



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 topo soldadas por MIG na liga AA5083-H111

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

Autor

Bruno Miguel Duarte Quintino

Orientadores:

José Domingos Moreira da Costa

Altino de Jesus Roque Loureiro

Júri

Presidente	Professora Doutora Ana Paula Bettencourt Martins Amaro Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa Professor Associado c/Agreg. da Universidade de Coimbra Professor Doutor Altino de Jesus Roque Loureiro
Vogais	Professor Associado c/Agreg. da Universidade de Coimbra Professor Doutor José António Martins Ferreira Professor Catedrático da Universidade de Coimbra

Coimbra, Julho 2012

E no final, não são os anos da tua vida que contam. É a vida nos teus anos.

Abraham Lincoln.

À minha família

Agradecimentos

Quero agradecer a todas as pessoas que de uma forma directa ou indirecta tornaram possível a realização desta tese. Em primeiro lugar aos meus orientadores, Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa e Professor Doutor Altino de Jesus Roque Loureiro, sem ajuda dos quais não seria possível a realização desta tese. Obrigado pela disponibilidade e conhecimentos transmitidos de um mundo tão vasto como o da soldadura e da fadiga.

Agradecer a todos os amigos que me acompanharam ao longo destes anos, que são inúmeros e não é possível referi-los a todos, mas que sem a vossa ajuda, companheirismo e força não estaria onde estou agora. Levo no coração e em memória recordações inesquecíveis de momentos bem passados na bela cidade que é Coimbra.

Um especial agradecimento ao meu amigo e colega Mestre Joel da Silva, pelas várias horas passadas ao meu lado no decorrer do trabalho presente, onde o seu contributo foi determinante.

Agradecer ao João Costa, que apesar de estar longe irá ser sempre um grande amigo meu. Não me esqueço das longas noites de estudo, em que um puxava pelo outro e no final o esforço compensou sempre. Não me esqueço também das noites menos académicas e dos jantares lá em casa.

À minha família, quero agradecer por tudo, pois sem eles não estava onde estou agora. Sempre acreditaram em mim, mesmo quando nem eu próprio acreditava. Um muito obrigado por me terem proporcionado esta oportunidade marcante na minha vida.

À Elda, a minha mais que tudo, pela paciência e compreensão. No desenvolvimento desta tese existiram momentos difíceis em que sem o teu apoio não teria conseguido.

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



Resumo

Nos dias de hoje com a evolução das técnicas e processos tecnológicos de ligação, surge a soldadura por fricção linear (FSW) como uma das soluções mais promissoras com vista ao desenvolvimento sustentável. Este processo tecnológico de ligação tem como vantagem competitiva em relação aos restantes, conciliar a redução de custos iniciais de construção e manutenção de uma determinada estrutura, com a obtenção final de boas propriedades mecânicas e composição química similar à do material base.

Actualmente este processo de ligação é utilizado com elevado sucesso na união de chapas de alumínio, garantindo juntas soldadas de alta integridade e baixa deformação, mesmo nas ligas de alumínio que apresentam difícil soldabilidade quando se recorre às técnicas de soldadura convencionais por fusão.

Neste âmbito, e tendo por base o mesmo princípio, surge o FSP (Friction Stir Processing) como uma das variantes do processo de FSW. O FSP é uma técnica com potencial para melhorar alguns factores resultantes da solidificação do material, tais como, eliminação de porosidades e de fendas, refinamento da microestrutura e redução de tensões residuais.

Neste trabalho pretende-se estudar a possível melhoria de resistência à fadiga em juntas topo a topo soldadas por MIG na liga de alumínio AA5083-H111, aplicando o pós-processamento por FSP. Para tal, serão realizados ensaios de fadiga em várias séries de provetes, tais como: soldadura MIG com reforço; soldadura MIG sem reforço; soldadura MIG pós-processada com reforço; soldadura MIG pós-processada sem reforço. Complementarmente serão realizadas análises metalográficas, ensaios de tracção, e medição de durezas.

Ao longo do trabalho, houve também a preocupação de analisar a superfície de fractura dos diferentes tipos de provetes através de microscopia óptica, de modo a verificar as causas da iniciação da fenda por fadiga.

Palavras-chave: Alumínio 5083-H111, soldadura FSW, soldadura MIG, FSP, resistência à fadiga, defeitos em juntas soldadas.

Abstract

Nowadays with the development of technical and technological processes of joining, there is the friction stir welding (FSW) as one of the most promising solutions with a view to sustainable development. This technological process is binding as a competitive advantage over the other, combine to reduce initial costs of construction and maintenance of a given structure, with the end of obtaining good mechanical properties and chemical composition similar to the base material.

Currently this joining process is used with great success in the aluminum sheet metal, welded joints ensuring high integrity, low deformation even in the aluminum alloys which have difficult weldability when resorting to conventional techniques by fusion welding.

In this context, and based on the same principle, there is the FSP (Friction Stir Processing) as a variant of the process FSW. FSP is a technique with potential to improve some of the factors resulting from the solidification of the material, such as elimination of pores and cracks, microstructural refinement and reduction of residual stresses.

This work aims to study the possible improvement in fatigue resistance butt welded together by MIG in aluminum alloy AA5083-H111 applying post-processing by FSP. This will be conducted fatigue tests in a series of specimens, such as MIG-reinforced, unreinforced MIG, MIG with FSP plus reinforcement; MIG with FSP and without reinforcement. In addition will be performed metallographic analysis, tensile tests, and measurement of hardness.

Throughout the study, there was also a concern to examine the fracture surface of different types of pieces by light microscopy, to ascertain the causes of fatigue crack initiation.

Keywords Aluminum 5083-H111, FSW welding, MIG welding, FSP, fatigue resistance, defects in welded joints.

Índice

Índice de Figuras	xi
Índice de Tabelas	xv
Simbologia e Siglas	xvii
Simbologia.....	xvii
Siglas	xviii
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Objectivos	2
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
2.1. Introdução	5
2.2. O Alumínio e as suas ligas.....	5
2.2.1. Enquadramento	5
2.2.2. Classificação das ligas de Alumínio	6
2.2.3. Ligas da Serie 5XXX.....	8
2.2.4. Aplicações da liga 5083-H111	9
2.3. Soldadura do Alumínio e suas ligas.....	9
2.4. Soldadura Metal Inert Gas (MIG).....	10
2.4.1. Vantagens	11
2.4.2. Defeitos na soldadura de ligas de alumínio	12
2.5. Soldadura por fricção linear.....	14
2.5.1. Vantagens	15
2.6. Pós-Processamento por Fricção Linear (FSP)	16
2.6.1. Zona processada por Fricção Linear (FSP)	17
2.6.2. Propriedades do pós-processamento por fricção linear	18
2.7. Fadiga nos metais e em juntas soldadas.....	19
2.7.1. Factor de concentração de tensões teórico	20
2.7.2. Factor de concentração de tensões dinâmico ou de fadiga.....	21
2.7.3. Solicitações de fadiga uniaxiais com $\sigma_m \neq 0$	22
2.8. Fadiga na liga de alumínio 5083/5083-H111.....	23
3. DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL.....	25
3.1. Introdução	25
3.2. Soldadura MIG das placas	25
3.2.1. Equipamento usado	25
3.2.2. Procedimento experimental da soldadura MIG.....	26
3.3. Pós-processamento por fricção linear nas placas.....	27
3.3.1. Equipamento usado	27
3.3.2. Procedimento experimental do FSP	28
3.4. Preparação dos provetes para os ensaios de fadiga e para os ensaios de tracção ..	30
3.5. Ensaios de tracção.....	31
3.6. Ensaios de fadiga	32
3.7. Análise de durezas	33

3.8. Análise do tamanho de grão.....	33
4. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DE RESULTADOS.....	34
4.1. Optimização de parâmetros e ferramentas.....	34
4.1.1. Optimização do processo de soldadura MIG.....	34
4.1.2. Optimização do processo de FSP nas placas.....	37
4.1.3. Microestrutura da série MIG.....	40
4.1.4. Microestrutura das séries com pós-processamento.....	41
4.2. Análise de microdureza.....	45
4.3. Ensaio de tracção.....	50
4.4. Ensaio de fadiga.....	55
5. CONCLUSÃO E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS.....	61
5.1. Conclusão.....	61
5.2. Sugestões para futuros trabalhos.....	62
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	63
ANEXO A.....	67
ANEXO B.....	71
ANEXO C.....	74

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1: Classificação das ligas de alumínio (L. M. Nicolau Aires, 2007)	7
Figura 2.2: Esqueleto de um yacht de alta-velocidade	9
Figura 2.3: Processo de soldadura MIG	11
Figura 2.4: Porosidade numa soldadura MIG na liga AA5083-H111 (resultado obtido numa soldadura MIG da tese presente).	12
Figura 2.5: Ângulo e raio de concordância do pé do cordão (M. Cerite et al.,2010).	13
Figura 2.6: Propagação de uma fenda numa liga AA5083-H111 soldada a MIG (resultado obtido no decorrer da tese presente).	13
Figura 2.7: Falta de penetração numa liga AA6082-T6 (J. P. Vieira Rangel, 2012)	14
Figura 2.8: Sequência do processo de soldadura por fricção linear (Z.Y. Ma et al., 2003).	15
Figura 2.9:Esquema das diversas zonas distintas, originadas pelo pós-processamento por fricção linear. HAZ-Zona afectada pelo calor; ZTMA- Zona termomecanicamente afectada; <i>Nugget</i> – Zona do <i>nugget</i> ; <i>Retreating</i> - Lado do retrocesso; <i>Advancing</i> - Lado do avanço	16
Figura 2.10: a) Zona do <i>nugget</i> com aspecto bacía; b) Zona do <i>nugget</i> com aspecto elíptico	17
Figura 2.11: Microestrutura da zona termomecanicamente afectada por FSP numa liga AA5083-H111. (resultado obtido na tese presente).	18
Figura 2.12: Exemplo de uma soldadura topo a topo solicitada à tracção	21
Figura 2.13:Representação esquemática, para o cálculo do k_t	21
Figura 2.14: Curvas S-N de juntas soldadas por MIG e por FSW para R=0,1 (Caizhi Zhou et al., 2005).....	24
Figura 2.15: Perfil de durezas obtido com a sobreposição das diferentes camadas pós-processadas (P. Vilaça et al., 2011).	24
Figura 3.1: Esquema de montagem da soldadura MIG e respectivos componentes: 1- base de soldadura; 2- placas de alumínio após a primeira passagem MIG no lado A; 3- Apoio de fixação; 4- Parafuso; 5- Tocha; 6 bocal da protecção gasosa da raiz.	26
Figura 3.2: Representação da preparação de junta	26
Figura 3.3: Montagem utilizada para o pós-processamento por fricção linear.	27
Figura 3.4: Esquema de montagem para o pós-processamento das placas. 1-Mesa; 2-Placas de apoio; 4-Suporte de fixação; 5- Parafusos dos fixadores.	28
Figura 3.5: Esquema do pós processamento da serie 12. Foi usada a ferramenta B modificada com uma velocidade de rotação de 1500 RPM; velocidade de avanço é	

de 220 mm/min; Tilt de 2,5°; Penetração na placa de 3,4 mm; arrefecimento com projecção de ar comprimido; O processo foi executado só no lado A.....	29
Figura 3.6:Esquema do pós processamento da serie 13. Foi usada a ferramenta B modificada com uma velocidade de rotação de 1500 RPM; velocidade de avanço é de 220 mm/min; Tilt de 2,5°; Penetração na placa de 3,4 mm; sem arrefecimento; O processamento foi executado no lado A e B de igual modo.....	29
Figura 3.7: a) Aspecto final da soldadura com o pós-processamento; b) Caso de uma placa a ser pós-processada, onde se vê a cabeça da fresa, o sistema de fixação e a ferramenta em rotação.....	29
Figura 3.8: 1- MIG_R (MIG com reforço); 2- MIG_NR (MIG não reforçada); 3- MIG+FSP_R (MIG+FSP com reforço; 4- MIG+FSP_NR (MIG+FSP não reforçada); 5- MB_T/L (material base longitudinal/transversal).....	30
Figura 3.9: Máquina de tracção da Instron modelo 4206.....	31
Figura 3.10: Esquema de como foram feitas as indentações.....	33
Figura 4.1: Abatimento do cordão da soldadura MIG na placa nº 3.....	34
Figura 4.2: Esquema representativo da primeira passagem de soldadura MIG no lado A..	35
Figura 4.3: Desfasamento entre os dois cordões da soldadura MIG, na placa nº2.....	36
Figura 4.4: Exemplo representativo da limpeza da raiz após o processo de rebarbagem. ..	36
Figura 4.5: Exemplo representativo dos dois cordões de soldadura sem defeitos geométricos.....	36
Figura 4.7: Macrografia da serie nº6	37
Figura 4.6: Macrografia da serie nº5	37
Figura 4.8: Placa nº 7 onde se nota o respectivo abatimento do material e o defeito túnel ao longo do pós-processamento	37
Figura 4.9: Pós-processamento da placa nº 10. Observa-se a eleva rugosidade existente, assim como uma camada mínima de refinamento do material do pé do cordão... ..	38
Figura 4.10: Micrografia da placa nº4 pós-processada.....	39
Figura 4.11: Defeito tipo túnel do lado do avanço na placa nº 4.....	39
Figura 4.12: placa nº 9 pós-processada.....	40
Figura 4.13: Análise morfológica da série nº 6 MIG.....	41
Figura 4.14: Análise morfológica da serie nº 12, MIG+FSP_R.....	42
Figura 4.15: Análise morfológica da série 11.....	43
Figura 4.16: Análise morfológica da série 13.....	44
Figura 4.17: Perfis de durezas ao nas três zonas distintas.....	46
Figura 4.18: Perfis de microdurezas da série 12.....	47
Figura 4.19:Perfis de dureza da série 11 MIG+FSP_R em 4 zonas.....	48
Figura 4.20: Perfis de dureza da série 13	49

Figura 4.21: Curvas tracção das séries MIG.....	52
Figura 4.22: Curvas tracção das séries MIG pós-processadas.....	53
Figura 4.23: Curvas tracção das séries MB_T e MB_L	54
Figura 4.24: Curvas tracção de todas as séries ensaiadas.....	54
Figura 4.25: Vida à fadiga para as séries MIG_R, MIG+FSP_R e MB.....	56
Figura 4.26: Vida à fadiga para as séries MIG_NR, MIG+FSP_NR e MB.....	57
Figura 4.27: Vida à fadiga para as séries MIG_NR, MIG+FSP_NR, MIG_R, MIG+FSP_NR e MB.....	58
Figura 4.28: Vida à fadiga para as séries MIG_R, MIG+FSP_R, MIG_R_TL, MIG+FSP_R_TL e MB.....	59

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1: Composição química nominal da liga AA5083-H111 (http://www.azom.com)	8
Tabela 2.2: Propriedades mecânicas e físicas nominais da liga AA5083-H111 (http://www.azom.com).....	8
Tabela 2.3: Comparação da vida à fadiga dos dois processos de soldadura (Caizhi Zhou et al., 2005).....	23
Tabela 4.1: Resultados de durezas para as séries MIG_R, MIG+FSP_R, MIG+FSP_NR, P.Vilaça et al.,2011.....	45
Tabela 4.2. Resultados dos ensaios de tracção.	51
Tabela 4.3: Tabela comparativa entre os valores obtidos por extrapolação e Caizhi Zhou et al., 2005	60

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

ΔP – Gama de forças aplicada

$\Delta\sigma_n$ – Gama de tensões nominal

$\Delta\sigma_L$ – Gama de tensões locais

θ – Ângulo tangente ao cordão de soldadura

ρ – Raio de concordância

σ_a – Amplitude de tensão

σ_m – Tensão média

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

σ_n – Tensão nominal

a – Constante de material

B – Espessura do provete na junta soldada

E – Módulo de Elasticidade longitudinal

k_f – Factor de concentração de tensões de fadiga

k_t – Factor de concentração de tensões

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

t – Espessura da chapa

W – Largura do provete na junta soldada

Siglas

AA – Aluminium Alloy

ANSI – American National Standards Institute

ASM – American Society for Metals

FSP – Friction Stir Processing, Pós Processamento por Fricção Linear

FSW – Friction Stir Welding, Soldadura por Fricção Linear

MB – Material base

MB_L – Material base com direcção da laminagem na longitudinal

MB_T – Material base com direcção da laminagem na transversal

MIG – Metal Inert Gás

MIG_NR – soldadura MIG não reforçada

MIG_R – soldadura MIG com reforço

MIG+FSP_NR – soldadura MIG pós-processada, não reforçada

MIG+FSP_R – soldadura MIG pós-processada, reforçada

TIG – Tungsten Inert Gás

TWI – The Welding Institute

ZAC – Zona afectada pelo calor

ZF – Zona fundida

ZTMA – Zona termomecanicamente afectada

1. INTRODUÇÃO

Actualmente a soldadura está implícita nos mais variados sectores industriais. Qualquer actividade industrial, seja de grande ou pequena escala, utiliza a soldadura como meio de ligação de duas ou mais peças, assegurando, na junta soldada, a continuidade de propriedades físicas, químicas e metalúrgicas. Desde a fabricação de uma pequena dobradiça para uma porta vulgar, até à construção de toda a estrutura de uma aeronave, verifica-se a existência constante de soldaduras. Ao longo das últimas décadas, desenvolveram-se um grande número de processos de soldadura para as mais diversas aplicações industriais, sendo necessário a selecção criteriosa do processo (ou processos) mais adequado para uma dada aplicação.

Devido à grande importância da soldadura nos dias de hoje, esta foi e continua a ser objecto de vários estudos, existindo assim um aperfeiçoamento contínuo da tecnologia e fundamentos que estão por detrás do processo de soldadura. Por outro lado, a soldadura irá sempre afectar a estrutura do material base, causando o aparecimento de porosidade e eventuais fendas, influenciando o desempenho futuro da peça ou estrutura soldada na sua aplicação. No caso das ligas de alumínio actuais, independentemente da séries a que pertençam, verifica-se que existe uma enorme dificuldade na obtenção de soldaduras com elevada resistência mecânica à rotura por fadiga. Estas ligas quando soldadas apresentam uma perda bastante significativa de propriedades mecânicas em comparação com o material base, particularmente no que se refere à dureza e à ocorrência de porosidade na zona de fusão e fendas que surgem durante a solidificação.

Todas as dificuldades inerentes aos processos de soldadura mais convencionais, onde se utiliza uma fonte de calor para promover a fusão das juntas, fizeram com que em 1991 surgisse um dos maiores avanços tecnológicos, na área de ligação de materiais. O processo de *Friction Stir Welding* (FSW, Soldadura por fricção linear) foi inventado e patenteado pelo *The Welding Institute* (TWI) Cambridge, Inglaterra por W.M. Thomas et al., 1991. Este processo de soldadura tem a vantagem de ocorrer no estado sólido, por forma a preservar as propriedades mecânicas das ligas a unir. O seu princípio baseia-se na existência de uma ferramenta rotativa de elevada resistência

mecânica com um perfil específico, que se desloca ao longo da soldadura gerando por fricção o calor necessário para aumentar a ductilidade entre os materiais a unir. Durante este processo existe uma elevada deformação plástica, que promove o escoamento de material entre as peças a unir, misturando-os no estado sólido.

No presente trabalho irá ser usada uma variante do processo de FSW, sendo conhecida por *Friction Stir Processing* (FSP, pós-processamento por fricção linear), que permite promover um refinamento do tamanho do grão na zona processada, superficial e/ou internamente, eliminando defeitos e melhorando a ductilidade e resistência dos materiais processados, bem como a sua resistência à corrosão e a esforços de fadiga (Z.Y. Ma et al, 2003).

1.1. Objectivos

No presente trabalho serão soldadas, numa fase inicial, placas em liga de alumínio AA5083-H111 através do processo de soldadura MIG (“Metal Inert Gás”) adoptando uma configuração de juntas topo a topo. Posteriormente, estas soldaduras serão submetidas a uma passagem FSP no pé do cordão, usando uma ferramenta específica para o efeito.

Os reforços originados pela soldadura MIG têm influência no estudo da vida à fadiga. Como tal, será adoptada uma estratégia de análise onde se elimina o reforço, em algumas séries, para que se possa comparar os resultados obtidos com as séries reforçadas. Portanto, haverá 4 séries diferentes que serão comparadas entre si, são elas: MIG_R (MIG com reforço); MIG_NR (MIG não reforçada); MIG+FSP_R (MIG com FSP e com reforço); MIG+FSP_NR (MIG com FSP não reforçada).

Os objectivos do presente trabalho podem ser resumidos como se segue;

- Analisar os potenciais efeitos benéficos produzidos pelo pós-processamento por fricção linear, nas juntas previamente obtidas por uma soldadura MIG: redução de porosidade, refinamento da microestrutura, redução de tensões residuais e melhoria do raio de curvatura no pé do cordão;

- Obter e comparar os diferentes perfis de dureza em juntas obtidas por soldadura MIG e em juntas sujeitas ao pós-processamento por fricção linear em juntas com reforço e sem reforço;
- Estudar a resistência à tracção, das placas de alumínio soldadas pelo processo MIG, com reforço e sem reforço, e verificar nas duas situações qual a influência do pós-processamento por fricção linear;
- Estudar a resistência à fadiga, das placas de alumínio soldadas pelo processo MIG, com reforço e sem reforço, e verificar nas duas situações qual a influência do pós-processamento por fricção linear.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Introdução

Este capítulo tem como objectivo a apresentação de uma breve revisão bibliográfica, de modo a enquadrar o leitor em relação aos temas abordados ao longo das várias etapas realizadas.

Para tal será feita uma introdução relativamente às ligas de alumínio, focando com mais detalhe a liga AA5083, sobre a nomenclatura, tratamentos, e propriedades mecânicas. Em seguida explica-se a aplicação desta liga nos diferentes sectores industriais, de uma forma global, assim como do avanço nos processos de soldadura neste tipo de liga. Ainda dentro deste tema será descrito detalhadamente o processo de soldadura MIG, assim como a soldadura FSW, e a sua variante FSP. Serão salientados os aspectos mais importantes para os diferentes processos de soldadura, tais como os respectivos parâmetros e o efeito desses parâmetros na soldadura de diversos materiais.

Haverá por último, um subcapítulo no qual se faz referência a conceitos teóricos sobre a fadiga, como um fenómeno de ruptura progressiva das juntas de alumínio soldadas por MIG sujeitas a carregamentos cíclicos e posteriormente pós-processadas por FSP.

2.2. O Alumínio e as suas ligas

2.2.1. Enquadramento

O alumínio é um dos metais com maior abundância na crosta terrestre (8,1%), embora não seja encontrado sobre a sua forma pura na natureza. É o terceiro elemento mais abundante depois do Oxigénio e Silício. Em 1886, Hall nos Estados Unidos e na França Heroult descobriram como obter alumínio por um processo de electrólise da alumina dissolvida em criolita, o método ficou conhecido por processo de Hall-Héroult. A bauxite (aproximadamente 85%) é usada como matéria-prima para a obtenção de alumina, por lixiviação química, sendo este método conhecido como processo Bayer. Em seguida,

grande parte da alumina obtida nesse processo de refinação é por sua vez, usada como matéria-prima para a produção de alumínio metálico através da redução da alumina num banho electrolítico (método de Hall-Héroult).

O alumínio possui uma combinação de características que o tornam um dos mais versáteis materiais utilizados na indústria e engenharia, tais como:

- Uma densidade de $2,7\text{gr/cm}^3$, a leveza é uma das grandes vantagens do alumínio representando cerca de 35% do peso do aço ($7,86\text{gr/cm}^3$) e 30% do peso do cobre ($8,96\text{gr/cm}^3$).
- Uma temperatura de fusão de 660° (na pureza de 99,9%), e um ponto de ebulição de 2500° . A baixa temperatura de fusão é uma vantagem em relação aos aços (temperatura de fusão de 1570°) pois permite uma maior facilidade na obtenção de ligas.
- Tem uma resistência à corrosão elevada, pois quando exposto à atmosfera, forma naturalmente um filme auto protector de alumina.
- Tem uma condutibilidade eléctrica cerca de 60% do cobre por área de secção transversal.
- Tem uma boa capacidade reflectora, ou seja, acima de 80%.
- É reciclável, não magnético, impermeável à acção da humidade e do oxigénio.

2.2.2. Classificação das ligas de Alumínio

Existem vários elementos que são usados na obtenção de ligas de alumínio, visando melhorar as suas propriedades em função da aplicação que lhe será reservada. Os elementos metálicos mais usados na obtenção de ligas são (Aluminum and Aluminum alloys, 1993):

- O cobre (Cu) que favorece a condutibilidade térmica do alumínio, aumentando também a sua resistência à tracção e à corrosão.
- O magnésio (Mg) aumenta a dureza e a resistência à corrosão do alumínio e favorece a sua soldabilidade.

- O silício (Si) torna possível a realização de tratamentos térmicos com o objectivo de melhorar a dureza e resistência mecânica do alumínio, e quando ainda combinado com magnésio, melhorar a resistência à corrosão.
- O manganês (Mn) permite aumentar a resistência mecânica do alumínio através do endurecimento por solução sólida, originando uma liga de aplicabilidade geral com boa capacidade de deformação.
- O zinco (Zn) combinando com o magnésio (Mg), forma um composto intermetálico $MgZn_2$, que é o precipitado básico responsável pelo endurecimento destas ligas quando tratadas termicamente.

