	20.17	16.027	0.321	8.174	7.853	15.71	109427	133	130	Partiu pelo pé
3.8	0.020032	5.99	20.12	13.528	0.271	6.900	6.629	13.26	2118748	112	110	não partiu
3.8_a	0.020088	5.99	20.12	20.908	0.420	10.664	10.244	20.49	21893	173	170	Partiu pelo pé
3.9	0.020067	5.99	18.5	14.701	0.295	7.498	7.203	14.41	183294	133	130	Partiu pelo pé
3.10	0.020055	5.99	20.19	14.810	0.297	7.553	7.256	14.51	735840	122	120	Partiu pelo pé
1.6	0.020045	5.99	20.2	14.817	0.297	7.557	7.260	14.52	545164	122	120	Partiu pelo pé
2.6	0.020009	5.99	20.05	14.093	0.282	7.188	6.906	13.81	858527	117	115	Partiu pelo pé

Tabela D.2. Parâmetros usados e resultados obtidos nos ensaios de fadiga MIG+FSP R=0

**Provetes soldadura MIG+FSP; Junta em T; Liga AA5083-H111**  
**R=0,02**

REF <sup>a</sup>	PROVETE	R	B (mm)	W (mm)	Pmax [kN]	Pmin [kN]	Pm [kN]	Pa [kN]	ΔP [kN]	Nº ciclos	σ <sub>max</sub> [MPa]	Δσ [MPa]	
8.1	0.020053	5.84	17.74	15.858	0.318	8.088	7.770	15.54	239500	153	150	Partiu pelo pé (2P)	
8.2	0.020055	5.83	17.73	13.713	0.275	6.994	6.719	13.44	1800845	133	130	Partiu pela 3x pelas amarras	
8.3	0.020062	5.88	17.7	13.807	0.277	7.042	6.765	13.53	1474078	133	130	Partiu pela 3x pelas amarras	
8.9	0.020028	5.86	17.78	18.074	0.362	9.218	8.856	17.71		173	170	Defeito tipo tunel (1516)	
8.7	0.020052	5.85	17.74	18.003	0.361	9.182	8.821	17.64		173	170	Partiu do lado do avanço (microtunnel) (75480)	
8.8	0.020007	5.85	17.83	18.094	0.362	9.228	8.866	17.73		173	170	Partiu do lado do avanço (microtunnel) (28628)	
12.11	0.020184	5.8	16.69	16.795	0.339	8.567	8.228	16.46	154971	174	170	Partiu pelo pé (1P)	
12.9	0.020083	5.81	17.58	15.635	0.314	7.974	7.660	15.32	738388	153	150	Partiu pela raiz (falta de penetração)	
8.4	0.020056	5.9	12.04	9.424	0.189	4.806	4.617	9.23	6815320	133	130	Não partiu ate aos 3315320+3000000(140 Mpa)	
12.1	0.020046	5.85	11.52	9.628	0.193	4.910	4.717	9.43	2745000	143	140	Partiu pela raiz (falta de penetração)	
12.5	0.020051	5.85	17.6	15.760	0.316	8.038	7.722	15.44	404828	153	150	Partiu pelo pé (2P)	
12.7	0.020053	5.85	17.1	17.354	0.348	8.851	8.503	17.01	91371	173	170	Partiu pelo pé (1P)	
12.8	0.020043	5.8	17.59	15.616	0.313	7.965	7.652	15.30	231605	153	150	Partiu pelo material base (231605) numa indentação da aresta	
12.2	0.020046	5.81	12.06	10.725	0.215	5.470	5.255	10.51	730200	153	150	Partiu pela raiz (falta de penetração)	
12.3	0.02007	5.75	12.07	9.915	0.199	5.057	4.858	9.72	880316	143	140	Partiu pelo pé (2P)	
12.4	0.020072	5.89	11.9	10.014	0.201	5.107	4.906	9.81	1049752	143	140	Partiu pela raiz (falta de penetração)	
8.4b	0.020004	5.9	12.04	10.148	0.203	5.176	4.973	9.95	3500000	143	140	Não partiu ate aos 3500000	
8.4c	0.020059	5.9	12.04	13.411	0.269	6.840	6.571	13.14	86209	189	185	Partiu no limite da zona processada	
11.1	0.020097	5.84	15.57	17.167	0.345	8.756	8.411	16.82		189	185	Partiu do lado do avanço ( microtunnel) (20065)	
11.9	0.020152	5.9	17.24	19.204	0.387	9.796	9.409	18.82	31963	189	185	Partiu do lado do avanço ( microtunnel) (31963)	
11.7	0.020009	5.9	17.5	19.491	0.390	9.941	9.551	19.10	80412	189	185	Partiu pelo pé (1P)	
8.5	0.020015	5.8	12.1	10.742	0.215	5.479	5.264	10.53	296518	153	150	Partiu do lado do avanço, 1ª passagem (microtunel a 0.5 mm de profundidade)	
11.6	0.020068	5.98	17.58	18.238	0.366	9.302	8.936	17.87	148659	173	170	Partiu FORA DA ZONA PROCESSADA	
11.3	0.020006	5.87	17.58	15.795	0.316	8.056	7.740	15.48		153	150	Partiu do lado do avanço 2P (microtunnel) 104000	
11.5	0.020047	5.87	16.6	14.915	0.299	7.607	7.308	14.62	246560	153	150	Partiu do lado do avanço 2P (microtunnel)	

