



UNIVERSIDADE D
COIMBRA

Fábio André Alves Fernandes

**JUNTAS T TRI-DISSIMILARES
SOLDADAS POR FRICÇÃO LINEAR**

Dissertação no âmbito de Engenharia Mecânica na Especialidade de Produção e Projeto orientada pelo Professor Doutor Altino de Jesus Roque Loureiro e pelo Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa e apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

fevereiro de 2020

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Juntas T tri-dissimilares soldadas por Fricção linear

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

Three dissimilar Friction Stir Welded T joints

Autor

Fábio André Alves Fernandes

Orientadores

Altino de Jesus Roque Loureiro

José Domingos Moreira da Costa

Júri

Presidente	Professora Doutora Dulce Maria Esteves Rodrigues Professora Auxiliar com agregação da Universidade de Coimbra
Orientador	Professor Doutor Altino de Jesus Roque Loureiro Professor Associado com agregação da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor Ivan Rodolfo Pereira Garcia de Galvão Professor Adjunto do Instituto Superior de Engenharia de Lisboa
	Professor Doutor Rui Manuel Ferreira Leal Professor Adjunto do Instituto Politécnico de Leiria

Colaboração Institucional



**Instituto Superior
Técnico de Lisboa**

Coimbra, fevereiro, 2020

Agradecimentos

O trabalho que aqui se apresenta só foi possível graças ao apoio de algumas pessoas, às quais gostaria de prestar o meu agradecimento.

Ao Professor Doutor Altino de Jesus Roque Loureiro e ao Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa um profundo agradecimento pela dedicação, disponibilidade, motivação, transmissão de conhecimentos e ensinamentos ao longo deste percurso.

Um agradecimento muito especial à minha família, particularmente aos meus pais e irmão, longe, mas sempre presentes. Na realidade, dizer obrigado não chega, nem há palavras para agradecer todo o apoio.

Obrigado a todos os meus amigos e colegas de faculdade, pelo apoio e incentivo ao longo da minha vida e/ou do meu percurso académico.

Quero também agradecer ao grupo de Tecnologia de Produção, pela boa disposição e conhecimentos transmitidos ao longo da execução desta dissertação.

A todos que direta ou indiretamente contribuíram para o meu sucesso, muito obrigado.

Resumo

O objetivo do presente estudo é verificar a possibilidade de soldar sem defeitos três ligas de alumínio com propriedades mecânicas diferentes, numa junta em *T*, recorrendo ao processo de soldadura por fricção linear (FSW).

Para este efeito, foram usadas três chapas de 3 mm das ligas AA2017-T4, AA5083-H111 e AA6082-T6.

Foram executadas duas séries de soldaduras em controlo de posição, uma realizada em fresadora e outra em máquina de soldadura. Posteriormente foram utilizadas estas séries para a realização de análise metalográfica e testes de dureza. Os testes mecânicos, nomeadamente testes de tração e de fadiga, de forma a estudar o comportamento mecânico das juntas soldadas, foram realizados nas soldaduras produzidas em fresadora. Foram também estudadas as variações das forças axiais, temperaturas e binários do processo, em função da velocidade de soldadura e da posição dos materiais na junta, nas soldaduras realizadas em máquina.

Foram obtidas soldaduras sem defeitos e com boas propriedades mecânicas. A variação da velocidade de soldadura tem papel fundamental na morfologia e nas propriedades mecânicas das soldaduras. Verificou-se também que a velocidade de soldadura e a variação da posição dos materiais na junta tem grande influência nas forças e binários envolvidos no processo, assim como nas temperaturas desenvolvidas na soldadura.

Palavras-chave: Friction Stir Welding, Juntas T, Juntas Tri-dissimilares, Ligas de alumínio, Velocidade de soldadura, Propriedades mecânicas.

Abstract

The objective of the present study is to verify the possibility of welding, without defects, three aluminium alloys with different mechanical properties, in a T-joint, using the Friction Stir Welding (FSW) process.

For this purpose, three 3 mm plates from AA2017-T4, AA5083-H111 and AA6082-T6 alloys were used.

Two series of welds were carried out in position control, one executed on a milling machine and the other on a welding machine. Subsequently, these series were used to perform metallographic analysis and hardness tests. The mechanical tests, namely tensile and fatigue tests, in order to study the mechanical behaviour of welded joints, were performed in welds done in milling machine. The influence of the welding speed and the position of the material on the variations in the axial forces, temperatures and torques of the process were also studied in the welds done in the welding machine.

It was obtained free-defect welds with good mechanical properties. The variation of the welding speed plays a fundamental role in the morphology and mechanical properties of the welds. It was also found that the welding speed and the variation of the joint's material position have a great influence on the forces and torques involved in the process, as well as on the temperatures developed in welding.

Keywords Friction Stir Welding, T joints, Three dissimilar joints, Aluminium alloys, Welding speed, Mechanical properties.

Índice

Índice de Figuras	ix
Índice de Tabelas	xi
Simbologia e Siglas	xiii
Simbologia.....	xiii
Siglas	xiii
1. INTRODUÇÃO.....	1
2. ESTADO DA ARTE	3
2.1. Ligas de alumínio.....	3
2.2. O processo de soldadura por fricção linear (FSW).....	5
2.3. Parâmetros do processo de soldadura	8
2.3.1. Velocidade de rotação da ferramenta	8
2.3.2. Velocidade de soldadura.....	9
2.3.3. Penetração da ferramenta ou força axial.....	10
2.3.4. Ângulo de inclinação da ferramenta.....	10
2.3.5. Ferramenta – Geometria e material	12
2.4. Microestrutura.....	14
2.5. Fluxo de material e defeitos de soldadura	15
2.6. Comportamento mecânico de juntas similares e dissimilares	18
2.7. Conclusões do Estado da Arte	19
3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	21
3.1. Materiais base e geometria de junta.....	21
3.2. Definição da ferramenta.....	23
3.3. Parâmetros, preparação e realização das soldaduras.....	24
3.4. Análise metalográfica	26
3.5. Análise dos perfis de microdureza.....	27
3.6. Comportamento à tração	27
3.7. Comportamento à fadiga.....	27
4. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	29
4.1. Macroestrutura e Fluxo do material.....	29
4.2. Microestrutura.....	32
4.3. Microdureza	34
4.4. Caracterização Mecânica	36
4.4.1. Ensaio de tração	37
4.4.2. Ensaio de fadiga e superfícies de fratura	39
4.5. Temperaturas, forças e binários	42
5. CONCLUSÕES	47
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	49
ANEXO A	55

APÊNDICE A	57
APÊNDICE B	59
APÊNDICE C	61
APÊNDICE D	63
APÊNDICE E.....	65
APÊNDICE F	67

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Ilustração do processo FSW (adaptada de Moroz et al., 2012).....	6
Figura 2.2. Exemplos de configurações de junta em <i>T</i> (adaptada de Tavares et al., 2010)...	7
Figura 2.3. Exemplo da evolução das geometrias das ferramentas: a) cilíndrica roscada, b) triangular de arestas curvas roscadas, c) triangular, d) <i>Trivex</i> , e) cônica roscada, f) <i>MX Triflute</i> ®, (adaptado de Rai et al., 2011).	12
Figura 2.4. Macrografia de soldadura realizada por FSW sendo possível visualizar: MB-material base, ZTA- zona termicamente afetada, ZTMA-zona termomecanicamente afetada e a zona do <i>nugget</i> (adaptada de Roldo and Vulić, 2019).....	14
Figura 2.5. Fluxo de material em juntas T dissimilares, realizadas com ferramenta de pino variável (adaptada de Manuel et al., 2019).	16
Figura 3.1. Configuração e fixação da junta T (medidas em mm).	22
Figura 3.2. Sistema de fixação das juntas.....	23
Figura 3.3. Ferramenta progressiva cônica roscada (adaptada de Gruppelaar, 2015).....	23
Figura 4.1. Macrografias das soldaduras: a) 562-30-F (Weck); b) 562-60-F (Keller modificado); c) 562-120-F (Weck); d) 562-280-F (Keller modificado).	29
Figura 4.2. Macrografias das soldaduras: a) 562-30-M (Weck); b) 265-30-M (Weck).....	30
Figura 4.3. Macrografias das soldaduras: c) 562-60-M (NaCl); d) 265-60-M (Poulton modificado).	31
Figura 4.4. Macrografias das soldaduras: e) 562-240-M (Keller modificado); f) 265-240-M (Weck).....	31
Figura 4.5. Exemplo da microestrutura de uma soldadura em junta T obtida por FSW (12.5x).	32
Figura 4.6. Microestrutura da liga AA2017: a) MB (500x)(NaCl); b) <i>nugget</i> (200x)(Keller modificado).	33
Figura 4.7. Microestrutura da liga AA6082: c) MB (500x)(Weck); d) <i>nugget</i> (500x)(Weck).	34
Figura 4.8. Perfis de microdureza ao longo da placa referente às séries F.....	34
Figura 4.9. Perfis de microdureza ao longo do reforço, referente às séries F.	35
Figura 4.10. Perfis de microdureza ao longo da placa, referentes às séries M.....	36
Figura 4.11. Perfis de microdureza ao longo no reforço referente às séries M.	36
Figura 4.12. Evolução das curvas de tensão-deformação para as séries F.	37

Figura 4.13. Distribuição das deformações locais nos pontos de tensão máxima: a) 562-30-F-1; b) 562-120-F-1.	39
Figura 4.14. Curvas S-N das séries F em tensões nominais.....	40
Figura 4.15. Fratografia das superfícies de fratura do provete 562-30-F-8: a) vista geral da superfície de fratura; b) zona de propagação por fadiga da fratura; c) zona de iniciação de fratura; d) zona de rotura final do provete.	42
Figura 4.16. Temperaturas em função do tempo para as séries 265-M.	43
Figura 4.17. Temperaturas em função do tempo de soldadura para as séries 562-M.	43
Figura 4.18. Forças axiais envolvidas no processo de soldadura das séries M.....	45
Figura 4.19. Binários consumidos no processo de soldadura das séries M.	45

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1. Principais elementos de liga para as diferentes séries de alumínio.	3
Tabela 2.2. Tratamentos básicos para as ligas de alumínio.	4
Tabela 2.3. Tratamentos mecânicos para as ligas de alumínio.	4
Tabela 2.4. Tratamentos térmicos para as ligas de alumínio.	4
Tabela 2.5. Seleção do material da ferramenta em função do material a soldar (adaptado de Chiteka, 2013).	14
Tabela 3.1. Composição química nominal das ligas de alumínio (em peso %).	21
Tabela 3.2. Propriedades mecânicas das ligas de alumínio.	21
Tabela 3.3. Parâmetros utilizados nas soldaduras efetuadas na fresadora.	25
Tabela 3.4. Parâmetros usados nas soldaduras realizadas na máquina de soldar.	25
Tabela 4.1. Tamanhos de grão no MB e no <i>nugget</i> das ligas AA2017 e AA6082.	33
Tabela 4.2. Tensão de rotura, alongamento máximo e eficiência de junta das séries F relativamente à liga AA5083.	38
Tabela 4.3. Equação das curvas S-N, tensão verificada para 4×10^5 ciclos, variação da resistência à fadiga da soldadura em relação ao MB e correspondentes fatores de inclinação (tensões nominais).	40

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

- b – Declive/inclinação das curvas S-N
- B – Espessura do provete
- m – Fator de inclinação das curvas S-N
- P_a – Amplitude de carga
- P_m – Carga média
- $P_{máx}$ – Carga máxima
- $P_{mín}$ – Carga mínima
- R – Razão de tensões
- v – Velocidade de soldadura em mm/min
- w – Velocidade de rotação em rpm
- W – Largura do provete
- $\Delta\sigma_n$ – Gama de tensões de fadiga
- ΔP – Gama de carga
- σ_r – Tensão de rotura
- $\sigma_{r,base}$ – Tensão de rotura do material base

Siglas

- DEM – Departamento de Engenharia Mecânica
- F – Fresadora
- FSW – Friction Stir Welding
- HRC – Dureza Rockwell
- LA – Lado de Avanço
- LR – Lado de Recuo
- M – Máquina de soldar

MB – Material ou Materiais Base

MIG – Metal Inert Gas

TIG – Tungsten Inert Gas

TWI – The Welding Institute

ZTA – Zona Termicamente Afetada

ZTMA – Zona Termomecanicamente Afetada

1. INTRODUÇÃO

Nos últimos anos, as ligas de alumínio foram extensivamente pesquisadas e utilizadas em inúmeras aplicações nas indústrias automível, aeronáutica, aeroespacial, naval, além da indústria das embalagens e das aplicações domésticas (Iqbal et al., 2015). A combinação de alta resistência mecânica, bom comportamento à fadiga e bom desempenho em ambientes corrosivos, além da baixa densidade, torna-as uma opção muito procurada (Acerra et al., 2010).

As ligas AA2017-T4, AA5083-H111 e AA6082-T6 fazem parte de três famílias de ligas de alumínio que são muito utilizadas, devido às suas boas propriedades mecânicas, embora requeiram atenção especial durante a soldadura.

A soldadura de ligas de alumínio é tradicionalmente realizada pelos processos TIG (*Tungsten Inert Gas*), MIG (*Metal Inert Gas*) ou laser (Kim et al., 2018). Estes processos de soldadura por fusão podem originar diversos tipos de defeitos, como a porosidade, ocasionada pela presença de hidrogénio facilmente solúvel no alumínio no estado líquido, ou a fissuração a quente nas ligas mais resistentes e com maior intervalo de solidificação, como ligas das séries 2000 e 7000 (Mishra and Ma, 2005). Outros problemas podem ainda ocorrer, como a falta de fusão, devido à formação de camadas de óxidos refratários (Al_2O_3) e à elevada condutividade térmica, ou a perda de resistência mecânica na soldadura, devido à dissolução ou engrossamento de precipitados endurecedores ou a fenómenos de recozido.

O processo de soldadura por fricção linear (FSW) é relativamente recente, automático e com baixo consumo de energia, no estado sólido, o que significa que os materiais podem ser unidos sem atingir o seu ponto de fusão, o que elimina grande parte dos problemas tradicionais da soldadura por fusão, referidos acima (Iqbal et al., 2015; Hou et al., 2014). Apesar de o processo poder originar alguns defeitos, revelou ser um método adequado para unir ligas de alumínio e até diferentes materiais. A sua aplicação em soldaduras homogêneas e até entre duas ligas de alumínio diferentes tem sido muito investigada nos últimos anos (Hussein et al., 2014). No entanto, juntar três ligas de alumínio com propriedades mecânicas diferentes é uma área praticamente não estudada.

Normalmente, as chapas finas de alumínio apresentam reduzida rigidez, pois o seu módulo de *Young* é praticamente um terço do aço, pelo que a configuração de junta em *T* ou de canto é essencial para assegurar rigidez aos conjuntos fabricados. A junta *T* permite precisamente ligar três peças, que podem ser do mesmo material ou de materiais diferentes.

Este trabalho pioneiro surge para investigar a possibilidade de unir sem defeitos três ligas diferentes, dando foco aos efeitos provocados na junta pela velocidade de soldadura e pelas propriedades mecânicas dos materiais.

Esta dissertação está dividida em 5 capítulos. Para além do presente capítulo, o segundo capítulo constitui o estado da arte, representando uma pesquisa sobre a tecnologia FSW, presente na literatura. No capítulo três são referidos os procedimentos experimentais adotados para a realização das soldaduras e para os variados testes e medições. No capítulo quatro são apresentados e discutidos os resultados obtidos. No quinto capítulo são apresentadas as principais conclusões do trabalho efetuado e sugestões para futuras investigações.

2. ESTADO DA ARTE

2.1. Ligas de alumínio

As ligas de alumínio são materiais bastante requisitados principalmente devido às suas características físicas e mecânicas. Considerando os mecanismos de endurecimento destas ligas, podemos classifica-las em duas grandes famílias, as ligas tratáveis termicamente, compostas pelas ligas 2XXX, 6XXX, 7XXX e 8XXX, e as ligas não tratáveis termicamente representadas pelas ligas 1XXX, 3XXX, 4XXX e 5XXX. O método de endurecimento e aumento de resistência mecânica são as principais características que as diferencia. Portanto, as ligas tratáveis termicamente são endurecidas com recurso a um processo que envolve altas temperaturas, nomeadamente a solubilização, seguido de têmpera e envelhecimento, tendendo a formar um aglomerado de precipitados coerentes com a matriz. Por outro lado, para as ligas não tratáveis termicamente, o processo de endurecimento é mecânico, consistindo na deformação plástica do material a frio, criando tensões e encruando o material (European Aluminium Association, 2002).

A Tabela 2.1 apresenta os principais elementos de liga para cada série, seguindo-se a Tabela 2.2, demonstrante dos tratamentos básicos para as ligas de alumínio. A Tabela 2.3 e a Tabela 2.4 exibem os possíveis tratamentos mecânicos e térmicos para os diferentes tipos de liga, respetivamente. Estas referências constam da norma EN 515.

Tabela 2.1. Principais elementos de liga para as diferentes séries de alumínio.

Série da liga	Elemento principal da liga
1XXX	Al
2XXX	Cu
3XXX	Mn
4XXX	Si
5XXX	Mg
6XXX	Mg e Si
7XXX	Zn
8XXX	Outros elementos

Tabela 2.2. Tratamentos básicos para as ligas de alumínio.

Tratamento	Designação
F	Como fabricado
O	Recozido
H	Tratado mecanicamente a frio
W	Solubilizado
T	Tratado termicamente

Tabela 2.3. Tratamentos mecânicos para as ligas de alumínio.

Tratamentos mecânicos	Designação
H1	Encruada
H2	Encruada e parcialmente recozida
H3	Encruada e estabilizada a baixa temperatura
H4	Encruada e sujeita a polimerização de pintura

Tabela 2.4. Tratamentos térmicos para as ligas de alumínio.

Tratamentos térmicos	Designação
T1	Arrefecida de uma temperatura elevada e envelhecida naturalmente
T2	Arrefecida de uma temperatura elevada, trabalhada a frio e envelhecida naturalmente
T3	Solubilizada, trabalhada a frio e envelhecida naturalmente
T4	Solubilizada e envelhecida naturalmente
T5	Arrefecida de uma temperatura elevada e envelhecida artificialmente
T6	Solubilizada e envelhecida artificialmente
T7	Solubilizada e sobre-envelhecida
T8	Solubilizada, trabalhada a frio e envelhecida artificialmente
T9	Solubilizada, envelhecida artificialmente e trabalhada a frio
T10	Arrefecida de uma temperatura elevada, trabalhada a frio e envelhecida artificialmente

As ligas da série 1XXX são usadas em aplicações que não envolvam elevados esforços mecânicos, principalmente nas indústrias química e alimentar, em reservatórios e permutadores de calor, condutores de calor e aplicações domésticas diversas. As ligas das séries 2XXX e 7XXX são mais resistentes, e usuais em aplicações aeronáuticas, embora também comecem a ser usadas em estruturas. As ligas da série 3XXX são detentoras de um distinto comportamento em ambientes corrosivos, aplicando-se em estruturas de veículos, painéis e principalmente requeridas e aplicadas na indústria química. As ligas da série 4XXX são usadas para consumíveis de soldadura e em peças de fundição, devido à sua boa fluidez

a quente. Uma considerável resistência mecânica aliada a excelentes performances em ambientes corrosivos, fazem as ligas das séries 5XXX e 6XXX materiais fundamentais em aplicações ao nível da indústria naval e aplicações estruturais. As ligas da série 8XXX, portadoras de alta resistência mecânica são, em grande maioria, utilizadas na aeronáutica e em aplicações especiais (The Aluminum Association, 1998).

2.2. O processo de soldadura por fricção linear (FSW)

A necessidade de estruturas mais leves e com alta resistência levou ao desenvolvimento de novos e mais eficientes métodos de soldadura. A soldadura por fricção linear (FSW) é um exemplo de uma técnica de soldadura que surgiu em resposta a essa necessidade (Delijaicov et al., 2018). Este processo foi inventado para ligas de alumínio pelo The Welding Institute - TWI, Reino Unido, em 1991, mas antes disso o princípio do processo de soldadura em estado sólido surgiu em 1956 na União Soviética (Boşneag et al., 2017).

Devido às suas características, o facto de o FSW não precisar de fonte de calor externa e permitir a obtenção de soldaduras com melhor qualidade e desempenho, faz com que seja de grande interesse da indústria, particularmente aeronáutica (Acerra et al., 2010). Guerra et al. (2003), declaram que o FSW deve ser considerado um dos maiores avanços na tecnologia de soldadura nos últimos anos. Em outras palavras, Colligan (1999) afirma ser uma técnica capaz de unir todas as ligas de alumínio, mesmo aquelas que eram consideradas impossíveis de soldar.

Mishra and Ma (2005) consideram o conceito de FSW muito simples. Explicam que basicamente o processo consiste numa ferramenta rotativa não consumível que contém uma base e um pino, especialmente projetados para cada aplicação, que penetra nas juntas das placas e mistura os materiais à medida que avança, realizando a soldadura.

À medida que o pino rotativo penetra as chapas encostadas rigidamente, o material sofre um processo local de extrusão e forjamento, chegando à raiz da soldadura até que ocorra o contacto entre a base da ferramenta e a superfície das chapas a soldar (Acerra et al., 2010). O aquecimento que é obtido pelo atrito entre a ferramenta e a junta e a deformação plástica ocorrida, reduz a resistência do material ao redor do pino, favorecendo o seu fluxo (Mishra and Ma, 2005).

Desta maneira, o processo decorre sem que haja fusão e, em seguida, a ferramenta pode ser movida ao longo da linha da junta fazendo o material fluir entre a

ferramenta e o material não deformado ao seu redor, tendendo a preencher a zona na qual o pino atuou (Fratini et al., 2006; Threadgill et al., 2009), conforme se ilustra na Figura 2.1.