Segundo a classificação ANSI das ligas de alumínio pertencentes ao grupo das ligas para trabalho mecânico, usa-se um sistema composto por quatro dígitos, sendo que o primeiro dígito indica o elemento principal, e conseqüentemente a série da liga

O segundo dígito indica as modificações que ocorreram na liga original (0 para a liga original). E por fim, os dois últimos dígitos apenas servem para identificar as diferentes ligas dentro da série. A figura 2.1 ilustra essa classificação.

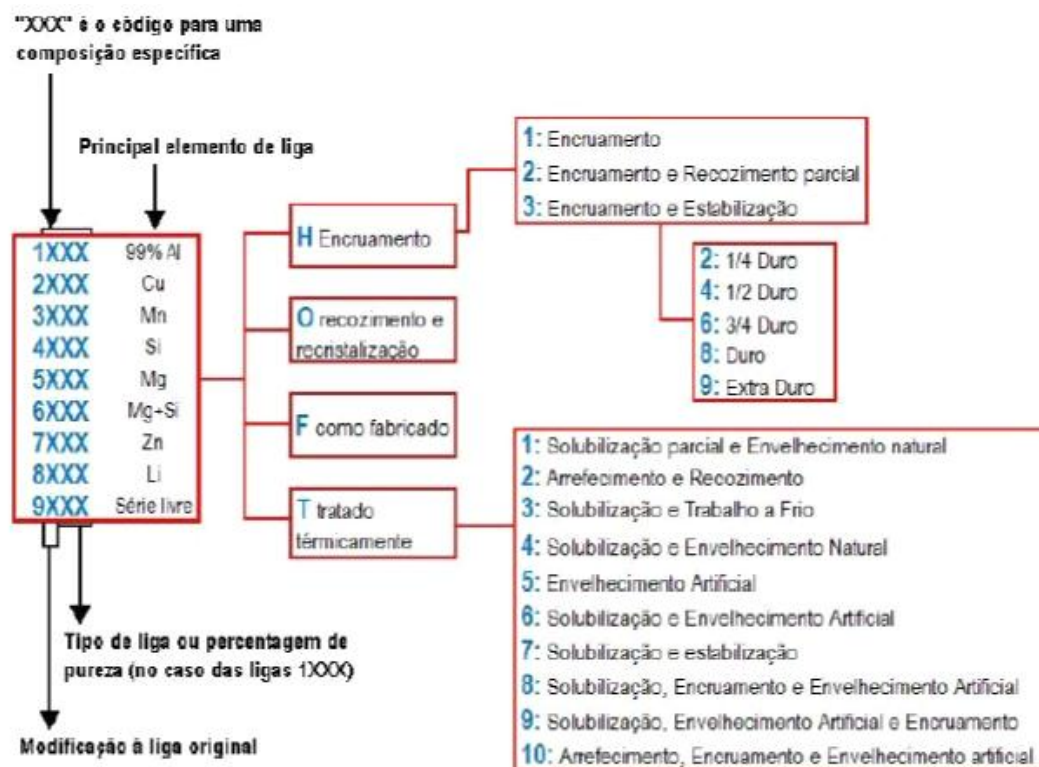


Figura 2.1: Classificação das ligas de alumínio (L. M. Nicolau Aires, 2007)

2.2.3. Ligas da Serie 5XXX

Neste tipo de ligas o elemento principal usado é o magnésio, que pode ser adicionado até quantidades de 5% para promover o endurecimento por solução sólida do material.

No presente trabalho a liga utilizada é a AA5083-H111, que é conhecida por ser uma liga com uma performance excepcional em ambientes extremos. É ainda altamente resistente á corrosão quando usada em ambientes químicos industriais, e mantém uma resistência mecânica à tracção elevada mesmo após a sua soldadura. Na tabela nº 2.1 está indicada a composição nominal desta liga:

Tabela 2.1: Composição química nominal da liga AA5083-H111 (<http://www.azom.com>)

Elemento	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Ti	Cr	Al
% Presente	0,4	0,4	0,1	0,4-1,0	4,0-4,9	0,25	0,15	0,05-0,25	Sobra

Na tabela nº 2.2 apresenta-se algumas das propriedades mecânicas e físicas nominais referentes á liga AA5083-H111

Tabela 2.2: Propriedades mecânicas e físicas nominais da liga AA5083-H111 (<http://www.azom.com>)

Tensão limite elástica a 0.2% (MPa)	125-145
Tensão limite de rotura (MPa)	275-350
Tensão limite de corte (MPa)	175
Alongamento (%)	12-22
Dureza Vickers (HV)	76-91
Densidade (kg/m ³)	2660
Módulo de elasticidade (GPa)	71
Coefficiente de poisson	0,326
Temperatura de fusão (°C)	570
Resistência eléctrica (Ω.m)	0,058x10 ⁻⁶
Condutividade térmica (W/m.K)	121

2.2.4. Aplicações da liga 5083-H111

Devido às características que mais destacam esta liga em relação às restantes, é normal encontrar a sua utilização nas mais diversas aplicações industriais, tais como (<http://www.azom.com>):

- No esqueleto das estruturas que compõem um yacht de alta-velocidade
- Em plataformas de exploração de petróleo
- Pontes e auto-estradas
- Reservatórios de produtos químicos, e criogénicos.



Figura 2.2: Esqueleto de um yacht de alta-velocidade

2.3. Soldadura do Alumínio e suas ligas

As diferentes ligas de alumínio existentes podem ser ligadas por vários processos de soldadura, tais como: TIG (Tungsten Inert Gas), Metal Gas Inert (MIG), Soldadura por Laser, Soldadura por Electrões, Soldadura por Fricção Linear, Soldadura por Resistência.

O alumínio tem diversas propriedades químicas e físicas que necessitam de ser compreendidas quando se recorre aos processos de soldadura para o ligar. As propriedades específicas do alumínio que mais afectam a sua soldadura são: características oxidantes; a solubilidade do hidrogénio na zona de fusão; térmicas; eléctricas; e não magnéticas.

Relativamente às características oxidantes, é de apontar que o alumínio tem uma forte afinidade química com o oxigénio, e oxida imediatamente quando em contacto com o ar. Como tal, quando se pretende soldar o alumínio pelos processos com fusão, é necessário remover esta fina camada superficial de óxido – a alumina. O óxido de alumina tem um ponto de fusão de 2050°C, o que é bastante superior ao ponto de fusão do material base, já que o alumínio tem um ponto de fusão de 660°C.

Em relação ao hidrogénio, sabe-se que este elemento se dissolve muito rapidamente no alumínio no seu estado fundido. No entanto, como o hidrogénio não apresenta praticamente solubilidade no estado sólido do alumínio, determinou-se que uma das causas principais do aparecimento de porosidade no material se deve a este fenómeno. A elevada temperatura que existe no banho de fusão durante o processo de soldadura, permite que uma grande quantidade de hidrogénio seja absorvida, de forma inversa, durante a solidificação do material a solubilidade do hidrogénio no Al reduz-se acentuadamente. A quantidade de hidrogénio que excedeu o limite efectivo de solubilização, e se apresenta sob a sua forma gasosa, vai originar porosidade, caso este não se consiga escapar para o ambiente durante a solidificação do material (Aluminum and Aluminum alloys, 1993).

Relativamente às características térmicas do alumínio, sucede que a condutibilidade térmica do alumínio é seis vezes a do aço. Embora a temperatura de fusão das ligas de alumínio seja substancialmente inferior à temperatura de fusão das ligas ferrosas, é necessário fornecer uma maior quantidade de calor ao alumínio devido ao seu calor específico. Mesmo que se aplique uma velocidade de deslocação pequena ao longo da junta a soldar, o calor rapidamente se difunde pelo material que ainda não foi soldado, havendo assim uma necessidade de ajustar constantemente os parâmetros de soldadura (Aluminum and Aluminum alloys, 1993).

A elevada condutibilidade térmica do alumínio faz com que este seja extremamente sensível a flutuações impostas pelo calor ao longo do processo de soldadura, o que vai provocar variações na penetração e fusão do material.

O coeficiente de dilatação do alumínio é o dobro de o ferro, o que faz com que durante a solidificação de uma soldadura o alumínio se contraia cerca de 6% do seu volume. Por este motivo, é necessário fixar as peças a soldar, para que durante a soldadura não ocorra desalinhamento das mesmas, e fazer um balanço entre a contracção do alumínio e a melhor sequência de soldadura a realizar (Aluminum and Aluminum alloys, 1993).

2.4. Soldadura Metal Inert Gas (MIG)

A soldadura MIG é o processo mais usado na ligação de ligas de alumínio. A soldadura MIG tem como princípio de funcionamento o estabelecimento de um arco

eléctrico entre a peça e um consumível na forma de arame, ocasionando a fusão dos dois materiais. Este arame é consumido continuamente alimentando a poça de fusão. Este processo usa um gás inerte para protecção do banho fusão da atmosfera exterior. A figura 2.3 mostra o processo e uma parte da tocha usada na soldadura.

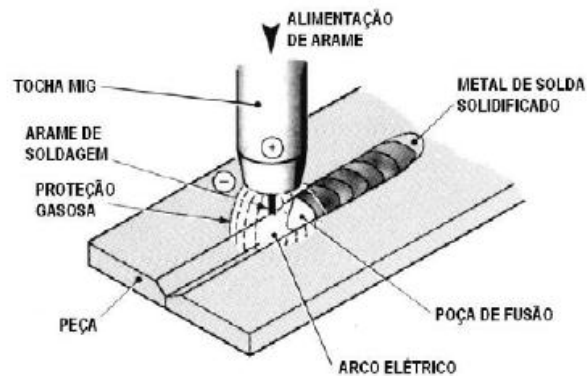


Figura 2.3: Processo de soldadura MIG

Por norma este processo de soldadura funciona com corrente contínua (CC), tendo o arame o polo positivo. Esta configuração é conhecida por polaridade inversa, sendo a mais usada, já que no caso de se usar uma polaridade directa verifica-se que existe uma grande deficiência na transferência do metal fundido do eléctrodo para a peça.

As correntes usadas neste tipo de soldadura variam entre 50 A até 600 A, assim como as tensões usadas variam entre 15V até 32V. Usando uma fonte de tensão constante e um alimentador de arame a velocidade constante, consegue-se criar um arco eléctrico continuamente autocorrigido e estável.

Melhorias contínuas tornaram o processo MIG aplicável à soldadura de todos os tipos metais comercialmente importantes, como o alumínio, aço-carbono, aços inoxidáveis, e cobre.

2.4.1. Vantagens

O processo de soldadura MIG proporciona inúmeras vantagens na soldadura manual e automática dos metais para as mais diversas de aplicações de alta e baixa produtividade. As suas vantagens em relação a outros processos de soldadura tais como arco submerso e TIG, são: (http://pt.wikipedia.org/wiki/Soldagem_MIG/MAG):

- A soldadura pode ser efectuada em todas as posições

- No final da soldadura não há necessidade de remover a escória
- Elevada taxa de deposição do metal de adição
- Redução do tempo de execução de soldaduras para metade, quando comparado com o eléctrodo revestido.
- Altas velocidades de soldadura, criando menos distorções das peças.

O processo pode contudo originar alguns defeitos que afectam significativamente o comportamento à fadiga das soldaduras.

2.4.2. Defeitos na soldadura de ligas de alumínio

Nos casos em que se melhora significativamente a geometria do cordão de soldadura, como é o caso da remoção do reforço de uma junta topo a topo, passa a existir uma contribuição mais significativa por parte dos defeitos existentes, na resistência à fadiga.

Apresentam-se de seguida alguns dos defeitos típicos em soldaduras do alumínio e refere-se de forma sumária o seu efeito no comportamento à fadiga (Moura Branco et al., 4ª edição 2006) :

2.4.2.1. Porosidade

Na figura 2.4 apresenta-se o aspecto típico da porosidade em soldaduras em ligas de alumínio.

No caso de se remover o reforço de uma soldadura, eliminando assim o efeito do entalhe do reforço, verifica-se que a posição da porosidade é mais importante do que a sua dimensão. A resistência à fadiga é influenciada sobretudo pela presença de poros junto à superfície da peça.

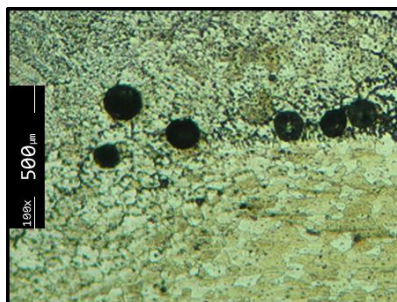


Figura 2.4: Porosidade numa soldadura MIG na liga AA5083-H111 (resultado obtido numa soldadura MIG da tese presente).

2.4.2.2. Defeitos de forma

A forma do reforço é geralmente expressa quantitativamente através do ângulo de concordância (θ) entre a superfície do cordão e o material base, conforme a figura 2.5. Foram realizados ensaios de fadiga numa liga de Al-Mg (Dinsdale, W. O. et. al, 1965) de forma a mostrar que quando o ângulo de concordância foi modificado de 100 para 180° (concordância suave), a resistência à fadiga aumentou 50%.

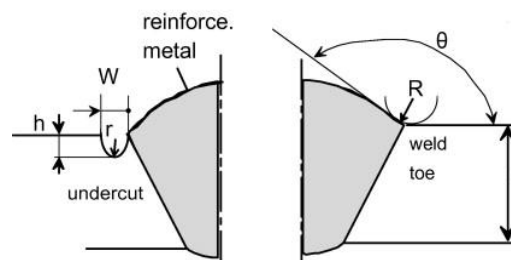


Figura 2.5: Ângulo e raio de concordância do pé do cordão (M. Cerite et al.,2010).

2.4.2.3. Fendas

Na figura 2.6 apresenta-se o aspecto de uma fenda numa soldadura. Num regime de carga dinâmica as fendas presentes na junta podem propagar-se. No entanto, a maior parte das ligas de alumínio que são soldáveis, possuem uma boa tenacidade, fazendo com que a dimensão crítica tolerável seja elevada antes de ocorrer uma fractura instável. Sabendo que uma fenda é um defeito do tipo planar, no caso da junta soldada esta terá um efeito semelhante à falta de penetração.



Figura 2.6: Propagação de uma fenda numa liga AA5083-H111 soldada a MIG (resultado obtido no decorrer da tese presente).

2.4.2.4. Falta de penetração

Na figura 2.7 demonstra-se a falta de penetração que pode ocorrer no processo de soldadura. No caso de se não remover o reforço da soldadura, as faltas de penetrações internas têm de ser acentuadas, ou seja, superiores a 7% da espessura da placa a soldar, para que ocorra iniciação de fendas de fadiga a partir destas (Rogerson, J. H., 1969). Juntas com falta de penetração intermitentes ou contínuas (iguais a 20% da espessura da placa) só afectam a resistência à fadiga de juntas soldadas, em condições cíclicas de longa duração (superiores a 10^7 ciclos), onde ocorreu uma diminuição da resistência de 75% e 50% respectivamente, em relação a juntas topo a topo sem defeitos (Lancaster, M.V. et. al.1967).

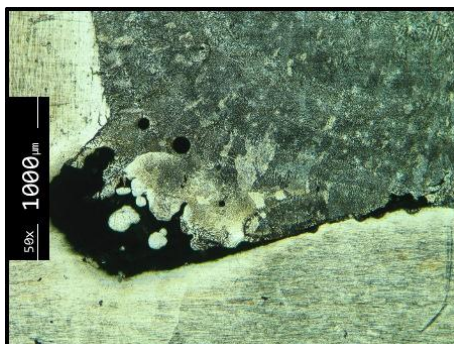


Figura 2.7: Falta de penetração numa liga AA6082-T6 (J. P. Vieira Rangel, 2012)

2.5. Soldadura por fricção linear

A Soldadura por fricção linear (FSW) tem o seu início em 1991 (W.M. Thomas et al., 1991), tendo sido desenvolvida no "The Welding Institute" (TWI). É um processo de ligação entre materiais, realizado no estado sólido, onde a fonte de energia usada para gerar o calor se deve à fricção entre as peças a unir e a ferramenta rotativa, que se desloca linearmente ao longo da linha de soldadura. A deformação plástica induzida nos materiais contribui também para a geração de calor. Todo o calor gerado pela fricção promove o aumento da ductilidade dos materiais a ligar, favorecendo uma deformação plástica intensa sob a acção da ferramenta rotativa. O escoamento dos materiais em torno da ferramenta, promove a "mistura" no estado sólido dos materiais a ligar, originando a soldadura após arrefecimento.

A figura 2.8 ilustra o processo de FSW numa junta topo a topo. Numa fase inicial tem-se a ferramenta na rotação desejada e posicionada na zona de ligação (1). Logo após a ferramenta em rotação é pressionada através de uma força de compressão axial na direcção da peça (2). Esta força mantém-se até que o pino roscado (Fig. 2.a), existente na extremidade da ferramenta, penetre na zona de junção entre as peças e a base da ferramenta entre em contacto com a parte superior das peças (3). Após a plastificação do material junta à ferramenta a mesma é transladada no sentido e alinhamento da junta (4). Um pouco antes do final da junta a ferramenta é recolhida deixando um furo do mesmo diâmetro do pino, também chamado de “furo remanescente” (Z.Y. Ma et al, 2003).

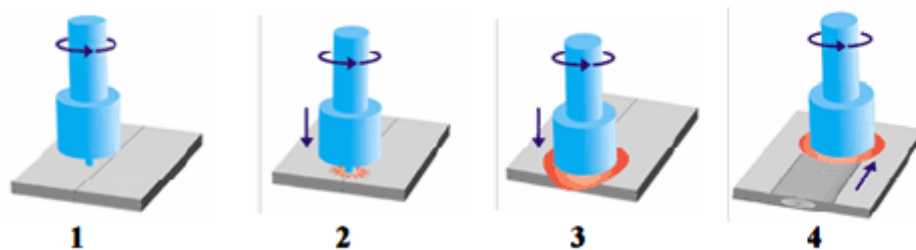


Figura 2.8: Sequência do processo de soldadura por fricção linear (Z.Y. Ma et al., 2003).

Ao longo de todo o processo de soldadura, o Pino e a Base (*shoulder*) são as únicas partes da ferramenta que estão em contacto permanente com as peças a ligar. Os principais parâmetros que é necessário controlar são a velocidade de rotação da ferramenta, a pressão axial de forjagem e a velocidade de avanço linear. Todas estas funções são transmitidas à ferramenta através do corpo da ferramenta existente, que tem também como função dissipar parte do calor gerado.

2.5.1. Vantagens

Comparando a soldadura por FSW com alguns dos processos convencionais por fusão, tais como TIG, MIG/MAG e laser, podem enunciar-se as seguintes vantagens (Artur S. Fioravanti, 2008):

- Redução de defeitos inerentes aos processos de soldadura por fusão, tais como porosidade, fendas, inclusões.
- Baixo índice de empenamento e distorção
- Não necessita de metal de adição ou protecção gasosa
- Permite unir qualquer liga de alumínio, com ligas similares ou dissimilares com diversas espessuras
- Não gera radiação ultravioleta, fumos tóxicos, ou salpicos.

2.6. Pós-Processamento por Fricção Linear (FSP)

O FSP fornece a vantagem de processar termomecanicamente determinados locais dos materiais, desde a superfície até profundidades consideráveis. O FSP usa a mesma metodologia e princípio tecnológico que o FSW. No entanto o FSP é usado para modificar localmente a microestrutura, e não para ligar metais (N.Saito et al,2001;T. Komaya et al., 2001; Y. J. Kwon et al.,2001), de forma a eliminar localmente defeitos de fundição, refinar e homogeneizar a microestrutura. Como consequência deste processo existe um melhoramento da ductilidade do material, assim como um aumento da resistência à fadiga e à corrosão. À semelhança do FSW, o FSP usa uma ferramenta comum pino não-consumível que penetra e avança ao longo da superfície do material produzindo uma zona muito deformada associada à fricção produzida pelo pino. A zona friccionada apresenta três zonas distintas, a zona afectada pelo calor (ZAC), a zona afectada termomecanicamente (ZTMA), e o *nugget* (figura 2.9).

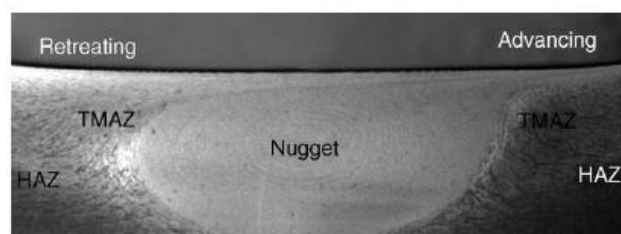


Figura 2.9:Esquema das diversas zonas distintas, originadas pelo pós-processamento por fricção linear. HAZ- Zona afectada pelo calor; ZTMA- Zona termomecanicamente afectada; *Nugget* – Zona do *nugget*; *Retreating*- Lado do retrocesso; *Advancing*- Lado do avanço

2.6.1. Zona processada por Fricção Linear (FSP)

2.6.1.1. *Nugget*

Estudos recentes sobre a microestrutura existente no *nugget*, demonstraram que esta zona apresenta uma elevada recristalização dos grãos (C. G. Rhodes et al,1997; L. E. Murr et al.,1997), resultante de uma deformação plástica severa, imposta pela combinação de uma pressão angular, e torção. Verificou-se que a recristalização nas ligas de alumínio, AA1100 (L. E. Murr et al., 1997), AA6061 (G . Liu et al., 1997) e AA7075 (C.G. Rhodes et al., 1997) promoveu a obtenção de tamanhos de grãos na ordem dos 2 até 10 μm (N. Saito et al., 2001). Estes tamanhos eram aproximadamente 10 a 100 vezes mais pequenos que o tamanho original dos grãos do material base.

Dependendo dos parâmetros usados no processo de fricção e das propriedades do material soldado, observam-se diferentes formas geométricas do *nugget*. Basicamente, a zona do *nugget* pode ser classificada em dois tipos, pode ter a forma de uma bacia ou uma forma elíptica. Sato et al., 1999 verificaram experimentalmente que o *nugget* da liga AA6063-T5, soldada por fricção linear, tinha a forma de uma bacia (figura 2.10-a)). Por outro lado, Rhodes et al., 1997 averiguaram a existência de uma zona de *nugget* com aspecto elíptico (figura 2.10-b)) numa liga AA7075-T651 soldada.

A. Steuwer et al.,2006 investigou este tipo de processamento de união em placas de 3mm de espessura nas ligas AA5083 e AA6082, tendo concluído que a velocidade de rotação do pino influencia fortemente a geração de calor, durante a soldadura, mais do que a velocidade de avanço.



Figura 2.10: a) Zona do *nugget* com aspecto bacia; b) Zona do *nugget* com aspecto elíptico

2.6.1.2. Zona termomecânica afectada

Um dos efeitos intrínsecos do processo de FSW/FSP é formação de uma zona de transição termomecanicamente afectada (ZTMA) entre o material base e o *nugget* (Mishra R.S., Z.Y. Ma, 2005) como mostra a figura 2.11. A zona termomecanicamente

afectada é formada devido a uma combinação de temperatura e deformação existente durante o processo de FSW/FSP. Apesar da ZTMA ser sujeita a uma elevada deformação plástica, não ocorre recristalização do material, devido á insuficiente temperatura.

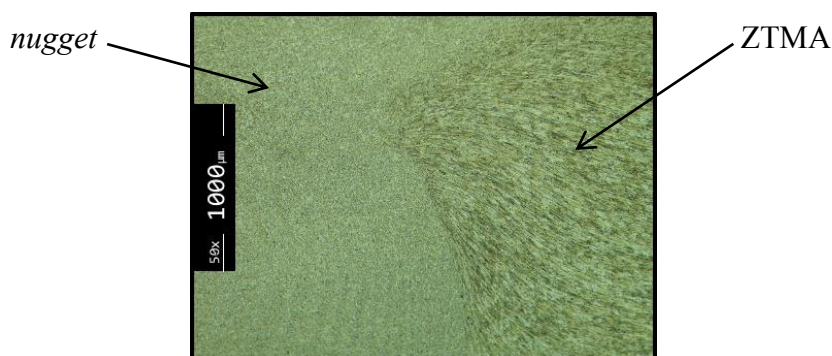


Figura 2.11: Microestrutura da zona termomecanicamente afectada por FSP numa liga AA5083-H111. (resultado obtido na tese presente).

2.6.1.3. Zona afectada pelo calor

No processo de FSW/FSP existe uma zona termicamente afectada pelo calor (ZTA) que se situa entre a ZTMA e o MB. Esta zona é submetida a um ciclo térmico, mas não sofre qualquer deformação plástica. Mahoney et al., 1999 definiu que a ZTA é uma zona em que as temperaturas rondam os 250°C para uma liga de alumínio tratável termicamente. A ZTA contém a mesma estrutura de grão que o material base. No entanto, a exposição a 250°C pode provocar um efeito significativo de precipitação.

2.6.2. Propriedades do pós-processamento por fricção linear

2.6.2.1. Tensões residuais

Durante o processo de soldadura por fusão desenvolvem-se complexas tensões térmicas e mecânicas ao longo da zona fundida, devido à aplicação localizada de calor e aos estrangimentos à deformação durante o arrefecimento. Na soldadura por fusão é comum as tensões residuais aproximarem-se da tensão de cedência do material base. As tensões residuais no processo de FSW são relativamente mais baixas devido à baixa temperatura existente ao longo da soldadura no estado sólido. Contudo, se se comparar o sistema usado para a fixação das peças em processos de soldadura convencionais, a fixação usada em

FSW exerce um constrangimento muito maior sobre as placas soldadas. Estes constrangimentos impedem a contracção do cordão de soldadura e da zona termicamente afectada tanto na direcção longitudinal como na direcção transversal durante o arrefecimento, resultando assim na geração de tensões longitudinais e transversais. A existência de elevados valores de tensões residuais exerce um efeito significativo sobre a tensão média efectiva no ciclo de carga, e por consequência na resistência à fadiga.