Tabela D.3. Parâmetros usados e resultados obtidos nos ensaios de fadiga MIG e MIG+FSP para R= -1

## Provetes soldadura MIG; Junta em T; Liga AA5083-H111

R=-1

REFª PROVETE	R	B (mm)	W (mm)	Pmax [kN]	Pmin [kN]	Pm [kN]	Pa [kN]	ΔP [kN]	Nº ciclos	Δσ <sub>max</sub> [MPa]	Δσ [MPa]	
10.1	-1	5.84	17.74	9.324	-9.324	0.000	9.324	18.65	631088	90	180	Partiu pelo pé
10.2	-1	5.93	17.8	8.444	-8.444	0.000	8.444	16.89	1152247	80	160	Partiu pelo pé
10.3	-1	5.93	17.8	10.555	-10.555	0.000	10.555	21.11	247290	100	200	Partiu pelo pé
10.4	-1	5.93	17.85	11.644	-11.644	0.000	11.644	23.29	141561	110	220	Partiu pelo pé
10.5	-1	5.94	17.85	12.723	-12.723	0.000	12.723	25.45	71707	120	240	Partiu pelo pé
10.6	-1	5.94	17.8	13.745	-13.745	0.000	13.745	27.49	28174	130	260	Partiu pelo pé
10.7	-1	5.94	17.85	7.952	-7.952	0.000	7.952	15.90	830211	75	150	Partiu pelo pé
10.9	-1	5.94	17.71	7.890	-7.890	0.000	7.890	15.78	1276466	75	150	Partiu pelo pé
10.11	-1	5.94	16.45	6.840	-6.840	0.000	6.840	13.68	4168000	70	140	Não partiu
11.11a	-1	5.94	16.45	11.726	-11.726	0.000	11.726	23.45	36317	120	240	Partiu pelo pé

## Provetes soldadura MIG+FSP; Junta em T; Liga AA5083-H111

R=-1

REFª PROVETE	R	B (mm)	W (mm)	Pmax [kN]	Pmin [kN]	Pm [kN]	Pa [kN]	ΔP [kN]	Nº ciclos	Δσ <sub>max</sub> [MPa]	Δσ [MPa]	
14.1	-1	5.92	16.93	13.029	-13.029	0.000	13.029	26.06	190170	130	260	Partiu pela amarra inferior
14.2	-1	5.81	11.06	8.354	-8.354	0.000	8.354	16.71	102111	130	260	(Diminuição de secção 17-11) Partiu pelo pé
14.4	-1	5.77	9.99	6.917	-6.917	0.000	6.917	13.83	263956	120	240	(Diminuição de secção 17-11) Partiu pelo pé 2ª passagem
14.5	-1	5.82	11	6.402	-6.402	0.000	6.402	12.80	723149	100	200	Partiu pelo material base (colocar outra vez)
14.6	-1	5.8	10.85	6.293	-6.293	0.000	6.293	12.59	4820078	100	200	Não partiu
14.7	-1	5.56	10.75	6.575	-6.575	0.000	6.575	13.15	284333	110	220	Partiu pela amarra superior
14.5B	-1	5.82	11	9.603	-9.603	0.000	9.603	19.21	30766	150	300	Partiu pelo pé do cordão(2ª pass)
14.1B	-1	5.92	16.93	14.032	-14.032	0.000	14.032	28.06	53449	140	280	Partiu no limite da ZTMA (retreating side)
14.6B	-1	5.8	10.85	6.922	-6.922	0.000	6.922	13.84	2241670	110	220	Não partiu
14.3	-1	5.55	10.93	6.673	-6.673	0.000	6.673	13.35	537969	110	220	(Diminuição de secção 17-11) Partiu pelo pé 2ª passagem
14.1	-1	5.8	10.97	6.999	-6.999	0.000	6.999	14.00	4010041	110	220	Não partiu
14.9	-1	5.8	11.01	7.344	-7.344	0.000	7.344	14.69	1958676	115	230	Partiu pela falta de penetração
14.8	-1	5.65	10.84	6.691	-6.691	0.000	6.691	13.38	2734358	109	218.5	Não partiu
14.10B	-1	5.8	10.97	7.635	-7.635	0.000	7.635	15.27	529796	120	240	A fenda iniciou-se pela face inferior
14.8B	-1	5.65	10.84	7.043	-7.043	0.000	7.043	14.09	900000	115	230	Partiu fora da zona processada
8.6	-1	5.93	12.3	8.388	-8.388	0.000	8.388	16.78	253987	115	230	Partiu pela zona processada, microtunel