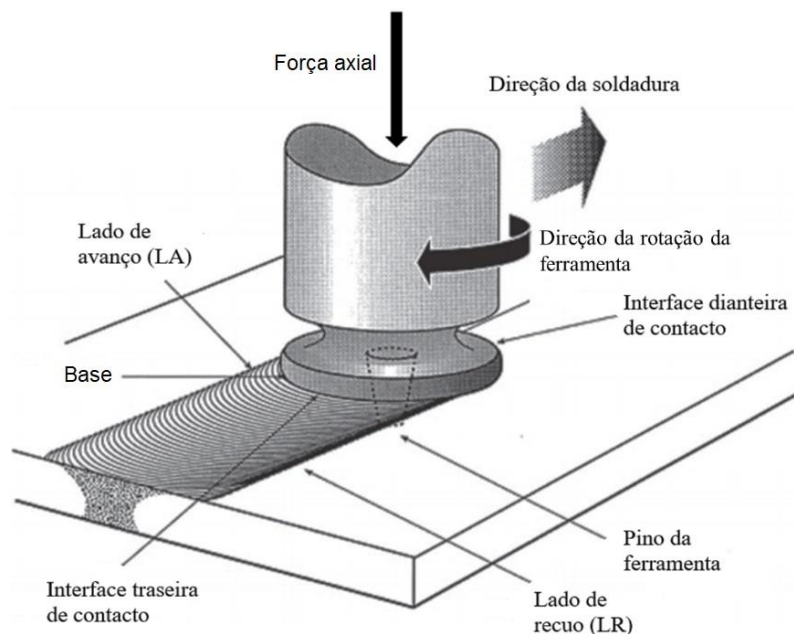


Figura 2.1. Ilustração do processo FSW (adaptada de Moroz et al., 2012).

Devido à rotação da ferramenta, as soldaduras por FSW não são simétricas e podemos observar que são produzidas duas zonas opostas na junta, o lado de avanço (LA) e o lado de recuo (LR). No LA, a componente da velocidade de rotação tem a mesma direção da velocidade de soldadura, enquanto no LR essas velocidades são opostas (Donati and Tomesani, 2010; Cederqvist and Reynolds, 2001).

Existem várias configurações de junta para o processo FSW, mas as mais usadas são as juntas de topo (*butt*) e as juntas sobrepostas (*lap*), pois são as mais convenientes devido à sua fácil configuração (Mishra and Ma, 2005).

Em juntas de topo as duas placas de metal são encostadas uma à outra, formando uma superfície de separação vertical, onde a ferramenta vai penetrar durante a soldadura.

Em juntas sobrepostas as placas são sobrepostas uma à outra, formando uma superfície de separação horizontal. A interface formada entre as placas precisa de ter extensão suficiente para realizar a soldadura. O processo também pode ser aplicado em juntas de canto ou juntas *T*.

As juntas T são obtidas com recurso a três placas, conforme se ilustra na Figura 2.2.

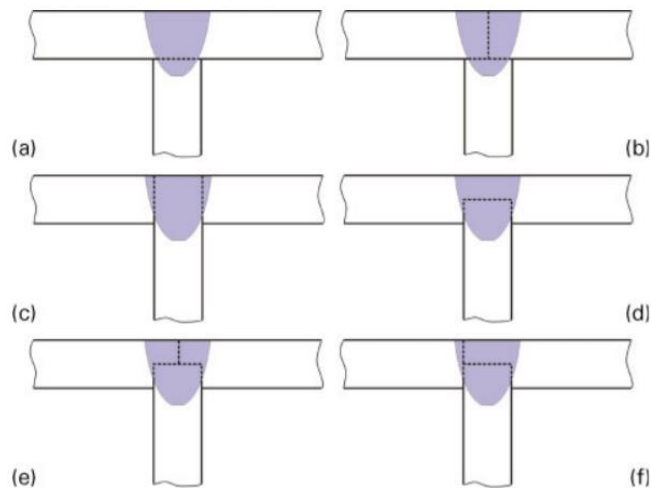


Figura 2.2. Exemplos de configurações de junta em T (adaptada de Tavares et al., 2010).

As juntas T são objeto contínuo de estudo e investigação devido à sua maior rigidez sem que haja um aumento significativo de peso, tendo uma maior importância em várias indústrias, como aeroespacial, naval e automóvel (Hou et al., 2014).

O processo FSW apresenta inúmeras vantagens em comparação com métodos de soldadura por fusão. Além das já referidas anteriormente, gera uma quantidade de calor reduzida, as ligações apresentam boa estabilidade dimensional e tensões residuais reduzidas, o que resulta numa melhoria significativa do desempenho mecânico das juntas. A resistência das juntas pode atingir uma resistência até 82% do material base (MB) (Donati and Tomesani, 2010).

É considerada uma tecnologia amiga do ambiente porque não produz fumos, não precisa de gás de proteção nem de preparação da junta. Astarita et al. (2012) corroboram este tipo de vantagem, dando o exemplo da fuselagem do avião que é composto por três partes fundamentais: a placa (*skin*), o reforço (*stringer*) e o quadro. Essas peças são unidas por meio de rebites, o que significa que o processo real envolve um aumento de peso, portanto, a redução desse peso eliminando o processo de rebite seria muito benéfico para a indústria aeronáutica, assim como para outras indústrias que utilizam a tecnologia FSW, pois resultaria em estruturas mais leves, traduzindo-se em menor consumo de combustível e, conseqüentemente, em menor emissão de gases com efeito de estufa.

FSW é também um processo totalmente automático, requerendo uma tolerância e controlo rigorosos durante o processo, o que reduz os níveis de retrabalho e minimiza os custos de operação (Nandan et al., 2008).

Donati and Tomesani (2010) relatam que a utilização extensiva de FSW em aplicações industriais é limitada, explicando que a necessidade de parâmetros de soldadura adequados requer um processo de “tentativa e erro”, e qualquer alteração na composição do material ou espessura ou formato da ferramenta exige uma nova otimização dos parâmetros do processo. A necessidade de fixação das placas durante o processo com o objetivo de evitar a sua separação, pode tornar-se também numa tarefa complicada dependendo da configuração da junta.

Uma outra desvantagem é o facto de o equipamento de soldadura FSW ser caro e não portátil, contrariamente ao equipamento de soldadura tradicional (Oliviecki and Beskow, 2013).

2.3. Parâmetros do processo de soldadura

Os principais parâmetros do FSW a considerar são a velocidade de rotação da ferramenta, a velocidade de avanço, a penetração ou força axial, o ângulo de inclinação da ferramenta e a geometria e material da ferramenta. Outros parâmetros como a velocidade de afundamento da ferramenta, o intervalo de tempo antes de iniciar o deslocamento linear da ferramenta ou a descentragem da ferramenta em relação à junta, entre outros, não serão aqui tratados em detalhe.

A seleção de parâmetros adequados é essencial para o resultado desejado. Os parâmetros de soldadura têm um efeito diferente em diferentes configurações da junta, e a configuração da junta tem um grande efeito na qualidade da junta soldada (Iqbal et al., 2015).

2.3.1. Velocidade de rotação da ferramenta

Velocidades de rotação mais altas da ferramenta geram temperaturas mais elevadas devido ao aquecimento por atrito entre a ferramenta e o material, e resultam numa maior agitação e numa mistura mais intensa de material ao redor do pino rotativo (Mishra and Ma, 2005; Iqbal et al., 2015).

Lakshminarayanan and Balasubramanian (2008) efetuaram um trabalho de otimização dos parâmetros do processo recorrendo à liga de alumínio RDE-40, utilizando o

planeamento de experiências de taguchi. Perceberam que tanto para baixas como para altas velocidades de rotação surgiram defeitos, causados pela insuficiente geração de calor e insuficiente fluxo de material para o caso das baixas velocidades (cavidades) e pela turbulência excessiva para o caso das altas velocidades (túnel). Após a realização do teste de análise de variância (ANOVA), concluíram que a velocidade de rotação é um parâmetro com grande influência na resistência à tração.

Nourani et al. (2011) realizaram testes semelhantes aos do Lakshminarayanan and Balasubramanian (2008), mas utilizando a liga de alumínio AA6061-T6. Com uma abordagem diferente do assunto, usando o trabalho de Lakshminarayanan and Balasubramanian (2008) como referência, afirmam que a velocidade de rotação é o maior fator de contribuição para as temperaturas atingidas no processo assim como na distância da zona termicamente afetada (ZTA) à linha de soldadura.

2.3.2. Velocidade de soldadura

A velocidade de soldadura juntamente com a rotação da ferramenta regula o calor adicionado na junta mas, neste caso, diferentemente da rotação da ferramenta, quanto maior a velocidade menor o calor específico adicionado. Os efeitos dependem, contudo, das ligas soldadas, além da geometria da ferramenta.

Kim et al. (2018) analisaram as propriedades mecânicas da liga AA5052 em juntas *T* usando diferentes velocidades de soldadura e geometrias de ferramenta. Todas as amostras apresentaram defeitos de túnel e os autores verificaram que a velocidade da soldadura tem efeitos diferentes nas soldaduras, particularmente nestes defeitos, produzidos com diferentes tipos de pinos.

Silva et al. (2014) elaboraram um estudo sobre a liga AA6082-T6 em juntas *T*, afirmando que a velocidade de soldadura tem baixa influência na resistência mecânica das juntas e que o efeito da velocidade de soldadura só pode ser verificado quando baixas velocidades de rotação da ferramenta são utilizadas.

Tanto Silva et al. (2014) como Lertora et al. (2013) afirmam que a relação entre velocidade de rotação e velocidade de soldadura apresenta uma influência maior que a velocidade de soldadura analisada por si só.

2.3.3. Penetração da ferramenta ou força axial

As soldaduras podem ser realizadas em controlo de força, isto é, mantendo a força axial constante ao longo da soldadura, ou em controlo de posição, isto é, mantendo a posição vertical da ferramenta constante ao longo da soldadura, variando deste modo a força axial. A seleção adequada deste parâmetro é muito importante para produzir soldaduras sem defeitos. A penetração/força deve ser a correta de forma a garantir que a base entre em contato com a superfície superior da peça, movendo o material ao redor do pino e impedindo que o material saia da superfície da soldadura, criando rebarba excessiva (Mishra and Ma, 2005; Iqbal et al., 2015).

Muhayat et al. (2014) referem-se a este parâmetro juntamente com a inclinação da ferramenta. Para juntas de topo similares usando a liga AA5083-H116, valores superiores destes parâmetros aumentam o calor adicionado às juntas, aumento este observado tanto no LA como no LR, amaciando o material e diminuindo eventuais defeitos de túnel, assim como é observado um aumento da resistência à tração das soldaduras.

Durante os testes realizados por Silva et al. (2014) em juntas *T* similares, verificou-se que o aumento da penetração da ferramenta proporcionou melhores propriedades mecânicas e penetrações mais baixas podem levar à falta de fluxo de material, aumentando a possibilidade de ocorrer defeitos.

Tavares et al. (2010), em juntas *T* dissimilares compostas pelas ligas AA6056-T4 e AA7075-T6, concluíram que a maior parte das fraturas ocorreram na ZTA devido a baixos valores de penetração da ferramenta durante o processo de soldadura.

No caso da união de três ligas metálicas diferentes (AA6061, AA2024 e AA7075) em juntas sobrepostas, Boşneag et al. (2017) observaram que a força transmitida pela máquina de soldadura é maior quando a velocidade de rotação da ferramenta é menor. Ainda referente aos mesmos autores, mas variando a posição das mesmas ligas, concluíram que maiores razões entre a velocidade de rotação e a velocidade de soldadura resultam numa menor força vertical (Boşneag et al., 2018).

2.3.4. Ângulo de inclinação da ferramenta

O ângulo de inclinação ideal facilita o fluxo de material ao redor da ferramenta e evita a formação de defeitos na zona de soldadura (Dialami et al., 2019). Normalmente é usado um ângulo de inclinação que produz uma tensão de compressão mais elevada em torno

do pino (Donati and Tomesani, 2010), mas ângulos de inclinação mais acentuados resultam em menor penetração (Delijaicov et al., 2018).

Fratini et al. (2006) para juntas *T* similares recorrendo à liga AA6082-T6, concluíram que grandes valores do ângulo de inclinação, ou seja, valores superiores a 4.5°, diminuem o desempenho mecânico das juntas, mesmo que esta não apresente defeitos, obtendo os melhores resultados para um ângulo de inclinação de 3°.

Para juntas dissimilares constituídas pelas ligas AA5083 e AA6061, Hamid and Roslee (2015) testaram cinco ângulos de inclinação de ferramenta, entre 0° e 4°, concluindo que o ângulo ótimo seria de 3°. Para ângulos inferiores a 3° era comum o aparecimento de defeitos de túnel, levando a uma diminuição de resistência mecânica, e ângulos superiores resultavam também na diminuição desta resistência.

Dialami et al. (2019) efetuaram um estudo aprofundado, em modelo de simulação, sobre a importância e a influência do ângulo de inclinação da ferramenta no processo. Observaram um aumento de tensões entre a ferramenta e a peça de trabalho, assim como um aumento no fluxo de material na zona traseira do pino, quando variada a inclinação da ferramenta de 0° para 2.5°.

Em soldaduras similares referentes à liga AA2014-T4 em juntas de topo, observou-se que o aumento do ângulo de inclinação (0°- 3°) significava maiores valores das forças laterais e verticais resultando em maiores penetrações e conseqüentemente num maior forjamento do material. (Krishna et al., 2014).

Num estudo semelhante ao referido anteriormente mas recorrendo à liga AA2024-T4, Zhang et al. (2018) compararam a importância deste parâmetro usando inclinações de 0° e 2.5°. Foi constatado que o uso inclinação da ferramenta aumenta a velocidade do fluxo de material atrás da ferramenta e promove a mistura do material em redor do pino, semelhante ao reportado por Krishna et al. (2014).

Em soldaduras tri-dissimilares de alumínio (AA2024-T4 e AA7475-T6) com titânio (Ti6Al4V), Delijaicov et al. (2018) observaram a influência da inclinação da ferramenta na dureza das soldaduras. Concluíram que o ângulo formado pela ferramenta com a vertical tem influência na dureza para velocidades compreendidas entre 12 e 30 mm/min e para velocidades superiores, não existe uma influência significativa.

2.3.5. Ferramenta – Geometria e material

A geometria da ferramenta é um dos parâmetros mais importantes pois influencia o calor gerado no processo e o fluxo de material em torno desta, influenciando decisivamente a formação de defeitos.

O atrito gerado entre a ferramenta e o material gera calor amaciando o material e promovendo o fluxo do mesmo. A ferramenta é composta basicamente pela base (*shoulder*) e pelo pino, cuja função é deformar e misturar o material enquanto a base o impede que flua para fora da superfície, ambos apresentando formas muito variadas (Rai et al., 2011).

O pino tem comprimento normalmente um pouco inferior à espessura dos elementos a soldar e o seu diâmetro é aproximadamente igual à espessura desses mesmos elementos. O pino é montado numa base que pode ter três vezes o seu diâmetro, são ambos pressionados contra a peça de trabalho, girando à velocidade definida enquanto avançam ao longo da junta (Guerra et al., 2003). A geometria da ferramenta tem um papel fundamental no fluxo de material e na sua translação, movendo-o da frente do pino para a sua retaguarda (Mishra and Ma, 2005).

A geometria do pino afeta diretamente as características do fluxo de material e pode ter muitas geometrias, sendo as cilíndricas e cónicas as mais comuns, podendo ser também roscados ou não roscados. Com a evolução do processo FSW assim como dos seus parâmetros, foram desenvolvidas novas e complexas geometrias das ferramentas, conforme se ilustra na Figura 2.3 (Rai et al., 2011).

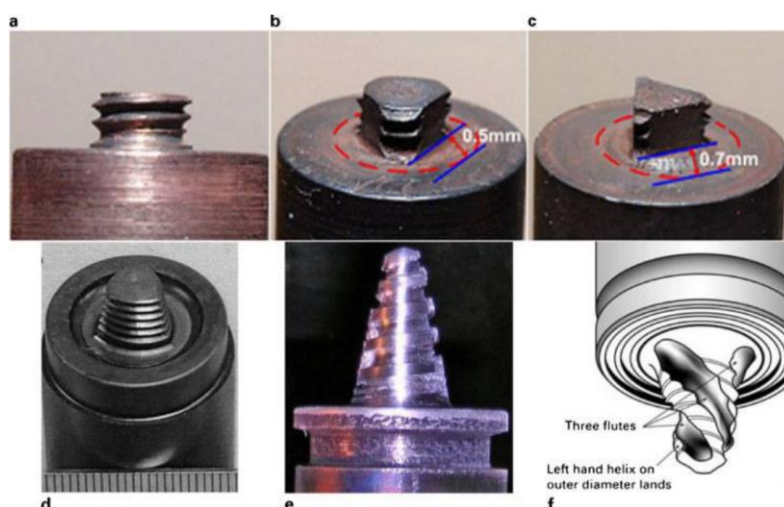


Figura 2.3. Exemplo da evolução das geometrias das ferramentas: a) cilíndrica roscada, b) triangular de arestas curvas roscadas, c) triangular, d) *Trivex*, e) cónica roscada, f) *MX Triflute*[®], (adaptado de Rai et al., 2011).

Em juntas *T*, o pino cilíndrico influencia alguns defeitos de fluxo devido às suas descontinuidades geométricas. Por sua vez, o pino cônico determina um maior e mais intenso movimento vertical do material que flui, melhorando a ação de forjamento destinada a preencher os raios de concordância durante o processo (Fratini et al., 2009).

O diâmetro da base é também um parâmetro importante devido à sua influência na geração de calor, tendo um efeito diferente consoante as necessidades de calor gerado durante o processo de soldadura de juntas de topo e de juntas *T*. Em juntas *T*, diâmetros pequenos devem ser evitados e em juntas de topo diâmetros maiores devem ser evitados (Iqbal et al., 2015).

Acerra et al. (2010) obtiveram os mesmos resultados que Iqbal et al. (2015) no seu trabalho de investigação de juntas *T* dissimilares recorrendo à liga AA2024 constituinte da placa e à liga AA7075 utilizada no reforço. Realizaram soldaduras com diferentes características da ferramenta, neste caso específico, com diferentes diâmetros da base e observaram que valores de diâmetro mais baixos resulta numa escassa geração de calor na junta e conseqüentemente um insuficiente fluxo de material. Assim, concluíram que um ligeiro aumento do diâmetro da base da ferramenta permite obter melhorias significativas na soldadura, mesmo para velocidades de avanço mais elevadas.

A composição do material da ferramenta é também um parâmetro essencial para a produção de uma soldadura eficaz, e depende dos materiais a serem unidos. Geralmente, para materiais macios como o alumínio, são utilizadas ferramentas em aço para trabalho a quente mas, para materiais duros como titânio ou aço, é necessária uma ferramenta com alta resistência e dureza, pois são atingidas temperaturas muito elevadas (Rai et al., 2011).

No artigo de Chiteka (2013) foi discutido profundamente qual o material de ferramenta a utilizar na soldadura de diversos tipos de materiais, desde os materiais mais fáceis aos mais difíceis de soldar. A Tabela 2.5 resume as sugestões destes autores.

Tabela 2.5. Seleção do material da ferramenta em função do material a soldar (adaptado de Chiteka, 2013).

Material da ferramenta	Materiais adequados para soldar
Aço	Ligas de Al, AMCs e ligas de Cu
WC-Co	Ligas de Al e aço carbono
Ligas de Ni	Ligas de Cu
Compósitos de WC	Ligas Al, aços de baixa liga, ligas de Mg e ligas de Ti
Ligas de W	Ligas de Ti, aço inoxidável e ligas de Cu
PCBN	Ligas de Cu, aço inoxidável e ligas de Ni

2.4. Microestrutura

O processo termomecânico envolvido no FSW promove a formação de várias zonas microestruturais características normalmente designadas por núcleo (*nugget*), zona termicamente afetada (ZTA) e zona termomecanicamente afetada (ZTMA), conforme se ilustra na Figura 2.4.

As microestruturas transversais das juntas de topo e *T* apresentam características relativamente semelhantes na placa. No entanto, nas juntas *T*, as zonas afetadas são estendidas para o reforço e duas novas zonas são criadas, as zonas da concordância. As microestruturas destas últimas zonas, entre elas, apresentam deformações distintas dos grãos devido à deformação plástica assimétrica nos dois lados (Hou et al. 2014).

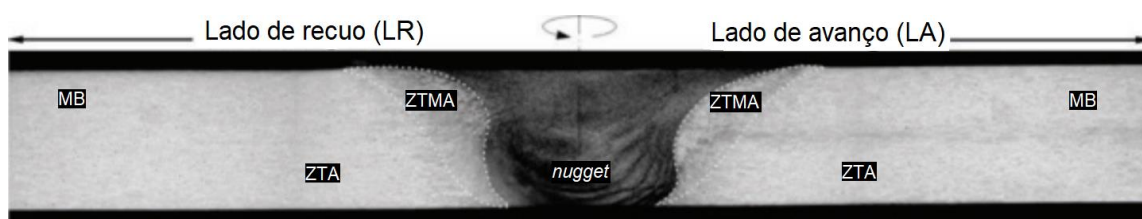


Figura 2.4. Macrografia de soldadura realizada por FSW sendo possível visualizar: MB-material base, ZTA-zona termicamente afetada, ZTMA-zona termomecanicamente afetada e a zona do *nugget* (adaptada de Roldo and Vulić, 2019).

O *nugget* corresponde à zona central e consiste no resultado de uma intensa deformação plástica onde as temperaturas mais elevadas são geradas. Portanto, durante o

processo FSW ocorre recristalização dinâmica, criando grãos finos e equiaxiais (Hou et al., 2014). Mishra and Ma (2005) classificam a forma do *nugget* em dois tipos: “forma de bacia” e forma elíptica. Após algumas experiências concluíram que o formato do *nugget* dependia não só dos parâmetros do processo FSW, bem como da condutividade térmica dos materiais.

As formas elípticas, também conhecidas como cascas de cebola (*onion rings*), são formadas devido ao calor gerado pela ferramenta rotativa e pelo movimento transversal que extrude o material ao redor do pino, assim como também é influenciada pela geometria da ferramenta (Krishnan, 2002). No entanto, na tentativa de soldar com sucesso três materiais diferentes (AA5083-H112, AA6061-T6 e Aço eletro galvanizado revestido por zinco), o *nugget* não apresentou este padrão (Hussein et al., 2014).

A camada adjacente ao *nugget*, de um e outro lado, é denominada zona termomecanicamente afetada (ZTMA), caracterizada por seus grãos alongados. Nesta região o material é deformado plasticamente e afetado pelo calor, podendo ocorrer uma zona parcialmente ou não recristalizada (Mishra and Ma, 2005; Threadgill et al., 2009).