A. Steuwer et al.,2006 quantificou o efeito da velocidade de rotação do pino e da velocidade de avanço de modo a relacionar com as tensões residuais geradas em placas de 3mm de espessura da liga AA5083. Ele concluiu que quanto maior a velocidade de rotação do pino maior era a geração de tensões residuais.

2.7. Fadiga nos metais e em juntas soldadas

A fadiga em metais ocorre quando o material é submetido a tensões repetitivas ou cíclicas e fractura a tensões muito mais baixas do que as que a peça poderia suportar quando submetida a uma tensão estática simples, como sucede num ensaio de tracção. Actualmente é de extrema importância compreender o fenómeno de fadiga, já que 90% dos sistemas mecânicos projectados e sujeitos a tensões cíclicas falham devido à fractura por fadiga.

A rotura por fadiga de uma peça submetida a tensões dinâmica existe, quando numa primeira fase há nucleação de uma ou mais fendas, seguida de propagação mais ou menos lenta dessas fendas. A ASTM define de maneira muito clara o que se entende por fadiga, e passa-se a citar essa definição (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 fractura completa após um número suficiente de variações de carga”.

Nas juntas soldadas, a iniciação e propagação das fendas de fadiga é bastante facilitada pela concentração de tensões induzida pelo cordão de soldadura. O cordão de soldadura provoca uma descontinuidade geométrica que é responsável por essa

concentração de tensões, e esta será tanto maior quanto maior for a descontinuidade verificada.

A introdução de uma descontinuidade geométrica (junta soldada), numa peça ou estrutura sujeita à fadiga provoca portanto uma intensificação das tensões na vizinha da descontinuidade. As tensões localizadas podem provocar plastificação nessas zonas que podem atingir dimensões macroscópicas se a intensidade da tensão nominal e/ou o factor de concentração de tensões da soldadura forem suficientes para causar uma tensão máxima superior à tensão de cedência do material.

Elevadas concentrações de tensões locais, assim como defeitos que possam existir localmente na soldadura, levam a que ocorra geralmente a iniciação de uma fenda em certo local do cordão de soldadura. A propagação da fenda depende de vários factores tais como geometria de junta, condições de solicitação, microestrutura do material, e tensões residuais, e ocorre geralmente pelo metal base, ou metal depositado, ou zona afectada termicamente.

Para melhor se compreender a iniciação e propagação da fissura de fadiga, à que caracteriza-la. Numa primeira parte existe iniciação de uma fissura de fadiga normalmente à superfície do corpo, devido a efeitos de concentrações de tensões máximas, assim como o efeito detrimental do meio ambiente. Na segunda parte, a propagação da fadiga ocorre em três fases distintas. A primeira fase, ou seja, a fase I é caracterizada por um crescimento a 45° em relação à direcção do carregamento, portanto o crescimento ocorre para planos sujeitos a elevados valores de tensão de corte. Na fase II a fissura tende a propagar-se perpendicularmente à direcção do carregamento, em que a respectiva velocidade de propagação é função da amplitude do factor de intensidade de tensão. Na fase III ocorre a rotura instável do material, após se ter atingido o valor crítico do comprimento de fenda, no final da fase III (Moura Branco et al., 4ª edição 2006).

2.7.1. Factor de concentração de tensões teórico

O factor de concentração de tensões teórico, designado pela nomenclatura k_t , é definido pela razão que existe entre a tensão máxima $\sigma_{m\acute{a}x}$, e a tensão nominal σ_n .

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

Tendo uma estrutura soldada topo a topo com cordão transversal e solicitada à tracção no sentido longitudinal, a tensão máxima $\sigma_{\text{máx}}$ verifica-se no pé do cordão da soldadura. A figura 2.12 exemplifica a situação da soldadura topo a topo solicitada à tracção longitudinal.

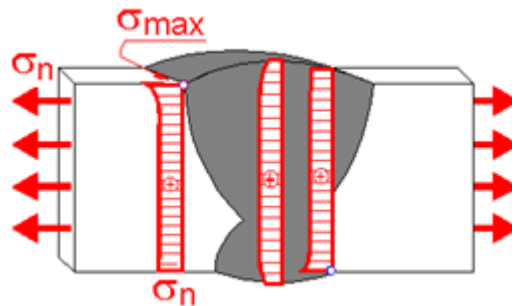


Figura 2.12: Exemplo de uma soldadura topo a topo solicitada à tracção

Diversos trabalhos foram realizados ao longo do tempo com o intuito de determinar valores de concentração de tensões. Os trabalhos de Gregor, 1971, e Kihara et al., 1960 revelaram resultados compreendidos entre 1,2 e 3, através de ensaios baseados na técnica da fotoelasticidade. Estes estudos revelaram também que os parâmetros que têm maior influência no valor da concentração de tensões, são: raio de concordância (ρ) do reforço no pé do cordão e o ângulo θ da tangente ao reforço também no pé do cordão.

Yung e Lawrence, 1985 propuseram a equação 2.2 para determinar k_t para o caso de juntas soldadas topo-a-topo:

$$k_t = 1 + 0,27 \times (\tan\theta)^{1/4} \times \left(\frac{t}{\rho}\right)^{1/2} \quad (2.2)$$

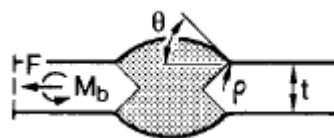


Figura 2.13: Representação esquemática, para o cálculo do k_t .

2.7.2. Factor de concentração de tensões dinâmico ou de fadiga

Numa solicitação estática ou cíclica o factor de concentração de tensões prático pode ser visto como uma comparação entre a resistência de um corpo entalhado e um outro não entalhado. No caso de uma solicitação estática, os materiais dúcteis apresentam este quociente próximo de 1, e para materiais frágeis atinge valores próximos de k_t . No caso de

se ter solicitações de fadiga, é necessário estudar qual o valor de k_f . O efeito de um entalhe num material solicitado à fadiga, e daí a origem do factor de redução da resistência à fadiga, pode ser analisado como uma causa de aumento de tensão ou uma causa de diminuição de resistência.

Ao longo de vários anos se têm realizado estudos, que tiveram por base formas empíricas, com a finalidade de determinar o valor do factor k_f . Essas formas empíricas estabelecem relações entre k_t e k_f . De acordo com Peterson, 1950 a relação é:

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

Onde $a=0,51$ para ligas de alumínio.

Também Roland Heywood, 1962 estabeleceu a seguinte equação 2.4 para as ligas de alumínio.

$$k_f = \frac{k_t}{1 + 2 \left(\frac{Kk_t - 1}{k_t} \right) \left(\frac{A}{\rho} \right)^{1/2}} \quad (2.4)$$

Onde A é uma constante do material

$$A^{1/2} = \left(\frac{282}{\sigma_r} \right) mm^{1/2} \quad (2.5)$$

2.7.3. Solicitações de fadiga uniaxiais com $\sigma_m \neq 0$

No presente estudo tem-se uma solicitação de fadiga uniaxial com $\sigma_m \neq 0$, sendo o caso mais comum na maioria das situações práticas. Este tipo de solicitação envolve a combinação de uma solicitação estática com uma solicitação cíclica.

Quando se está a estudar uma situação de fadiga do material, normalmente caracteriza-se a solicitação por um par de valores σ_m, σ_a . De forma a ajudar na elaboração de projectos mecânicos, existem gráficos construídos com sistemas de eixos σ_m, σ_a , e que auxiliam a visualização de conjuntos de valores σ_m, σ_a correspondentes a solicitações de fadiga que não causam rotura.

Numa situação deste tipo é essencial conhecer pelo menos três pontos fulcrais.

No caso de $\sigma_m=0$, a solicitação é alternada pura, e a tensão σ_a não pode exceder a tensão limite de fadiga σ_{f0} . Caso $\sigma_a=0$, a solicitação é estática, e a tensão média tem que ser menor que a tensão de cedência σ_{ced} ou de rotura σ_r .

Há um outro aspecto importante a considerar em relação à propagação de fendas de fadiga que ainda não foi considerado. A tensão média ou a razão de tensões altera a velocidade de propagação de fendas, dependendo também do tipo de material e meio ambiente. Caso o valor de tensão média ou R aumente, verifica-se uma alteração do regime I e III, e por consequência um aumento da velocidade propagação de fenda.

2.8. Fadiga na liga de alumínio 5083/5083-H111

Sabendo que a liga de alumínio AA5083 é uma liga não tratável termicamente, que possui características muito interessantes quando usada como elemento estrutural, de baixo custo, boa resistência mecânica, assim como à corrosão e alta formabilidade em conjunto com a superplasticidade (R.L. Hecht e K. Kannan, 1995). Estas vantagens tornam-se bastante atractivas na indústria automóvel, verificando-se cada vez mais a substituição de elementos de carroçaria que até então eram fabricados em ligas de aço, por novos elementos fabricados nesta liga. Paralelamente houve necessidade de adoptar novos métodos de soldadura e tratamento local para aumentar a performance destas ligas quando sujeita a ciclos de fadiga.

Caizhi Zhou et al.,2005 estudaram a vida da fadiga em soldaduras feitas por MIG e FSW e verificaram que em condições de $R=0,1$ houve um melhoramento entre 9-12 vezes na vida à fadiga, quando aplicada a técnica de FSW em relação ao MIG. Concluíram ainda que a técnica de FSW consegue ser eficiente para condições tanto de baixa vida como longa vida. A tabela 2.3 faz uma comparação da vida à fadiga entre os dois processos de soldadura.

Tabela 2.3: Comparação da vida à fadiga dos dois processos de soldadura (Caizhi Zhou et al., 2005)

Método	Gama de tensões $\Delta\sigma_1/\text{MPa}$	Vida à Fadiga N_1	Gama de tensões $\Delta\sigma_2/\text{MPa}$	Vida à fadiga N_2
MIG	92.4	1.0×10^5	54.9	8.4×10^5
FSW	92.4	9.2×10^5	54.9	1.0×10^7

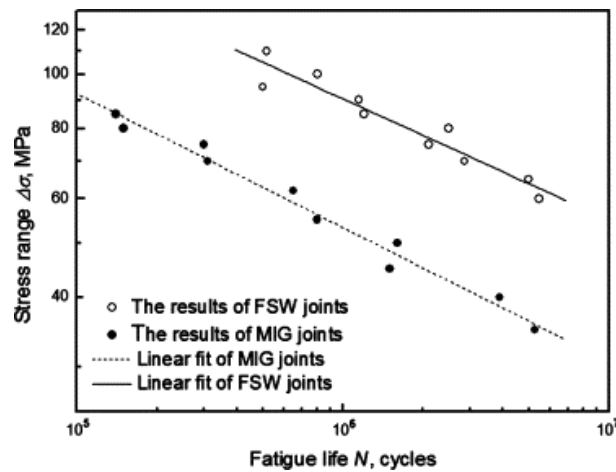


Figura 2.14: Curvas S-N de juntas soldadas por MIG e por FSW para R=0,1 (Caizhi Zhou et al., 2005)

P. Vilaça et al., (2011) foram autores de um trabalho desenvolvido com o intuito de estudar o efeito de sobreposição em várias passagens simultâneas de FSP na liga de alumínio AA5083-H111. Observaram a ocorrência de diversas diferenças estruturais e mecânicas quando alteravam a direcção de sobreposição em relação ao lado do retrocesso, ou do avanço. Verificaram também que à medida que faziam multipassagens de FSP ocorria um aumento uniforme da dureza do material processado chegando a uma média de 78,7 HV_{0,2}, que representa um aumento de 8,5% em relação ao material base. Em média a dureza de cada *nugget* estava compreendida entre 78-79 HV_{0,2}. Este aumento é facilmente entendido tendo em conta a equação de Hall-Petch, que contabiliza o aumento de dureza na zona do *nugget* segundo o tamanho de grão existente. A figura 2.15 mostra o perfil de durezas obtido pelas multipassagens de FSP.

Ehab A. et al., (2010) foram responsáveis pelo estudo de FSP em placas de alumínio da liga AA5083 laminadas a frio tendo obtido uma média de tamanho de grão de 1,6 μm, e por consequência um aumento de dureza entre 80-95 HV no centro do *nugget*.

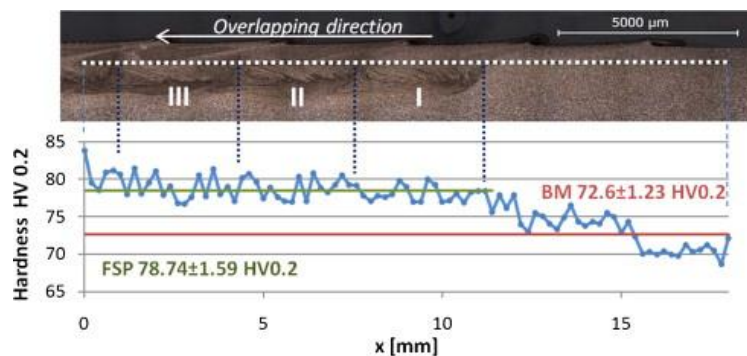


Figura 2.15: Perfil de durezas obtido com a sobreposição das diferentes camadas pós-processadas (P. Vilaça et al., 2011).

3. DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL

3.1. Introdução

Como já foi referido anteriormente na revisão bibliográfica, o estudo realizado nesta tese tem como principal objectivo analisar-se a técnica de pós-processamento por fricção linear de modo a melhorar a resistência à fadiga de juntas de alumínio AA5083-H111 soldadas previamente por MIG. Comparativamente em relação aos processos convencionais de melhoramento de superfícies de materiais tais como granalhagem, martelagem entre outros, a técnica FSP consegue conciliar três aspectos fundamentais para ser uma técnica de eleição. Quando aplicada a juntas, no presente caso, topo a topo, espera-se uma melhoria geométrica do cordão de soldadura, um alívio de tensões residuais, e um refinamento microestrutural. Por conseguinte é expectável a melhoria da resistência mecânica do respectivo material.

Ao longo do trabalho são realizados ensaios destrutivos, tais como ensaios de medição de dureza e análises morfológicas, ensaios de tracção e fadiga, de modo a poder-se caracterizar a ligação em causa, e analisar se existe ou não, e ordem de magnitude, melhoria de resistência à fadiga.

Este estudo pode ser dividido em duas partes distintas, já que o processo de análise é o mesmo para ambas as séries MIG e FSP. Numa primeira fase pretende-se obter juntas topo a topo soldadas por MIG. Numa segunda parte é feito o pós-processamento por fricção linear em juntas soldadas previamente por MIG. Numa última análise pretende-se comparar os resultados obtidos nas diferentes séries.

3.2. Soldadura MIG das placas

3.2.1. Equipamento usado

Numa primeira parte do trabalho foram soldadas placas de alumínio pelo processo de soldadura MIG. Estas placas tinham 1000x80x6mm e foram cortadas posteriormente em placas de 333x80x6mm para facilitar o processo de soldadura. Todo o

processo de soldadura MIG foi executado com uma máquina SAFMIG 480, um carro porta tocha com velocidade variável e uma mesa própria para a fixação das placas de alumínio. Como metal de adição utilizou-se o fio AWS A5.10-80:ER 5356, com 5% magnésio, e como protecção gasosa usou-se Árgon puro em algumas das séries soldadas. As placas a soldar foram fixas numa mesa, conforme figura 3.1, de modo a reduzir as deformações.

É de salientar que a liga de alumínio AA5083-H111 tem excelente soldabilidade. Como tal a qualidade de soldadura final de todas as séries foi bastante aceitável. Houve sempre boa fusão, e boa penetração do material de adição em relação ao material base. Os defeitos observados foram alguma porosidade de pequenas dimensões, desfasamento entre os dois cordões da mesma placa e/ou abatimento de um dos cordões.

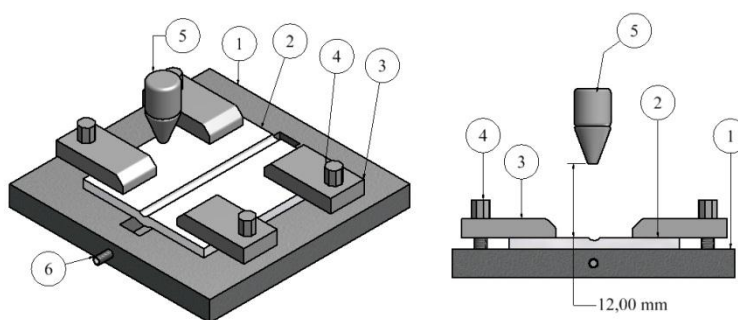


Figura 3.1: Esquema de montagem da soldadura MIG e respectivos componentes: 1- base de soldadura; 2- placas de alumínio após a primeira passagem MIG no lado A; 3- Apoio de fixação; 4- Parafuso; 5- Tocha; 6 bocal da protecção gasosa da raiz.

3.2.2. Procedimento experimental da soldadura MIG

A preparação de junta adoptada foi sempre a mesma, ou seja, um talão entre 2 e 2,5 mm, um ângulo de abertura de 45°, e uma folga de 1,5mm inicialmente como está representado na figura 3.2.

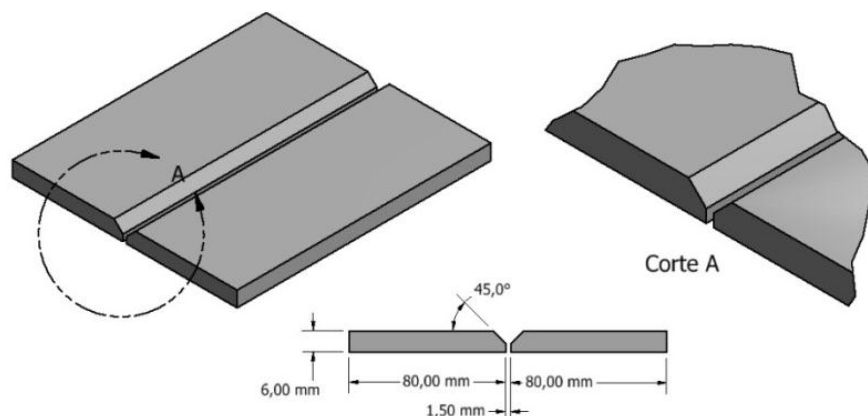


Figura 3.2: Representação da preparação de junta

Os parâmetros de tensão, intensidade de corrente e velocidade de soldadura foram otimizados, tendo-se verificado que a melhor combinação de parâmetros de soldadura neste caso era, uma tensão de 23,4 V, uma intensidade de corrente de 220 A, uma velocidade de avanço de 46 cm/min e com uma folga nula. No anexo A (tabela A.1) estão representados os parâmetros usados ao longo da optimização do processo.

3.3. Pós-processamento por fricção linear nas placas

3.3.1. Equipamento usado

Para a realização do pós-processamento por fricção linear recorreu-se a uma fresadora, da marca Cincinnati, com controlo da velocidade de avanço da mesa de trabalho, da velocidade de rotação da ferramenta e da posição em Z, mas sem controlo da pressão exercida ao longo do processo, o que dificultou o pós-processamento em determinadas zonas do cordão de soldadura. Actualmente existem já máquinas de soldadura por fricção linear, assim como pós-processamento que se auto-regulam à medida que o processo decorre, mas que apresentam elevado preço de aquisição. Usou-se também uma mesa de trabalho própria para o efeito, com um sistema de fixação das placas, de modo a reduzir a distorção inerente ao processo em causa. É importante realçar a robustez que todo este sistema tem que ter, devido às elevadas pressões exercidas pela ferramenta de fricção. Na figura 3.3 é possível ver a ferramenta, assim como o sistema de fixação utilizado.



Figura 3.3: Montagem utilizada para o pós-processamento por fricção linear.

3.3.2. Procedimento experimental do FSP

O desenho das ferramentas de fricção foi otimizado, de modo a minorar a ocorrência de alterações geométricas ou defeitos nas soldaduras. No anexo B (tabelas B.1, B.2 e B.3) estão representados os desenhos técnicos das ferramentas B,C e D devidamente cotadas. No anexo A (tabela A.2) podem ser consultados os parâmetros usados no FSP

O pós-processamento foi realizado em placas MIG_R (com reforço) e em placas MIG_NR (não reforçadas). No caso destas últimas houve a necessidade de afagar os reforços antes de se fazer o pós-processamento.

Ao penetrar-se o pino no cordão do lado A, tem que se ter uma boa base de apoio e rígida do lado B, para que não haja abatimento de material ao longo da junta. A ideia fundamental resume-se em ter uma elevada pressão na superfície superior que se está a processar, de modo a originar um pós-processamento sem defeitos. Para tal, haviam duas placas próprias (figura 3.4, peça nº 2) para o efeito que ficavam a fazer de base e encostadas até ao pé dos cordões de soldadura inferiores (figura 3.4, peça nº3), permitindo que se pudesse exercer pressão no pé do cordão. Posteriormente esta estratégia foi modificada devido aos resultados negativos obtidos nas placas 4,7,8,9 e 10, tendo sido só aproveitadas as placas 11, 12 e 13 para os ensaios. No capítulo 3 são apresentados os resultados obtidos e discutida a mudança de estratégia.

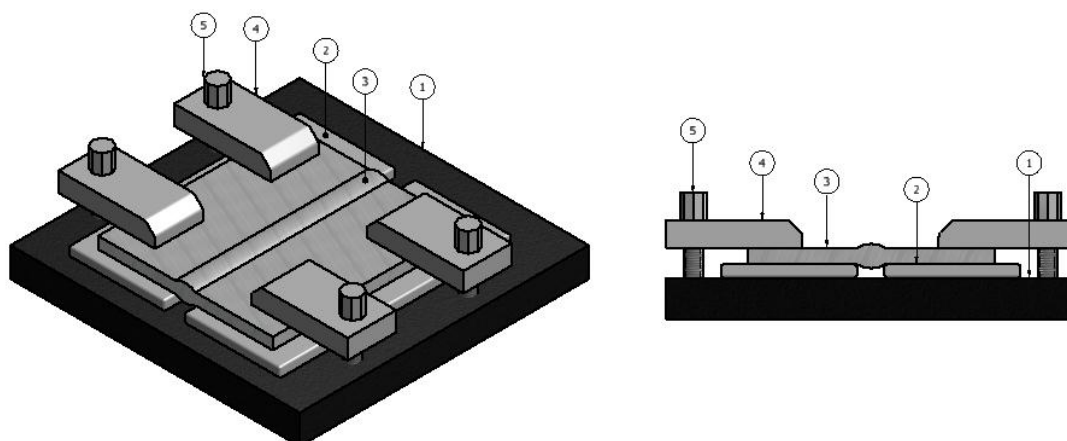


Figura 3.4: Esquema de montagem para o pós-processamento das placas. 1-Mesa; 2-Placas de apoio; 4-Suporte de fixação; 5- Parafusos dos fixadores.

Na figura 3.5 está representado um esquema de como se procedeu à passagem de pós-processamento, para a placa 12. Para a placa nº11 recorreu-se ao mesmo esquema da

figura 3.5, mas num dos pés inverteu-se o sentido de rotação da ferramenta. Nesta última série o lado do avanço ficou afastado do pé do cordão. Em relação à placa 13 adoptou-se o esquema da figura 3.6.

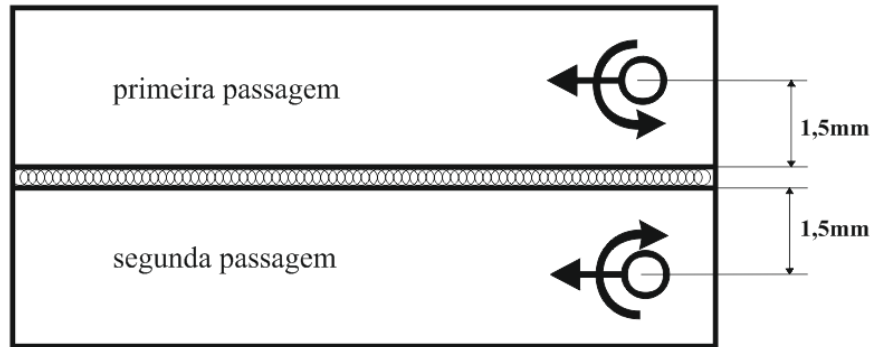


Figura 3.5: Esquema do pós processamento da serie 12. Foi usada a ferramenta B modificada com uma velocidade de rotação de 1500 RPM; velocidade de avanço é de 220 mm/min; Tilt de 2,5°; Penetração na placa de 3,4 mm; arrefecimento com projecção de ar comprimido; O processo foi executado só no lado A.