Tabela D.4. Cálculo das tensões locais para MIG R=0 e R= -1

$$\sigma_L = \sigma_n \times k_f$$

**Provetes soldadura MIG; Junta em T; Liga AA5083-H111**  
**R=0,02**

REF <sup>a</sup> PROVETE	R	Nº ciclos	$\Delta\sigma_n$ [MPa]	k <sub>f</sub> médio	$\Delta\sigma_{Local}$ [Mpa]
3.1	0.020054	1881333	100	1.464566	146.4566014
3.1_a	0.020059	17553	170		248.9762224
3.2	0.020014	42971	150		219.6849021
3.3	0.020028	109427	130		190.3935819
3.8	0.020032	2118748	110		161.1022616
3.8_a	0.020088	21893	170		248.9762224
3.9	0.020067	183294	130		190.3935819
3.10	0.020055	735840	120		175.7479217
1.6	0.020045	545164	120		175.7479217
2.6	0.020009	858527	115		168.4250916

**Provetes soldadura MIG; Junta em T; Liga AA5083-H111**  
**R=-1**

REF <sup>a</sup> PROVETE	R	Nº ciclos	$\Delta\sigma_n$ [MPa]	k <sub>f</sub> médio	$\Delta\sigma_{Local}$ [Mpa]
10.1	-1	631088	180	1.464566014	263.6218826
10.2	-1	1152247	160		234.3305623
10.3	-1	247290	200		292.9132028
10.4	-1	141561	220		322.2045231
10.5	-1	71707	240		351.4958434
10.6	-1	28174	260		380.7871637
10.7	-1	830211	150		219.6849021
10.9	-1	1276466	150		219.6849021
10.11	-1	4168000	140		205.039242
11.11a	-1	36317	240		351.4958434

Tabela D.5. Cálculo das tensões locais para MIG+FSP R=0 e R= -1

**Provetes soldadura MIG+FSP; Junta em T; Liga AA5083-H111  
R=0,02**

REF <sup>a</sup> PROVETE	R	Nº ciclos	Δσn [MPa]	kf médio	ΔσLocal [Mpa]
8.1	0.020053	239500	150		206.3149663
8.2	0.020055	1800845	130		178.8063042
8.3	0.020062	1474078	130		178.8063042
8.9	0.020028		170		233.8236285
8.7	0.020052		170		233.8236285
8.8	0.020007		170		233.8236285
12.11	0.020184	154971	170		233.8236285
12.9	0.020083	738388	150		206.3149663
8.4	0.020056	6815320	130		178.8063042
12.1	0.020046	2745000	140		192.5606353
12.5	0.020051	404828	150		206.3149663
12.7	0.020053	91371	170		233.8236285
12.8	0.020043	231605	150	1.375433	206.3149663
12.2	0.020046	730200	150		206.3149663
12.3	0.020007	880316	140		192.5606353
12.4	0.020072	1049752	140		192.5606353
8.4b	0.020004	3500000	140		192.5606353
8.4c	0.020059	86209	185		254.4551252
11.1	0.020097		185		254.4551252
11.9	0.020152	31963	185		254.4551252
11.7	0.020009	80412	185		254.4551252
8.5	0.020015	296518	150		206.3149663
11.6	0.020068	148659	170		233.8236285
11.3	0.020006		150		206.3149663
11.5	0.020047	246560	150		206.3149663

**Provetes soldadura MIG+FSP; Junta em T; Liga AA5083-H111  
R=-1**

REF <sup>a</sup> PROVETE	R	Nº ciclos	Δσn [MPa]	kf médio	ΔσLocal [Mpa]
14.1	-1	190170	260		357.6126083
14.2	-1	102111	260		357.6126083
14.4	-1	263956	240		330.1039462
14.5	-1	723149	200		275.0866218
14.6	-1	4820078	200		275.0866218
14.7	-1	284333	220		302.595284
14.5B	-1	30766	300		412.6299327
14.1B	-1	53449	280	1.375433109	385.1212705
14.6B	-1	2241670	220		302.595284
14.3	-1	537969	220		302.595284
14.1	-1	4010041	220		302.595284
14.9	-1	1958676	230		316.3496151
14.8	-1	2734358	218.5		300.5321343
14.10B	-1	529796	240		330.1039462
14.8B	-1	900000	230		316.3496151
8.6	-1	253987	230		316.3496151

$$\sigma_L = \sigma_n \times k_f$$

**Tabela D.6.** Equações das retas e respetivos valores de m dos ensaios de fadiga das diferentes séries para diferentes razões de tensão..

Série	Razão de Tensões	Equação da Reta	b	$m = -\frac{1}{b}$
MIG	R=0	$y = -0.0976x + 2.6364$	-0.0976	10.2
	R=-1	$y = -0.1235x + 2.9651$	-0.1235	8.1
MIG+FSP	R=0	$y = -0.0708x + 2.5949$	-0.0708	14.1
	R=-1	$y = -0.0643x + 2.7498$	-0.0643	15.6
MIG Locais	R=0	$y = -0.0976x + 2.8022$	-0.0976	10.2
	R=-1	$y = -0.1235x + 3.1308$	-0.1235	8.1
MIG+FSP Locais	R=0	$y = -0.0715x + 2.7333$	-0.0715	14.0
	R=-1	$y = -0.0643x + 2.8883$	-0.0643	15.6
MB	R=0	$y = -0.0948x + 2.815$	-0.0948	10.5