Na investigação conduzida por Mishra and Ma (2005), a recristalização não ocorreu na ZTMA devido à insuficiente taxa de deformação, mas observaram a dissolução de alguns precipitados criados pela exposição a altas temperaturas.

A ZTA situa-se entre a ZTMA afetada e o MB. Esta zona é submetida ao ciclo térmico, mas não sofre deformação plástica. Apesar de manter a mesma estrutura de grão do material base (Mishra and Ma, 2005), esta zona apresentou os menores valores de dureza para juntas *T* constituídas com a liga AA6061-T4 (Hou et al., 2014).

2.5. Fluxo de material e defeitos de soldadura

Como mencionado anteriormente, cada parâmetro tem sua própria influência no fluxo do material na soldadura, bem como as propriedades do material ou materiais a soldar. Em particular, a geometria da ferramenta é um dos parâmetros que provavelmente mais influencia o fluxo de material no *nugget* da soldadura.

No caso de juntas de topo em ligas de alumínio, a base da ferramenta arrasta o material para a proximidade do pino que o empurra através dos seus filetes da rosca em direção à raiz da soldadura, onde este é extrudido para cima na parte de trás da ferramenta, fechando a cavidade deixada pelo pino (Leal et al., 2008). Existem, portanto, aqui dois fluxos de material, um comandado pela base e outro comandado pelo pino. Neste caso, o estudo foi

realizado sobre juntas heterogéneas entre as ligas AA5182-H111 e AA6016-T4, o que proporcionou uma visão adequada do fluxo dos materiais.

Em juntas *T* similares compostas pela liga AA6082-T6, Fratini et al. (2009) afirmam que neste tipo específico de juntas, observa-se um componente vertical do fluxo de material em que o material da placa é empurrado para baixo pela ação da ferramenta, dá-se uma espécie “ricochete” e o fluxo de material sobe novamente para a placa. Após alguns procedimentos experimentais, observaram que o fluxo de material na parte traseira da ferramenta nas juntas *T* tem um comportamento semelhante ao das juntas de topo.

Buffa et al. (2008) concluíram o mesmo que Fratini et al. (2009) para juntas *T* constituídas pela liga AA2024-T4 e também observaram que a linha de interação entre o fluxo da base e do fluxo do pino é encontrada abaixo da separação inicial entre a placa e o reforço, devido ao fluxo de material descendente.

Quando se usam ferramentas com geometria mais complexa, por exemplo com pino de geometria variável pode existir mais que um fluxo de material comandado pelo pino, como mostraram Manuel et al. (2019) para o caso de juntas dissimilares. Este aspeto está ilustrado na Figura 2.5. O fluxo de material indicado por *Sdf* na imagem refere-se ao fluxo comandado pela base da ferramenta enquanto os fluxos *Pdf1* e *Pdf2* se referem aos fluxos comandados pelo pino de geometria variável.

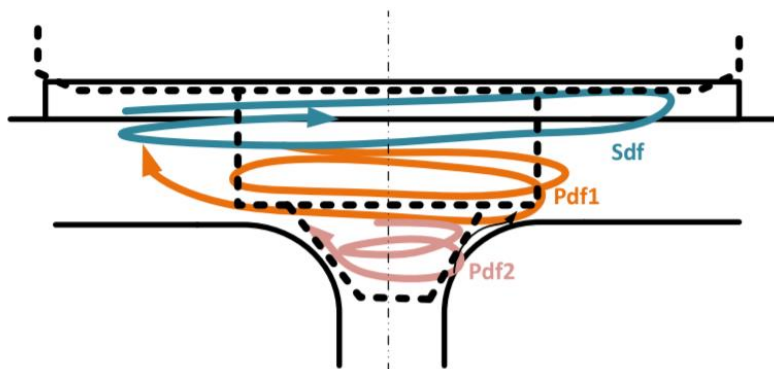


Figura 2.5. Fluxo de material em juntas *T* dissimilares, realizadas com ferramenta de pino variável (adaptada de Manuel et al., 2019).

A técnica mais comum, e provavelmente a mais fácil, usada para investigar e observar o fluxo de material consiste na utilização de marcadores (Buffa et al., 2008; Fratini et al., 2009; Reynolds, 2000). Para selecionar um marcador adequado para o material é preciso ter em consideração a sua soldabilidade e as suas características metalográficas, para diferenciar o marcador dos materiais soldados (Reynolds, 2000).

O fluxo de material inadequado na zona do *nugget* é geralmente apontado como a causa da formação de defeitos. Os defeitos de túnel são cavidades que se estendem através da linha de soldadura, sem uma geometria exata, que geralmente aparece no lado de avanço (Hou et al., 2014; Ilango et al., 2015). Em juntas *T*, esses defeitos são originados pelo insuficiente calor gerado e fluxo de material insuficiente, devido às altas velocidades de soldadura e aos raios de concordância escolhidos. Com os mesmos parâmetros de soldadura, maiores raios de concordância precisam que mais material seja movido para preencher esses vazios, de modo que, sem uma geração de calor adequada, originam-se túneis maiores (Zhao et al., 2014). Estas cavidades reduzem a área resistente da junta, originando uma queda da resistência mecânica e determinando uma fratura frágil, em que a concentração de tensões compromete rapidamente essa secção (Fratini et al., 2006).

Outro defeito típico no processo denomina-se *kissing bond*, isto é, a junção imperfeita de dois fluxos de material adjacentes, devido à falta de pressão entre fluxos. A velocidade da soldadura é o principal elemento influenciador do *kissing bond*. Esse defeito pode resultar em falha catastrófica sob solicitações mecânicas e eletroquímicas, uma vez que pode atuar como um local preferencial para iniciação e propagação de fendas (Astarita et al., 2012).

Os defeitos de túnel e *kissing bond* são os mais comuns no processo FSW e representam o principal fator de interferência na resistência à tração ao longo do reforço (Zhao et al., 2014).

Este defeito (*kissing bond*) é composto por partículas de óxido presentes na superfície do material não soldado que permanece nas zonas dos filetes entre a placa e o reforço devido à insuficiência da mistura mecânica (Feistauer et al., 2018).

Outro defeito consiste nas linhas de óxidos do material inicial, que após a soldadura, podem criar filmes contínuos de óxido na seção transversal da amostra. Esse filme de óxido é causado por uma geração insuficiente de calor e mistura/eliminação dos óxidos superficiais podendo causar fissuras nos remanescentes da camada de óxido, também conhecida linha em ziguezague (Sato et al., 2005).

O defeito de *hook* é um defeito com uma forma de gancho típico das soldaduras sobrepostas. Costa et al. (2015) realizaram soldaduras de juntas sobrepostas utilizando as ligas AA5754-H22 e AA6082-T6 em que este defeito esteve presente em todas elas, formando-se no lado de avanço, comprometendo a resistência da junta. Concluíram que a

geometria e penetração da ferramenta e a posição das placas são os parâmetros de maior influência na formação deste defeito.

A formação de rebarba, é um caso particular. Esta pode ser considerada um defeito que ocorre na superfície superior da placa, principalmente devido a penetrações excessivas. Por outro lado, em determinadas situações a formação da rebarba é introduzida deliberadamente para garantir uma penetração adequada, especialmente em soldaduras onde o ajuste não é o melhor (Threadgill et al., 2009).

Durante o processo de soldadura, quando os materiais são quimicamente incompatíveis, podem-se formar compostos intermetálicos na sua interface, principalmente se a temperatura e a interação entre os materiais forem elevadas. Estes compostos têm uma natureza frágil resultando em juntas com propriedades mecânicas inferiores (Ilangovan et al., 2015). As soldaduras entre materiais de famílias diferentes não são, contudo, objeto desta dissertação.

2.6. Comportamento mecânico de juntas similares e dissimilares

O comportamento mecânico das juntas soldadas é principalmente condicionado pelas estruturas e defeitos presentes nas soldaduras. Os ensaios de dureza, de tração e de fadiga são alguns dos mais correntemente usados na caracterização do comportamento mecânico das soldaduras.

No caso de soldaduras em ligas de alumínio tratáveis termicamente no estado T6 ou no caso de ligas não tratáveis termicamente endurecidas por deformação plástica observa-se uma diminuição significativa da dureza, e conseqüentemente da resistência mecânica, na zona do *nugget* e na ZTMA, devido à dissolução ou engrossamento de precipitados, ou a fenómenos de recozido, conforme mostra Roldo and Vulić (2019) e Ahmed et al. (2017).

Feistauer et al. (2018) desenvolveram testes em juntas *T* usando a liga AA5083-H111 fabricadas por FSW com duas passagens, no qual na segunda passagem o LA e o LR são trocados. O desempenho mecânico da junta foi avaliado com ensaios de tração na placa e de arrancamento no reforço. Devido à presença de um defeito de *kissing bond* nas amostras, o ensaio de arrancamento resultou numa menor resistência, pois a direção das forças aplicadas tendeu a abrir este defeito.

Usando a mesma liga mencionada anteriormente, Jesus et al. (2016) estudaram soldaduras com duas configurações de junta diferentes (juntas *T* sobrepostas e de topo), efetuadas com três pinos de diferentes geometrias. Independentemente da geometria da ferramenta e dos parâmetros usados na realização da soldadura, na maior parte das amostras verificaram-se perfis de dureza semelhantes. As amostras foram também sujeitas a ensaios de fadiga e tração e apresentam resultados diferentes devido à presença de linhas de óxidos, pois verificou-se uma tendência de perda de eficiência da junta e de resistência à fadiga, comparativamente às amostras sem este defeito.

Ainda referente à mesma liga, em soldaduras realizadas por MIG, um pós processamento de FSW resulta num ligeiro aumento na dureza e um aumento bastante considerável na resistência à fadiga (Jesus et al., 2017).

Em juntas *T* dissimilares, unindo a liga AA5083-H111 e a liga AA6082-T6, variando os materiais da placa e do reforço, Manuel et al. (2019) observou uma perda de dureza em relação aos MB, na zona do *nugget*, para a configuração 65 (liga AA6082-T6 constitui a placa e liga AA5083-H11 o reforço) ao contrário do observado para a configuração 56. Apenas para a última configuração referida se observou a perda de dureza no reforço, mais concretamente na ZTMA e na ZTA. Depois dos provetes terem sido submetidos a testes de fadiga, verificou-se que as séries apresentavam uma resistência semelhante para 10^6 ciclos, apesar da diferença entre as resistências dos MB, concluindo-se assim, que estes valores eram originados pela perda de dureza da liga AA6082-T6 quando exposta a altas temperaturas. Por fim, para uma das séries com a configuração 65 ocorreu uma fratura prematura devido à presença de óxidos, apresentando uma resistência à fadiga e à tração inferior relativamente à soldaduras que não continham estes defeitos, semelhante ao reportado por Jesus et al. (2016).

Para juntas tri-dissimilares com configuração sobreposta as juntas apresentam valores mais elevados de dureza para maiores rotações (Boşneag et al., 2017), assim como para maiores rotações conjugadas com elevadas velocidades de soldadura (Boşneag et al., 2018).

2.7. Conclusões do Estado da Arte

A pesquisa realizada mostrou que já existe um número elevado de artigos versando a soldadura FSW de ligas de alumínio, onde é analisada a relação entre os

principais parâmetros de processo e a qualidade e comportamento mecânico das soldaduras. A maioria dos estudos centram-se em juntas de topo ou juntas sobrepostas, e poucos estudos se referem a juntas *T*, e em particular em juntas entre ligas de alumínio de séries diferentes. É ainda mais reduzido o número de estudos que procuram relacionar as propriedades e posição dos materiais na junta com a sanidade e comportamento mecânico das soldaduras. Além disso verifica-se que em vários desses tópicos não existe consenso.

Por último, o tema de soldadura por FSW de juntas *T* entre três ligas distintas é muito recente, pelo que praticamente não está estudado.

Portanto, o presente estudo pretende contribuir para o desenvolvimento do tema sobre soldaduras tri-dissimilares.

3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Primeiramente foi definida a configuração da junta bem como a ferramenta a utilizar, além do corte e preparação das chapas. Após a definição do processo de soldadura e dos restantes parâmetros, procedeu-se à realização das soldaduras que, posteriormente, foram utilizadas na realização de análises microestruturais e de microdureza, seguindo-se uma série de outros ensaios mecânicos. Foi também estudado o fluxo dos materiais no *nugget* e a formação de defeitos, bem como as forças e binários envolvidos no processo.

Nos próximos pontos serão descritos os procedimentos adotados no trabalho experimental.

3.1. Materiais base e geometria de junta

No programa experimental desta dissertação, foi definida a execução de soldaduras em juntas *T*, usando três ligas diferentes de alumínio: AA2017-T4, AA5083-H111 e AA6082-T6, cujas composições químicas nominais e propriedades mecânicas se encontram descritas na Tabela 3.1 e na Tabela 3.2, respetivamente.

Tabela 3.1. Composição química nominal das ligas de alumínio (em peso %) obtidas por EDS.

Ligas	Cu	Mg	Mn	Fe	Si	Zn	Ti	Al
2017-T4	4.5	0.8	1.0	0.7	0.8	0.25	0.15	Restante
5083-H111	0.025	4.5	0.57	0.18	0.09	0.01	0.01	Restante
6082-T6	0.09	0.7	1.0	0.44	0.53	0.08	0.01	Restante

Tabela 3.2. Propriedades mecânicas das ligas de alumínio.

	2017-T4	5083-H111	6082-T6
Resistência à tração [MPa]	427	276	321
Tensão limite de elasticidade [MPa]	276	158	288
Alongamento na rotura [%]	22	10.4	8.6
Dureza Vickers [$HV_{0.2}$]	118	83.5	116

Foram realizadas séries de soldaduras, em que a liga constituinte do reforço (AA6082) foi mantida fixa e as restantes formaram as placas do LA e do LR, variando a sua posição, combinando-se numa configuração de junta de topo em T. As chapas são montadas num sistema de matrizes, para fixar as posições relativas. De notar que o reforço penetra completamente as placas do LA e do LR e excede-as numa distância de 1.4 mm, conforme ilustra a Figura 3.1. Esta distância é medida desde a superfície superior de ambas as placas até à face superior do reforço, assegurando o fornecimento de material para o completo preenchimento dos raios de concordância entre as placas do LA e do LR e o reforço, sem que ocorram reduções de espessura nas placas.

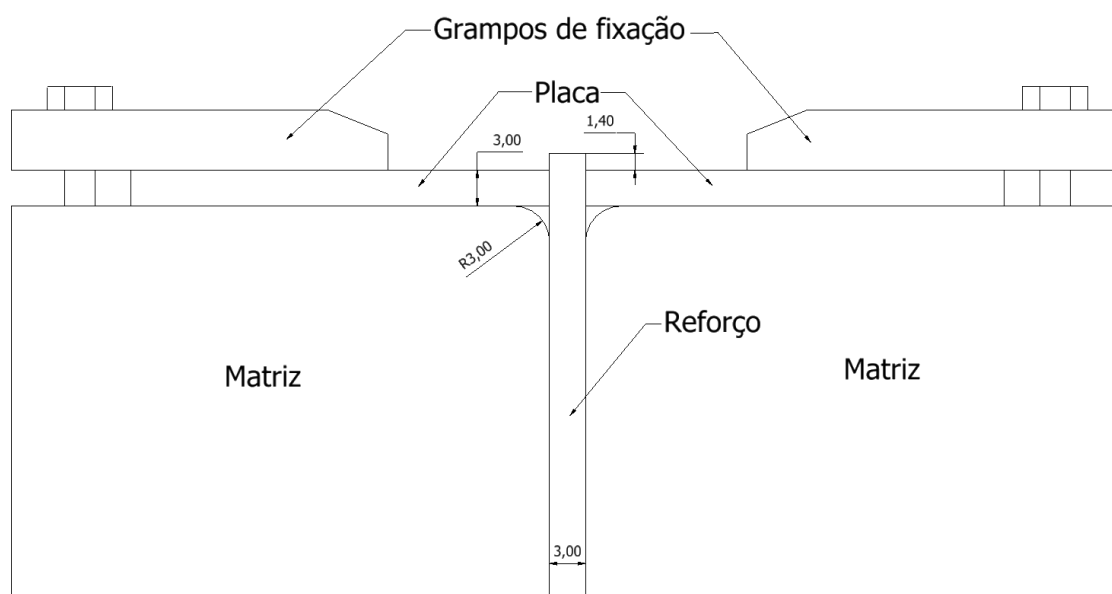


Figura 3.1. Configuração e fixação da junta T (medidas em mm).

As matrizes possuem um raio de concordância de 3 mm cada uma, para moldar os filetes que serão produzidos nas zonas de canto originadas pela junção das chapas, com o objetivo de reduzir a concentração de tensões induzidas pelas solicitações em serviço. Para garantir a fixação dos materiais, são utilizados grampos na superfície superior das placas do LA e do LR, como pode ser observado na Figura 3.2.



Figura 3.2. Sistema de fixação das juntas.

3.2. Definição da ferramenta

Na maioria dos estudos de juntas T obtidas por FSW, são utilizadas ferramentas cónicas progressivas e os resultados revelaram ser promissores/positivos. Devido ao facto anteriormente referido aliado ao sucesso de soldaduras dissimilares realizadas em trabalhos anteriores com o mesmo tipo de ferramenta, nesta dissertação optou-se pela utilização da ferramenta de pino progressivo, com ponta roscada, conforme se mostra na Figura 3.3.



Figura 3.3. Ferramenta progressiva cónica roscada (adaptada de Gruppelaar, 2015).

A ferramenta foi produzida em aço para ferramentas de trabalho a quente H13, e seguidamente temperada e revenida de modo a atingir uma dureza de 50 HRC. É constituída por um pino com uma parte cilíndrica e uma parte cónica, ambas roscadas, tendo

esta última 2.5 mm de comprimento e conicidade de 25° e por uma base côncava com 18 mm de diâmetro.

No ANEXO A encontra-se informação mais detalhada sobre os parâmetros geométricos da ferramenta.

3.3. Parâmetros, preparação e realização das soldaduras

As chapas de alumínio com 3 mm de espessura foram cortadas em placas de 37.4×330 mm e 80×330 mm, correspondentes ao reforço e placas do LA e LR, respetivamente. Posteriormente foram lixadas com lixa de granulometria P360 e limpas com álcool, para remoção de óxidos e sujidade superficial. A liga AA6082-T6 foi a selecionada para constituir o reforço e as ligas AA5083-H111 e AA2017-T4 formam as placas do LA e do LR, alternando a posição das mesmas para todas as velocidades de soldadura escolhidas.

Uma das séries de soldadura foi executada numa fresadora Cincinnati Milacron 207Mk, situada no DEM da Universidade de Coimbra, que apresenta uma rigidez elevada, necessária para o processo, e a segunda série realizou-se numa máquina ESAB Legio FSW 3 UT, que situa no Instituto Superior Técnico em Lisboa. Optou-se pela formação de uma nova série de soldadura, devido ao facto da fresadora não medir o binário nem a força axial envolvida no processo.

Para identificar e simplificar as referências às séries de soldadura, foi criado um código alfanumérico composto por 3 dígitos seguido de 2 números de série (V e R), com o formato XXX-V-R. Os primeiros 3 dígitos referem-se às ligas dispostas na junta. O primeiro e terceiro dígitos são referentes ao material da placa, do lado de avanço (LA) e lado de recuo (LR), respetivamente, e o segundo dígito ao material do reforço. Por fim, os dígitos correspondentes à velocidade de soldadura de cada série, em [mm/min] (V) e por fim, a diferenciação do equipamento de soldadura, F para a fresadora e M para a máquina. No exemplo 265-30-F, a designação correta será: placas constituídas pela liga AA2017-T4 (LA) e liga AA5083-H111 (LR), liga AA6082-T6 correspondente ao reforço, realizada a uma velocidade de 30 mm/min, na fresadora.

Ambas as séries foram realizadas com controlo de posição, usando chapas com as mesmas dimensões e os mesmos parâmetros, à exceção da velocidade de avanço e da profundidade de penetração, que se variaram, como se evidencia na Tabela 3.3 e na Tabela 3.4. Os restantes parâmetros foram definidos com base em trabalhos realizados

anteriormente. Nestas tabelas está também indicado o rácio w/v para cada caso, pois este rácio relaciona-se de forma qualitativa com a energia específica adicionada como afirma Abnar et al. (2015).

Tabela 3.3. Parâmetros utilizados nas soldaduras efetuadas na fresadora.

Séries	w [rpm]	v [mm/min]	Ângulo	Profundidade [mm]	Rácio w/v [rotações/mm]
562-30-F	500	30	3°	7	16.67
562-60-F	500	60	3°	7	8.33
562-120-F	500	120	3°	7.2	4.17
562-280-F	500	280	3°	7	1.79

Tabela 3.4. Parâmetros usados nas soldaduras realizadas na máquina de soldar.

Séries	w [rpm]	v [mm/min]	Ângulo de inclinação da ferramenta	Profundidade [mm]	Rácio w/v [rotações/mm]
265-30-M	500	30	3°	7	16.67
265-60-M	500	60	3°	7	8.33
265-240-M	500	240	3°	7	2.1
562-30-M	500	30	3°	7	16,67
562-60-M	500	60	3°	6.8	8.33
562-240-M	500	240	3°	7	2.1

As temperaturas atingidas na soldadura determinam, em grande medida, a qualidade das soldaduras produzidas. Portanto, foram medidos os ciclos térmicos envolvidos no processo de soldadura, usando um par de termopares do tipo K nas soldaduras efetuadas na máquina. Estes foram fixados em furos feitos na superfície da chapa, a meio comprimento da soldadura, recorrendo ao esmagamento dessa zona. Os termopares ficaram distanciados do eixo da soldadura 11 mm para cada lado, de modo a não interferir com a ferramenta. Para medição das temperaturas ao longo do processo foi utilizado o sistema de aquisição DATA

TRANSLATION® DT9828, com uma frequência de medição de 75 Hz. O esquema de montagem dos termopares está indicado em mais detalhe no APÊNDICE A

3.4. Análise metalográfica

Após a realização das soldaduras, foram cortados provetes com dimensões 56×19 mm de cada série, numa zona próxima ao cordão de soldadura, para a execução dos ensaios de metalografia, e uma posterior análise de microdureza. Os provetes foram submetidos a um polimento inicial com lixas de água de granulometria sequencialmente menor (P320 a P4000), seguido de um polimento com pasta de diamante de 3 µm e de 1 µm. Depois do polimento em pasta de diamante, os provetes foram passados por um curto período de tempo em sílica coloidal, de forma a remover excesso de partículas de diamante e/ou a dar um aspeto “limpo” à superfície. O polimento foi feito de igual forma em todos os provetes, assegurando-se que o LA permaneceria do lado esquerdo.