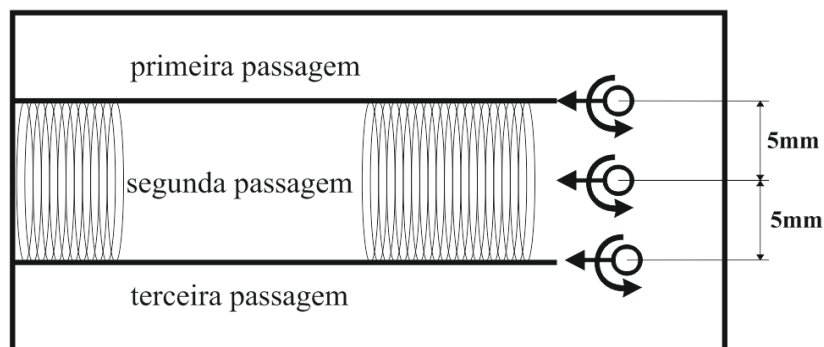


Figura 3.6: Esquema do pós processamento da serie 13. Foi usada a ferramenta B modificada com uma velocidade de rotação de 1500 RPM; velocidade de avanço é de 220 mm/min; Tilt de 2,5°; Penetração na placa de 3,4 mm; sem arrefecimento; O processamento foi executado no lado A e B de igual modo.

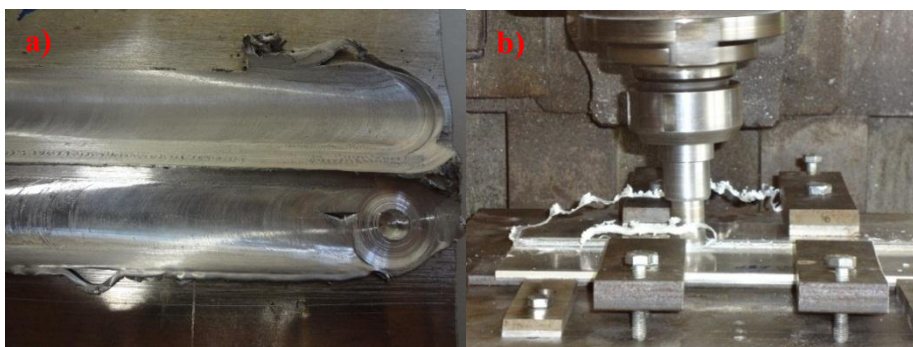


Figura 3.7: a) Aspecto final da soldadura com o pós-processamento; b) Caso de uma placa a ser pós-processada, onde se vê a cabeça da fresa, o sistema de fixação e a ferramenta em rotação.

3.4. Preparação dos provetes para os ensaios de fadiga e para os ensaios de tracção

No presente trabalho foram realizados ensaios de tracção e fadiga, como tal houve necessidade de preparar os provetes para esses efeitos, uns com reforço outros sem reforço. Houve ainda situações em que se teve que reduzir a largura do provete na zona central, nomeadamente quando se removeu o reforço, para que o provete não partisse nas amarras da máquina, devido às indentações criadas por estas. Regra geral todos os provetes tiveram a mesma preparação à excepção dos provetes tipo osso de cão. A técnica usada foi:

1. Cortou-se a placa soldada em provetes com dimensões compreendidas entre 18x160mm e 20x160mm num serrote automático;
2. Uniformizou-se da largura dos provetes através da fresagem dos provetes num centro de maquinação CNC.
3. Melhorou-se o acabamento superficial dos provetes através de um polimento com lixa P1000, e afagou-se qualquer tipo de imperfeição que pudesse existir da maquinação.
4. Dependendo do tipo de série que se ensaiou, houve provetes que após o melhoramento superficial permaneceram com a secção constante ao longo do comprimento e outros que foram maquinados numa fresadora, de modo a obter o formato osso de cão. Na figura 3.8 estão representados os tipos e dimensões de provetes, assim como a nomenclatura usada para os distinguir:

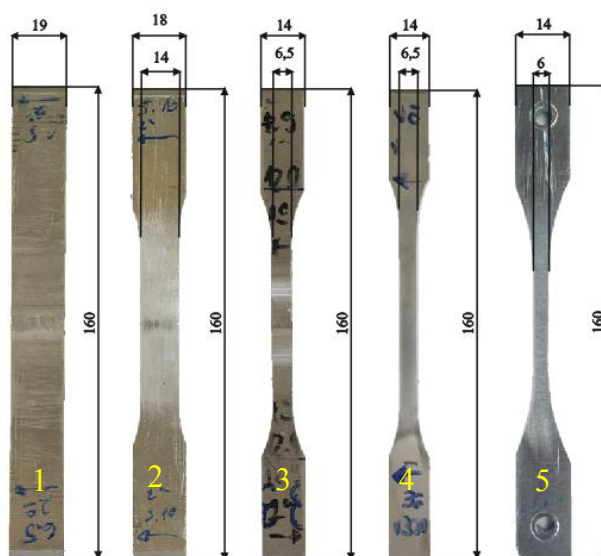


Figura 3.8: 1- MIG_R (MIG com reforço); 2- MIG_NR (MIG não reforçada); 3- MIG+FSP_R (MIG+FSP com reforço); 4- MIG+FSP_NR (MIG+FSP não reforçada); 5- MB_T/L (material base longitudinal/transversal).

3.5. Ensaios de tracção

Os ensaios de tracção são realizados para determinar a tensão de cedência e de rotura do material. Como tal, ajuda a escolher a gama de tensões que deve ser usada durante os ensaios de fadiga. Regra geral a tensão limite fadiga (σ_{f0}) é 1/3 da tensão de rotura do material aproximadamente.

Os ensaios de tracção foram realizados numa máquina Instron modelo 4206 (figura 3.9) com o auxílio de um extensómetro axial de modo a adquirir dados de tempo, deformação e carga. Para a realização do ensaio de tracção tem que se definir as dimensões do provete, posteriormente o programa determina a carga a aplicar, e a velocidade de tracção a usar, que no caso foi de 1,1mm/min. O tratamento de dados foi feito através de uma folha de cálculo Excel na qual se traçaram os gráficos de tensão/deformação. Foram realizados ensaios em provetes para as séries: MIG_R (MIG com reforço), MIG_NR (MIG não reforçada), MIG_NR_CDef (MIG não reforçada com defeito), MIG+FSP_R (MIG com FSP reforçada), MIG+FSP_NR (MIG com FSP não reforçada), MB_T (material base transversal), MB_L (material base longitudinal). Através das curvas tensão/deformação foi possível determinar a tensão de cedência pelo critério de 0,2% de deformação plástica, a tensão de rotura, a deformação máxima, extensão máxima.

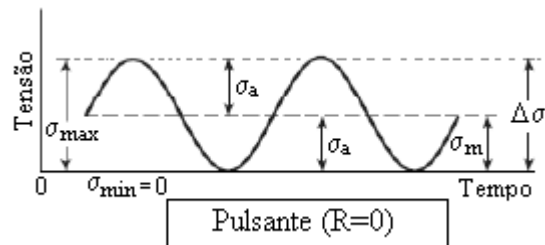


Figura 3.9: Máquina de tracção da Instron modelo 4206.

3.6. Ensaio de fadiga

Os ensaios de fadiga para as séries MIG_R, MIG_NR, MIG+FSP_R, MIG+FSP_NR, MB_T, MB_L, foram realizados numa máquina servo hidráulica, da marca Instron, modelo Fast Track 8800. Os ensaios foram todos realizados com controlo de carga, para condições de $R=0,02$ e como uma frequência que variou entre 20Hz e 25Hz dependendo do nível de carga. A gama de tensões variou entre 100MPa e 240 MPa dependendo da série que estava a ser testada e das condições do ensaio.

Em termos de *software* da máquina, era necessário introduzir os valores da carga média e carga alternada. Que foram obtidos pelas equações 3.1, 3.2, 3.3, 3.4:



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

Onde ΔP é a gama de força aplicada, $\Delta \sigma_n$ é a gama de tensões nominal aplicada, R é a razão de tensões, W é a largura do provete na junta soldada e B é a espessura do provete na junta soldada:

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

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

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

Onde P_m é a carga média; P_a é a carga alternada; $P_{m\acute{a}x}$ é a carga máxima; P_{min} é a carga mínima.

3.7. Análise de durezas

A máquina usada para fazer as microdurezas é da marca Duramin, tipo 05656142

Foram feitas análises de durezas para as diferentes séries, de modo a obter o perfil de durezas que existe ao longo dos cordões de soldadura com ou sem pós-processamento.

As análises são feitas criando indentações com uma carga de 200g, segundo uma linha de indentações paralela à superfície da amostra e a uma distância de 0,25mm. As indentações foram feitas com um espaçamento entre si de 0,5mm. Após a indentação estar feita, é necessário medir as diagonais do losango, através de uma escala que se encontra na objectiva do aparelho. Na figura 3.10 mostra-se esquematicamente a estratégia adoptada para realizar as análises.

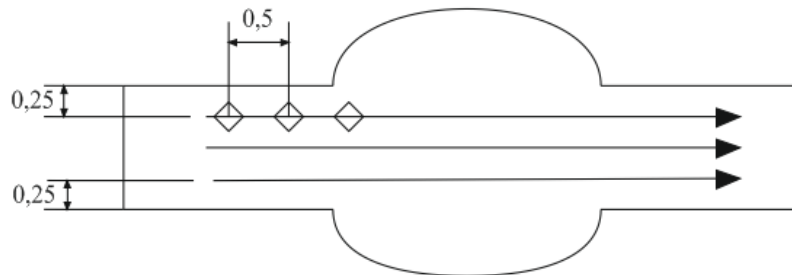


Figura 3.10: Esquema de como foram feitas as indentações.

3.8. Análise do tamanho de grão

O tamanho de grão foi medido recorrendo ao *software* ImageJ. Este programa permite fazer um tratamento de imagem de modo a obter todas as fronteiras de grão, e posteriormente calcula a área de cada um deles. Após se saber a área, consegue-se calcular o perímetro de cada grão, considerando que este tem uma geometria próxima de um círculo. A seguir usou-se um *software* Origin para o tratamento estatístico do diâmetro de cada grão, em que se obteve a frequência relativa para cada intervalo e as respectivas percentagens.

4. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

4.1. Optimização de parâmetros e ferramentas

Esta secção trata da discussão da estratégia adoptada na soldadura MIG e pós-processada. Como foi enunciado no capítulo anterior, houve placas que apresentaram falta de qualidade nas soldaduras MIG e MIG pós-processada. Como tal, optimizou-se os parâmetros de soldadura e ferramentas usadas no FSP, de modo a obter os resultados desejados.

4.1.1. Optimização do processo de soldadura MIG

De forma a corrigir o abatimento do cordão representado na figura 4.1 que ocorreu nas primeiras placas MIG quando se fazia a primeira passagem de soldadura, assim como o desfasamento entre cordões, adoptaram-se diversas medidas correctivas. Variar a intensidade foi uma delas, visto esta relacionar o volume de material depositado e a respectiva penetração. Logo aumentou-se a intensidade de corrente para que houvesse uma maior taxa de deposição de material de adição.



Figura 4.1: Abatimento do cordão da soldadura MIG na placa nº 3.

A distância da tocha em relação às placas foi alterada de modo a ter-se uma proximidade maior da tocha às placas, e por conseguinte uma diminuição do comprimento e largura do arco eléctrico. Com esta alteração conseguiu-se melhorar a protecção gasosa na soldadura, reduzindo a porosidade.

A velocidade do carro influencia directamente a concentração de calor que se tem por unidade de área, assim como a taxa de deposição de material. Ao reduzir-se a

velocidade do carro como se pode observar no anexo A (tabela A.1) está-se a dar mais tempo para a deposição do material de adição. Este tempo também se revela ser importante devido ao hidrogénio que existe no banho de fusão do material e que necessita de ser expulso. Este parâmetro foi corrigido para 50 cm/min quando se soldou a placa nº2.

Inicialmente começou-se por dar uma folga na junta de 1,5mm. Porém, como esta liga concentra bastante energia calorífica na zona de fusão devido à sua menor condutibilidade térmica comparativamente às ligas da serie 6XXX, o que vai dificultar o processo de arrefecimento, dá tempo ao material para que ocorra a penetração deste até ao lado oposto, originando um “vazamento” do material. Na soldura MIG da placa nº2 ainda se deixou uma folga de 1,2mm, e só na soldadura MIG da terceira placa é que se optou por encostar as duas placas de forma a anular a folga, havendo assim maior enchimento do chanfro para as mesmas condições.

O árgon na raiz tem como principal função proteger a soldadura, em particular o banho de fusão do meio ambiente em que se está a efectuar a soldadura, já que este tem certos elementos que podem penetrar no banho, por exemplo o hidrogénio, originando um contributo negativo em relação à qualidade da soldadura. Como da terceira placa MIG para a frente se eliminou a folga existente entre as duas placas, não houve mais necessidade de se ter árgon na raiz da soldadura. O débito de árgon utilizado foi de 27 l/min.

Após a primeira passagem de soldadura MIG geralmente o cordão de soldadura apresenta um aspecto parecido com o da figura 4.2

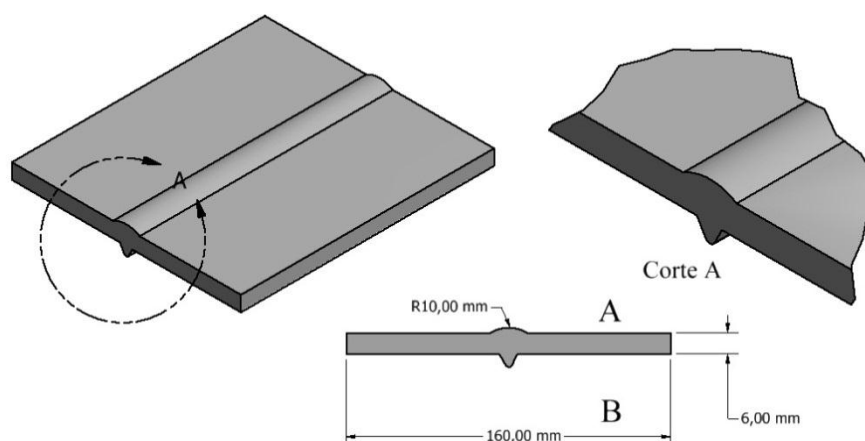


Figura 4.2: Esquema representativo da primeira passagem de soldadura MIG no lado A

A limpeza foi feita numa largura de 6 mm até uma profundidade de 3 mm aproximadamente, sempre com o cuidado de não deixar qualquer tipo de impurezas que pudessem causar defeitos na segunda passagem MIG. Esta operação apesar de simples é crucial para garantir bom alinhamento das soldaduras. Caso a marcação não fosse ao centro da raiz do cordão anterior, ocorreria desfasamento entre os dois cordões de soldadura, tal como se ilustra na figura 4.3. A figura 4.4 ilustra o processo de limpeza.



Figura 4.3: Desfasamento entre os dois cordões da soldadura MIG, na placa nº2.

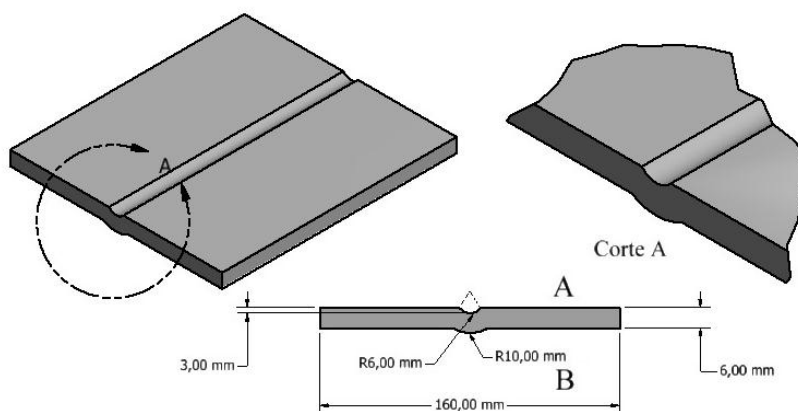


Figura 4.4: Exemplo representativo da limpeza da raiz após o processo de rebarbagem.

Após feita a limpeza da raiz efectuou-se a segunda passagem MIG, de modo a garantir a geometria adequada, conforme se ilustra na figura 4.5.

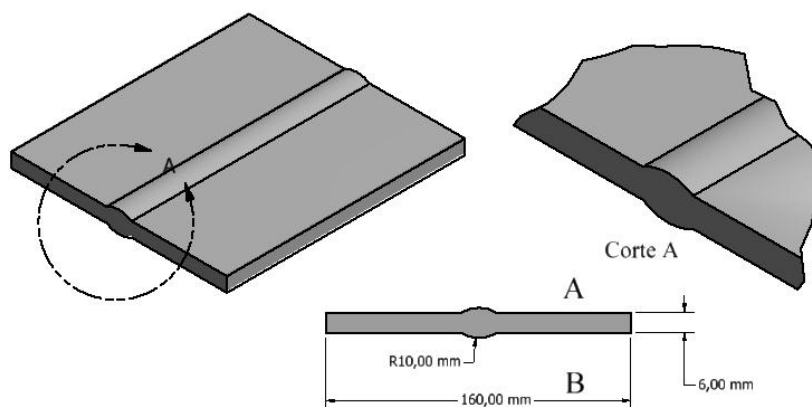


Figura 4.5: Exemplo representativo dos dois cordões de soldadura sem defeitos geométricos.

As figuras 4.6 e 4.7 apresentam exemplos de macrografias tiradas à lupa da séries nº5 e nº6 soldadas, a partir das quais não se voltou a verificar desfasamentos de cordões, nem abatimentos.



Figura 4.7: Macrografia da serie nº5



Figura 4.6: Macrografia da serie nº6

4.1.2. Optimização do processo de FSP nas placas

Devido aos diversos factores inerentes ao processo FSP, tais como, falta de pressão em determinadas zonas do cordão, falta de material de reforço no cordão de soldadura e o encruamento que a liga AA5083-H111 sofre quando solicitada a deformação plástica, levaram à necessidade de otimizar o processo, de modo a obter a qualidade desejada.

A primeira ferramenta (anexo B, tabela B.1) que se usou tinha um *shoulder* de 24 mm de diâmetro e um pino com altura e diâmetro de 4mm e 6mm, respectivamente. O objectivo era penetrar no centro do cordão de soldadura e refinar todo o reforço do cordão de uma só vez, de modo a não ter que se fazer duas passagens separadamente. Verificou-se que esta ferramenta deixava um grande defeito tipo túnel ao longo de todo o cordão da placa nº7.



Figura 4.8: Placa nº 7 onde se nota o respectivo abatimento do material e o defeito túnel ao longo do pós-processamento

Posteriormente para o pós-processamento da placa nº 4, 8, 9 e 10 usou-se a ferramenta B com *shoulder* de 10mm, e um pino com diâmetro e altura de 4mm e 3mm respectivamente. Este *shoulder* inicialmente terminava em quina viva, não apresentando um raio de concordância que é característico neste tipo de ferramenta. O raio de concordância que se refere é responsável por fazer uma transição suave entre a pressão que existe na face do *shoulder* até ao pé do cordão, conduzindo a um maior refinamento no pé do cordão, resultante de um maior arrasto de material. Como se tinha uma quina viva no *shoulder* a pressão exercida restringia-se apenas ao diâmetro do *shoulder*, existindo apenas um refinamento mínimo do material no pé do cordão. Para além disso, verificou-se que havia uma elevada rugosidade da superfície ao longo da passagem do pós-processamento. A rugosidade torna-se prejudicial neste estudo da vida à fadiga, pois permite que haja iniciações de fendas com mais facilidade, já que ela própria de um ponto de visto micro, pode ser entendida como pequenos entalhes na superfície do material. A figura 4.9 mostra a rugosidade, assim como a falta de refinamento, existente ao longo do pé do cordão de soldadura na placa nº 10.

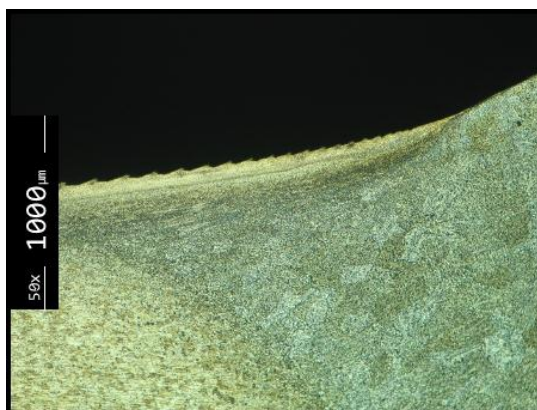


Figura 4.9: Pós-processamento da placa nº 10. Observa-se a elevada rugosidade existente, assim como uma camada mínima de refinamento do material do pé do cordão.

Optou-se ainda por se fazer uma passagem em cada pé do cordão de soldadura, em vez de apenas uma passagem ao centro do cordão. O diâmetro do *shoulder* desta ferramenta B é de 10mm, o que possibilitou um refinamento mais localizado, ou neste caso mais próximo do pé do cordão e sem que para isso ocorresse um grande arrastamento de material da lateral do cordão de soldadura. Concluindo, a ausência do raio de concordância no *shoulder* tem influência no raio imprimido no pé do cordão, que nesta situação era mais severo do que se pretendia. Como já foi enunciado, pretende-se melhorar a forma

geométrica da soldadura, nomeadamente o raio de concordância e o respectivo ângulo. Quanto maior for o raio de concordância menor é o factor de concentrações de tensões. Na série nº 4 verificou-se que a média dos raios dos diversos provetes era num dos pés 1,11mm, e no outro pé de 0,84 mm (figura 4.10).

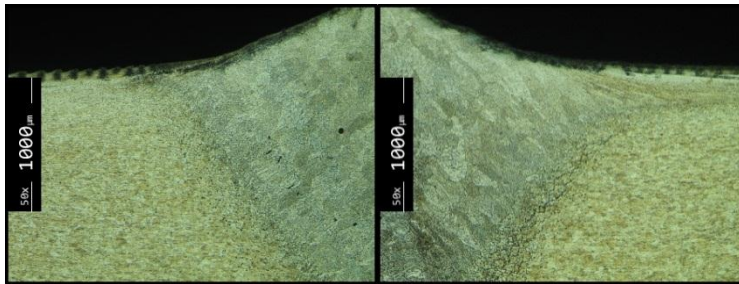


Figura 4.10: Micrografia da placa nº4 pós-processada.

Verificou-se também a existência de um defeito túnel nas placas pós-processadas nº 4, do lado do avanço da ferramenta (figura 4.11). Este defeito não tinha qualquer relação com as características da ferramenta abordadas até agora, mas sim com a estratégia de processamento adoptada.

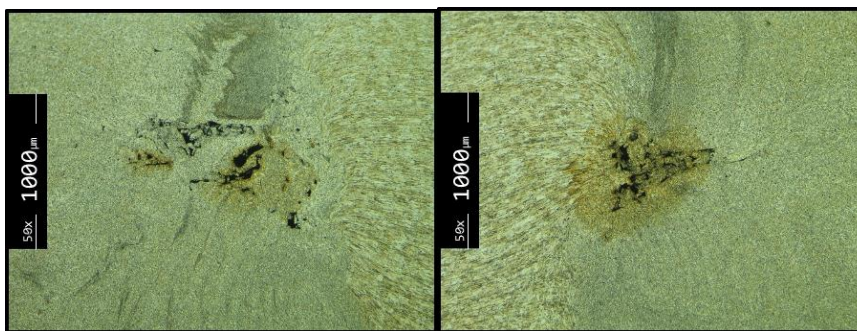


Figura 4.11: Defeito tipo túnel do lado do avanço na placa nº 4.

Na placa nº 8 e 9 analisou-se que após o pós-processamento dos quatro pés dos cordões de soldadura, havia um abaixamento de material de um dos pés da soldadura da junta topo a topo. Este defeito iria alterar os resultados de fadiga, pois passava-se a ter uma geometria com um factor de concentração de tensões completamente diferente do que se pretendia estudar localmente. Na figura 4.12 mostra-se o tipo de defeito que se está a referir.

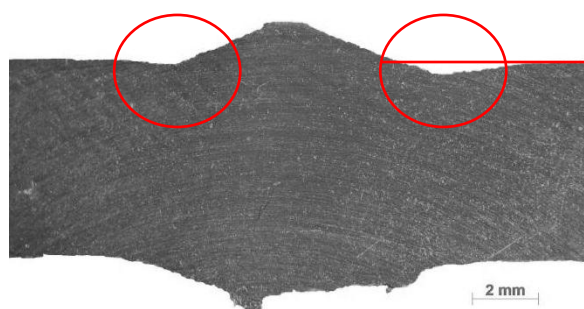


Figura 4.12: placa nº 9 pós-processada.

Após os diversos defeitos que se foram detectando ao longo das séries pós-processadas, acabou-se por usar uma estratégia de processamento diferente. A estratégia consistiu primeiro por se remover um dos reforços seleccionado previamente, de modo a obter-se uma superfície plana e uniforme nesse lado da placa. Posteriormente fez-se o pós-processamento apenas no cordão sobranete, ou seja, nos dois pés do cordão sem o auxílio das duas placas de apoio. A placa era assente directamente na mesa representada pelo número 1 da figura 3.4 do capítulo anterior.

Corrigiu-se o raio do *shoulder* da ferramenta B de forma a eliminar a quina viva que existia. A ferramenta B modificada (anexo B, tabela B.3) passou a ter um *shoulder* de 8mm de diâmetro e um raio de concordância de 2,5mm, e foi usada para a realização do pós-processamento nas placas nº 12 e 13. A ferramenta D (anexo B tabela B.2) foi utilizada para o pós-processamento da placa 11, cujo seu *shoulder* tem um diâmetro de 10mm e um raio de concordância 2mm. Esta ferramenta tem ainda um pino com uma altura de 2,5mm e um diâmetro de 3mm.

4.1.3. Microestrutura da série MIG

Regra geral todas as soldaduras realizadas das séries MIG apresentaram bom aspecto á vista desarmada como já foi discutido anteriormente, houve correcções de desfasamento de cordões, e o abatimento destes após a primeira passagem MIG.