Seguidamente, de forma a revelar o fluxo de material de cada liga e a sua microestrutura, os provetes foram atacados recorrendo-se a vários reagentes, entre eles reagente de Keller modificado, reagente de Weck, reagente de Poulton modificado, entre outros. Os provetes foram submetidos aos ataques químicos por um intervalo de tempo compreendido entre 5 e 30 segundos. A composição dos reagentes usados, incluindo aqueles com que não foram obtidos resultados, podem ser consultados no APÊNDICE B.

Após o ataque químico, seguiu-se a análise morfológica, usando dois microscópios óticos, ambos com uma gama de ampliações compreendidas entre 12.5x e 500x, um deles Zeiss Axiotech 100HD e o outro um Leica DM4000 M LED. As fotografias das microestruturas dos provetes foram efetuadas com uma câmara fotográfica Leica MC 120HD, e o tratamento das imagens com o programa (Leica Application Suite).

Recorreu-se ao método de Heyn para a medição do grão no *nugget*, bem como foram medidos os grãos individualmente no MB devido à sua geometria alongada. Portanto os grãos do MB apresentarão dois valores, um valor de “comprimento” e outro de “largura”.

3.5. Análise dos perfis de microdureza

Usaram-se os provetes metalográficos para a análise de microdureza Vickers. Para estas medições recorreu-se a uma máquina Struers Duramim 2, aplicando uma carga de 200 gramas por 15 segundos.

Estes pontos estão localizados no centro das placas do LA e do LR e do reforço, ou seja, a 1,5 mm da sua superfície, alinhados paralelamente às superfícies dos materiais, com um espaçamento de 1 mm ao longo das placas.

No APÊNDICE C está evidenciada a localização dos pontos usados para esta medição. De notar que nas séries F consideraram-se mais pontos de medição.

3.6. Comportamento à tração

Com o intuito de estudar o comportamento mecânico das soldaduras, realizaram-se ensaios de tração ao longo das placas do LA e do LR. Os ensaios foram conduzidos numa máquina Instron 4206, utilizando em simultâneo um extensómetro ótico ARAMIS da GOM - Optical Measuring Techniques, para análise do campo de deformações locais de cada provete. Para os ensaios referidos os provetes foram polidos de forma a remover riscos superficiais, eliminando assim fatores de concentração de tensões. Procedeu-se também à sua pintura com tinta branca seguido de uns salpicos com tinta preta, de forma a criar um padrão de pontos de referência. No APÊNDICE D encontra-se o esquema destes ensaios, assim como os parâmetros geométricos dos provetes.

3.7. Comportamento à fadiga

Os ensaios de fadiga efetuaram-se com solicitação ao longo das placas constituintes do LA e LR e foram executados numa máquina servo-hidráulica Instron 1341, com sistema de aquisição e controlo Instron Fast Track 8800. Este estudo apenas se concretizou nas soldaduras obtidas pela fresadora, correspondente às séries 562-30-F, 562-60-F e 562-120-F, onde foi considerado uma razão de tensões (R) de 0.02, uma gama de tensões ($\Delta\sigma_n$) compreendida entre 150 e 200 MPa e uma frequência de ensaio entre 15 e 25 Hz, consoante o valor da carga aplicada.

Antes da realização dos ensaios, os provetes foram polidos de forma a eliminar riscos superficiais. A carga média (P_m) e a amplitude de carga (P_a) para cada provete foram calculadas através das equações (3.1) e (3.2).

$$P_m[kN] = \frac{P_{m\acute{a}x}[kN] + P_{m\acute{i}n}[kN]}{2} \quad (3.1)$$

$$P_a[kN] = \frac{P_{m\acute{a}x}[kN] - P_{m\acute{i}n}[kN]}{2} \quad (3.1)$$

Para o cálculo das incógnitas $P_{m\acute{a}x}$ e $P_{m\acute{i}n}$, são necessárias mais duas equações (3.3) e (3.4), e valores tais como a razão de tensões (R), a gama de tensões ($\Delta\sigma_n$), a gama de carga (ΔP), a largura (W) e a espessura (B) dos provetes.

$$P_{m\acute{i}n}[kN] = \frac{R}{1-R} \times \Delta P[kN] = \frac{R}{1-R} \times \frac{\Delta\sigma[MPa] \times B[mm] \times W[mm]}{1000} \quad (3.3)$$

$$P_{m\acute{a}x}[kN] = P_{m\acute{i}n}[kN] + \Delta P[kN] \quad (3.4)$$

De modo a analisar a superfície de fratura dos provetes, com o intuito de analisar os principais mecanismos de propagação de fenda e de fratura e cada provete, recorreu-se ao microscópio eletrónico de varrimento Zeiss Merlin VP Compact.

4. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

4.1. Macroestrutura e Fluxo do material

As amostras retiradas das soldaduras foram analisadas com recurso a um microscópio ótico, onde foram retiradas fotos de forma a revelar a suas macroestruturas. Nas figuras apresentadas neste capítulo são identificadas as séries e os reagentes responsáveis pelo ataque.

Na Figura 4.1 são apresentadas as macrografias das séries de soldadura realizadas na fresadora (séries terminadas em F). Das séries F apenas apresenta defeito a série realizada à velocidade de 280 mm/min, conforme se ilustra na Figura 4.1 d). Os defeitos são túneis, e estão indicados na imagem com setas.

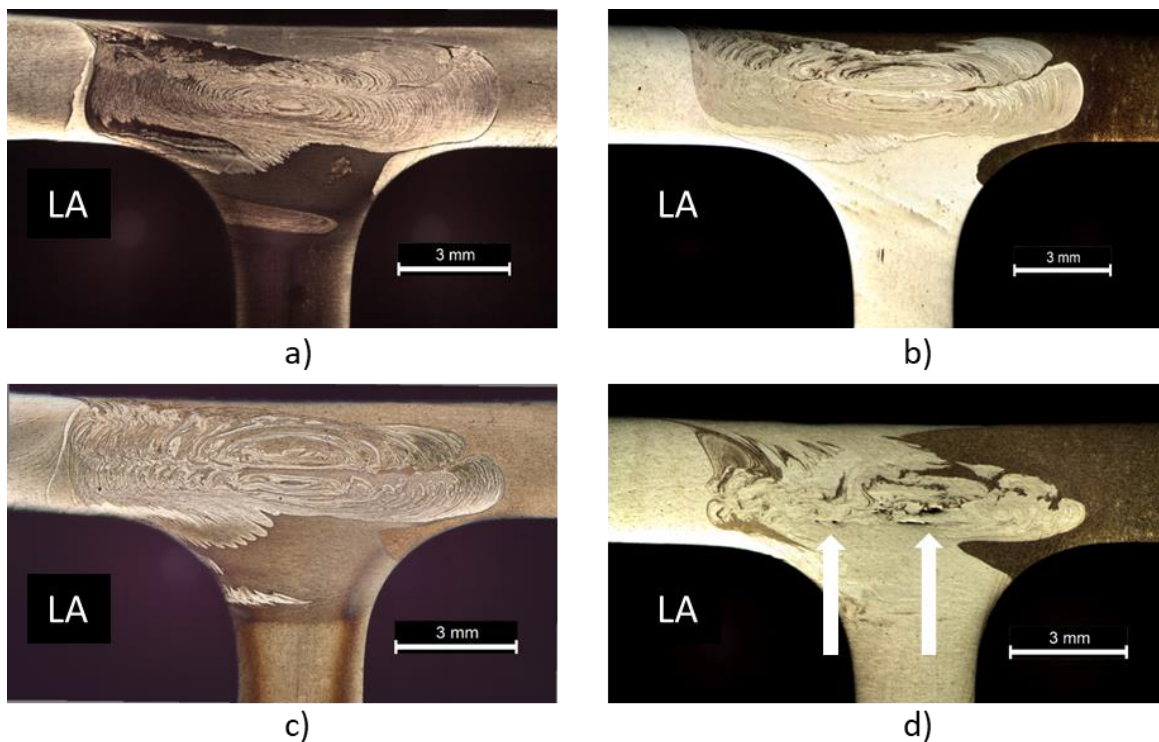


Figura 4.1. Macrografias das soldaduras: a) 562-30-F (Weck); b) 562-60-F (Keller modificado); c) 562-120-F (Weck); d) 562-280-F (Keller modificado).

Para as velocidades mais elevadas é de salientar a redução de tamanho na zona do *nugget*, assim como a inexistência de uma mistura homogênea de material. Nesta mesma zona, para velocidades mais baixas, ocorre a criação de duas estruturas denominadas de *onion rings*, divididas por uma fina camada do material base situado no LR. À medida que a velocidade de soldadura aumenta estas estruturas tendem a separar-se, até que para a velocidade mais elevada as estruturas em *onion rings* desaparecem. Para a velocidade mais elevada parece não haver tempo para o material se dispor em camadas.

Nas soldaduras de referência 265-30-M, 562-30-M usaram-se os mesmos parâmetros de soldadura, mas a posição dos materiais da placa foi trocada e podem ser observadas na Figura 4.2. A série 265-30-M não apresenta quaisquer tipos de defeitos, ao contrário da amostra 562-30-M, que apresenta um defeito de túnel no LA, assim como um insuficiente preenchimento da concordância do mesmo lado. É visível a diferença do fluxo da liga AA6082 para estas duas séries, atendendo à coloração. Na configuração 265, esta liga tende a movimentar-se para o LA, bastante diferente do que acontece na série 562, onde esta liga acomoda-se principalmente na zona central do *nugget*, próxima do LR e na parte superior da soldadura, perto do material base constituinte do LA. Refira-se que a soldadura 562-30-M apresenta alguma diferença na morfologia em relação à 562-30-F, o que pode talvez ser atribuído à diferença de rigidez das máquinas, sendo a fresadora mais rígida.

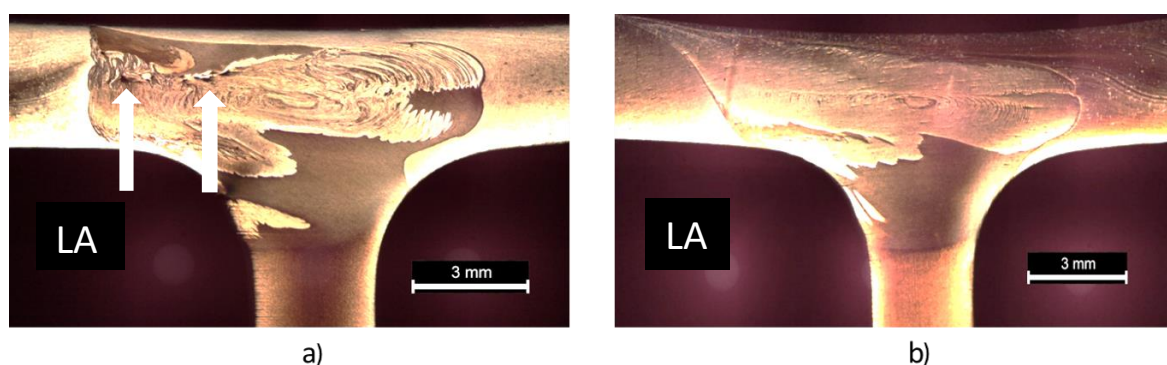


Figura 4.2. Macrografias das soldaduras: a) 562-30-M (Weck); b) 265-30-M (Weck).

As soldaduras realizadas com uma velocidade de 60 mm/min apresentam uma boa mistura dos materiais e estão livres de defeitos, visível na Figura 4.3. Apresentam também duas estruturas em *onion rings* em ambas as soldaduras, mas mais visíveis na soldadura feita na fresadora. De notar que foi usada uma penetração de 7 mm na série 265-60-M e 6,8 mm na série 562-60-M. A dispersão da liga AA6082 nestas séries, é bastante

semelhante às observações feitas para a velocidade de 30 mm/min. Referentemente ao fluxo das ligas da placa, é possível observar um padrão, caracterizado por um formato em S, que se estende até ao centro do *nugget*, principalmente constituído pela liga do LA. Com o aumento da velocidade de 30 para 60 mm/min esta forma ganha mais definição e, como o fluxo se altera, a estrutura desta torna-se diferente.

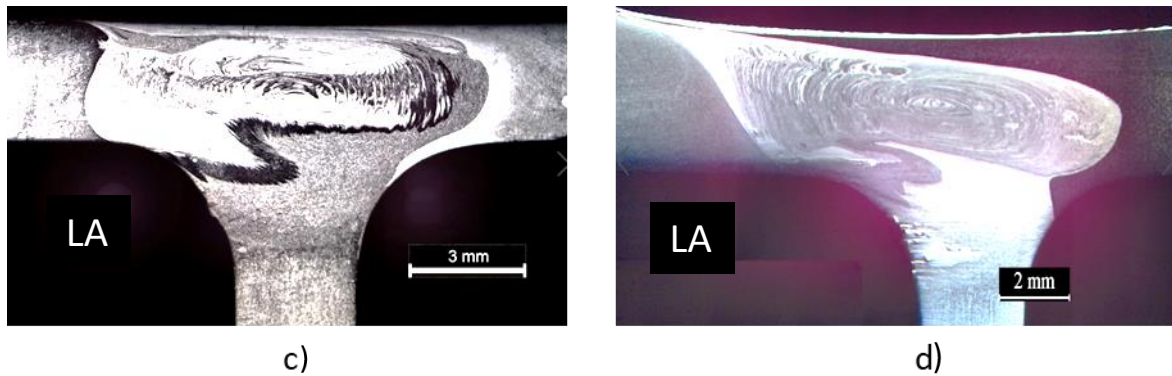


Figura 4.3. Macrografias das soldaduras: c) 562-60-M (NaCl); d) 265-60-M (Poulton modificado).

Ambas as séries 265-240-M e 562-240-M foram realizadas com uma penetração de 7 mm e velocidade de soldadura de 240 mm/min. A elevada velocidade resultou num insuficiente calor adicionado e conseqüente insuficiência de mistura de material, levando à criação de defeitos de túnel no lado de avanço, evidentes na Figura 4.4. Na amostra 265-240-M, para além do defeito de túnel, observou-se um preenchimento deficiente na concordância do mesmo lado. Para grandes velocidades é difícil fazer uma análise pormenorizada do fluxo de material.

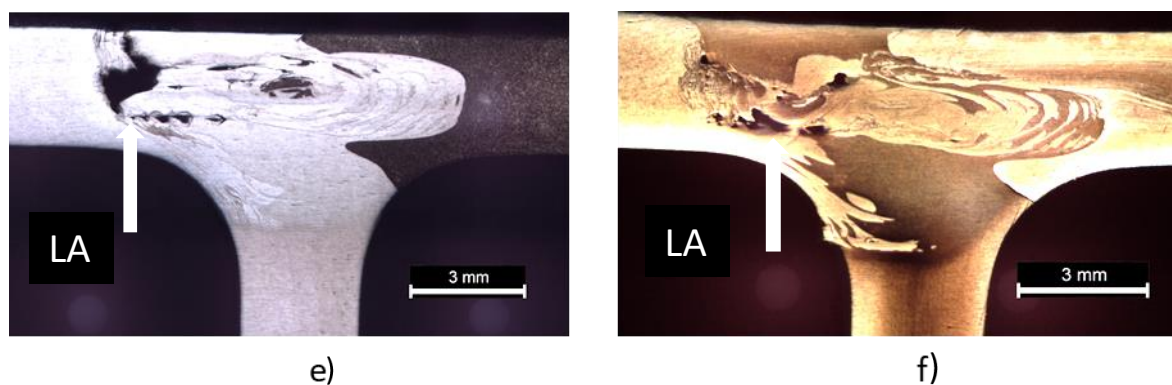


Figura 4.4. Macrografias das soldaduras: e) 562-240-M (Keller modificado); f) 265-240-M (Weck).

É importante referir e discutir o defeito obtido para a soldadura 562-30-M. Para a mesma série realizada na fresadora não se obteve o mesmo resultado, pelo contrário, obteve-se uma soldadura sem defeitos. Esta diferença deve-se à diferença de características dos equipamentos onde foram efetuadas as soldaduras. Por um lado, temos a fresadora que, como já foi referenciado, tem a rigidez necessária para o processo, ao contrário da máquina de soldar. De facto, quando é definida uma penetração de 7 mm, na fresadora é garantido que estamos a trabalhar a essa profundidade, na máquina pode haver oscilações, originando uma insuficiente deformação e movimentação de material para complementar os espaços em vazio.

4.2. Microestrutura

Os vários ataques químicos realizados permitiram realçar as fronteiras de grão nos MB e na zona do *nugget*, à exceção da liga AA5083, cujo grão não foi possível revelar após inúmeras tentativas com diversos reagentes. Estes ataques permitiram também observar distintivamente as diferentes zonas criadas durante o processo de soldadura, que podem ser observadas na Figura 4.5.

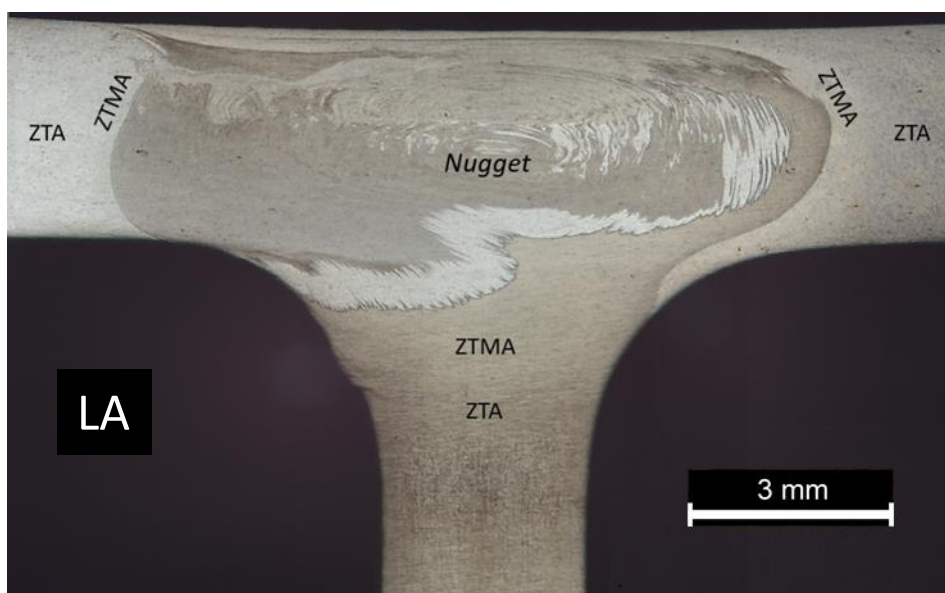


Figura 4.5. Exemplo da microestrutura da soldadura 265-60-M (12.5x).

O grão alongado constituinte das ligas, nas zonas em que foi visível, apresentou no *nugget* uma recristalização total, e uma grande variação de tamanho de grão relativamente ao material base, visível na Tabela 4.1.

Tabela 4.1. Tamanhos de grão no MB e no *nugget* das ligas AA2017 e AA6082.

	Comprimento do grão no MB [μm]	Largura do grão no MB [μm]	Tamanho de grão no <i>nugget</i> [μm]
2017	26.2	8.7	4.7
6082	40.8	17.5	4.4

Para as diferentes velocidades, as diferentes amostras apresentam microestruturas semelhantes e não foram observadas variações significativas de tamanho de grão. A título de exemplo, a Figura 4.6 e a Figura 4.7 apresentam a microestrutura do MB e do *nugget* para as ligas AA2017 e AA6082, a respetiva ampliação e reagentes, para a soldadura 562-30-F e 265-30-M. Registe-se que neste aspeto não se observaram variações significativas entre as soldaduras feitas na fresadora e as realizadas na máquina.

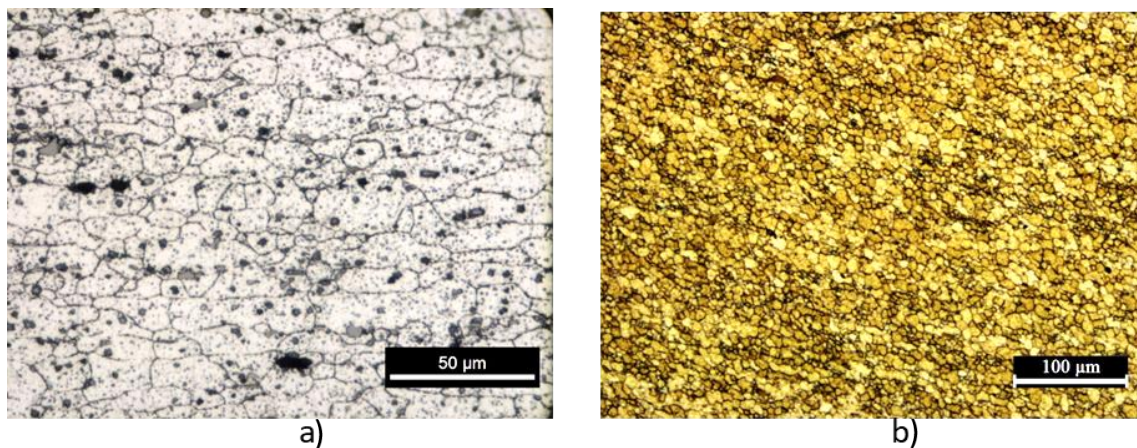


Figura 4.6. Microestrutura da liga AA2017: a) MB (500x)(NaCl); b) *nugget* (200x)(Keller modificado).

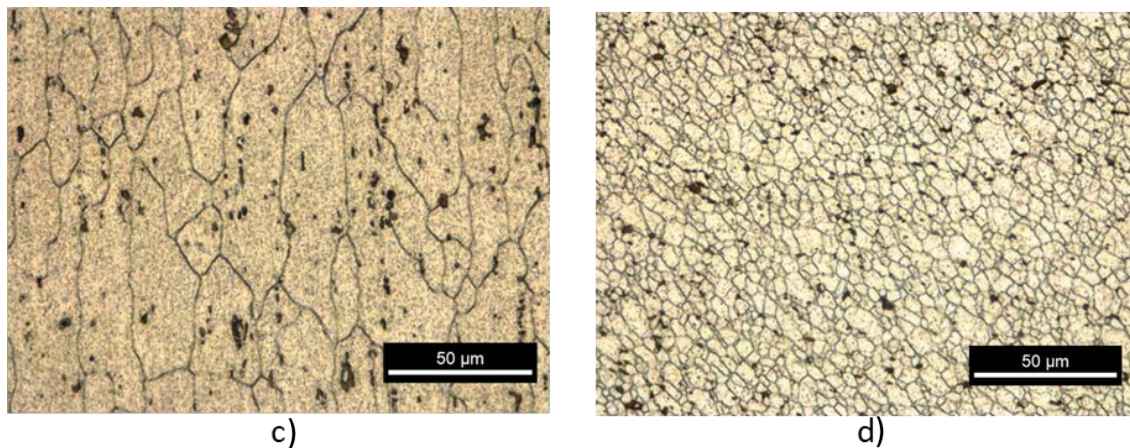


Figura 4.7. Microestrutura da liga AA6082: c) MB (500x)(Weck); d) *nugget* (500x)(Weck).

4.3. Microdureza

Nas Figuras 4.8 e 4.9 estão apresentados os perfis de dureza para as soldaduras das séries F.

As durezas das juntas tendem para o valor MB à medida que se afastam da soldadura. Nestas séries, existem zonas em que os valores diferem ligeiramente entre diferentes amostras, visível nas diferenças de valores de dureza medidos no MB. Esta discrepância deve-se, provavelmente, à não horizontalidade das amostras. As curvas têm um comportamento semelhante pelo que é complicado retirar conclusões sobre o efeito da velocidade nas soldaduras destas séries.

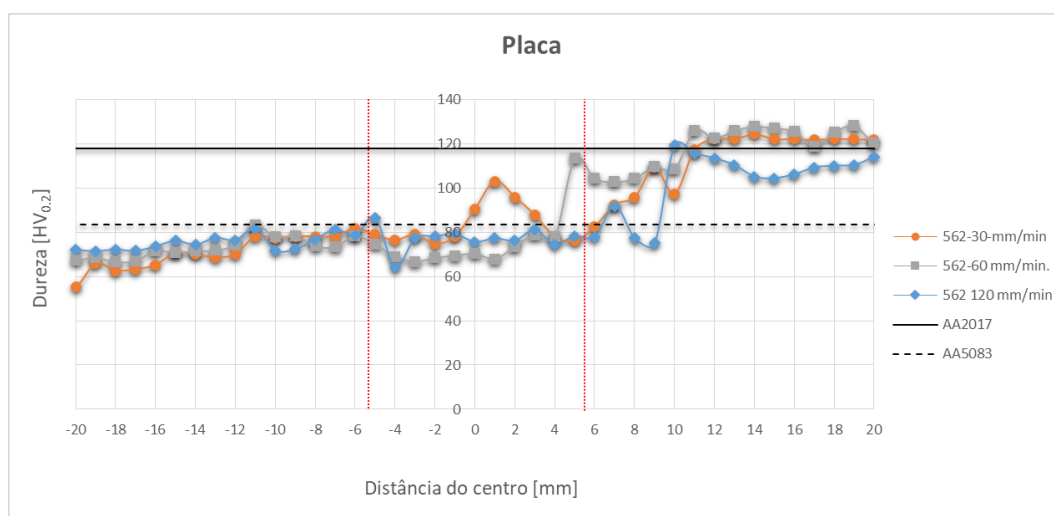


Figura 4.8. Perfis de microdureza ao longo da placa referentes às séries F.

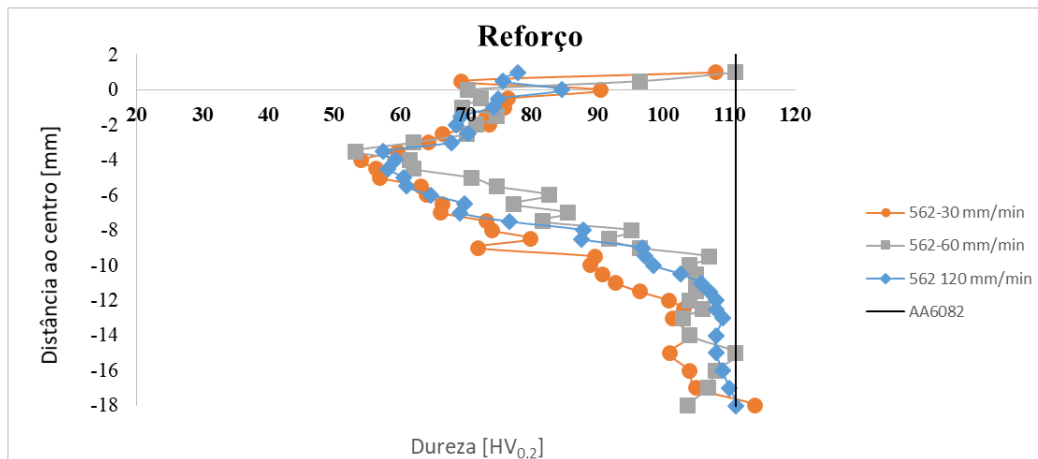


Figura 4.9. Perfis de microdureza ao longo do reforço, referentes às séries F.

Nas Figura 4.10 e Figura 4.11 apresentam-se os perfis de dureza das juntas referentes às séries M.

Observa-se que, para velocidades mais elevadas a dureza na zona do *nugget* é maior, correspondendo a uma menor adição de calor e conseqüentemente a um menor amaciamento dos materiais. As durezas elevadas no *nugget* podem dever-se à ocorrência de reprecipitação nas ligas tratáveis termicamente, especialmente da liga AA2017, podendo observar-se também ligeiras perdas na ZTA e ZTMA junto a esta liga, devido à coalescência ou engrossamento dos precipitados originados pelas temperaturas do processo.

Nos ensaios efetuados ao longo do reforço as séries 265 apresentam as maiores durezas na zona do *nugget*, podendo atingir valores superiores ao MB (AA6082). Comparando as mesmas séries para velocidades diferentes, observa-se uma maior dureza para maiores velocidades, pelos mesmos motivos explicados anteriormente. O reforço corresponde à liga AA6082 com tratamento térmico T6, tratamento este que concede ao material uma elevada resistência mecânica. Portanto, os precipitados originadores da dureza desta liga quando sujeitos às elevadas temperaturas envolvidas no processo dissolveram-se, originando esta perda significativa da dureza.

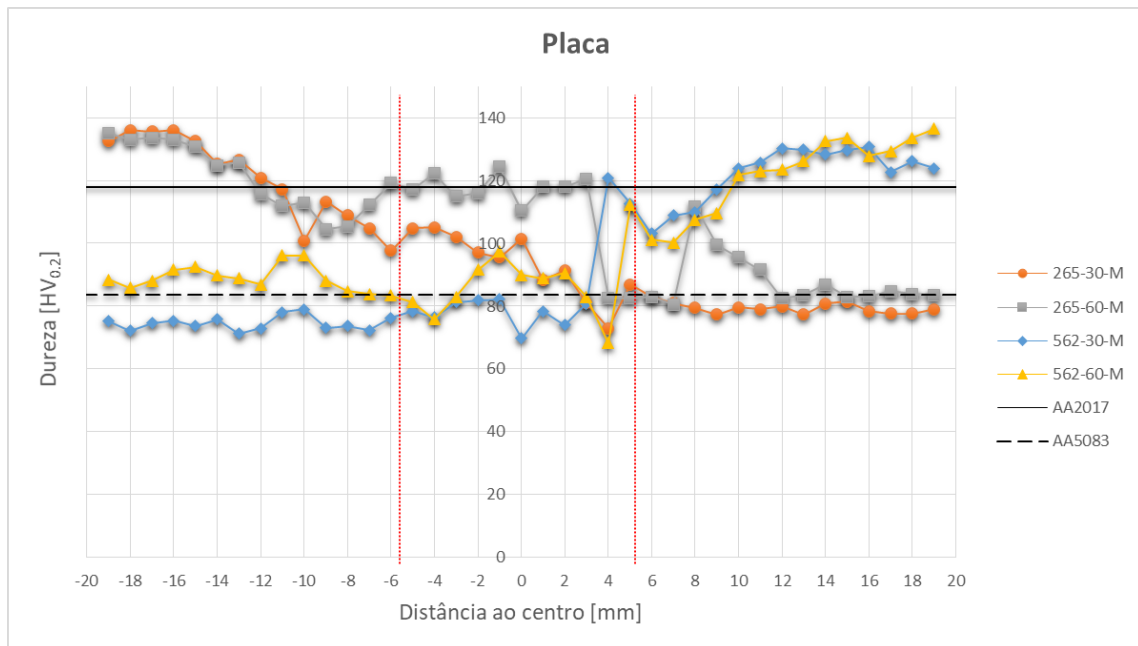


Figura 4.10. Perfis de microdureza ao longo da placa, referentes às séries M.

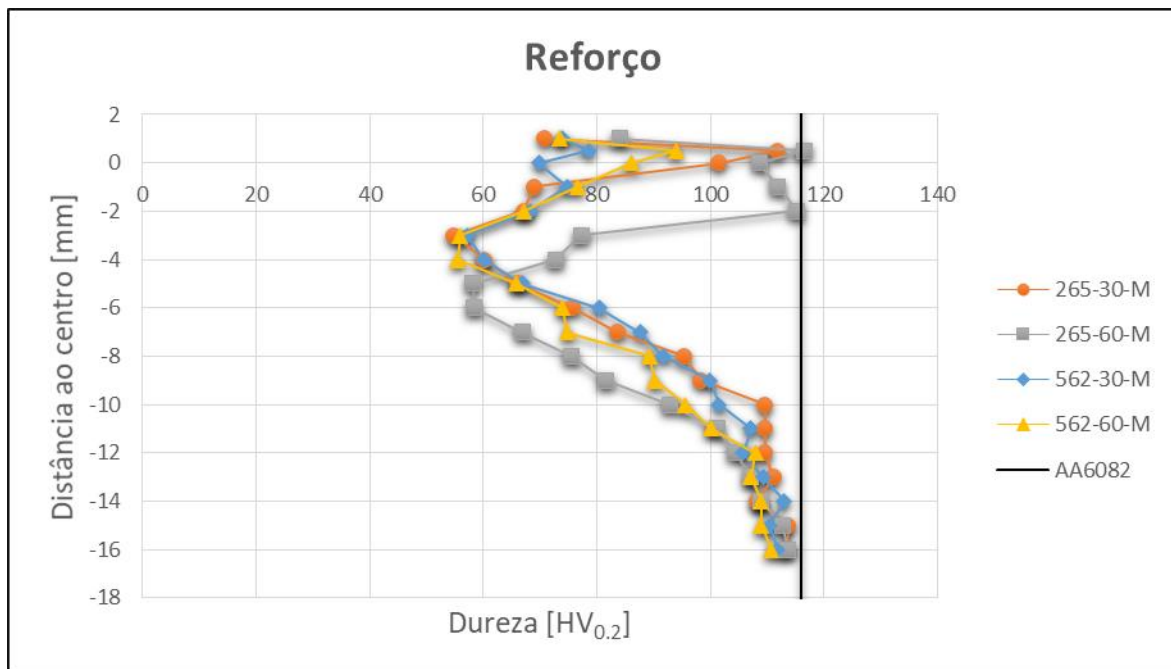


Figura 4.11. Perfis de microdureza ao longo do reforço referentes às séries M.

4.4. Caracterização Mecânica

As séries F foram sujeitas a ensaios de tração e de fadiga, ao contrário das séries M, onde se fez a análise de forças e binários.

4.4.1. Ensaios de tração

A Figura 4.12 apresenta as curvas de tensão-deformação para todas as velocidades de soldadura. É evidente, a partir da análise da figura que, a resistência mecânica dos provetes é superior para maiores valores de velocidade de soldadura, contrariamente ao comportamento observado para o alongamento. Isto deve-se essencialmente à menor adição de calor provocada pela utilização de uma maior velocidade de avanço. Apesar de apresentar defeitos, a amostra 562-280-F foi também sujeita ao ensaio de tração e, como esperado, a rotura do provete ocorreu na zona do defeito, sem os materiais sofrerem deformação significativa.

É admissível afirmar estas conclusões retirando da equação os provetes 562-60-F e 562-280-F, pelos motivos supramencionados. Posteriormente conclui-se que o provete 562-60-F apresentava defeitos internos. Nesta série é possível concluir que ocorre o efeito de Portevin-Le Chatelier, definido pelo serrilhado das curvas, característico da deformação da liga AA5083, como explica Tamimi et al. (2016).

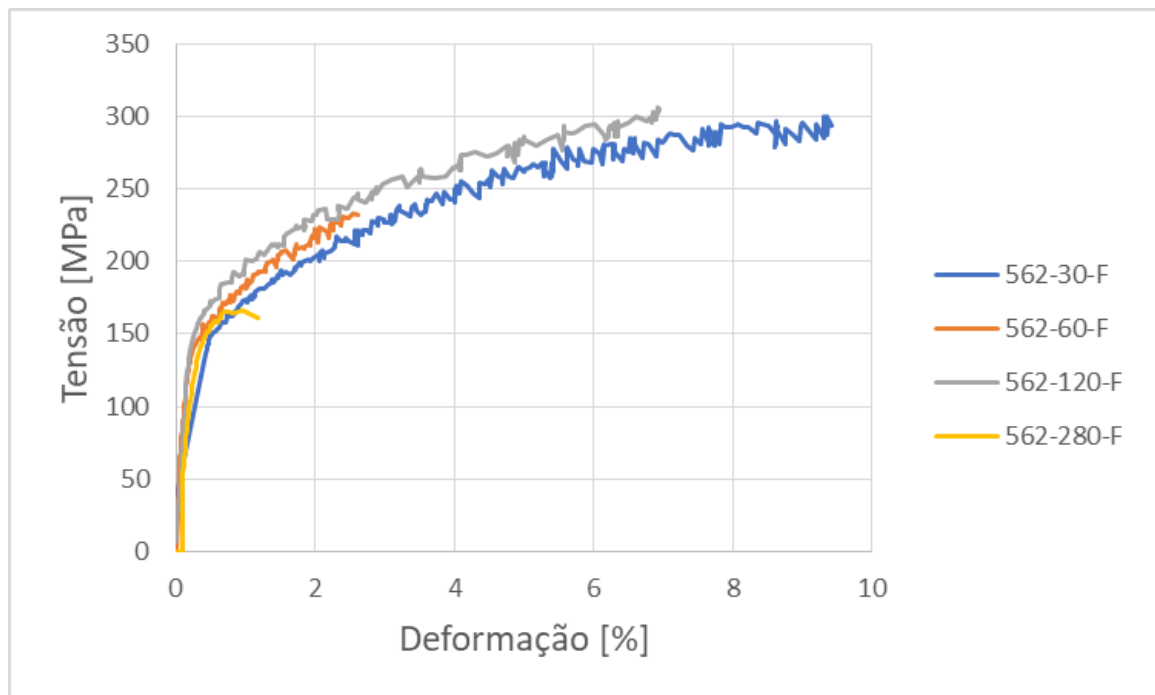


Figura 4.12. Evolução das curvas de tensão-deformação para as séries F.

A Tabela 4.2 apresenta os valores da tensão de rotura e do alongamento máximo das séries F. É visível também a eficiência da junta em relação ao MB de menor resistência, neste caso, a liga AA5083. Para este caso, são obtidas eficiências de junta ligeiramente

superiores a 100%, aumentando com a velocidade, à exceção das juntas que apresentavam defeitos.

Tabela 4.2. Tensão de rotura, alongamento máximo e eficiência de junta das séries F relativamente à liga AA5083.

	σ_r [Mpa]	Alongamento máximo [%]	$\sigma_r / \sigma_{r,base}$ [%]
562-30-F	294.09	9.43	106.5
562-60-F	232.12	2.64	84.1
562-120-F	305.42	6.95	110.6
562-280-F	140.77	1.18	51
5083	276	10.4	

A partir do sistema ótico ARAMIS foi possível obter o mapa de deformações locais nos provetes e identificar as zonas onde estas se concentram. A título de exemplo, a Figura 4.13 representa o mapa de deformações dos provetes 562-30-F e 562-120-F. Em termos gerais, observam-se as maiores concentrações de deformação no lado de avanço, correspondente à liga AA5083, pois apresenta uma resistência mecânica inferior à liga AA2017. A zona crítica, ou seja, onde todos os provetes fraturaram localiza-se no lado de avanço entre a ZTMA e a ZTA. De realçar que as concordâncias não representam zonas críticas neste estudo.

O APÊNDICE E evidencia a distribuição das deformações locais para os restantes provetes.

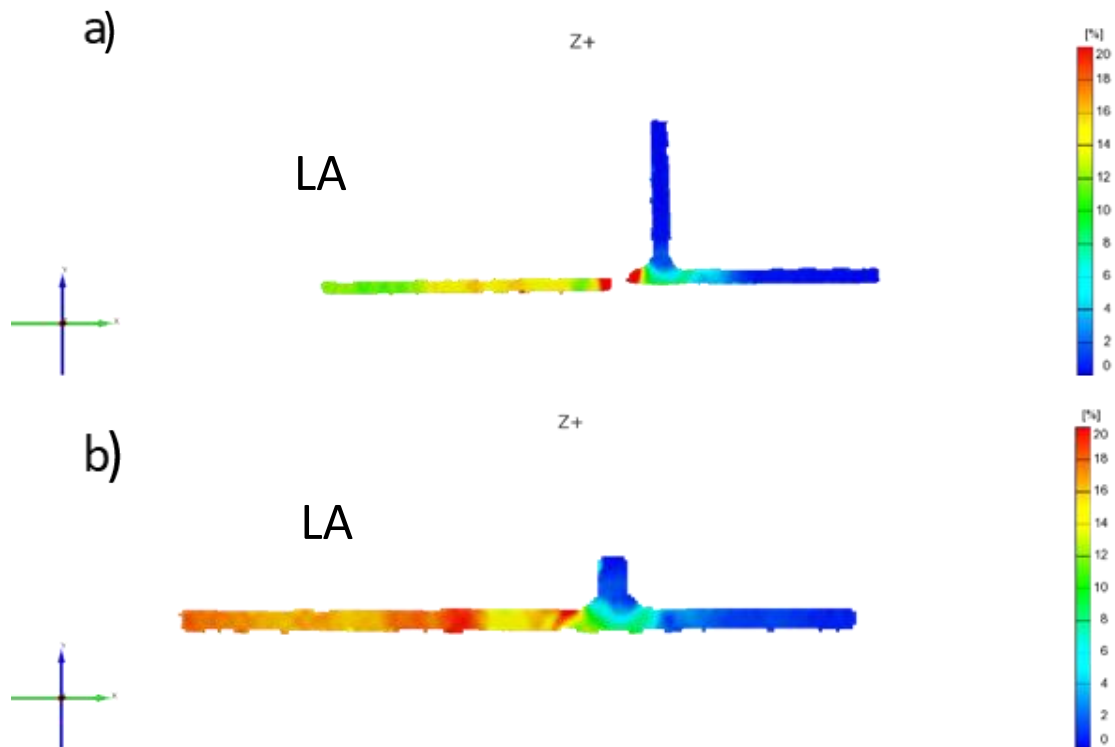


Figura 4.13. Distribuição das deformações locais nos pontos de tensão máxima: a) 562-30-F-1; b) 562-120-F-1.

4.4.2. Ensaios de fadiga e superfícies de fratura

Para a realização dos ensaios de fadiga foram utilizados entre 10 a 12 provetes, correspondentes a cada uma das diferentes velocidades usadas nas soldaduras que aparentemente não apresentavam defeitos. Como a série 562-60-F revelou alguns defeitos realizou-se um número superior de ensaios nesta série, em relação às restantes, para permitir um fator de correlação aceitável da respetiva curva S-N. Usou-se uma gama de tensões ($\Delta\sigma_n$) compreendida entre 150 MPa e 200 MPa. A Figura 4.14 ilustra as curvas S-N obtidas para estes ensaios, enquanto a Tabela 4.3 apresenta as equações identificativas de cada curva S-N, a gama de tensão para 4×10^5 ciclos, a variação das resistências de cada soldadura e o declive das curvas. De notar que na Figura 4.14 os marcadores a laranja simbolizam os provetes, referentes a cada série, que não fraturaram.

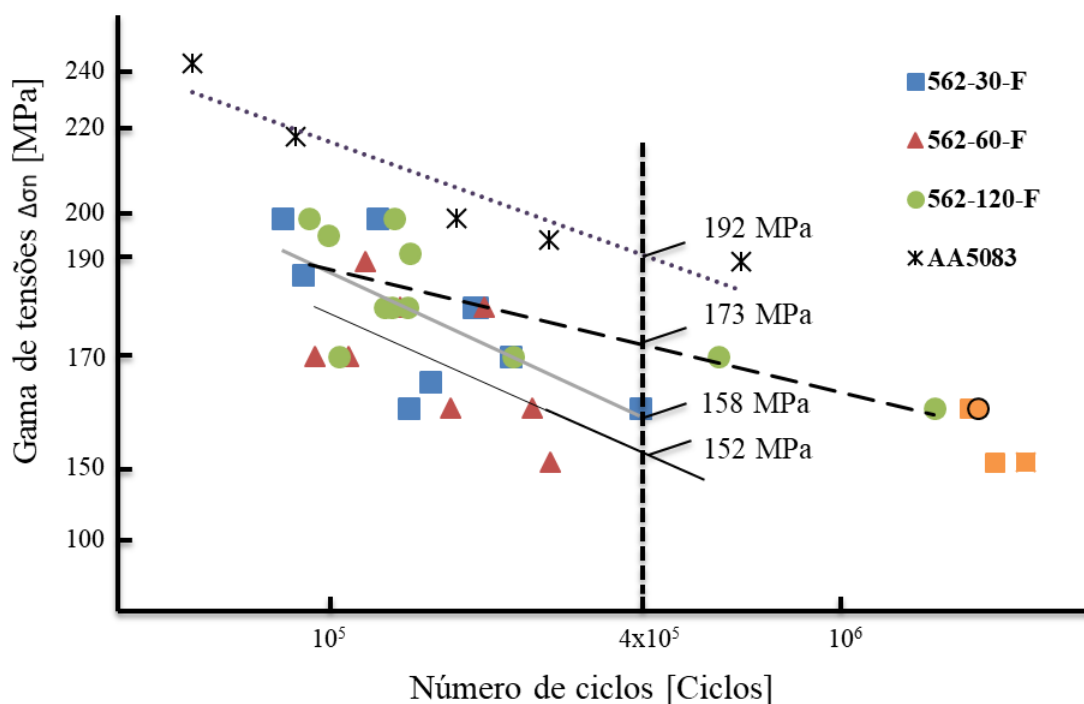


Figura 4.14. Curvas S-N das séries F em tensões nominais.