Fazendo uma análise mais detalhada, pretende-se nesta secção apresentar e discutir diferentes microestruturas obtidas a partir da soldadura MIG com e sem FSP.

Apresenta-se na figura 4.13 uma montagem da série nº6 MIG, onde existe uma macrografia central com micrografias das diferentes zonas assinaladas:

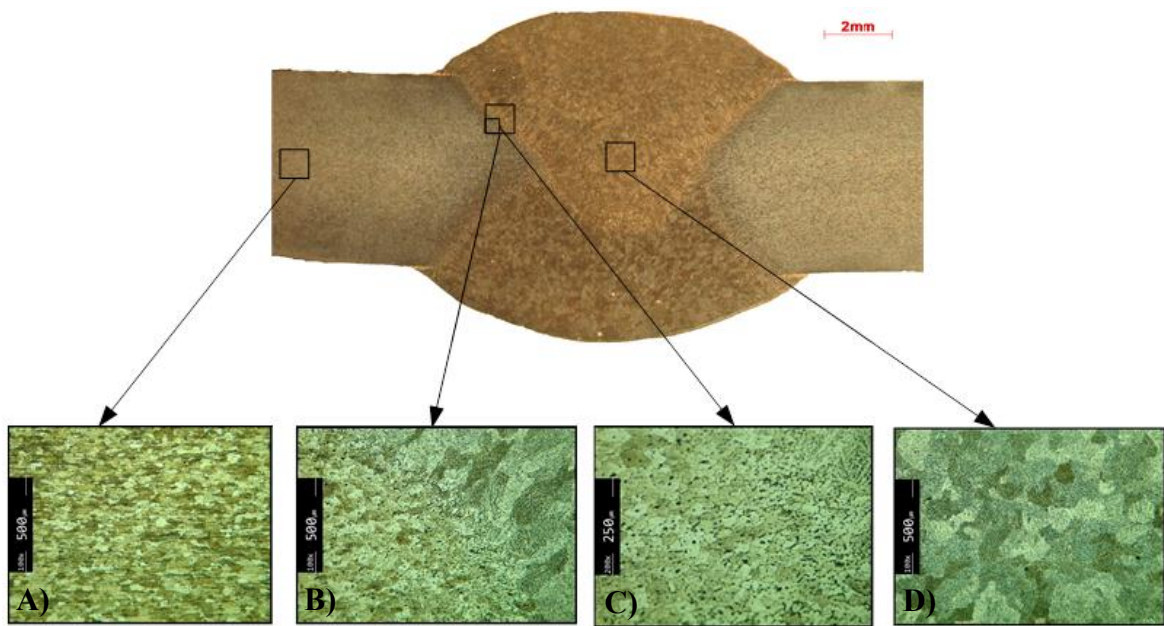


Figura 4.13: Análise morfológica da série nº 6 MIG.

Analisando da esquerda para a direita, tem-se em primeiro lugar a micrografia A) que apresenta o material base da liga AA5083-H111, com um tamanho de grão entre 25 e 30 μm formato circular e orientados segundo a direcção e sentido de laminagem. Seguidamente tem-se duas micrografias B) e C) com a zona termicamente afectada pelo calor, com ampliações diferentes de modo a visualizar-se melhor a linha de fusão. Esta zona é caracterizada por uma perda substancial de propriedades mecânicas do material, nomeadamente a resistência mecânica, devido ao facto desta zona estar sujeita a vários ciclos térmicos num curto espaço de tempo. Como tal, existe uma elevada formação de tensões residuais, assim como um crescimento de grão. Por último existe a micrografia D) da zona fundida, onde se vêem as diferenças entre o grão do metal base e o de adição. Esta região é sujeita a temperaturas superiores à da fusão do metal base e adição, sendo por isso uma zona propícia ao aparecimento de porosidade ou fendas, e crescimento de grãos equiaxiais.

4.1.4. Microestrutura das séries com pós-processamento

Existem duas séries (11 e 12) MIG+FSP_R (MIG reforçadas com o pós-processamento) em que se utilizaram duas ferramentas diferentes (D e B modificada). Do mesmo modo existe também a série 13 MIG+FSP_NR (MIG não reforçadas com o pós-

processamento), na qual se usou a ferramenta B modificada para fazer seis passagens, ou seja, existem seis zonas refinadas.

Começando por analisar a série 12 em que se usou a ferramenta B modificada mantendo sempre o lado do avanço junto aos pés do cordão de soldadura. Foram feitas duas passagens (uma em cada pé do cordão) afastadas 1,5mm do pé do cordão, tendo-se removido anteriormente o reforço do lado oposto para permitir o assentamento total da placa. A figura 4.14 apresenta as várias micrográficas da referida série.

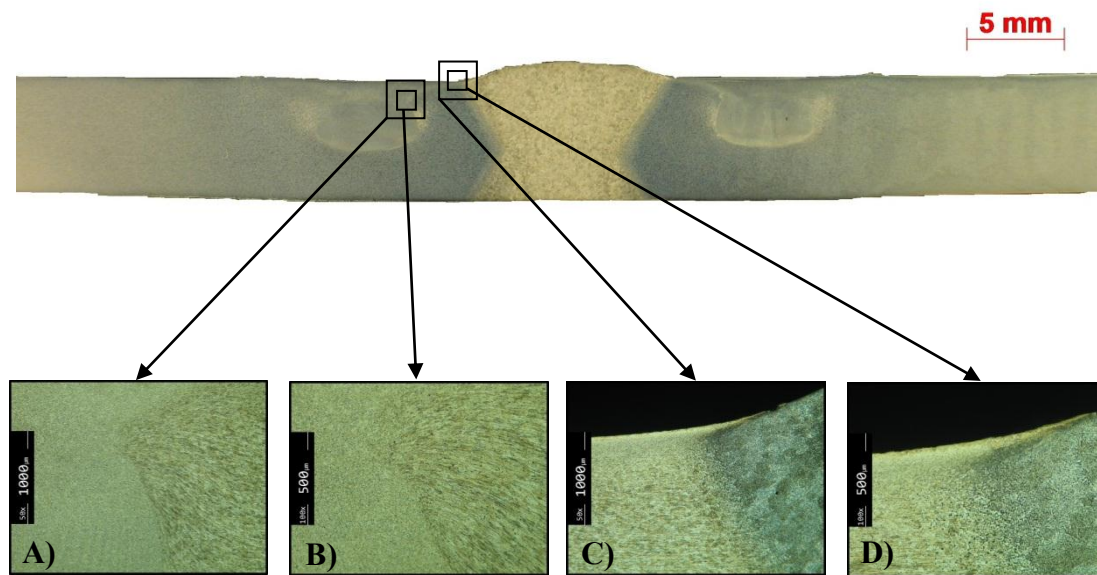


Figura 4.14: Análise morfológica da serie nº 12, MIG+FSP_R.

O material base mantém a mesma morfologia já discutida para a serie MIG e não apresenta qualquer alteração. Seguidamente tem-se a zona do *nugget* em forma de bacia com 5mm de comprimento aproximadamente, com um tamanho de grão compreendido entre $7\mu\text{m}$ e $10\mu\text{m}$, onde se pode distinguir o lado do avanço do lado do retrocesso. A camada refinada pelo *shoulder* que se encontra junta da superfície tem uma espessura de 0,2mm sensivelmente. Esta camada tem um interesse particular no estudo de vida à fadiga, pois normalmente a iniciação da fenda ocorre na superfície do material, nesta zona. Por fim, verifica-se que houve uma redução substancial do tamanho de grão e alteração da sua forma geométrica devido ao refinamento.

Nas laterais do *nugget*, tanto do lado do avanço como do lado do retrocesso, existe a zona termomecanicamente afectada (micrografia A) e B)), juntamente com a zona afectada pelo calor, onde se pode observar o arrasto de material assim como a quebra dos

grãos para outros de menor tamanho. Este arrasto de material é característico da elevada deformação plástica e temperatura provocada pela rotação do pino.

Concluindo tem-se ao centro a zona fundida que apresenta as mesmas características que a serie MIG, á excepção de que em ambos os pés do cordão se verifica um arrasto de material refinado para além do raio de concordância.

Na serie 11 usou-se a ferramenta D para fazer o pós processamento igualmente a uma distância de 1,5mm de ambos os pés do cordão, como a excepção em que num dos lados inverteu-se o sentido de rotação e por consequência alterou-se o lado do avanço pelo lado do retrocesso. A figura 4.15 apresenta as diferentes microestruturas existentes:

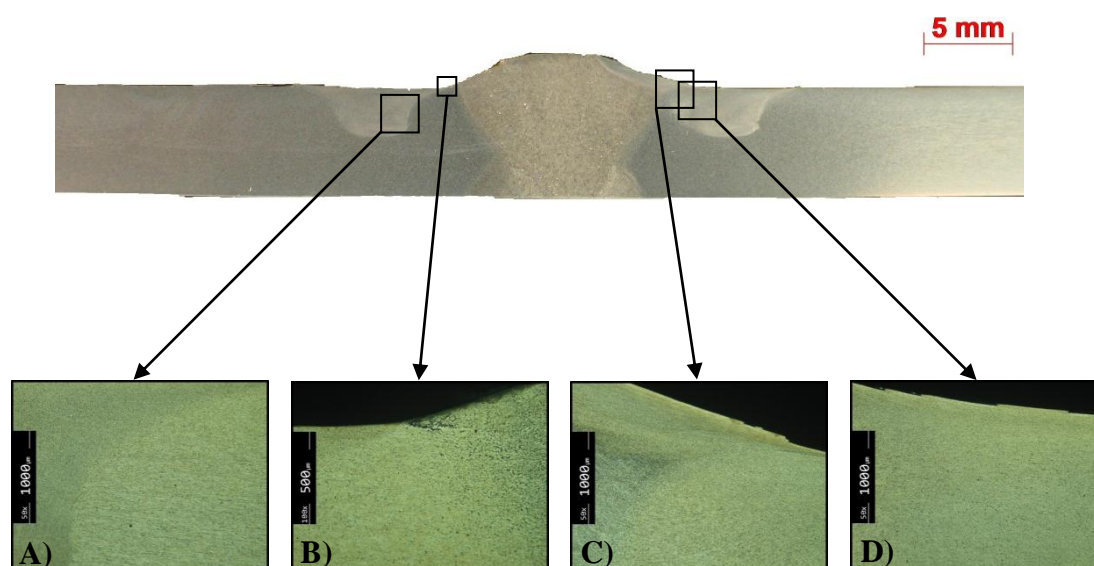


Figura 4.15: Análise morfológica da série 11.

A zona do material base, assim como a zona fundida apresentam as características que já foram discutidas anteriormente. A zona do nugget D) tem cerca de 4mm de comprimento e apresenta igualmente a forma de bacia. É importante realçar que nesta série devido á mudança de ferramenta para uma de maior diâmetro de *shoulder* (10mm) o calor gerado é maior, e por consequência o tamanho de grão é maior que na série 12. O tamanho de grão está compreendido entre 12,5 μ m e 15 μ m, com uma geometria semelhante á da serie 12. A micrografia A) apresenta a zona termomecanicamente afectada do lado do avanço da primeira passagem da ferramenta. Na micrografia B) é possível observar a zona do avanço que se encontra próxima do pé do cordão, havendo pouco arrasto de material da zona fundida até ao *nugget*. Na micrografia C) verifica-se que graças

à mudança do sentido de rotação, a espessura da camada refinada localizada no pé do cordão é maior, na ordem de 0,5mm. A micrografia D) apresenta a morfologia do *nugget* e o arrasto de material que houve da zona fundida até ao *nugget*. Observa-se também alguma rugosidade superficial que pode ter um efeito negativo no estudo da vida à fadiga, facilitando a iniciação de fendas.

Por último na serie 13 foram removidos os reforço de ambos os lados, e fizeram-se seis passagens de pós-processamento, portante três de cada lado, espaçadas de 5mm entre si. A figura 4.16 apresenta uma macrografia e várias micrografias:

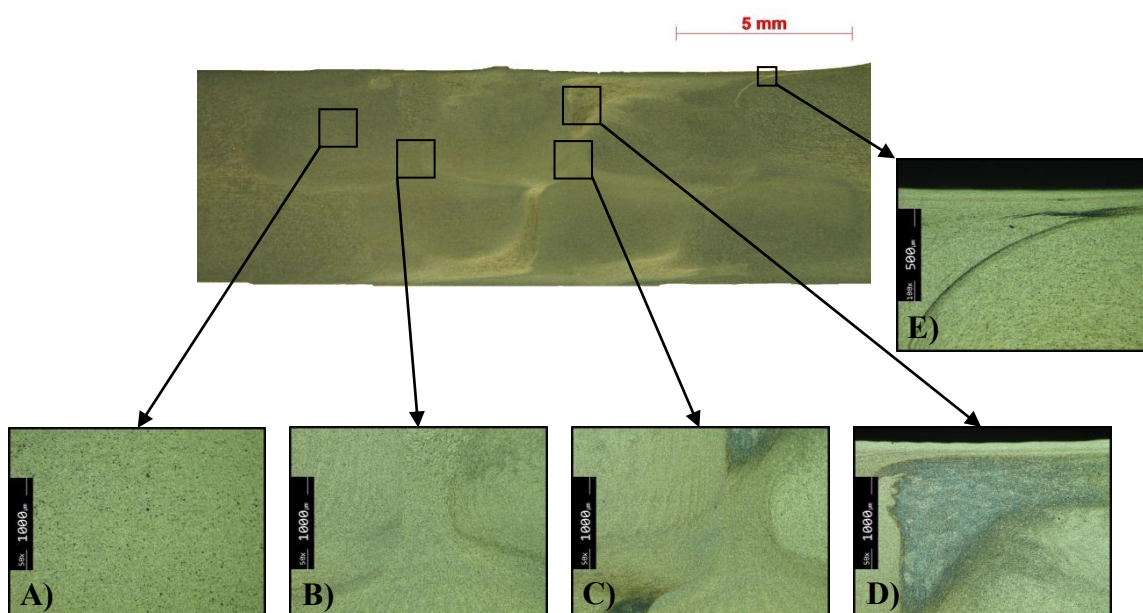


Figura 4.16: Análise morfológica da série 13.

O material base e zona fundida mantêm as mesmas características, apesar de que neste caso praticamente não existir zona fundida pois esta foi severamente refinada sobrando apenas uma pequena porção de área fundida. A micrografia A) apresenta a zona do *nugget* com um tamanho de grão de entre $7\mu\text{m}$ e $10\mu\text{m}$. As micrografias B) e C) são zonas termomecanicamente afectadas em que mais uma vez se observa uma elevada taxa de deformação plástica do material, com arrasto de material e desfasamento do grão em outros de menores dimensões. A zona D) apresenta uma pequena área de material de adição fundido que sobrou entre as diversas passagens de fricção linear, sendo uma zona com menor resistência mecânica devido a factores já discutidos.

4.2. Análise de microdureza

Foram feitas análises de microdureza para as séries MIG_R, MIG+FSP_R, MIG+FSP_NR, de modo a ter uma caracterização das alterações de propriedades mecânicas nas zonas soldadas e processadas. Estes valores vão ser comparados com os obtidos na literatura por P.Vilaça et al.,2011 no estudo da sobreposição de *nuggets*. Os resultados encontram-se representados na tabela 4.1

Tabela 4.1: Resultados de durezas para as séries MIG_R, MIG+FSP_R, MIG+FSP_NR, P.Vilaça et al.,2011

	MIG	MIG+FSP			FSP (P.Vilaça)
	Série 6	Série 11	Série 12	Série 13	-
Ferramenta	-	D	B	B	-
Ø shoulder (mm)	-	10	8	8	18
Ø pino (mm)	-	3	4	4	7
Tamanho de grão (µm)	-	12,5-15	7-10	7-10	1,6
Material base (MB) (HV _{0,2})	80,0±2,1	80,2±2,6	76,0±2,7	76,7±3,6	72,6±1,23
Zona termicamente afectada (ZTA) (HV _{0,2})	79,1±1,9	-	-	-	-
Zona termomecanicamente afectada (ZTMA) (HV _{0,2})	-	86,8±3,9	80,7±5,8	-	-
Zona do nugget (NG) (HV _{0,2})		89,9±2,9	83,9 ±5,3	81,9±2,6	78,7±1,6
Zona fundida (ZF) (HV _{0,2})	74,5±4,4	73,94±4,5	71,9±6	-	-

Normalmente neste tipo de medições espera-se que exista simetria entre os resultados obtidos, a partir do momento em que se mantenham as mesmas condições nas passagens de FSP. Todavia, podem ocorrer erros de medidas como por exemplo erros de paralaxe e erros devido ao efeito de rebordo. O efeito de rebordo acontece quando o indentador penetra no material e não cria um losango bem definido, por motivos de basculamento. Neste caso foram feitas medições numa zona muito próxima da superfície (0,25mm da superfície) o que pode contribuir para este tipo de defeitos. O basculamento nem sempre é visível a olho nu.

Apresenta-se na figura 4.17 os perfis de durezas da série MIG_R ao longo de três áreas distintas:

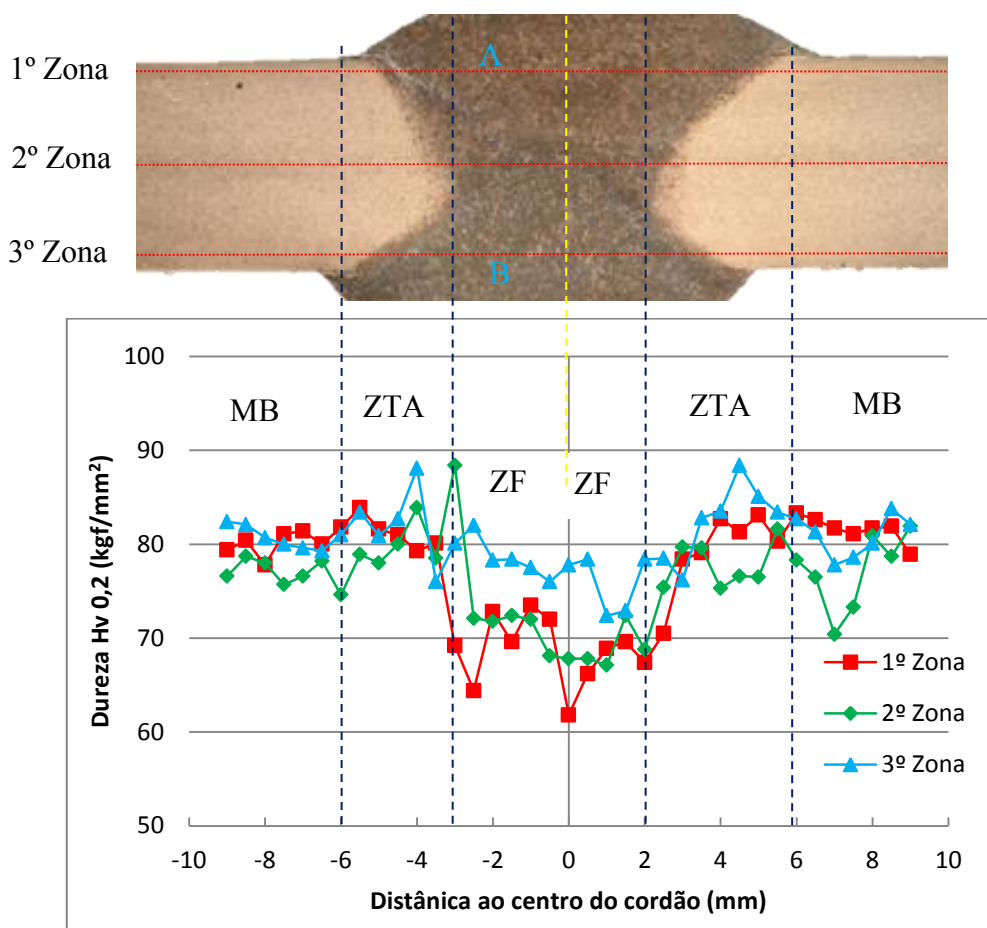


Figura 4.17: Perfis de durezas ao nas três zonas distintas

Fazendo uma análise dos resultados das microdurezas é possível identificar três zonas com durezas distintas, são elas o material base (MB), zona termicamente afectada (ZTA) e zona fundida (ZF).

A dureza da ZF na zona de medições nº1 é menor que na zona nº3, devido ao facto do cordão A ter sofrido maior número de ciclos térmicos em relação ao cordão B. Quando se fez o cordão B já existia o cordão A da primeira passagem MIG, que foi afectado pelo calor novamente perdendo ainda mais a sua dureza em relação ao cordão B.

A liga AA5083-H111 pertence à classe das ligas de alumínio não tratáveis termicamente, ou seja, o seu endurecimento é por deformação plástica, logo verifica-se que esta liga não é afectada pelo calor. Existe uma diminuição de dureza de 10HV_{0,2} entre a

zona de maior dureza em relação à de menor dureza. Isto deve-se ao facto de se estar perante um material de adição diferente do material base e que não sofreu qualquer processo de endurecimento por deformação plástica.

Mostra-se na figura 4.18 os resultados referentes à série com reforço pós processada MIG+FSP_R, nomeadamente a série 12. Nesta série o lado do avanço encontra-se junto dos pés do cordão.

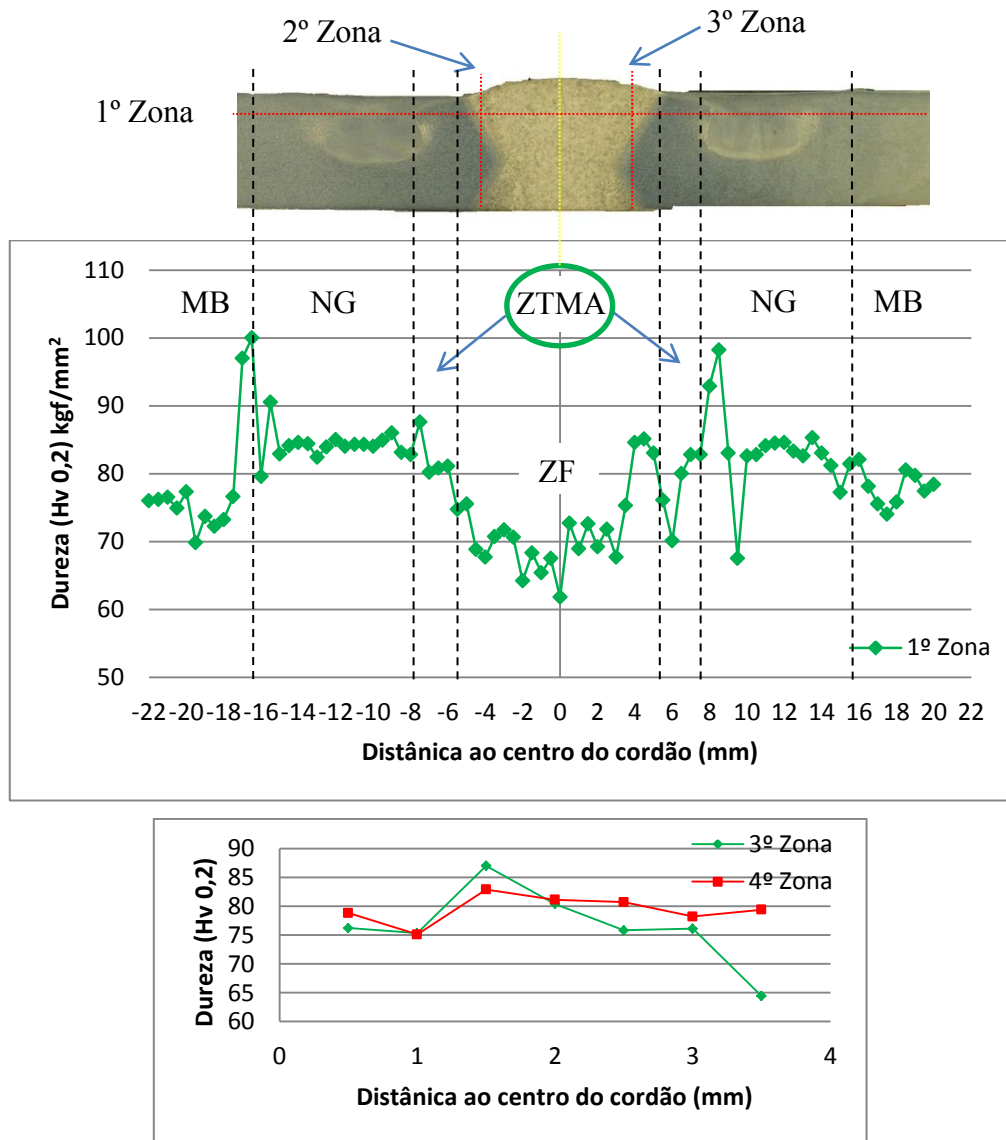


Figura 4.18: Perfis de microdurezas da série 12.

Mostra-se na figura 4.19 os resultados obtidos nos ensaios de microdurezas referentes na serie 11. Esta série tem uma característica especial que não permite que haja

boa simetria nos resultados em relação às medições para os diferentes pés dos cordões, pois num deles alterou-se o lado do avanço para o lado do retrocesso.

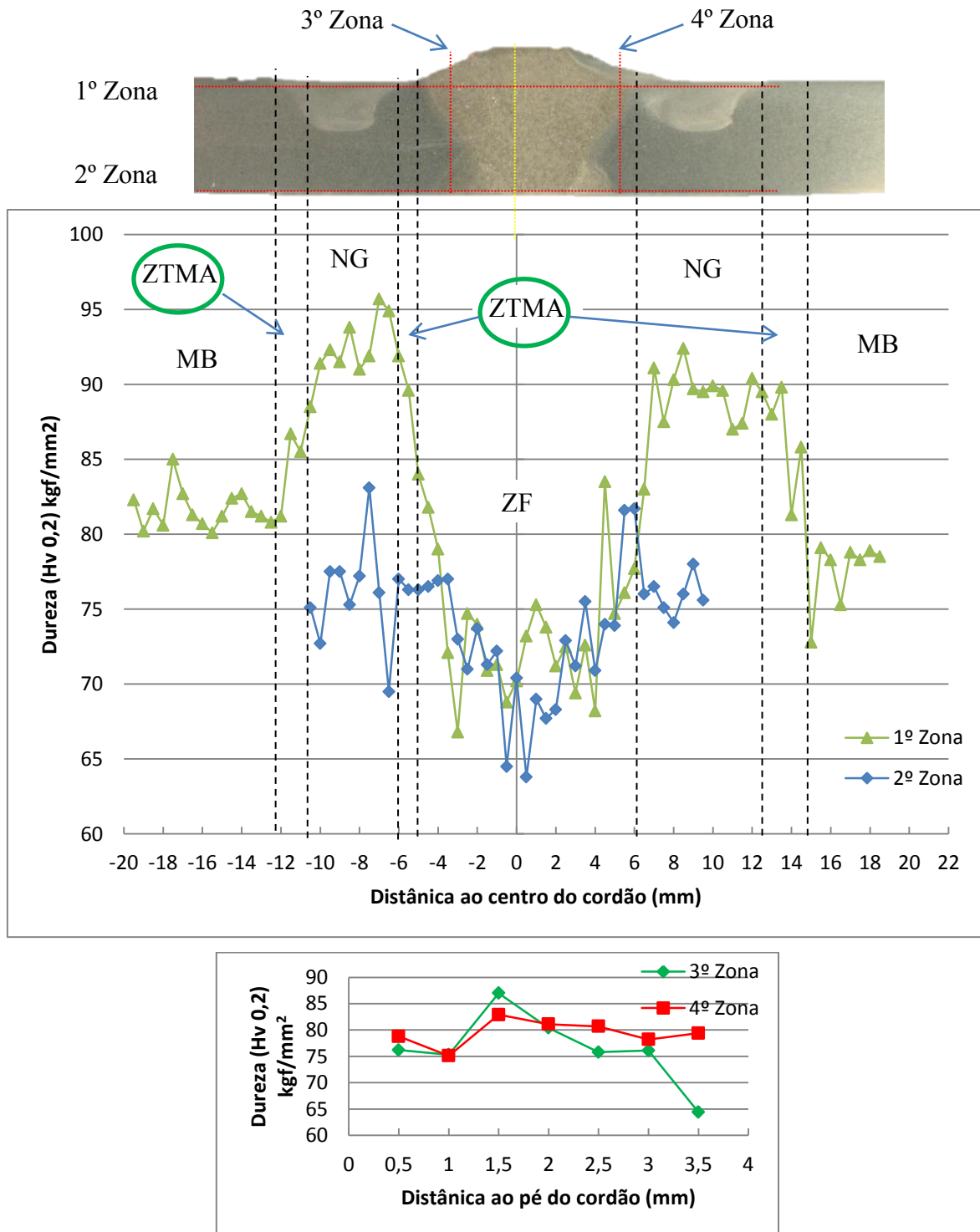


Figura 4.19:Perfis de dureza da série 11 MIG+FSP_R em 4 zonas.

Por fim, fizeram-se medições de dureza na série 13, MIG+FSP_NR. Foram feitas seis passagens pela ferramenta B modificada, ou seja, três de cada lado de modo a tentar eliminar a zona fundida ao máximo. Nesta série praticamente não existe zona termomecanicamente afectada entre os vários *nuggets*, visto estes se tocarem lateralmente chegando mesmo a sobreporem-se em algumas zonas. Nesta série devido às seis passagens que se fez houve uma grande afectação do refinamento por parte do calor gerado o que fez baixar a dureza dos *nuggets*. Segue na figura 4.20 o perfil de durezas da série em questão.

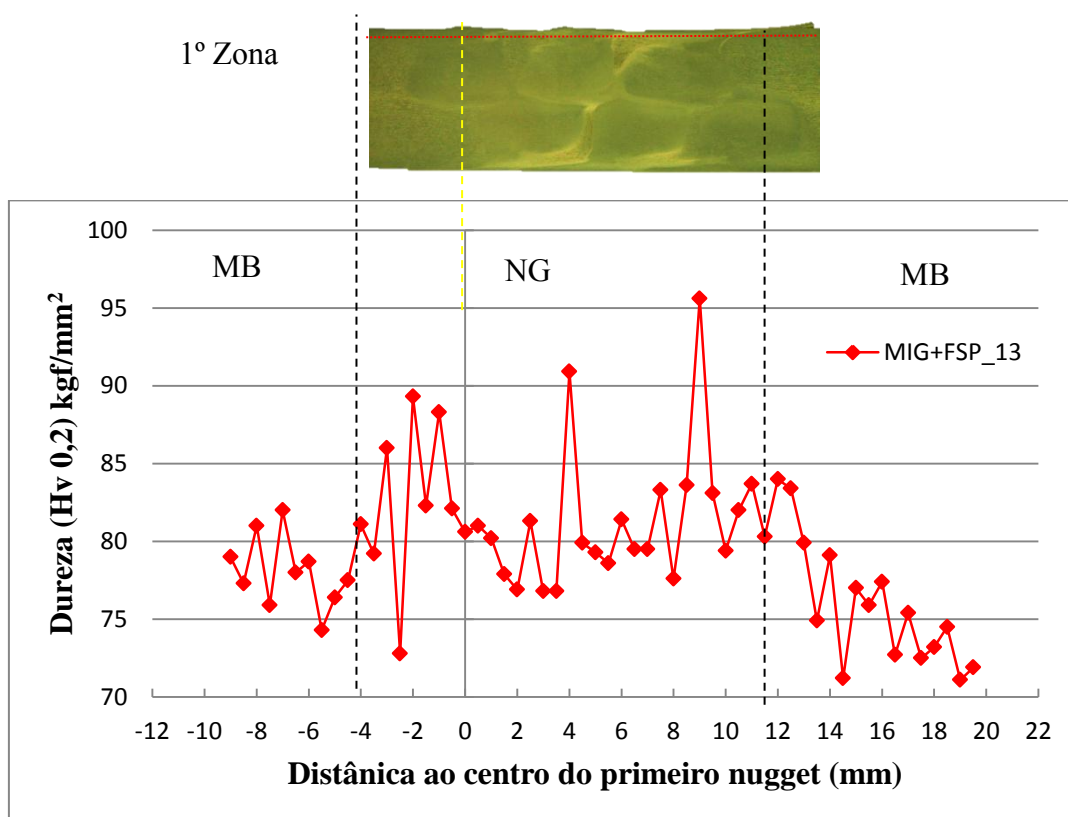


Figura 4.20: Perfis de dureza da série 13

Concluindo com a ferramenta B consegue-se obter um melhor refinamento visto o tamanho de grão estar compreendido entre 7 μm e 10 μm , apesar de a diferença ser mínima quando comparada com o tamanho de grão entre 12,5-15 μm conseguido pela ferramenta D. É importante focar o aspecto de que estes valores são obtidos através de uma distribuição normal com diversos resultados de frequências relativas, e da qual se considera a maior frequência relativa como o intervalo de tamanho de grão mais provável.

A dureza no material base ronda os 80 HV_{0,2}. Apesar de que na série 12 e 13 a dureza é de 76 HV_{0,2} e 77 HV_{0,2}, respectivamente, a diferença não é significativa. A dureza da zona termicamente afectada, no caso da série MIG, é em média de 79 HV_{0,2}, que é um valor próximo do material base. A zona termomecanicamente afectada nas séries pós-processadas encontra-se misturada ou sobreposta com a zona termicamente afectada sendo muito difícil distinguir e separar as duas. Ainda referente a esta zona os valores obtidos para as séries 11 e 12 foram 87 HV_{0,2} e 81 HV_{0,2} em média, sendo a diferença também pouco significativa. Em relação á zona dos *nuggets* os valores obtidos dependeram do tipo de ferramenta usada. Apesar de na série 12 e 13 se ter usado a mesma ferramenta, obtiveram-se durezas diferentes devido ás seis passagens na série sem reforço (serie 13), que esteve sujeita a mais ciclos térmicos. Os valores obtidos em média para as zonas do *nugget* nas séries 11, 12 e 13 foram 90 HV_{0,2}, 84 HV_{0,2} e 82 HV_{0,2} respectivamente. Em relação á zona fundida os valores foram praticamente idênticos, para as séries 11, 12 e 13 obteve-se 75 HV_{0,2} 74 HV_{0,2} e 72 HV_{0,2} respectivamente.

Em relação aos resultados obtidos P. Vilaça et al.,2011 no efeito de sobreposição (ver tabela 4.1) ambos os valores obtidos para a zona do material base e *nugget* foram superiores. Estes valores apenas servem de referência, já que o lote de onde veio a liga AA5083-H111 não é o mesmo e a composição química pode também ser ligeiramente diferente, e por consequência as características e propriedades mecânicas também serão diferentes. Além do mais, neste artigo foi usada uma velocidade de rotação e de avanço de 1000rpm e 25mm/s, respectivamente.

4.3. Ensaios de tracção

Foram realizados ensaios de tracção de forma a caracterizar algumas propriedades mecânicas da liga AA5083-H111 para que se pudesse depois prosseguir para os ensaios de fadiga, conhecendo assim um patamar inicial para a aplicação da gama de tensões. Estes ensaios foram realizados para as séries MB_T (material base com a direcção de laminagem perpendicular á direcção da carga), MB_L (material base com direcção de laminagem paralela á direcção da carga), MIG_NR (não reforçada), MIG_R (reforçada) MIG_NR_CDef (não reforçada com defeito), MIG+FSP_R e MIG+FSP_NR. Apresenta-se

de seguida uma tabela com os valores obtidos nos ensaios de tracção para as diferentes séries, assim como os respectivos gráficos de tensão vs. Deformação.

Por último estes resultados vão ser comparados com os valores já publicados na literatura e obtidos por Rajiv S. Mishra et al, para a liga 5083-H321, numa junta topo a topo soldada por MIG, e com pós-processamento por fricção linear.

Tabela 4.2. Resultados dos ensaios de tracção.

Série	σ_c (MPa)	σ_r (MPa)	$\epsilon_{Fm\acute{a}x}$	Ext _{Fmáx} (mm) L ₀ =50mm
MB_T	154,6±1,6	304,9±0,5	0,2±0,01	19,7±0,6
MB_L	158,2±0,8	307,6±1,9	0,2±0,02	19,3±1,1
MIG_NR	133,4	273,3	0,12	11,4
MIG_R_1	142,8	299,8	0,1	16,1
MIG_R_2	145,3	285,8	0,14	24,5
MIG_NR_CDef_1	141,3	209,0	0,05	7,6
MIG_NR_CDef_2	137,6	218,3	0,06	9,0
MIG+FSP_R	143,8	295,1	0,12	20
MIG+FSP_NR	152,4	299,0	0,15	28
GMAW_5083-H321 [Rajiv S. Mishra]	117±1	259±8	-	10,8±3,1%
GMAW+FSP_5083-H321 [Rajiv S. Mishra]	132±8	275±11	-	15,8±1,0%
MB_5083-H321 [Rajiv S. Mishra]	228	317	-	16%

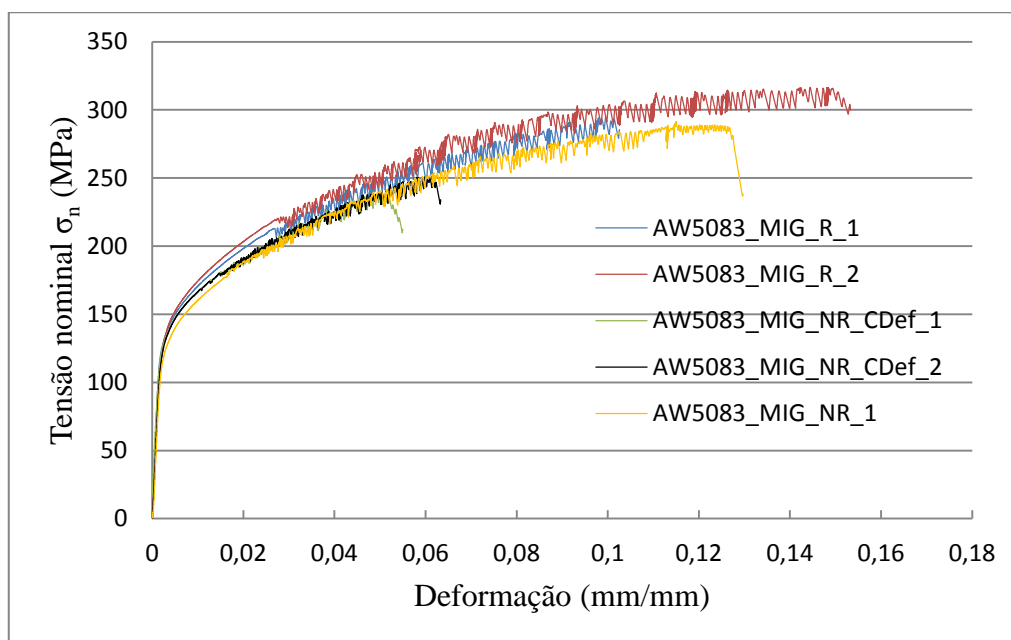


Figura 4.21: Curvas tracção das séries MIG

Analisando a figura 4.21 verifica-se que ao longo de todos os ensaios realizados á tracção existe um “serrilhado” no domínio plástico. Este fenómeno é conhecido por o efeito de Portevin-le-Chatelier e está relacionado com a presença de átomos e elementos intersticiais, capazes de se difundirem a pequenas distâncias, que vão ocupar de novo o núcleo das deslocações móveis que entretanto se tinham libertado, continuando a constituir obstáculos ao seu movimento, e assim sucessivamente no decurso de deformação.

Relativamente á série MIG sem reforço e com um defeito túnel foi de todas a que apresentou piores propriedades mecânicas devido á existência do próprio defeito que não deixou promover ligação do material naquela zona, contribuindo também para que houvesse uma maior facilidade de propagação de fenda até á rotura. Outro aspecto importante é que tanto o defeito do tipo túnel como a remoção de reforço, são reduções de área de material que deixam de existir como suporte na distribuição de tensões. Em termos comparativos para a mesma carga existe uma menor área, em relação às outras séries.

A série MB_L tem uma tensão de cedência e de rotura de 150MPa e 300MPa, respectivamente. Ao realizar a soldadura MIG introduz-se um material de adição com uma tensão de cedência de 120 MPa, tendo como consequência que o conjunto perde resistência mecânica. Por este motivo as séries MIG_R e MIG_NR têm menor resistência mecânica que o material base.

Na figura 4.22 estão representadas as curvas de tracção das séries pós-processadas.

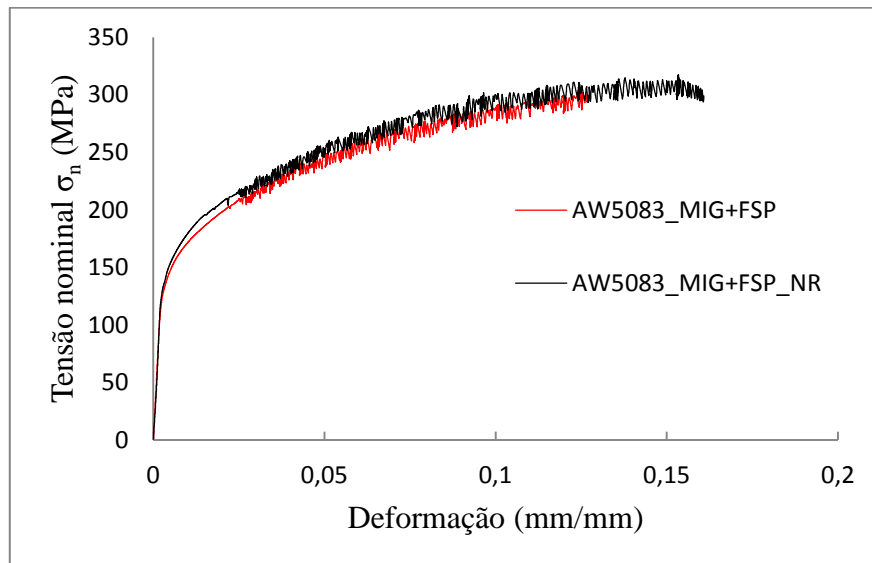


Figura 4.22: Curvas tracção das séries MIG pós-processadas

As séries MIG+FSP_R e MIG+FSP_NR apresentam valores semelhantes, independentemente da série. Neste caso, o facto de existir reforço não contribui para que se observe um aumento da resistência mecânica. A principal diferença nestas duas séries está no facto de se terem feito 6 passagens de fricção linear na série MIG+FSP_NR, de modo a refinar toda a zona fundida. Ao eliminar-se a zona fundida verifica-se um aumento da tensão de cedência e de rotura para 152 MPa e 300 MPa, respectivamente. A série MIG+FSP_NR é a que tem propriedades mecânicas mais próximas do material base.

Na figura 4.23 comparam-se as curvas de tracção do material base longitudinal e transversal.

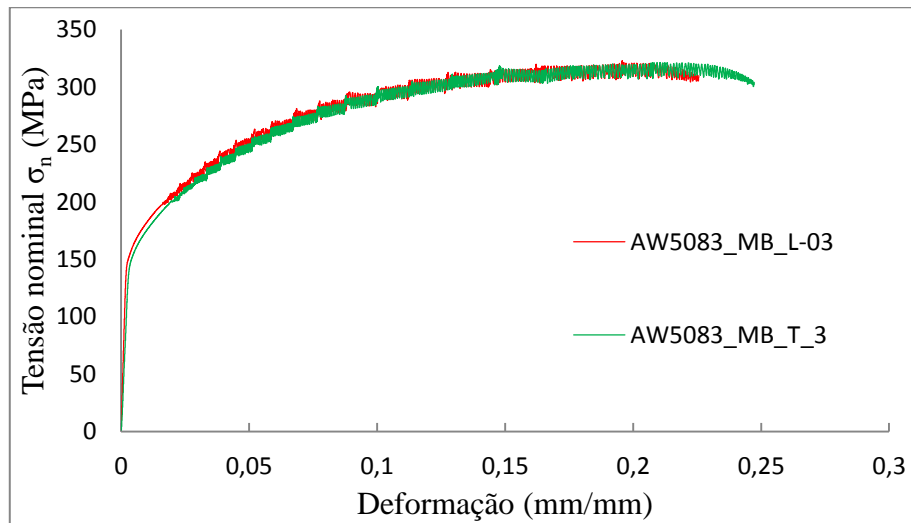


Figura 4.23: Curvas tracção das séries MB_T e MB_L

Foram realizados ensaios de tracção para três provetes de cada série do material base, estando apenas representadas uma curva de tracção para cada série, já que todas apresentaram um comportamento semelhante (figura 4.23). No caso da AA5083_L o carregamento foi feito segundo a direcção da laminagem, ou seja, segundo a direcção de orientação do grão, em que o material oferece melhores propriedades de resistência mecânica.

Na figura 4.24 estão representadas as curvas de tracção das séries com e sem pós-processamento e material base.

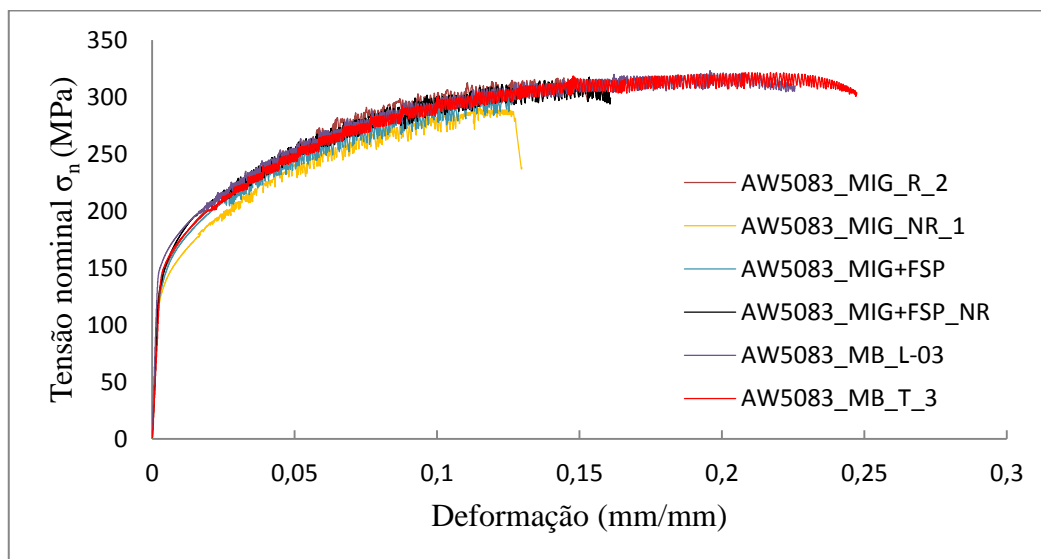


Figura 4.24: Curvas tracção de todas as séries ensaiadas.

Em geral as séries que sofreram o pós-processamento têm melhores propriedades de resistência mecânica. Comparando com os valores obtidos da literatura por Rajiv S. Mishra et al, neste trabalho obtiveram-se melhores propriedades mecânicas.

4.4. Ensaio de fadiga

Nesta secção aborda-se a resistência à fadiga para as séries MIG_R, MIG_NR, MIG+FSP_R, MIG+FSP_NR, MB para uma razão de tensões de $R=0,02$. A curva S-N do material base irá ser usado como referência ao longo da análise. Para melhor se compreender a análise dos resultados, separaram-se as séries reforçadas das séries não reforçadas. Os resultados dos ensaios da resistência à fadiga podem ser consultados no anexo C.

A série MIG+FSP_R é formada apenas por provetes retirados da placa nº11, em que se usou a ferramenta D para fazer o pós-processamento. A série 12 foi excluída da análise à fadiga, pois observou-se que em nenhum dos ensaios houve fractura no pé do cordão devido ao efeito de concentração de tensões. Como tal, o reforço era tão raso que outros factores passaram a ter um peso maior na fractura por fadiga.

O declive das rectas (b) é um dos aspectos importantes a ser analisado e relaciona-se indirectamente com o parâmetro m da lei de Paris. Quanto maior é o valor de m, menor é o declive da recta (b) e vice-versa. O parâmetro m pode ser obtido através da equação 4.1.

$$m = -\frac{1}{b} \quad \begin{array}{c} \diagdown \\ \text{b} \\ \text{---} \\ \text{1} \end{array} \quad (4.1)$$

Tipicamente nas curvas S-N para alumínios, valores de m da ordem de 3 ou 4 significa que a propagação da fenda é dominante, ou seja, a vida de fadiga é despendida sobretudo para a propagar a fenda. Para valores acima de 3 ou 4 existe uma transição gradual para um regime em que a iniciação da fenda começa a ser progressivamente mais dominante.

No fim estes resultados vão ser comparados com os valores já publicados na literatura e obtidos por Caizhi Zhou et al., 2005 para a liga 5083, numa junta topo a topo soldada por MIG, e soldada por FSW.

Na figura 4.25 mostram-se as curvas S-N obtidas para as séries MIG_R e MIG+FSP_R

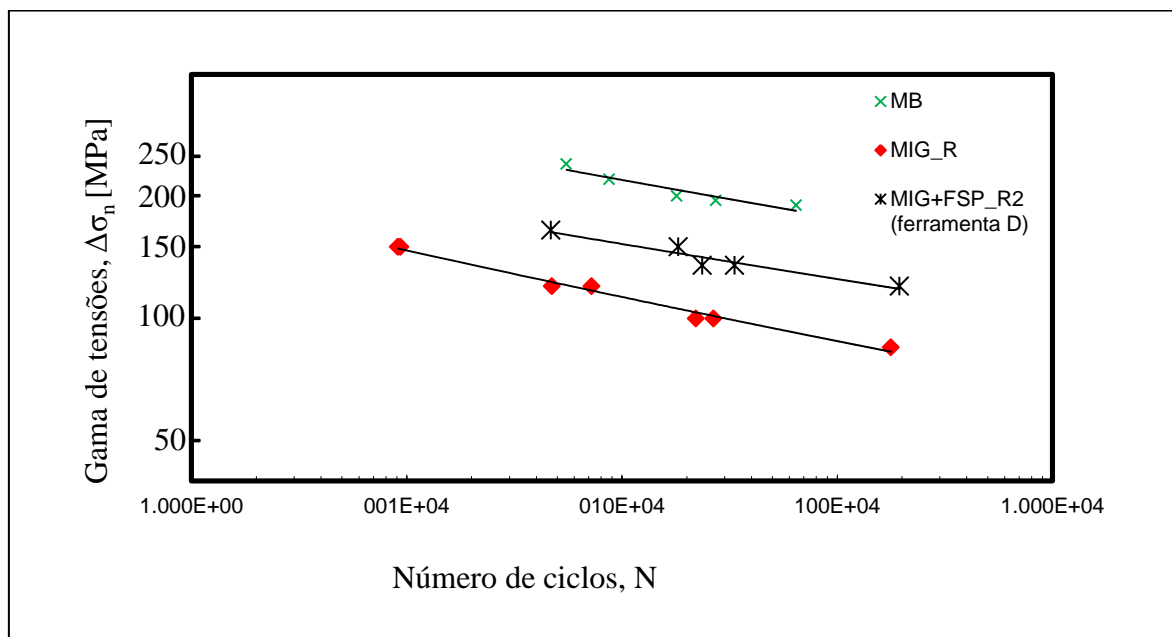


Figura 4.25: Vida à fadiga para as séries MIG_R, MIG+FSP_R e MB.