Tabela 4.3. Equação das curvas S-N, tensão verificada para 4×10^5 ciclos, variação da resistência à fadiga de cada soldadura em relação ao MB e correspondentes fatores de inclinação (tensões nominais).

	Equação da curva S-N	Resistência à fadiga, $\Delta\sigma$, para 4×10^5 ciclos [MPa]	Varição da resistência à fadiga da soldadura em relação ao MB [%]	$m = \frac{-1}{b}$
562-30-F	$\Delta\sigma = 763,14N^{-0,122}$	158	-18	8.2
562-60-F	$\Delta\sigma = 698,11N^{-0,118}$	152	-21	8.5
562-120-F	$\Delta\sigma = 390,27N^{-0,063}$	173	-10	15.9
5083	$\Delta\sigma = 653,15N^{-0,095}$	192		10.5

Normalmente a resistência à fadiga de uma junta soldada é inferior aos materiais base que a constituem. Portanto, como termo de comparação, foi escolhida a liga AA5083 com a menor resistência.

Verifica-se que todas as soldaduras apresentam resistência à fadiga inferior aos MB. A série 562-120-F apresenta a maior resistência à fadiga, enquanto a série 562-60-F apresenta a menor, correspondente a uma perda de 10% e 21%, respetivamente, em relação à liga AA5083. O aumento da velocidade de soldadura representa uma melhor resistência à

fadiga, excluindo a série 562-60-F, pois as amostras apresentavam defeitos, influenciando consideravelmente o período de fratura.

O fator de inclinação m permite avaliar a importância relativa das fases de iniciação e propagação da fenda, isto é, valores cada vez mais baixos de m correspondem a fase de propagação predominante, ocorrendo a iniciação da fenda para um menor número de ciclos. A soldadura 562-120-F apresenta o valor mais elevado de m , evidenciando que a fase de iniciação de fenda ocorreu para um número elevado de ciclos de fadiga, e conseqüentemente, conduziu a uma boa resistência à fadiga.

Podemos observar também uma dispersão bastante considerável de resultados. Como as juntas testadas não apresentavam defeitos assinaláveis, a causa mais provável desta dispersão é a insuficiente preparação prévia dos provetes, podendo criar pontos críticos, ou seja, de concentração de tensões, que influenciaram significativamente o período de iniciação da fenda.

Na Figura 4.15 estão representadas as fratografias retiradas em diferentes zonas da superfície de fratura do provete da série 562-30-F-8, que foi testado para uma gama de tensões ($\Delta\sigma_n$) igual a 160 MPa, com uma vida de 409672 ciclos. Na Figura 4.15 a) é visível uma vista geral da superfície de fratura desta amostra, com indicação dos locais de onde foram retiradas as restantes fratografias. A Figura 4.15 b) apresenta a zona onde ocorreu a propagação por fadiga da fratura, a qual apresenta uma zona com estrias paralelas. A Figura 4.15 c) apresenta o local provável de iniciação da fratura, onde se observam alguns alvéolos (dimples), mas também zonas planas com caráter frágil, talvez motivadas pela presença de alguns óxidos. A Figura 4.15 d) ilustra a zona onde ocorreu a rotura final do provete, a qual é constituída por alvéolos (dimples) de dimensão variável, com caráter dúctil.

No APÊNDICE F estão disponibilizadas as restantes fratografias realizadas para estas séries.

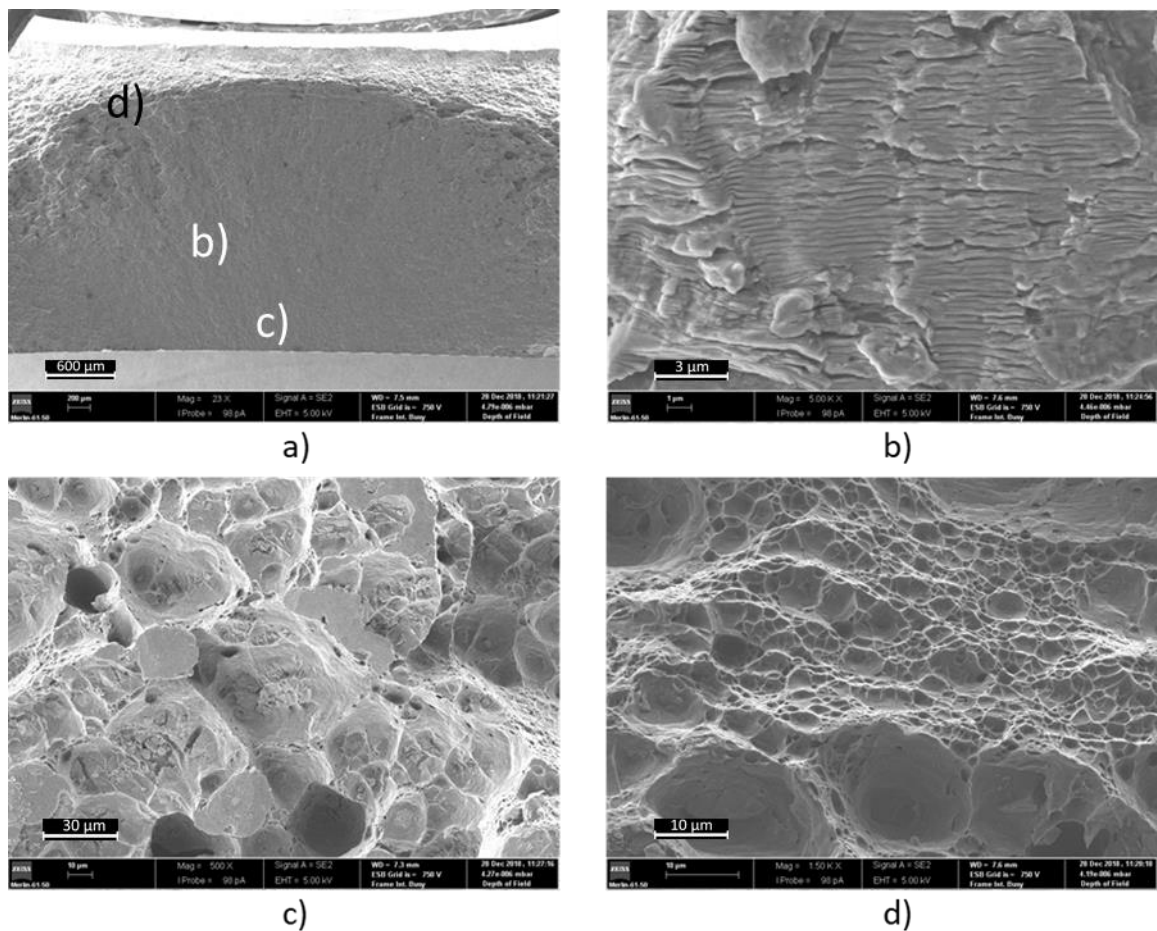


Figura 4.15. Fratografia das superfícies de fratura do provete 562-30-F-8: a) vista geral da superfície de fratura; b) zona de propagação por fadiga da fratura; c) zona de iniciação de fratura; d) zona de rotura final do provete.

4.5. Temperaturas, forças e binários

A Figura 4.16 e Figura 4.17 apresentam as temperaturas atingidas durante o processo, para o LA e LR, em função do tempo de soldadura para as séries 265-M e 562-M, respetivamente, seguidas das respetivas profundidades da ferramenta na junta.

A máxima temperatura atingida corresponde ao momento em que a ferramenta se encontra entre os dois termopares ou próximo dessa zona. Como se pode observar em todos os gráficos, existem variações no pico máximo de temperatura causadas, em princípio, pela fixação defeituosa dos termopares, ou seja, quando a ferramenta passa nesta zona, existe o contacto entre a ferramenta e os fios de ligação entre o termopar e o *hardware* de medição, criando oscilações no termopar, influenciando as temperaturas medidas.

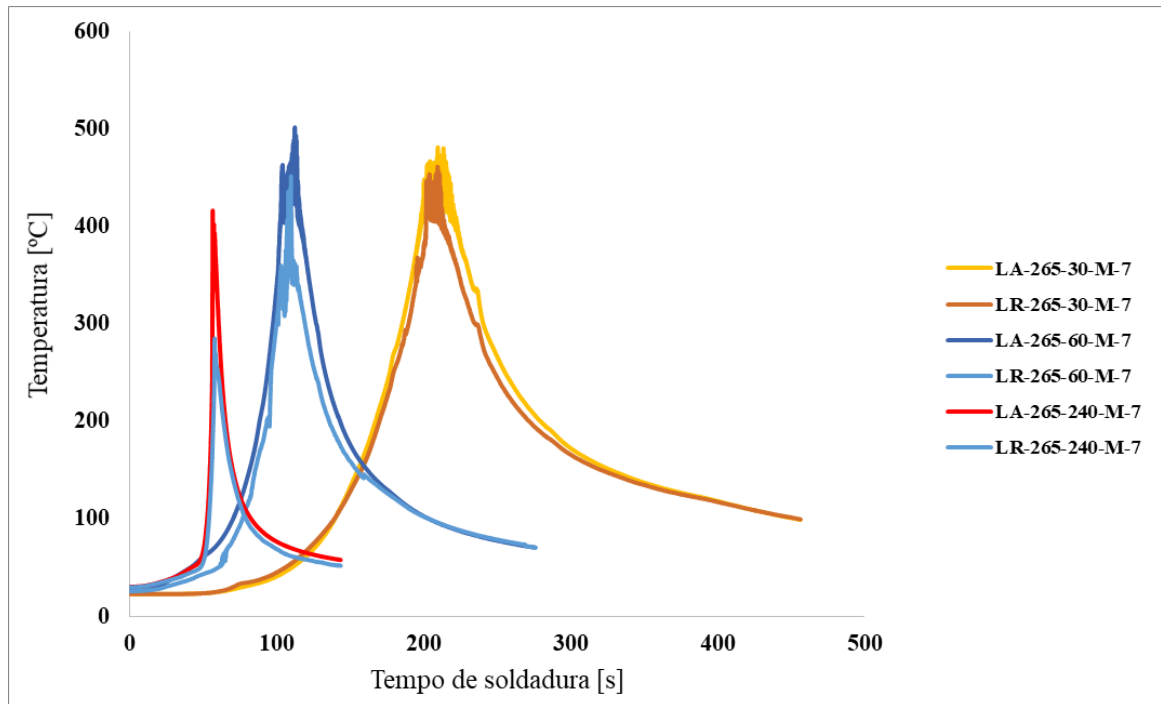


Figura 4.16. Temperaturas em função do tempo para as séries 265-M.

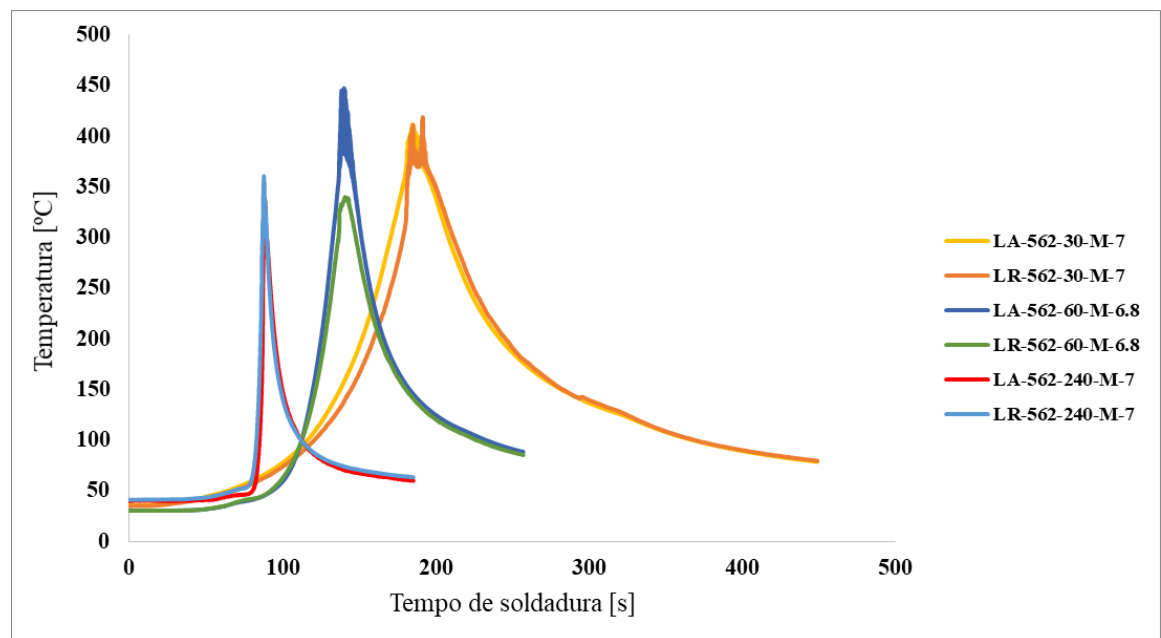


Figura 4.17. Temperaturas em função do tempo de soldadura para as séries 562-M.

De acordo com o estudo feito, é observável a tendência de uma maior temperatura no LA em relação ao LR. Esta diferença é mais significativa na junta 562-60-M.

As juntas com a configuração 265, ou seja, quando a liga detentora de uma maior resistência mecânica (AA2017) se situa no LA, obtêm-se temperaturas mais elevadas durante o processo de soldadura, igual ao observado por Guo et al. (2014). A temperatura máxima correspondente ao LR pertence à série 265-30-M com um valor aproximado de 460°C, em relação ao LA corresponde à série 265-60-M com um valor na ordem dos 501°C.

Velocidades superiores resultam numa menor adição de calor nas juntas, diminuindo a temperatura máxima atingida, podendo-se observar este fenómeno comparando as velocidades de 30 e 120 mm/min. As séries realizadas a 60 mm/min não demonstram este fenómeno, possivelmente pela disposição dos termopares que, neste caso, podem ter sido colocados sensivelmente mais próximos relativamente às outras séries.

É importante referir que o uso de termopares é um modo bastante seguro de medição de temperaturas. Na realidade, a temperatura máxima envolvida no processo deveria ser medida na zona de contacto entre a ferramenta e o material, correspondendo a valores superiores. Portanto, podemos concluir que as temperaturas atingidas não podem ser desprezáveis e têm uma enorme influência nos resultados obtidos.

A adição de calor tem um papel crucial no amaciamento dos materiais, favorecendo a sua mistura e o fluxo na junta, e tem uma influência fundamental nas estruturas dos materiais. Como referido anteriormente, temos duas ligas tratáveis (AA2017 e AA6082) e uma liga não tratável termicamente (AA5083). Nesta última liga referida, a temperatura atingida no processo vai induzir um recozimento, resultando numa ligeira perda de resistência mecânica, ligeira pois o tratamento H111 consiste num pequeno aumento de resistência. Em relação às ligas tratáveis termicamente é normal observar uma maior perda de resistência, especialmente na liga AA6082, pois o tratamento térmico a que esta foi sujeita (T6), atribui um aumento superior de resistência comparativamente ao tratamento T4. Portanto, as elevadas temperaturas vão originar fenómenos de coalescência ou engrossamento de precipitados, e até mesmo a sua dissolução no alumínio, reduzindo assim a sua resistência.

Na Figura 4.18 estão representadas as forças axiais envolvidas no processo em função do tempo, enquanto a Figura 4.19 exhibe o binário consumido, para cada série M.

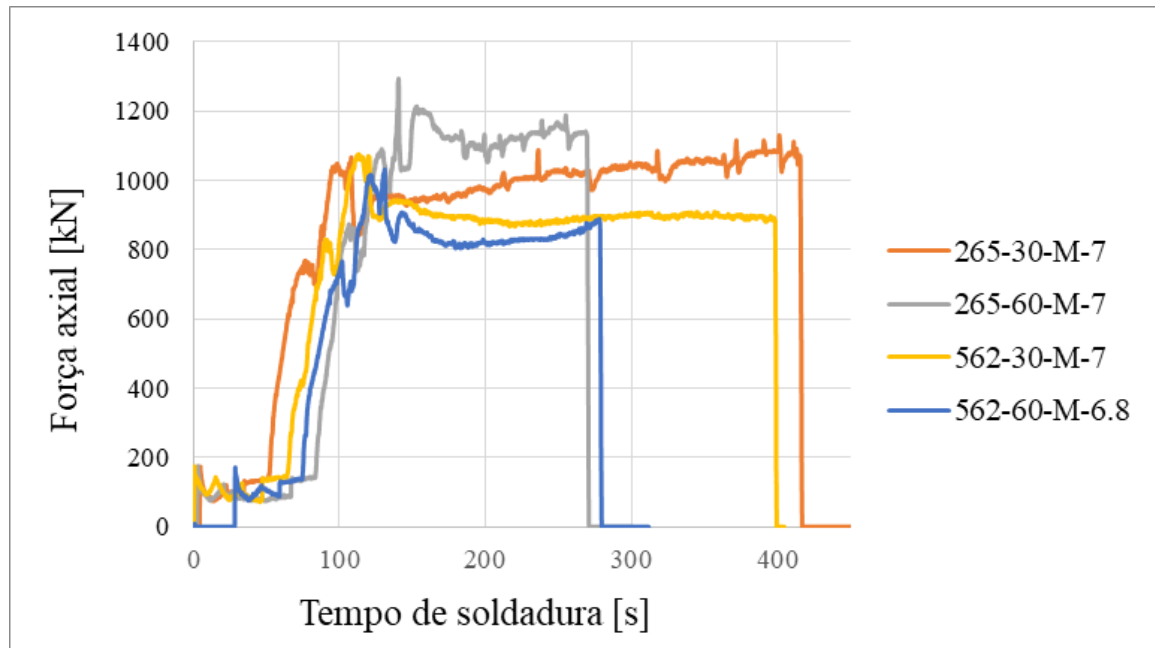


Figura 4.18. Forças axiais envolvidas no processo de soldadura das séries M.

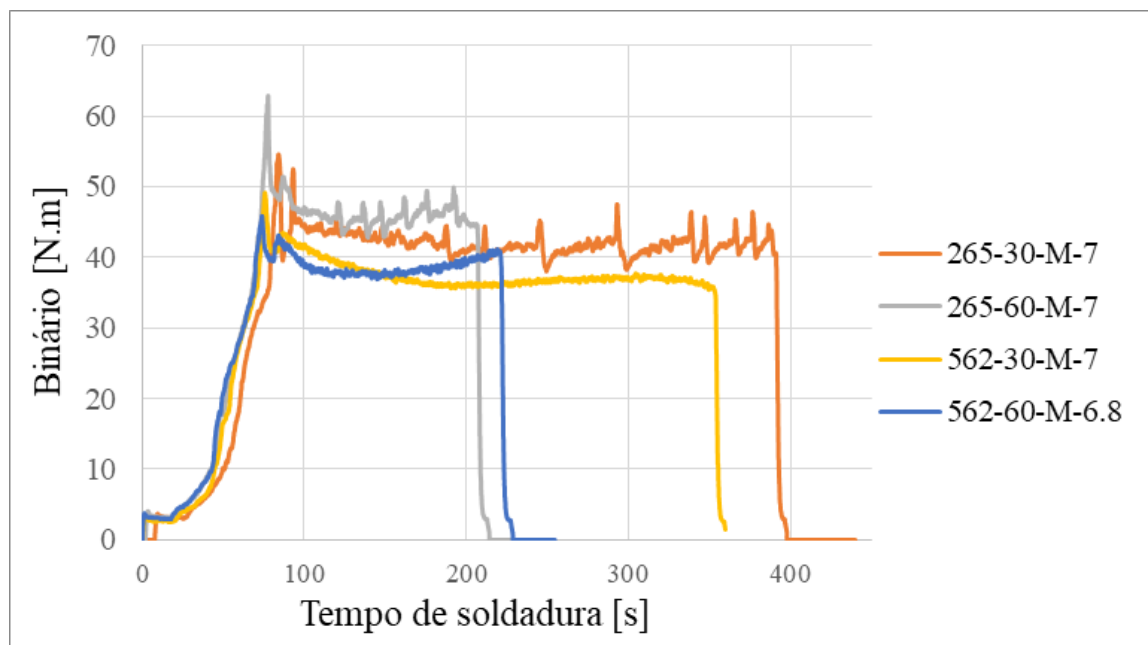


Figura 4.19. Binários consumidos no processo de soldadura das séries M.

As séries 265-M apresentam os maiores valores tanto de binário como de força axial, ou seja, quando a liga AA2017 se situa do LA, podendo concluir que uma maior força resulta num maior binário, excluindo o resultado inerente à série 562-60-M, que foi realizada com uma penetração de 6.8 mm.

Verifica-se também que o aumento de velocidade de soldadura resulta em binários superiores para todas as séries. É observável o mesmo efeito da velocidade na força vertical para estas séries, embora haja a interferência da diferença entre as profundidades da ferramenta na junta como apresenta a Figura 4.18.

Portanto maiores penetrações resultam em maiores forças axiais e consequentemente em maiores binários, aumentando as temperaturas atingidas no processo, como demonstra Banik et al. (2018).