Analisando o gráfico das curvas S-N referentes às séries MIG_R e MIG+FSP_R nota-se claramente um aumento da vida à fadiga da série pós-processada. Em termos relativos para vidas curtas, fixando uma vida de 10^5 ciclos, obteve-se um aumento de 25% na resistência à fadiga com o pós-processamento. Para vidas longas, fixando 10^6 ciclos, obteve-se um aumento de 30%. Uma causa para este aumento de resistência à fadiga está directamente relacionada com o facto de o pós-processamento ter melhorado a geometria do cordão, ou seja, o raio e o ângulo do pé do cordão. Mais adiante será discutida a eliminação do efeito geométrico através do método da aproximação local baseado em tensões. O parâmetro m da lei de Paris obtido para as séries MIG_R e MIG+FSP_R foram 9 e 11,5 respectivamente. Observa-se assim que as rectas têm declives diferentes, o que permite concluir que o pós-processamento (série MIG+FSP_R) retardou a iniciação da fenda, em relação à série MIG_R.

Em relação ao material base, a série pós-processada tem uma diminuição de resistência á fadiga de 31% para vidas de 10^5 ciclos.

Na figura 4.26 mostra-se as curvas S-N para as séries não-reforçadas, ou seja, MIG_NR e MIG+FSP_NR e MB.

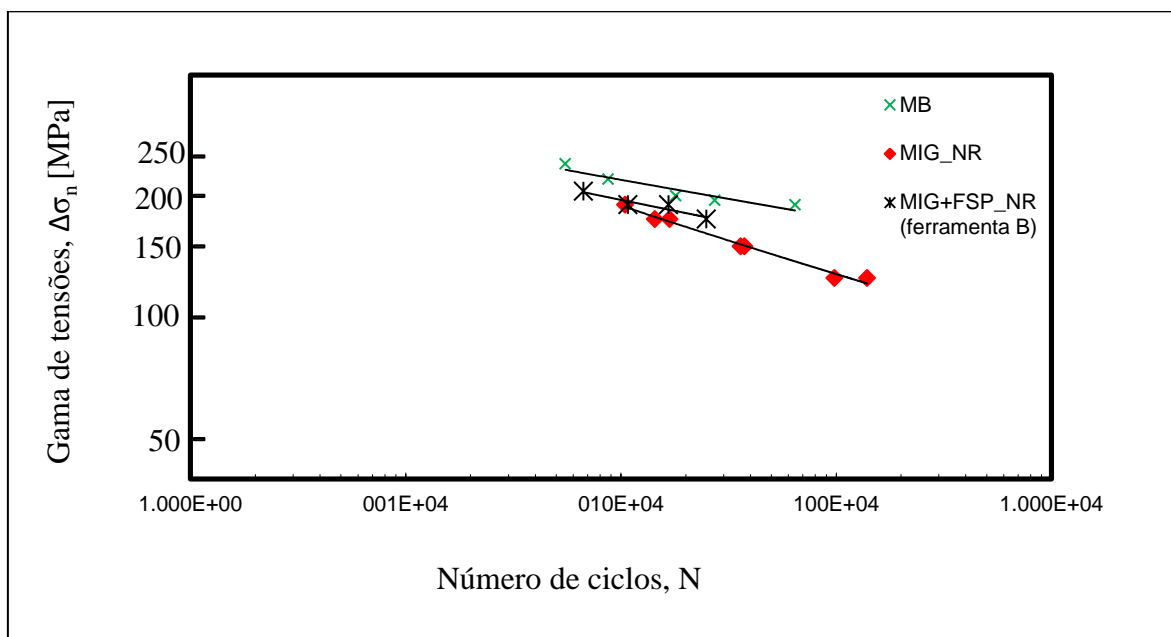


Figura 4.26: Vida à fadiga para as séries MIG_NR, MIG+FSP_NR e MB.

Pelo facto destas séries não terem reforço não existe concentração de tensões, logo espera-se com a técnica de FSP melhor somente a microestrutura e um eventual alívio de tensões residuais. O anexo C (tabela C.3) ajuda a compreender a análise deste gráfico, comparando as zonas onde ocorreu iniciação de fenda até a rotura, em relação à dureza dessa zona.

Para elevadas gamas de tensões, baixas vidas de fadiga, as curvas S-N das séries MIG_NR e MIG+FSP_NR encontram-se próximas, ou seja, para vidas de 10^5 ciclos houve uma melhoria somente de 4%. Esta melhoria é pouco significativa quando comparada com vidas longas, 10^6 ciclos, onde se obteve uma melhoria de 16%.

Os ensaios realizados para vidas curtas foram feitos com tensões máximas na ordem da tensão de cedência das séries ensaiadas, logo a iniciação e propagação da fenda ocorreu rapidamente independentemente de ser uma série MIG_NR ou MIG+FSP_NR.

Para vidas longas as tensões máximas usadas nos diversos ensaios são inferiores à tensão de cedência do material, o que faz com que o ciclo de carga seja todo realizado no

domínio elástico. Neste caso, verifica-se que a dureza e acabamento superficial dos provetes influenciaram na melhoria da resistência à fadiga. Houve um cuidado maior no polimento da superfície da série MIG+FSP_NR, do que na série MIG_NR, na qual a iniciação de fenda ocorreu quase sempre devido a imperfeições superficiais. Em relação á dureza da série MIG+FSP_NR existe uma diminuição do declive da recta ($m=9,2$) comparativamente á série MIG_NR ($m=6$), ou seja, na série MIG+FSP_NR predomina o regime de iniciação da fenda. Como se gasta mais ciclos na iniciação da fenda, em relação à propagação, conclui-se que o pós-processamento retarda a iniciação da fenda, através do aumento da dureza da zona refinada pela ferramenta B modificada. Outros factores que podem contribuir para esta melhoria são alívio de tensões residuais e eliminação de defeitos internos (falta de penetração, porosidade e fendas).

Na figura 4.27 encontram-se representadas as curvas S-N das séries MIG_R, MIG_NR, MIG+FSP_R, MIG+FSP_NR e MB.

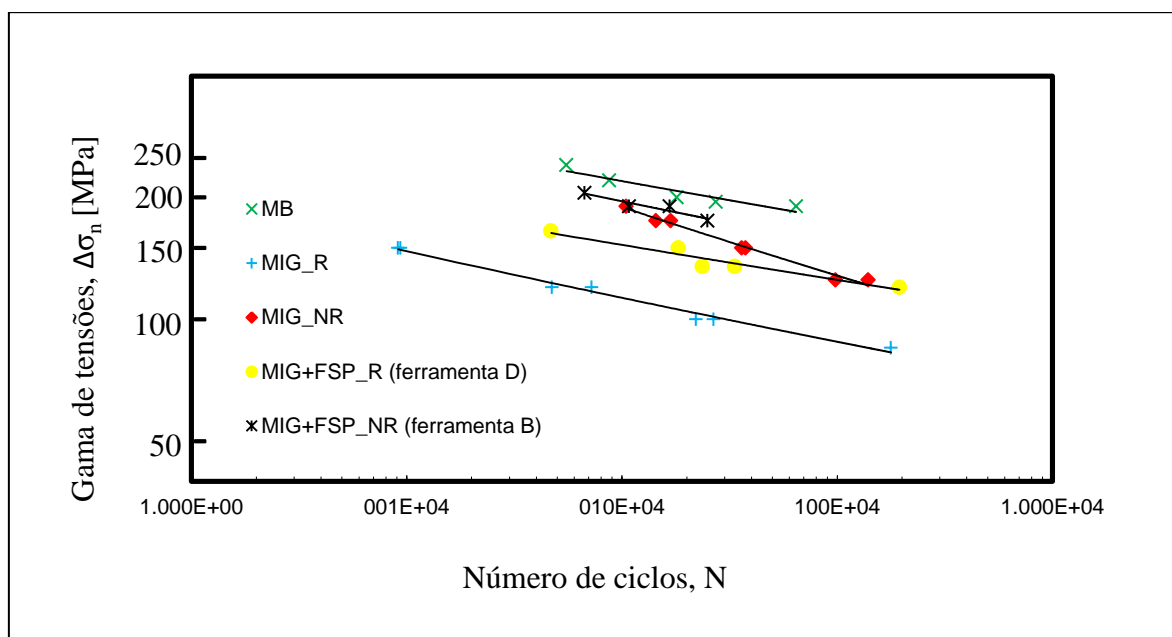


Figura 4.27: Vida à fadiga para as séries MIG_NR, MIG+FSP_NR, MIG_R, MIG+FSP_R e MB.

Este gráfico reúne todas as séries de modo a poder-se comparar a resistência à fadiga. A série MIG_R é a que apresenta menor resistência à fadiga em relação ao MB, e a série MIG+FSP_NR é a que apresenta melhor resistência à fadiga. Para vidas longas (10^6 ciclos) a série MIG_NR tem uma resistência à fadiga muito próxima da série MIG+FSP_R. Portanto, o facto de se remover o reforço e não se fazer pós-processamento (MIG_NR)

apenas tem um acréscimo de 2,5% de resistência à fadiga comparativamente à série MIG+FSP_R.

Consegue-se observar que as séries MIG+FSP_R e MIG+FSP_NR, que foram pós-processadas, obtiveram menores declives (b) em relação às restantes séries, ou seja, a período de iniciação da fenda é dominante. Por este facto conclui-se que a técnica de FSP teve efeitos benéficos ao retardar a iniciação da fenda.

De seguida apresenta-se o gráfico 4.28 com as curvas S-N para as séries não reforçadas, MIG+FSP_NR e MIG_NR, e as séries reforçadas MIG+FSP_R e MIG_R em que se aplica o método da aproximação local baseado em tensões, de modo a eliminar o efeito geométrico e por consequência a concentração de tensões no pé do cordão. Desta maneira é possível analisar só o contributo da técnica FSP em relação ao aumento de dureza, eliminação de defeitos e alívio de tensões residuais. Para tal, calcula-se os factores de concentração de tensões teórico e prático através das equações 2.2 de Lawrance e 2.3 de Peterson, respectivamente. Posteriormente multiplica-se o tensão nominal pelo factor k_f e obtém-se a tensão local (σ_L). No anexo C (tabela C.2) encontra-se os factores k_f e k_t calculados.

$$\sigma_L = \sigma_n \times k_f \tag{4.2}$$

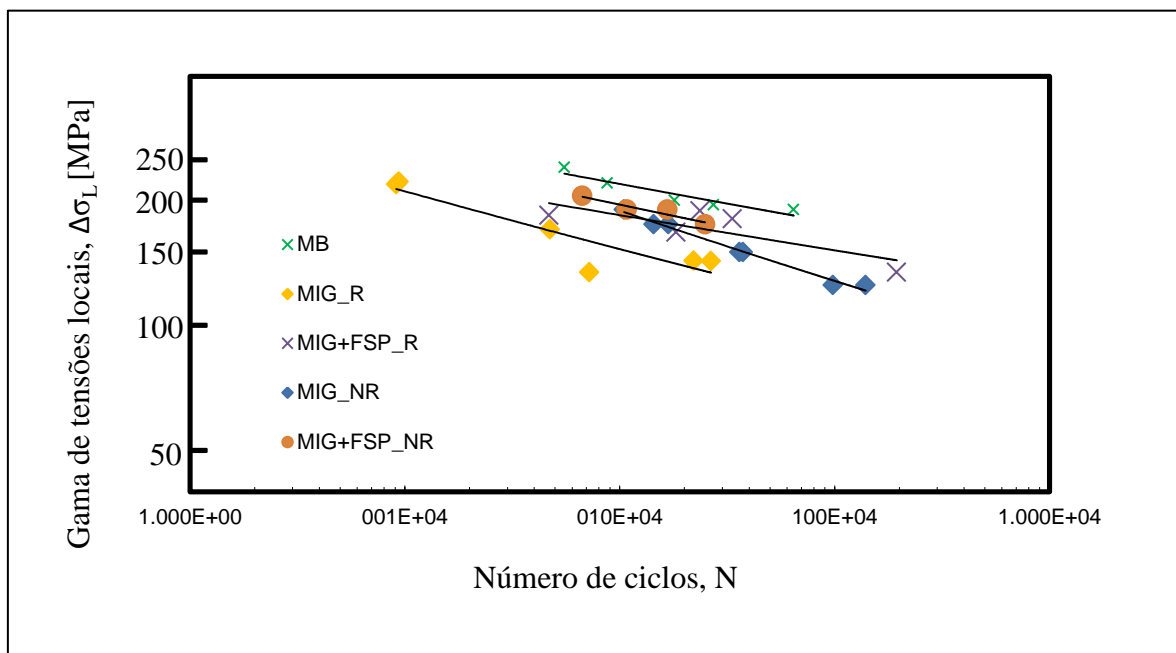


Figura 4.28: Vida à fadiga para as séries MIG_R, MIG+FSP_R, MIG_R_TL, MIG+FSP_R_TL e MB.

Com base no gráfico 4.28 comparando as séries MIG_R e MIG+FSP_R em termos de tensões locais verifica-se que a dureza e/ou o alívio de tensões residuais contribuíram para um aumento da vida à fadiga. O aumento para vidas curtas (10^5 ciclos) é de 15%, e para vidas longas (10^6 ciclos) é de 24%. Em relação ao declive das curvas S-N da série MIG_R e MIG+FSP_R, existe uma diminuição de declive para a série pós-processada, o que quer dizer que a técnica FSP retarda iniciação da fenda devido ao aumento de dureza e/ou alívio de tensões residuais do material refinado no pé do cordão.

Comparando a série MIG_R em termos de tensões locais com a série MIG_NR, observa-se que as duas curvas não se sobrepõem. Por este motivo, os valores de k_f calculados têm um erro associado. Supondo uma vida de 10^6 ciclos o erro é 10% e para uma vida de 10^5 ciclos o erro é de 18%. Com base nos cálculos do erro considera-se que para ambas situações o erro tem influência na análise da vida à fadiga e que o valor de k_f calculado não é o que se mais se aproxima da situação real. Adoptando o mesmo método de comparação para as séries pós-processadas, MIG+FSP_R e MIG+FSP_NR as curvas também se encontram desfasadas. Neste caso, o erro associado para 10^5 ciclos é 6% e para 10^6 é 1%. Concluindo para vidas longas o erro associado é praticamente nulo, podendo ser desprezado, e para vidas curtas o erro é um pouco maior e tem que ser tido em conta quando se pretende estudar só o efeito microestrutural e o alívio de tensões.

Para comprar estes resultados com os da literatura obtidos por Caizhi Zhou et al., 2005, para MIG e FSW com reforço, fixa-se os mesmos valores da gama de tensões nas curvas S-N. A tabela 4.3 mostra os valores da vida à fadiga obtidos através de uma extrapolação, para uma gama de tensões de 92,4 MPa e 54,9 MPa

Tabela 4.3: Tabela comparativa entre os valores obtidos por extrapolação e Caizhi Zhou et al., 2005

Método	Gama de tensões $\Delta\sigma_1$/MPa	Vida á Fadiga N_1	Gama de tensões $\Delta\sigma_2$/MPa	Vida á Fadiga N_2
MIG Caizhi Zhou et al.	92,4	1.0×10^5	54,9	8.4×10^5
FSW Caizhi Zhou et al.	92,4	9.2×10^5	54,9	1.0×10^7
MIG_R	92,4	$5,0 \times 10^5$	54,9	-
MIG+FSP_R	92,4	$2,5 \times 10^6$	54,9	-

Para valores de 54,9 MPa passa-se a tensão limite fadiga, e considera-se que para esses valores não existe fractura por fadiga, apesar do alumínio não ter um limite fadiga.

5. CONCLUSÃO E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

5.1. Conclusão

Esta secção abrange de uma forma global a conclusão e discussão dos objectivos propostos no início da tese.

No início verificaram-se algumas dificuldades na soldadura da liga AA5083-H111. Houve necessidade de despender algum tempo que não estava previsto para otimizar parâmetros, de modo a obter soldaduras com qualidade.

Posteriormente, as ferramentas usadas inicialmente também tiveram que ser optimizadas devido aos resultados negativos que se obteve no pós-processamento das placas 4,7,8,9 e 10. Verificaram-se situações de falta de arrasto de material, elevada rugosidade no pé do cordão, defeito do tipo túnel no lado do avanço e desfasamento entre as duas placas após a fricção linear.

Após se terem optimizado os parâmetros e ferramentas e se ter alcançado a qualidade desejada com o pós-processamento, procedeu-se as análises morfológicas. Nesta fase, foi possível medir o tamanho de grão na zona do *nugget* de cada série, e identificar as diversas zonas inerentes ao processo FSP. Conclui-se que todas as séries apresentavam resultados positivos, á excepção da série 13 que com o pós-processamento ainda existia algum material fundido que não foi refinado.

Verificou-se, de um modo geral, um aumento de dureza na zona do *nugget*, embora com valores diferentes consoante a série. A divergência de valores apesar de pouco significativa deveu-se possivelmente a: i) tipo de shoulder e pino em questão e a quantidade de calor que estes geravam; ii) ao número de passagens de FSP; iii) ao efeito de rebordo em determinadas zonas quando se faziam indentações.

Nos ensaios de tracção observa-se um decréscimo da tensão de cedência e rotura entre as séries MB e as MIG, pois a tensão de cedência do material de adição é de 120MPa, ou seja, 30MPa a menos que no material base. As séries pós-processadas

contribuíram com um aumento da tensão de cedência e rotura, nomeadamente na série MIG+FSP_NR em que se refinou a zona fundida com 6 passagens de FSP.

Por fim, os ensaios de fadiga comprovam que os objectivos iniciais desta tese foram cumpridos no sentido em que o pós-processamento aumenta a resistência á fadiga das soldaduras MIG. Este aumento está relacionado com o ao aumento de dureza na zona refinada, a eliminação de defeitos internos e superficiais, a um possível alívio de tensões residuais e, sobretudo, a um melhoramento do raio e ângulo de concordância do pé do cordão.

5.2. Sugestões para futuros trabalhos

Seria interessante completar o estudo realizado neste trabalho para uma razão de tensões $R=0,4$. Posteriormente, comparar qual o efeito da tensão média nas diversas séries para $R=0,02$ e $R=0,4$.

Comparar a técnica FSP com outras técnicas convencionais, como por exemplo granalhagem e martelagem. Realizar ensaios à fadiga ou procurar na literatura resultados obtidos num estudo semelhante a este, mas com as técnicas convencionais de tratamento de superfícies. No fim, verificar qual a técnica em que se obteve maior resistência à fadiga.

Desenvolver um *shoulder* que minimize a rebarba inerente à técnica de pós-processamento por fricção linear. Como se observou, o acabamento superficial na zona do pé do cordão é um aspecto importante no estudo da vida à fadiga. Se existir uma elevada rugosidade na zona de concentração de tensões (pé do cordão), torna-se mais fácil a iniciação e propagação de fenda. A rugosidade numa escala microscópia tem a forma de um “serrilhado”, ou seja, é como se houvesse vários entalhes severos ao longo da superfície.

Seria interessante analisar as tensões residuais nas diferentes séries de modo a quantificar qual o contributo da técnica FSP no alívio de tensões residuais. Seguidamente podia-se fazer uma análise mais detalhada e verificar qual é o peso de cada factor (aumento da dureza, alívio de tensões residuais, redução de defeitos) no aumento da resistência à fadiga.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

A. Steuwer, M.J. Peel, P.J. Withers, (2006) “Dissimilar friction stir welds in AA5083–AA6082: the effect of process parameters on residual stress” *Mater Sci Eng A*, 441, pp. 187–196

Artur Suárez Fioravanti, (2008) “Soldagem por FSW de ligas de alumínio ALCLAD AA2024-T3 e AA7075-T6” Programa de pós-graduação em engenharia mecânica - Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

ASM Handbook, 1987, “Fractography”, 9th edition, Volume 1 ASM International

C.G. Rhodes, M.W. Mahoney, W.H. Bingel, M. Calabrese, (2003) “Fine-grain evolution in friction-stir processed 7050 aluminum”, *Scripta Materialia*, Volume 48, Issue 10, , Pages 1451–1455

C.G. Rhodes, M.W. Mahoney, W.H. Bingel, R.A. Spurling, C.C. Bampton, (1997) “Effects of friction stir welding on microstructure of 7075 aluminium”, *Scripta Materialia*, Vol. 36, No.1, pp. 69-75.

Caizhi Zhou, Xinqi Yang, Guohong Luan (2005), “Fatigue properties of friction stir welds in AL5083 alloy”, *Scripta Materialia*, pp. 1187–1191

Dinsdale, W.O. and Young, J.G., (1965), “Significance of defects in aluminium fusion welds”, 2nd Commonwealth Welding Conference, London

Ehab A. El-Danaf, Magdy M. El-Rayes, Mahmoud S. Soliman, (2010) “Friction stir processing: An effective technique to refine grain structure and enhance ductility”, *Materials and Design*, 31, pp. 1231–1236

G. Liu, L.E. Murr, C-S. Niou, J.C. McClure, and F.R. Vega, (1997) “Microstructural aspects of the friction-stir welding of 6061-T6 aluminum”, *Scripta Materialia*, Vol. 37, No. 3, pp. 355-361.

Gregor. V. (1977),”Appreciation of bearing capacity of butt welded unmachined joints under variable stress”, 15 The International Welding congress, High Tatras,

Joseph R. Davis (1993) , “Aluminum and Aluminum Alloys”, ASM International

Kihara, H., Watanabe, M., Tada, Y. e Ishii, Y., (1960) “Nondestructive testing of welds and their strength”, Cap. 2, Vol. 7, Society of Naval Architects of Japan.

L. E. Murr, G. Liu and J. C. McClure , (1997),“Dynamic recrystallization in friction-stir welding of aluminum Alloy 1100”, *Journal of Materials Science Letters* 16 , Pages 1801-1803.

Luís Miguel Nicolau Aires, (2007), “Análise Experimental do Comportamento à Fadiga em Juntas Soldadas por Fricção Linear de Ligas de Alumínio para a Indústria Aeronáutica”, Universidade Técnica de Lisboa.

M. Cerit, O. Kokumer, K. Genel, (2010),“Stress concentration effects of undercut defect and reinforcement metal in butt welded joint”, *Engineering Failure Analysis*, Volume 17, Issue 2, Pages 571–578

M. Peel, A. Steuwer, M. Preuss, P.J. Withers, (2003), “Microstructure, mechanical properties and residual stresses as a function of welding speed in aluminium AA5083 friction stir welds” *Acta Materialia*, Volume 51, Issue 16, Pages 4791–4801.

Mishra R.S., Z.Y. Ma, (2005), “Friction stir welding and processing”, *Materials Science and Engineering*, R 50, Pages 1-78.

- Moura Branco, Carlos A.G. (2006), " Mecânica dos Materiais" Fundação Calouste Gulbenkian, 4ª edição.
- N. Saito, I. Shigematsu , T . Komaya , T . Tamaki, G. Yamauchi and M. Nakamura, (2001), J. Mater. Sci. Lett. 20 1913.
- P. Vilaça, J. Gandra, R.M. Miranda, (2011) "Effect of overlapping direction in multipass friction stir processing", Materials Science and Engineering, Volume 528, Issues 16–17, 25, Pages 5592–5599.
- Peterson R E, (1950) "Relation between stress analysis and fatigue of metals", Proc. Soc. Exp. Stress Anal., Volume 11, No 2, p. 199
- R.L. Hecht, K. Kannan, in: A.K. Gosh, T.R. Bieler, (1998), "Superplasticity and Superplastic Forming", Metallurgical and Materials Transactions, Volume 29, Issue 4, pp 1211-1220
- Rogerson, J. H., (1969) "Defects in aluminium welds and their influence on quality", Paper 8, 2nd Conference Significance of Defects, W. I
- Roland Bryon Heywood, (1962) "Designing Against Fatigue", Chapman and Hall, London.
- T. Komaya , N . Saito, I. Shigematsu, T. Tamaki, M. Nakamura and G. Yamauchi, (2001), "Abstracts of the Japan Institute of Light Metals", Okayama, Japan, Page 141.
- W. M. Thomas, E. D. Nicholas, J. C. Needham, M. G. Murch, P. Templesmith and C. J. Dawes, (1995), GB Patent Application No. 9125978.8, Dec. 1991, U.S. Patent No. 5460317.
- Y. J. Kwon , N . Saito, I . Shigematsu , M .Nakamura, T . Komaya and M. Ono, (2001),

“Collected Abstracts of 2001 Autumn Meeting of the Japan Inst. Metals”,
Hukuoka, Japan, Page 499.

Y.S. Sato, H. Kokawa, M. Enmoto, S. Jogan, (1999) “ Microstructural evaluation of 6063
Aluminum during friction stir welding”, Metallurgical and Materials
Transactions, A 30/9, 2429-286

Yung, J. Y. and Lawrence, F. V., (1985), "Analytical and Graphical Aids for the Fatigue
Design of Weldments", Fatigue Fracture Engineer Materials Structures, Vol.
8, N° 3 Pages 223-241.