5. CONCLUSÕES

Do trabalho realizado podem retirar-se as seguintes conclusões:

- Foi possível obter com êxito soldaduras de três ligas de alumínio diferentes, sem defeitos e com boas propriedades mecânicas;
- Velocidades superiores tendem a originar defeitos de túnel e/ou cavidades, principalmente no lado do avanço;
- A colocação dos materiais na junta, do lado do avanço ou do lado do recuo, influencia a morfologia e formação de defeitos do *nugget*;
- A velocidade de soldadura e/ou a disposição das ligas não têm efeito significativo no tamanho de grão no *nugget* das soldaduras;
- A resistência à tração e à fadiga das juntas aumenta com o aumento da velocidade de soldadura;
- A temperatura de pico nos ciclos térmicos de soldadura aumenta com a redução da velocidade de soldadura, e regista valores máximos quando a liga AA2017-T4 (de resistência superior) se situa no lado do avanço;
- Os binários e as forças axiais são superiores quando a liga AA2017-T4 se encontra no LA e aumentam com a velocidade de soldadura;
- A força axial aumenta com o aumento da penetração da ferramenta.

Sugestões para trabalhos futuros

O trabalho realizado permitiu evidenciar alguns aspetos importantes para a soldadura de três ligas de alumínio diferentes, que não foram aqui tratados por falta de tempo, mas que seria conveniente investigar:

- A comparação do comportamento mecânico das séries 265 com as séries 562;
- O estudo do efeito da variação de outros parâmetros de soldadura, como a velocidade de rotação ou o afundamento da ferramenta;

- O estudo de métodos de contrastação que permitam evidenciar a fronteira de grão de todas as ligas presentes no *nugget*.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Abnar, B., M. Kazeminezhad, and A. H. Kokabi. 2015. “Hot Corrosion Behavior of Ni–16Cr–XAl Based Alloys in Mixture of Na₂SO₄–NaCl at 600 °C.” *Transactions of Nonferrous Metals Society of China* 25: 2147–55.
- Acerra, F., G. Buffa, L. Fratini, and G. Troiano. 2010. “On the FSW of AA2024-T4 and AA7075-T6 T-Joints: An Industrial Case Study.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 48(9): 1149–57.
<https://doi.org/10.1007/s00170-009-2344-9>.
- Ahmed, M. M. Z., S. Ataya, M. M. El-Sayed Seleman, H. R. Ammar. 2017. “Friction Stir Welding of Similar and Dissimilar AA7075 and AA5083.” *Journal of Materials Processing Technology* 242: 77–91.
<http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.11.024>.
- Astarita, A., A. Squillace, A. Scala, and A. Prisco. 2012. “On the Critical Technological Issues of Friction Stir Welding T-Joints of Dissimilar Aluminum Alloys.” *Journal of Materials Engineering and Performance* 21(August): 1763–71.
- Banik, A., B. S. Roy, J. D. Barma, S. C. Saha. 2018. “An Experimental Investigation of Torque and Force Generation for Varying Tool Tilt Angles and Their Effects on Microstructure and Mechanical Properties: Friction Stir Welding of AA 6061-T6.” *Journal of Manufacturing Processes* 31: 395–404.
<http://dx.doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.11.030>.
- Boşneag, A., M. A. Constantin, E. Nițu, and M. Iordache. 2017. “Friction Stir Welding of Three Dissimilar Aluminium Alloy Used in Aeronautics Industry.” *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 252(1): 012041.
<http://stacks.iop.org/1757-899X/252/i=1/a=012041?key=crossref.2fbec723a70812f847a171bc63a1669c>.
- Boşneag, A., M. A. Constantin, E. Nițu, and M. Iordache. 2018. “Friction Stir Welding of Three Dissimilar Aluminium Alloy: AA2024, AA6061 and AA7075.” *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 400(2).

- Buffa, G., L. Fratini, F. Micari, R. Shivpuri. 2008. “Material Flow in FSW of T-Joints: Experimental and Numerical Analysis.” *International Journal of Material Forming* 1(1): 1283–86. <https://doi.org/10.1007/s12289-008-0137-6>.
- Cederqvist, L. and A. P. Reynolds. 2001. “Factors Affecting the Properties of Friction Stir Welded Aluminum Lap Joints.” *Welding Journal (Miami, Fla)* 80(12): 281–87.
- Chiteka, K.. 2013. “Friction Stir Welding/Processing Tool Materials and Selection.” *International Journal of Engineering Research and Technology (IJERT)* 2(11): 8–18.
- Colligan, K. 1999. “Material Flow Behavior during Friction Stir Welding of Aluminum.” *Welding Journal (Miami, Fla)* 78(7): 229–37.
- Costa, M. I., D. Verdera, C. Leitão, and D. M. Rodrigues. 2015. “Dissimilar Friction Stir Lap Welding of AA 5754-H22/AA 6082-T6 Aluminium Alloys: Influence of Material Properties and Tool Geometry on Weld Strength.” *Materials and Design* 87: 721–31. <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2015.08.066>.
- Delijaicov, S., D. Y. Yakabu, B. De Macedo, H. B. Resende, M. H. F. Batalha. 2018. “Characterization of the Surface and Mechanical Properties of the Friction Stir Welding in Tri-Dissimilar Joints with Aluminum Alloys and Titanium Alloy.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 95(1–4): 1339–55. <http://link.springer.com/10.1007/s00170-017-1306-x>.
- Dialami, N., M. Cervera and M. Chiumenti. 2019. “Effect of the Tool Tilt Angle on the Heat Generation and the Material Flow in Friction Stir Welding.” *Metals* 9(1).
- Donati, L. and L. Tomesani. 2010. “The Use of Extruded Profiles as Filling Material in Friction Stir Welding (FSW).” *Key Engineering Materials* 424: 137–44.
- European Aluminium Association. 2002. “Materials – Designation System.” *The aluminium Automotive Manual*: 1–12.
- Feistauer, E. E., L. A. Bergmann, and J. F. dos Santos. 2018. “Author ’ s Accepted Manuscript.” *Materials Science & Engineering A*. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2018.06.056>.
- Fratini, L., G. Buffa, L. Filice, and F. Gagliardi. 2006. “Friction Stir Welding of AA6082-T6 T-Joints: Process Engineering and Performance Measurement.” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 220(5): 669–76.
- Fratini, L., G. Buffa, F. Micari, R Shivpuri. 2009. “On the Material Flow in FSW of T-

- Joints : Influence of Geometrical and Tecnological Parameters.” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*: 570–78.
- Gruppelaar, M. J.. 2015. “Comportamento à Fadiga de Juntas T Soldadas Por FSW Na Liga AA5083.” *Master Thesis, University of Coimbra, Faculty of Cience and Technology*.
- Guerra, M., C. Schmidt, J. C. McClure, L. E. Murr, A. C. Nunes. 2003. “Flow Patterns during Friction Stir Welding.” *Materials Characterization* 49(2): 95–101.
- Guo, J. F., H. C. Chen, C. N. Sun, G. Bi, Z. Sun, J. Wei. 2014. “Friction Stir Welding of Dissimilar Materials between AA6061 and AA7075 Al Alloys Effects of Process Parameters.” *Materials and Design* 56: 185–92.
- Hamid, H. A .D. and A. A. Roslee. 2015. “Study the Role of Friction Stir Welding Tilt Angle on Microstructure and Hardness.” *Applied Mechanics and Materials* 799–800: 434–38.
- Hou, X., X. Yang, L. Cui, G. Zhou. 2014. “Influences of Joint Geometry on Defects and Mechanical Properties of Friction Stir Welded AA6061-T4 T-Joints.” *Materials and Design* 53: 106–17. <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2013.06.061>.
- Hussein, S. A., S. Thiru, R. Izamshah, A. S. M. Tair. 2014. “The Joining of Three Dissimilar Metallic Alloys by a Single-Pass Friction Stir Welding.” *International Symposium on Research in Innovation and Sustainability* 26(4)(October): 1569–74.
- Ilangovan, M., S. R. Boopathy, V. Balasubramanian. 2015. “Effect of Tool Pin Profile on Microstructure and Tensile Properties of Friction Stir Welded Dissimilar AA 6061–AA 5086 Aluminium Alloy Joints.” *Defence Technology* 11(2): 174–84. <http://dx.doi.org/10.1016/j.dt.2015.01.004>.
- Iqbal, A., N. Z. Khan and A. N. Siddiquee. 2015. “Friction Stir Welding of Different Joint Configurations: A Review.” *Journal of Material Science and Mechanical Engineering* 2(14): 19–24.
- Jesus, J. S., M. Gruppelaar, J. M. Costa, A. Loureiro, J. A. M. Ferreira. 2016. “ScienceDirect ScienceDirect Effect of Geometrical Parameters on Friction Stir Welding of AA 5083-H111 T-Joints.” *Procedia Structural Integrity* 1: 242–48. <http://dx.doi.org/10.1016/j.prostr.2016.02.033>.
- Jesus, J. S., J. M. Costa, A. Loureiro, J. M. Ferreira. 2017. “Fatigue Strength Improvement of GMAW T-Welds in AA 5083 by Friction-Stir Processing.” *International Journal*

- of Fatigue* 97: 124–34. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.12.034>.
- Kim, B.-J., H.-S. Bang, and H.-sur Bang. 2018. “The Effect of Tool Profiles on Mechanical Properties of Friction Stir Welded Al5052 T-Joints.” *Journal of Nanoscience and Nanotechnology* 18: 1935–39.
- Krishna, G. G., P. R. Reddy & M. M. Hussain. 2014. “Effect of Tool Tilt Angle on Aluminum 2014 Friction Stir Welds.” *Global Journal of Researches in Engineering* 14(7): 61–70.
- Krishnan, K. N. 2002. “On the Formation of Onion Rings in Friction Stir Welds.” *Materials Science and Engineering A* 327(2): 246–51.
- Lakshminarayanan, A. K., V. Balasubramanian. 2008. “Process Parameter Optimization for Friction Stir Welding of Aluminium 2014-T651 Alloy Using Taguchi Technique.” *Transactions of Nonferrous Metals Society of China* 18(2): 548–54.
- Leal, R. M., A. Loureiro, D. M. Rodrigues, P. Vilaça. 2008. “Material Flow in Heterogeneous Friction Stir Welding of Thin Aluminium Sheets: Effect of Shoulder Geometry.” *Materials Science and Engineering A* 498(1–2): 384–91.
- Lertora, E., C. Mandolino and C. Gambaro. 2013. “Effect of Welding Parameters on AA8090 Al-Li Alloy FSW T-Joints.” *Key Engineering Materials* 557: 985–95.
- Manuel, N., C. Silva, J. M. Costa and A. Loureiro. 2019. “Friction Stir Welding of T-Joints in Dissimilar Materials : Influence of Tool Geometry and Materials Properties Friction Stir Welding of T-Joints in Dissimilar Materials : Influence of Tool Geometry and Materials Properties.” *Materials Research Express*: 0–14.
- Mishra, R. S., Z. Y. Ma. 2005. “Friction Stir Welding and Processing.” *Materials Science and Engineering R: Reports* 50(1–2): 1–78.
- Moroz, I., N. G. de Alcântara, J. F. dos Santos. 2012. “Microstructural Characterization and Mechanical Properties of Aluminum Alloy 2198-T851 in Tailored Blank Configuration Welded by FSW - Friction Stir Welding.” *Soldagem e Inspecao* 17(1): 19–25.
- Muhayat, N., A. Zubaydi, Sulistijono, M. Z. Yuliadi. 2014. “Effect of Tool Tilt Angle and Tool Plunge Depth on Mechanical Properties of Friction Stir Welded AA 5083 Joints.” *Applied Mechanics and Materials* 493: 709–14.
- Nandan, R., T. DebRoy and H. K. D. H. Bhadeshia. 2008. “Recent Advances in Friction-Stir Welding – Process, Weldment Structure and Properties.” *Progress in Materials*

- Science* 53(6): 980–1023.
- Nourani, M., A. S. Milani, S. Yannacopoulos. 2011. “Taguchi Optimization of Process Parameters in Friction Stir Welding of 6061 Aluminum Alloy: A Review and Case Study.” *Engineering* 03(02): 144–55.
- Oliviecki, N. J., and A.B. Beskow. 2013. “Análise dos parâmetros do processo de solda por fricção em uma liga de alumínio Analysis of the Parameters of Friction Welding Process of an Aluminum Alloy.” *Perspectiva* 37(138): 15–29.
- Rai, R., A. De, H. K. D. H. Bhadeshia and T. DebRoy. 2011. “Review: Friction Stir Welding Tools.” *Science and Technology of Welding and Joining* 16(4): 325–42.
- Reynolds, A. P. 2000. “Visualisation of Material Flow in Autogenous Friction Stir Welds.” *Science and Technology of Welding and Joining* 5(2): 120–24.
- Roldo, L., N. Vulić. 2019. “Friction Stir Welding for Marine Applications: Mechanical Behaviour and Microstructural Characteristics of Al-Mg-Si-Cu Plates.” *Transactions on Maritime Science* 8(1): 75–83.
- Sato, Y. S., H. Takauchi, S. H. C. Park, H. Kokawa. 2005. “Characteristics of the Kissing-Bond in Friction Stir Welded Al Alloy 1050.” *Materials Science and Engineering A* 405(1–2): 333–38.
- Silva, A. C. F., D. F. O. Braga, M. A. V. De Figueiredo, P. M. G. P. Moreira. 2014. “Friction Stir Welded T-Joints Optimization.” *Journal of Materials&Design* 55: 120–27. <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2013.09.016>.
- Tamimi, S., A. Andrade-Campos and J. Pinho-da-Cruz. 2016. “Modelling the Portevin-Le Chatelier Effects in Aluminium Alloys: A Review.” *Journal of the Mechanical Behavior of Materials* 24(3–4): 67–78.
- Tavares, S. M. O., R. A. S. Castro, V. Richter-Trummer, P. Vilaça, P. Moreira and P. M. S. T. de Castro. 2010. “Friction Stir Welding of T-Joints with Dissimilar Aluminium Alloys : Mechanical Joint Characterisation.” *Science and Technology of Welding and Joining* 15(4): 312–19.
- The Aluminum Association, Inc. 1998. “Table Of Contents.” (Aluminum Alloy Selection and Applications): 1–20. <http://www.calm-aluminium.com.au/documents/aluminium-alloys.pdf>
- Threadgill, P. L., A. J. Leonard, H. R. Shercliff and P. J. Withers. 2009. “Friction Stir Welding of Aluminium Alloys.” *International Materials Reviews* 54(2): 49–93.

- Zhang, S., Q. Shi, Q. Liu, R. Xie, G. Zhang, G. Chen. 2018. “Effects of Tool Tilt Angle on the In-Process Heat Transfer and Mass Transfer during Friction Stir Welding.” *International Journal of Heat and Mass Transfer* 125: 32–42.
<https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.04.067>.
- Zhao, Y., L. Zhou, Q. Wang, K. Yan, J. Zou. 2014. “Defects and Tensile Properties of 6013 Aluminum Alloy T-Joints by Friction Stir Welding.” *Journal of Materials & Design* 57: 146–55. <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2013.12.021>.

ANEXO A

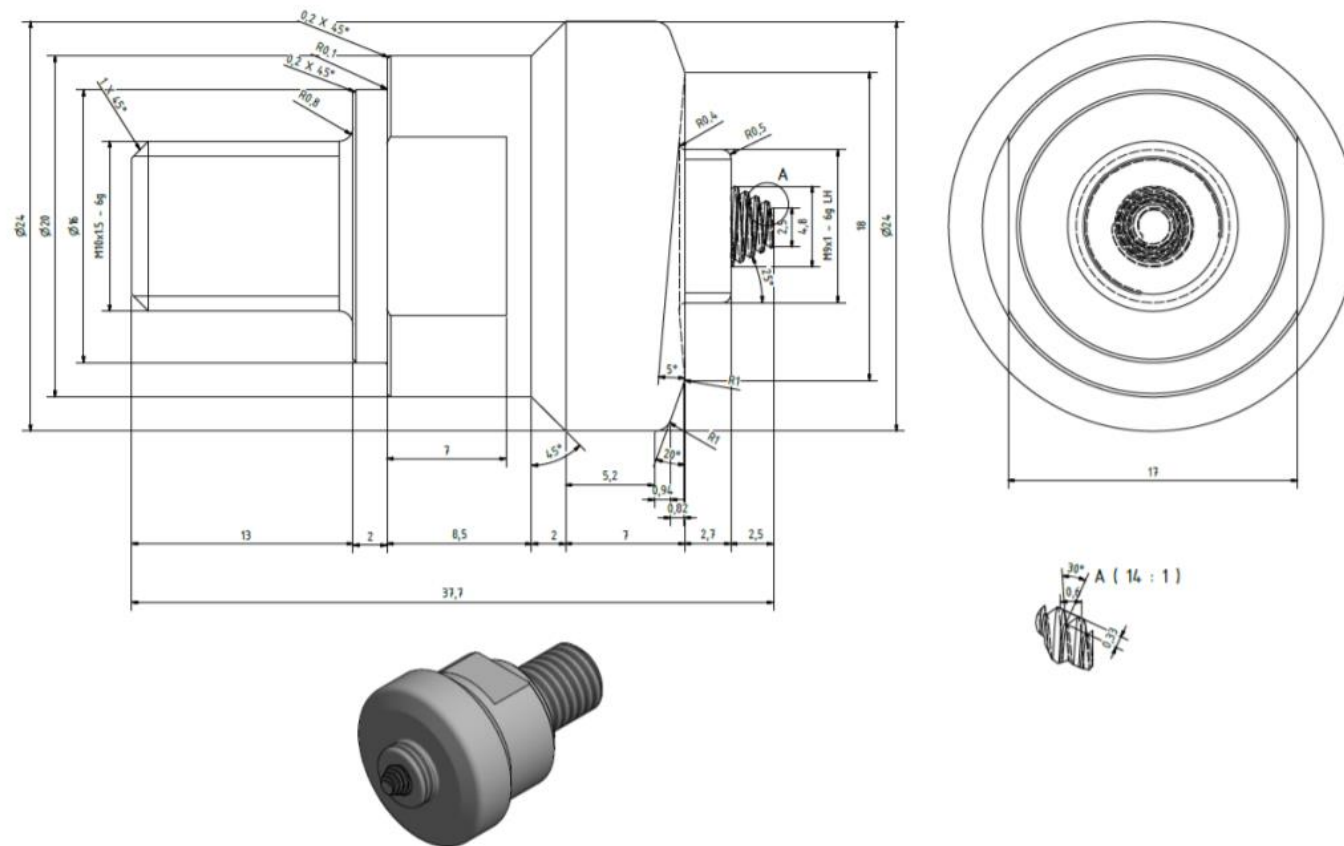


Figura AN.1. Características geométricas da ferramenta (adaptado de Gruppelaar, 2015).

APÊNDICE A

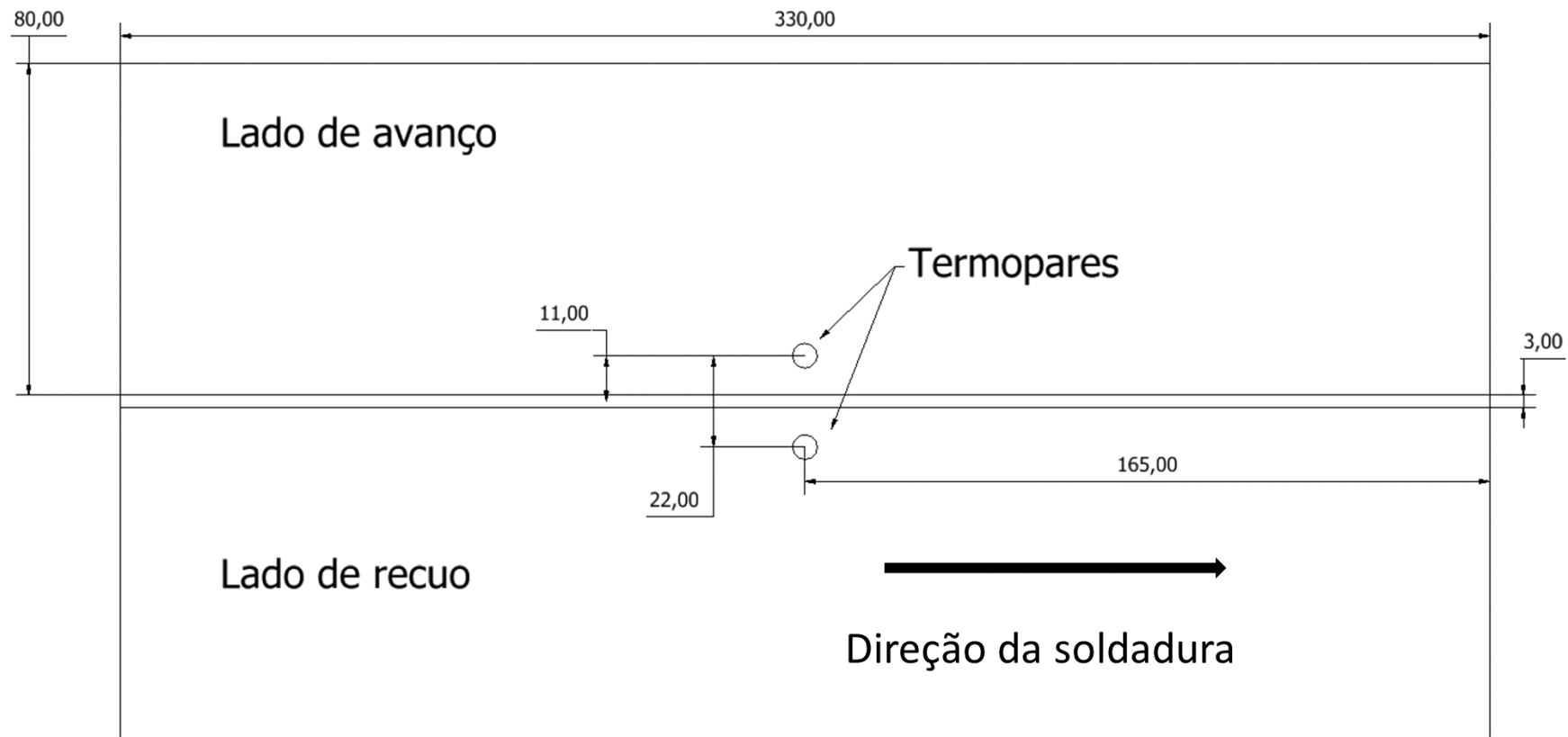


Figura A.2. Esquema de montagem dos termopares (medidas em mm).