Z.Y. Ma, R.S. Mishra, M.W. Mahoney, in: K.V. Jata, M.W. Mahoney, S.L. Semiatin, T.
Lienert, (2003), “Friction Stir Welding and Processing II”, TMS, Pages 221–
230.

ANEXO A

Tabela A.1: Parâmetros usados na soldadura MIG, junta topo a topo, na liga AA5083-H111

Nº Provete	Nº de soldadura	Preparação de Junta (topo a topo)	I(A) Nominal	I(A) Final	V(V) Nominal	V(V) Final	Dis. da tocha (mm)	Vel. do Carro (cm/min)	Folga (mm)	Árgon na raiz	Tratamento na raiz	Qualidade
1	1	45 ° Aber. 2-2,5 mm Talão	236	166	25,96	25,2	14	70	1,5	sim (27 L/min)	Limpeza da raiz com Rebarbadora	Regular (poros de grandes dimensões na L.F, reforço raso na 2da)
	2	-	220	158	24	23,6	13	65	-	-	-	
2	1	45 ° Aber. 2-2,5 mm Talão	220	160	23,4	22,8	15	60	1,2	sim (27 L/min)	-	Boa (alguma porosidade, algum desfaçamento entre cordões)
	2	-	220	164	23,4	22,6	15	50	-	-	-	
3	1	45 ° Aber. 2-2,5 mm Talão	220	158	23,4	22,8	13	50	0	sim (27 L/min)	-	Boa (alguma porosidade, cordões muito desfaçados)
	2	-	220	156	23,4	23	13	50	-	-	-	
4	1	45 ° Aber. 2-2,5 mm Talão	210	146	21,4	20,8	12	50	0	Não	-	Boa (alguma porosidade)
	2	-	210	134	21,4	20,8	12	50	-	-	-	
5	1	45 ° Aber. 2-2,5 mm Talão	220	156	23,4	22,4	12	50	0	Não	-	Boa (alguma porosidade)
	2	-	218	158	22,8	22	12	46	-	-	-	

6	1	45 ° Aber. 2-2,5 mm Talão	218	158	22,8	22	12	50	0	Não	-	Boa (alguma porosidade)
	2	-	218	156	22,8	22	12	46	-	-	-	
7	1	45 ° Aber. 2-2,5 mm Talão	222	160	22,8	22,2	12	50	0	Não	-	Boa (alguma porosidade, reforço raso na 1ª)
	2	-	214	152	22,8	22	12	46	-	-	-	
8	1	45 ° Aber. 2-2,5 mm Talão	220	162	23,4	22,6	12	42	0	Não	-	Boa (alguma porosidade, reforço raso na 1ª)
	2	-	220	160	22,8	21,6	12	50	-	-	-	
9	1	45 ° Aber. 2-2,5 mm Talão	220	160	23,4	22,6	12	46	0	Não	-	Boa (alguma porosidade, reforço raso na 1ª)
	2	-	220	166	23,4	21	12	46	-	-	-	
10	1	45 ° Aber. 2-2,5 mm Talão	220	166	23,4	22,6	12	46	0	Não	-	Boa (alguma porosidade, reforço raso na 1ª)
	2	-	220	158	23,4	22,6	12	46	-	-	-	
11	1	45 ° Aber. 2-2,5 mm Talão	220	166	23,4	21	12	46	0	Não	-	Boa (alguma porosidade, reforço raso na 1ª)
	2	-	220	162	23,4	22,4	12	46	-	-	-	
12	1	45 ° Aber. 2-2,5 mm Talão	220	158	23,4	22,4	12	50	0	Não	-	Boa (alguma porosidade, reforço raso na 1ª)
	2	-	220	156	23,4	20	12	50	-	-	-	
13	11	45 ° Aber. 2-2,5 mm Talão	220	154	23,4	22,6	12	50	0	Não	-	Boa (alguma porosidade)
	2	-	220	160	23,4	21	12	50	-	-	-	

Tabela A.2: Parâmetros usados no pós-processamento por FSP, na liga AA5083-H111

Nº da Serie	Nº do Lado	Nº da passagem	Nº de repetições	Vel. Do pino (RPM)	Vel. De avanço (mm/min)	Ângulo (º)	Penetração (mm)	Dist. Do pino á Lateral (mm)	Arrefecimento a Ar
7	B	1		1500	230				
4	A	1	2	1500	230	2	3,3	70	Não
		2	2	1500	230	2	3,35	70	Não
10	A	1	1	1500	230	2	3,25	69,5	Não
			2	1500	230	2	3,3	70	Não
		2	1	1500	230	2	3,5	69,5	Não
			2	1500	230	2	3,6	70	Não
	B	1	1	1500	230	2,5	3,5	69,3	Sim
			2	1500	230	2,5	3,6	69,4	Sim
		2	1	1500	230	2,5	3,5	69,3	Sim
			2	1500	230	2,5	3,6	69,4	Sim
9	A	1	1	1500	230	2,5	3,5	69,5	Sim
			2	1500	230	2,5	3,6	69,7	Sim
		2	1	1500	230	2,5	3,5	69,5	Sim
			2	1500	230	2,5	3,6	69,7	Sim
	B	1	1	1500	230	2	3,5	70	Não
			2	1500	230	2	3,6	70,2	Não
			3	1500	230	2,5	3,65	70	Não
		2	1	1500	230	2	3,5	69,8	Não
			2	1500	230	2	3,6	70	Não

			3	1500	230	2	3,65	70	Não
8	A	1	1	1500	230	2,5	3,5	69,8	Não
			2	1500	230	2,5	3,65	70	Não
		2	1	1500	230	2,5	3,5	69,8	Não
			2	1500	230	2,5	3,6	70	Não
	B	1	1	1500	230	2,5	3,7	69,5	Não
			2	1500	230	2,5	3,7	69,7	Não
		2	1	1500	230	2,5	3,5	69,5	Não
			2	1500	230	2,5	3,6	69,7	Não
			3	1500	230	2,5	3,6	69,7	Não
			4	1500	230	2,5	3,65	69,7	Não
11	B	1	1	1500	220	2,5	2,8	1,5	Sim
	A	2	1	1500	220	2,5	2,8	1,5	Sim
13	A	1	1	1500	220	2,5	3,4	5	Não
		2	1	1500	220	2,5	3,4	0	
		3	1	1500	220	2,5	3,4	-5	
	B	1	1	1500	220	2,5	3,4	5	Não
		2	1	1500	220	2,5	3,4	0	
		3	1	1500	220	2,5	3,4	-5	
12	B	1	1	1500	220	2,5	3,4	1,5	Sim
	A	2	1	1500	220	2,5	3,4	1,5	Sim

Tabela B.1: Ferramenta C e respectiva cotagem usada no pós-processamento da placa 7. Shoulder de 24mm; Raio do shoulder de 1mm; Altura do pino de 4mm; diametro de pino de 6mm

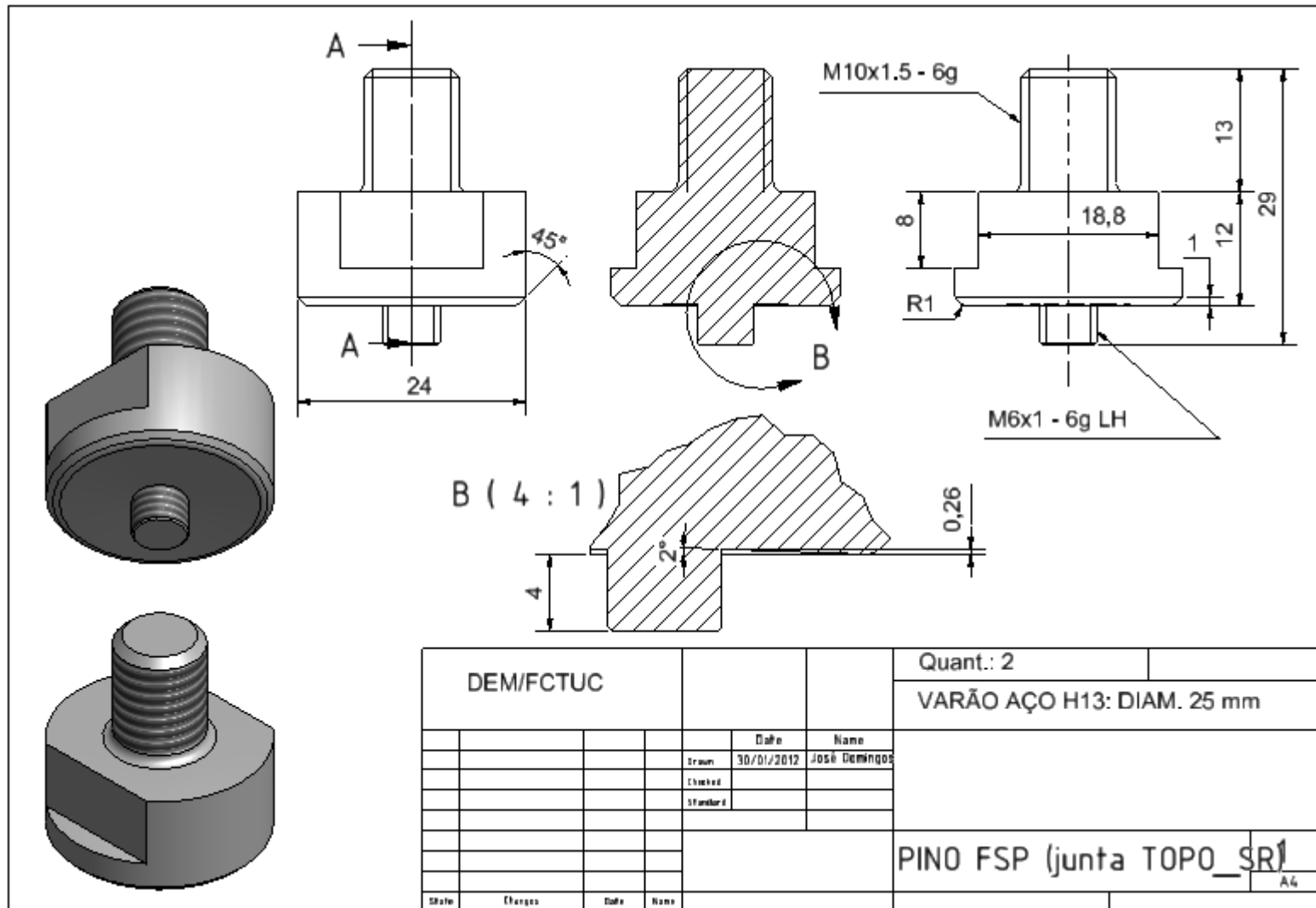


Tabela B.2: Ferramenta D e respectiva cotagem usada no pós-processamento da placa 11. Shoulder de 10mm; Raio do shoulder de 2mm; Altura do pino de 2,4mm; diametro de pino de 3mm

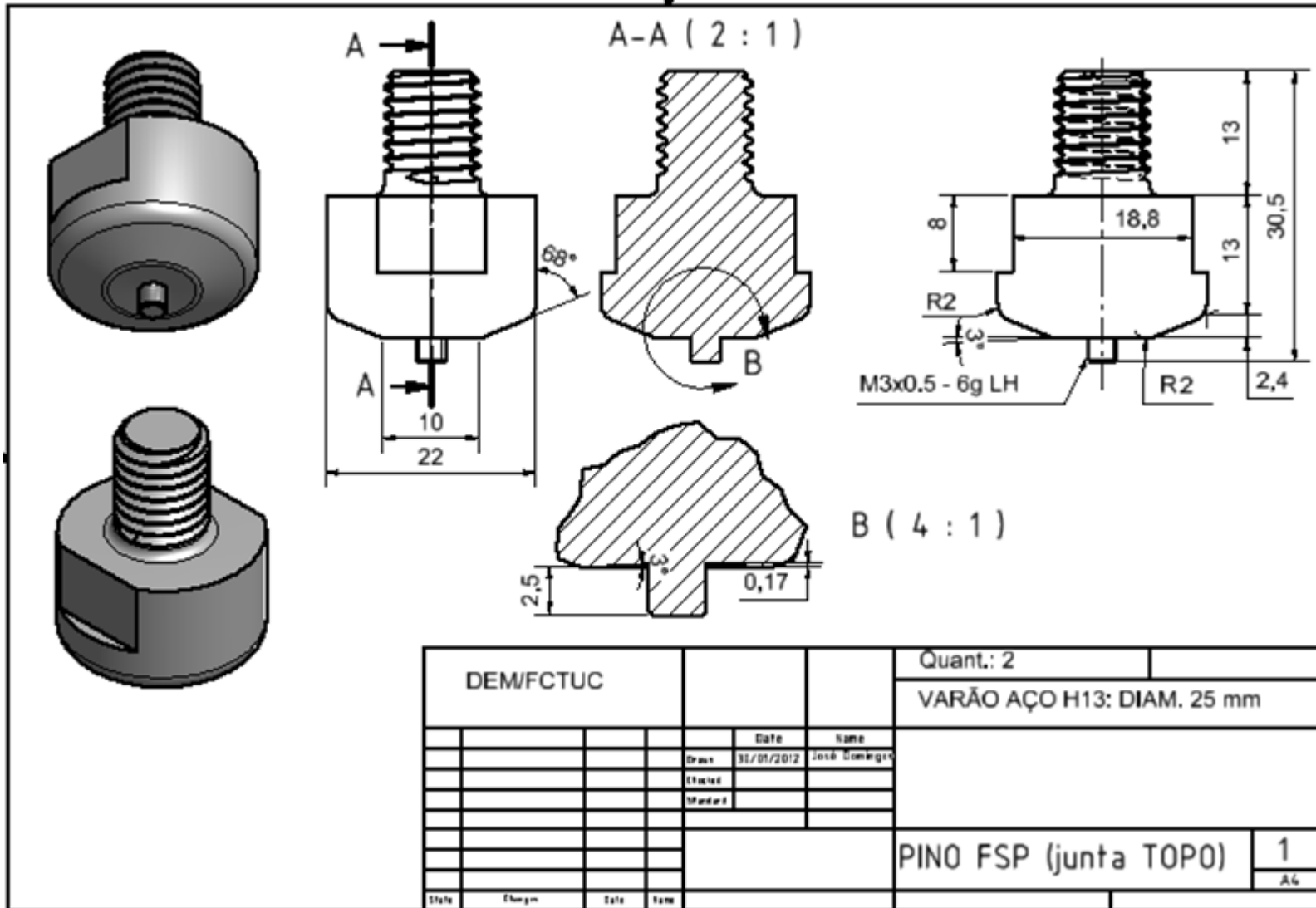


Tabela B.3: Ferramenta B modificada e respectiva cotagem usada no pós-processamento das placas 12 e 13. Shoulder de 8mm; Raio do shoulder de 2,5mm; Altura do pino de 3mm; diâmetro de pino de 4mm

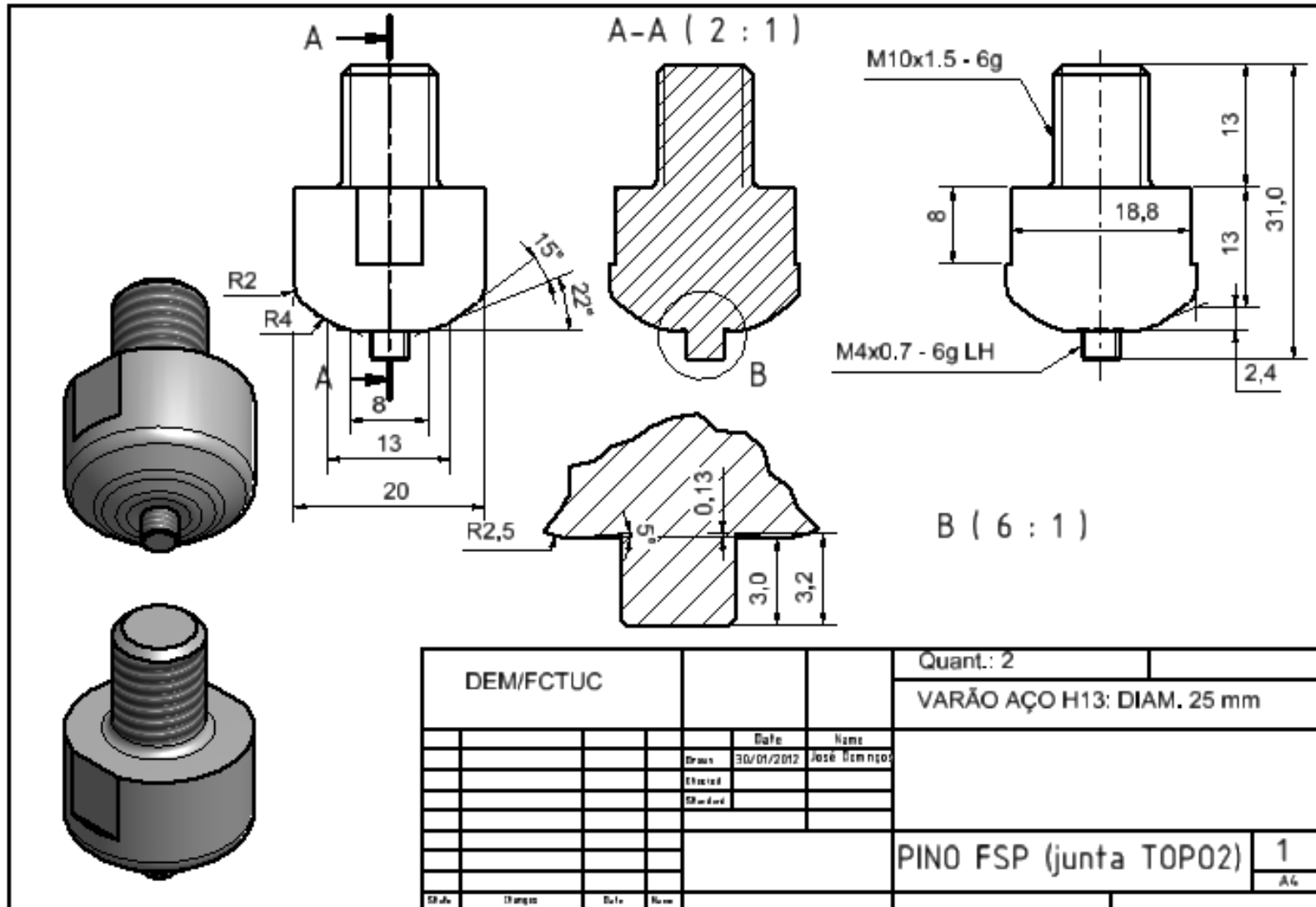


Tabela C.1: Parâmetros usados e resultados obtidos dos ensaios de fadiga.

Provetes soldadura MIG; junta topo a topo com reforço ; liga AA5083

R=0,02

REF ^a PROVETE	R	Nº ciclos	$\Delta\sigma$ [MPa]	
2,1	0,02	9115	150	iniciação no pé do cordão
2,2	0,02	47300	120	iniciação no pé do cordão
2,3	0,02	72276	120	iniciação no pé do cordão
2,4	0,02	266340	100	iniciação no pé do cordão
2,5	0,02	220664	100	iniciação no pé do cordão
2,7	0,02	211587	85	partiu antes do previsto
2,8	0,02	453627	85	iniciação no pé do cordão
2,9	0,02	164473	85	partiu antes do previsto
2,1	0,02	9372	150	iniciação no pé do cordão
3.2	0,02	1777423	85	iniciação no pé do cordão

Provetes soldadura MIG; junta topo a topo sem reforço; liga AA5083

R=0,02

REF ^a PROVETE	R	Nº ciclos	$\Delta\sigma$ [MPa]	
1,5	0,02	929	150	(defeito tipo tunel)
1,6	0,02	11225	120	(defeito tipo tunel)
1,13	0,02	6334	120	(defeito tipo tunel)
3,4	0,02		100	Nao partiu:2000000 ciclos
3,4	0,02		150	partiu nas amarras
3,1	0,02	360344	150	iniciação no pé do cordão
3,11	0,02	374898	150	iniciação no pé do cordão
3,5	0,02	981533	125	iniciação fora do pé do cordão
3,6	0,02	144020	175	iniciação fora do pé do cordão
3,9	0,02	104655	190	iniciação no pé do cordão

**Provetes soldadura MIG+FSP; junta
topo a topo com reforço ; liga AA5083**

R=0,02

REF ^a PROVETE	R	Nº ciclos	$\Delta\sigma$ [MPa]	
11,1	0,02	41541	150	iniciação na zona do avanço (microtunel)
11,1	0,02	334540	135	iniciação na zona do avanço (pelo pé)
11,2	0,02		120	iniciação na zona do retrocesso (microtunel) (91234)
11,8	0,02	1947852	120	iniciação no mb por abaixo do pé da zona do retrocesso
11,9	0,02	46836	165	iniciação no mb por abaixo do pé da zona do retrocesso
11,6	0,02	182891	150	iniciação no mb por abaixo do pé da zona do retrocesso
11,5	0,02	236282	135	iniciação na zona do avanço (pelo pé)
11,4	0,02	19451	185	iniciação na zona do avanço (pelo microtunel)

**Provetes soldadura MIG+FSP;
junta topo a topo sem reforço;
liga AA5083**

R=0,02

REF ^a PROVETE	R	Nº ciclos	$\Delta\sigma$ [MPa]	
13,5	0,02	107946	190	partiu na secção nominal
13,2	0,02	249715	175	partiu na secção nominal
13,3	0,02	3000000	150	não partiu (3000000)
13.3a	0,02	166515	190	partiu na secção nominal
13,4	0,02	3000000	160	não partiu (3000000)
13.4a	0,02	67047	205	partiu na secção nominal
13,7	0,02		175	partiu na secção nominal (defeito) 33133
13,8	0,02		175	partiu na secção nominal (defeito) 105212
13,6	0,02		175	partiu na secção nominal (defeito) 41528

Tabela C.3: Valores das durezas das zonas onde ocorreu iniciação de fenda

REF ^a PROVETE	R	Pm [kN]	Pa [kN]	Nº ciclos	$\Delta\sigma$ [MPa]	Dureza (HV)	Iniciação
13,5	0,020524	3,73	3,58	107946	190	77.4 (ZTA)	Canto superior direito lado B
13,2	0,02072	3,45	3,31	249715	175	MB \pm 80	Superfície a meio do pé, sem defeito
13.3a	0,020145	3,80	3,65	166515	190	MB \pm 80	Superfície a meio do pé, sem defeito
13.4a	0,020621	3,71	3,56	67047	205	79,4 (NUG)	Superfície a meio do lado B, sem defeito
13,6	0,020434	3,27	3,14		175	83,1 (NUG)	Superfície a meio do lado A, sem defeito
13,11	0,020848	3,43	3,29		170	MB \pm 80	Superfície a meio do pé, com poro

Provetes soldadura MIG; junta topo a topo sem reforço; liga AA5083

R=0,02

REF ^a PROVETE	R	Pm [kN]	Pa [kN]	Nº ciclos	$\Delta\sigma$ [MPa]	Dureza (HV)	Iniciação
3,1	0,02	6,35	6,05	360344	150	ZF 69.2	Superfície do lado A, no canto direito, sem defeito
3,11	0,02	6,09	5,79	374898	150	ZF 69.2	Superfície do lado A na lateral, defeito poro
3,5	0,02	5,49	5,19	981533	125	MB \pm 80	Superfície do lado B, perto do canto dir., defeito sup.
3,6	0,02	6,97	6,67	144020	175	MB \pm 80	Superfície a meio do pé, com defeito (decalque)
3,9	0,02	7,53	7,23	104655	190	ZAC \pm 80	Superfície do lado A, perto do canto E, sem defeito
3,7	0,02	5,39	5,09	1394580	125	ZAC \pm 80	Superfície do lado A, no canto esquerdo, sem defeito
3,8	0,02	7,38	7,08	168274	175	MB \pm 80	Superfície do lado B, perto do canto, com defeito estriado da indentação

Tabela C.2: Valores de k_f determinados para os locais onde ocorreram fractura por fadiga**MIG; com reforço ; liga AA5083**

REF ^a PROVETE	R	N ^o ciclos	$\Delta\sigma_n$ [MPa]	k_f	$\Delta\sigma_{local}$ [MPa]
2,1	0,02	9115	150	1,456425	218
2,2	0,02	47300	120	1,418712	170
2,3	0,02	72276	120	1,117771	134
2,4	0,02	266340	100	1,427692	143
2,5	0,02	220664	100	1,431593	143
2,7	0,02	211587	85	1,427578	121
2,8	0,02	453627	85	1,482112	126
2,9	0,02	164473	85	1,426336	121
2,10	0,02	9372	150	1,477018	222
3.2	0,02	1777423	85	1,404297	119
3,3	0,02	2000000	85	1,392858	118

MIG+FSP; com reforço ; liga AA5083

REF ^a PROVETE	R	N ^o ciclos	$\Delta\sigma_n$ [MPa]	k_f	$\Delta\sigma_{local}$ [MPa]
11,1	0,020909	41541	150		
11,10	0,02009	334540	135	1,337754	180,60
11,2	0,020093		120		
11,8	0,020727	1947852	120	1,119121	134,29
11,9	0,02095	46836	165	1,115828	184,11
11,6	0,020817	182891	150	1,117445	167,62
11,5	0,02043	236282	135	1,398422	188,79
11,4	0,020124	19451	185		