APÊNDICE B

Tabela B.1. Composição química do reagente de Weck.

Weck
100 ml - H ₂ O
1 g - NaOH
4 g - KMnO ₄

Tabela B.2. Composição química da modificação do reagente de Keller.

Keller modificado
150 ml - H ₂ O
3 ml - HNO ₃
3 ml - HCl
6 ml - HF

Tabela B.3. Composição química do reagente de Keller.

Keller
190 ml - H ₂ O
5 ml HNO ₃
3 ml - HCl
2 ml - HF

Tabela B.4. Composição química do reagente de Poulton.

Poulton
12 ml - HCl
31 ml - HNO ₃
1 ml - HF
11 ml - H ₂ O
1 g - H ₂ CrO ₄

Tabela B.5. Composição química do reagente de Poulton modificado (mistura de soluções).

Solução 1	Solução 2
0.5 ml - HF	10 ml - H ₂ O
6 ml - HCl	6 ml - HNO ₃
0.5 ml - H ₂ O	2 g - CrO ₃
3 ml - HNO ₃	

Tabela B.6. Composição química da solução de NaOH.

Solução de NaOH
1 g - NaOH
100 ml H ₂ O

Tabela B.7. Composição química da solução de HF

Solução de HF
1 ml - HF
200 ml - H ₂ O

Tabela B.8. Composição química da solução de NaCl com H₃PO₄ com ataque realizado a 70 °C.

Solução de NaCl com H₃PO₄ (70 °C)
1 g - NaCl
50 ml - H ₃ PO ₄ (40%)

APÊNDICE C

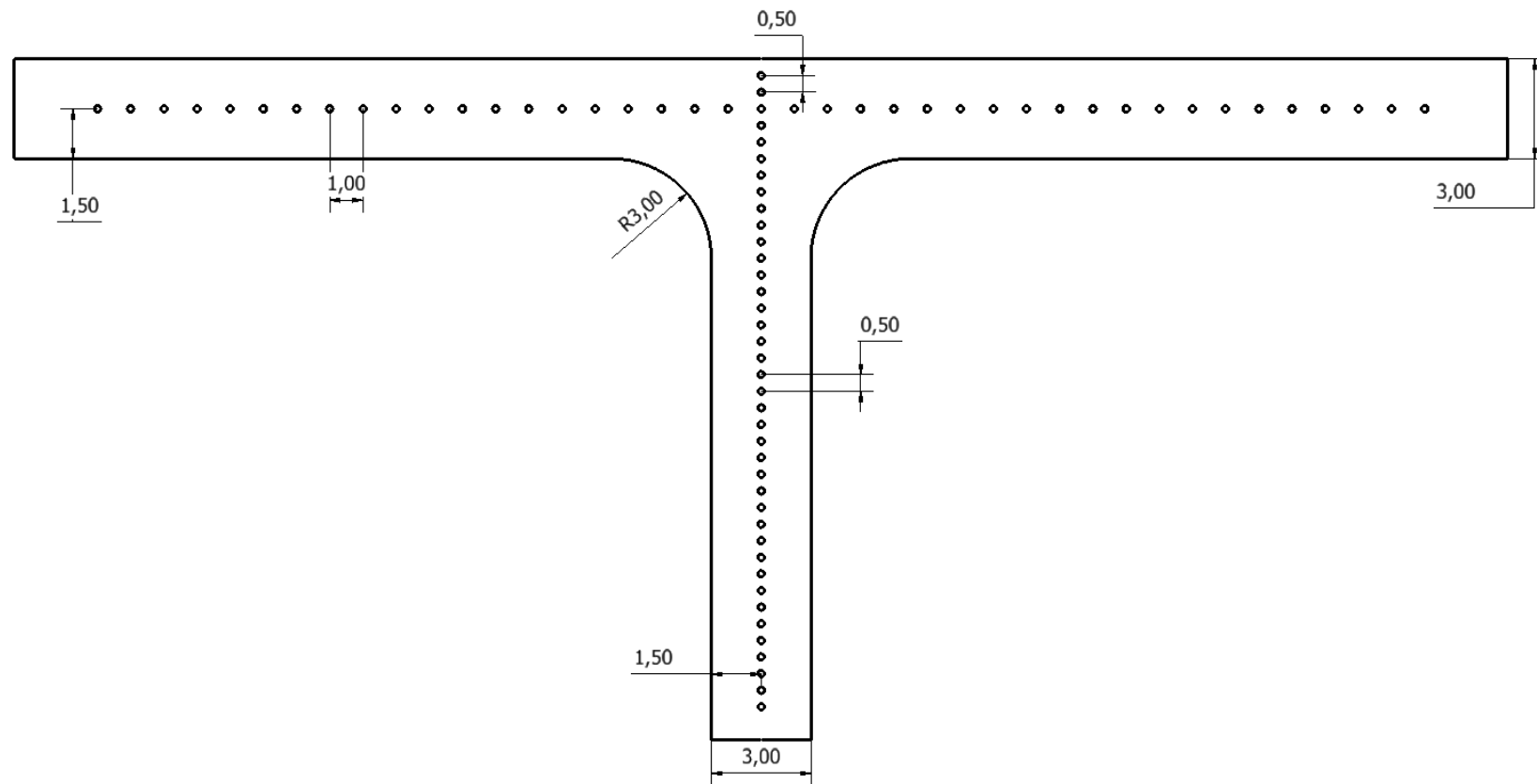


Figura C.1. Localização dos pontos de indentação utilizados para obtenção dos perfis de microdureza das séries F (medidas em mm).

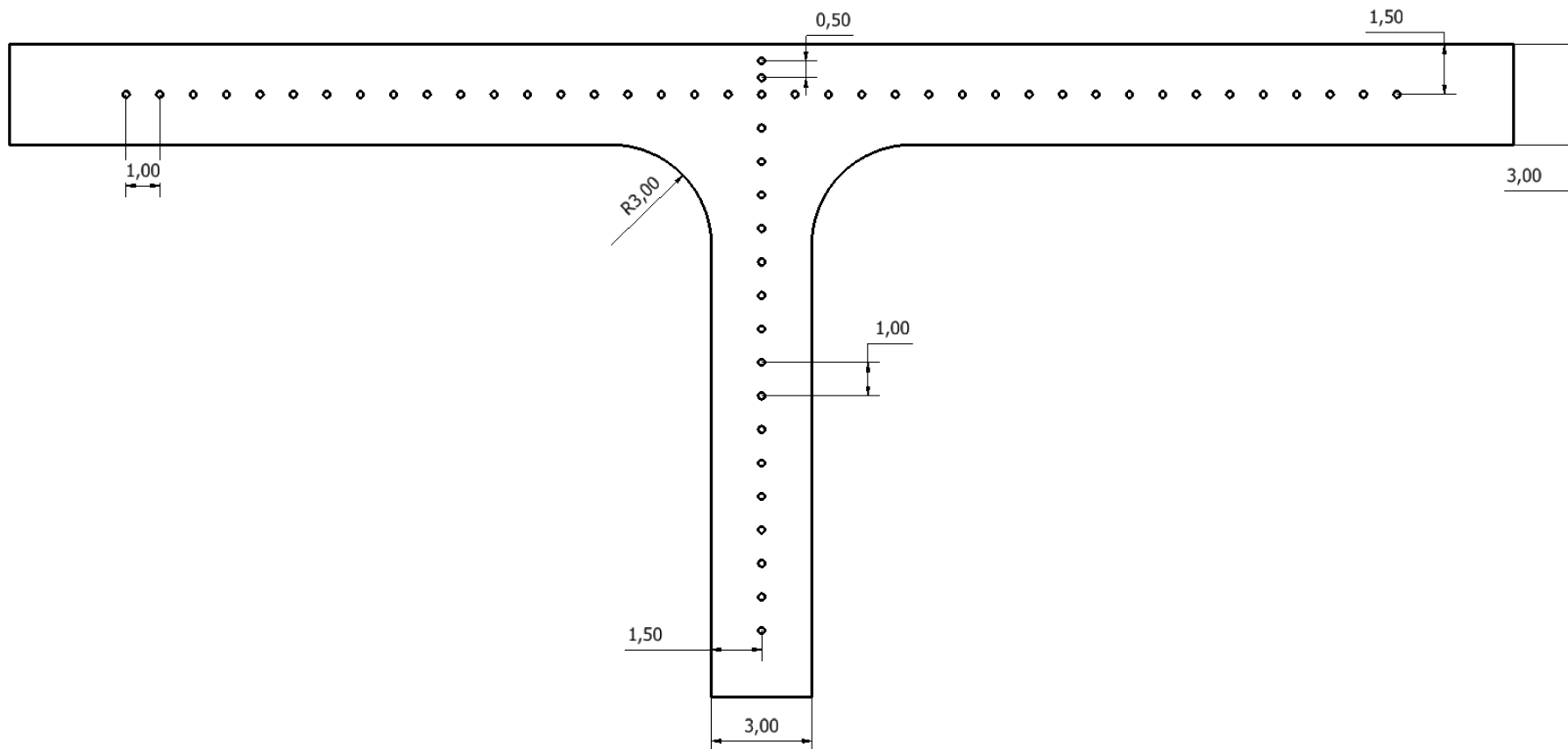


Figura C.2. Localização dos pontos de indentação utilizados para obtenção dos perfis de microdureza das séries M (medidas em mm).

APÊNDICE D

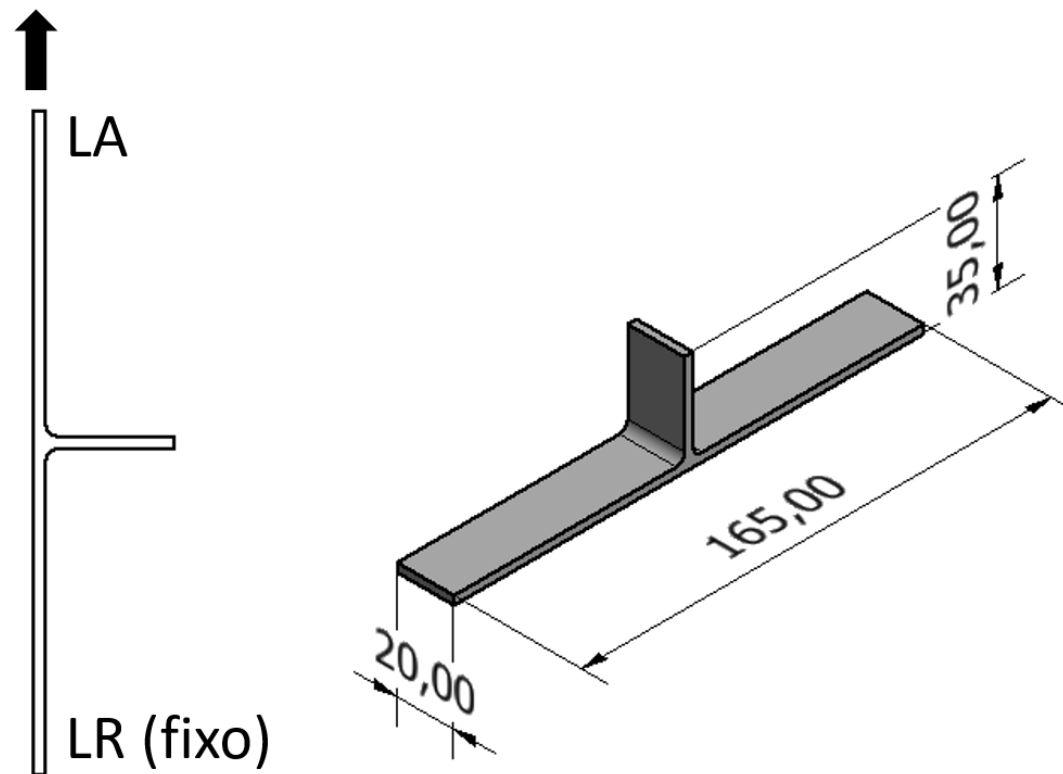


Figura D.1. Esquema representativo da montagem para os ensaios de tração e respectivas dimensões dos provetes.

APÊNDICE E

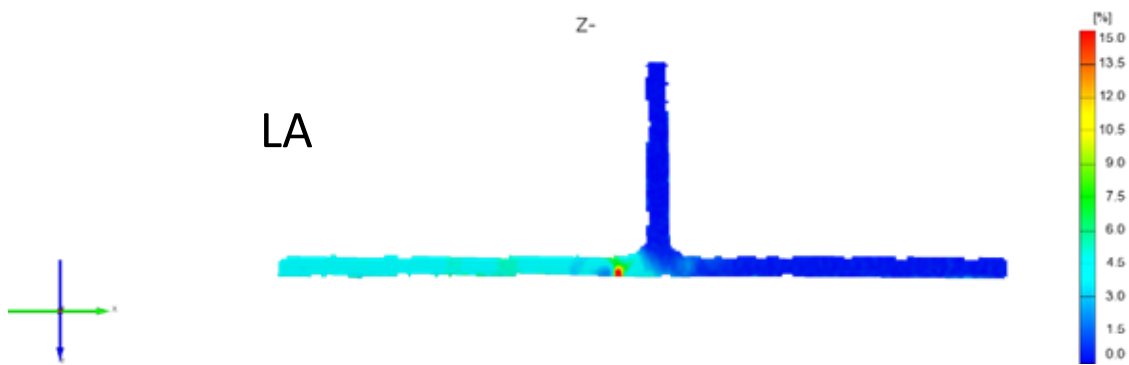


Figura E.1. Distribuição das deformações locais nos pontos de tensão máxima para o provete 562-60-F-1.

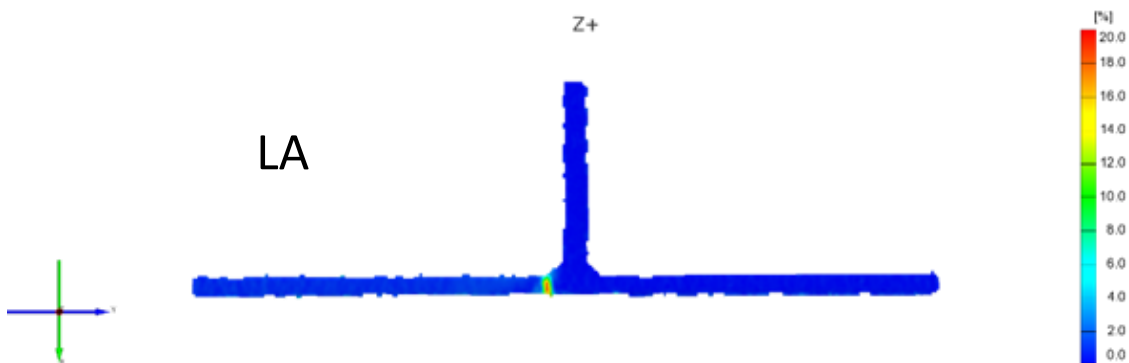


Figura E.2. Distribuição das deformações locais nos pontos de tensão máxima para o provete 562-280-F-1.

APÊNDICE F

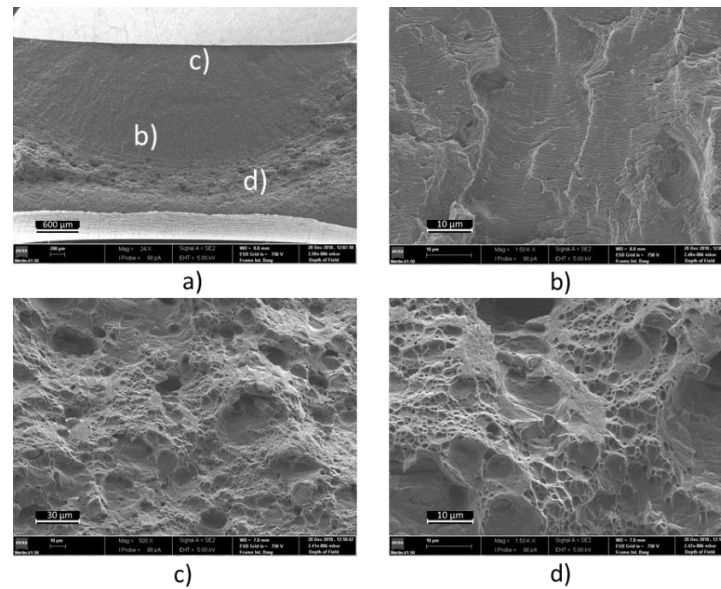


Figura F.1. Fratografia das superfícies de fratura do provete 562-30-F-11: a) vista geral da superfície de fratura; b) zona de propagação por fadiga da fratura; c) zona de iniciação de fratura; d) zona de rotura final do provete.

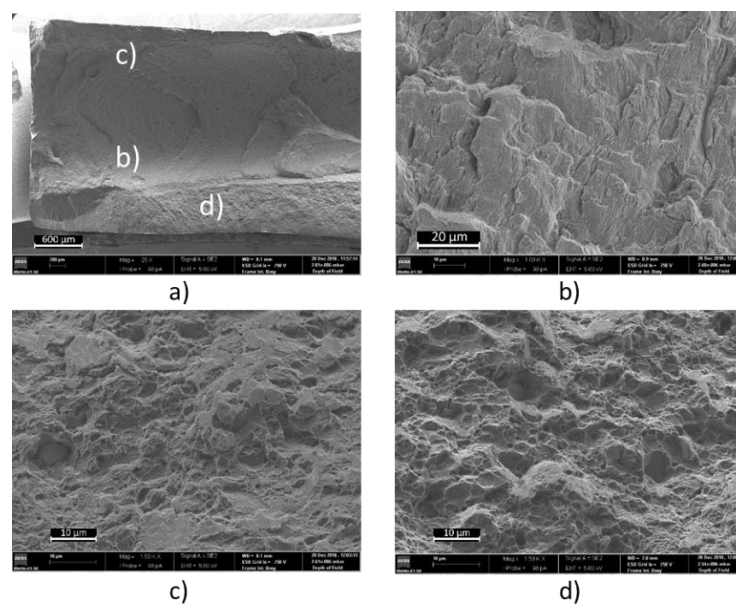


Figura F.2. Fratografia das superfícies de fratura do provete 562-30-F-12: a) vista geral da superfície de fratura; b) zona de propagação por fadiga da fratura; c) zona de iniciação de fratura; d) zona de rotura final do provete.

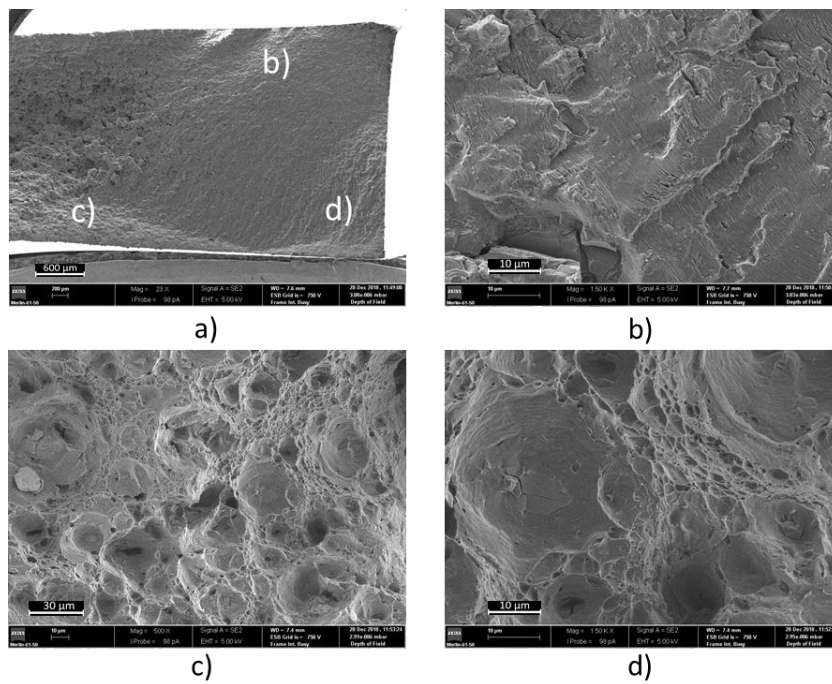


Figura F.3. Fratografia das superfícies de fratura do provete 562-60-F-5: a) vista geral da superfície de fratura; b) zona de propagação por fadiga da fratura; c) zona de rotura final do provete; d) zona de rotura final do provete.

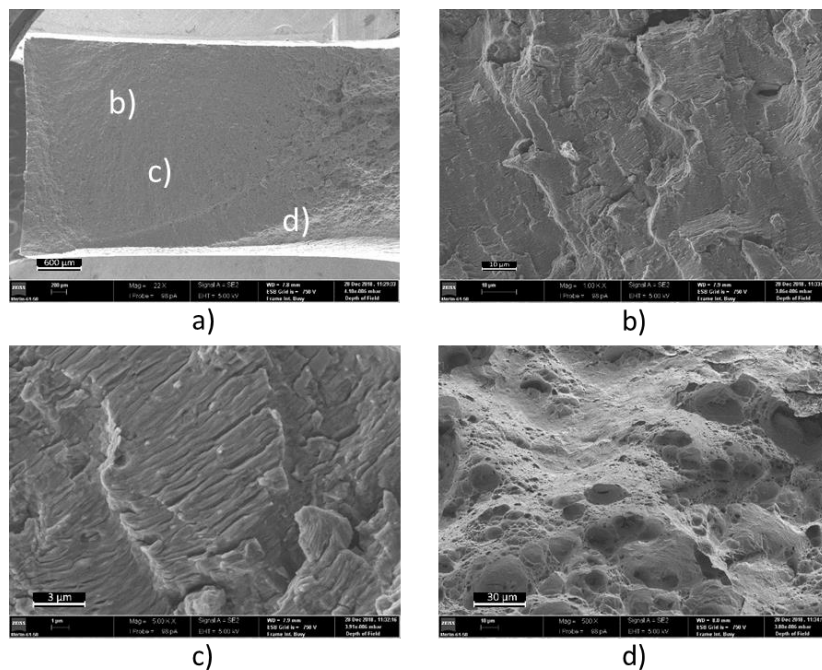


Figura F.4. Fratografia das superfícies de fratura do provete 562-60-F-9: a) vista geral da superfície de fratura; b) zona de propagação por fadiga da fratura; c) zona de propagação por fadiga da fratura; d) zona de rotura final do provete.