



UNIVERSIDADE D
COIMBRA

Marco José Simões Moura

**INFLUÊNCIA DAS CONDIÇÕES DE ENSAIO NA
AQUISIÇÃO DE TEMPERATURA E DE ESFORÇOS
EM TAFSW**

VOLUME 1

Dissertação no âmbito do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica, no ramo de Produção e Projeto orientada pela Professora Doutora Dulce Maria Esteves Rodrigues e pelo Doutor Carlos Miguel Almeida Leitão e apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra.

Setembro de 2019

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Influência das condições de ensaio na aquisição de temperatura e de esforços em TAFSW

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

Influence of test conditions on temperature and forces acquisition in TAFSW

Autor

Marco José Simões Moura

Orientadores

Professora Doutora Dulce Maria Esteves Rodrigues

Doutor Carlos Miguel Almeida Leitão

Júri

Presidente	Professora Doutora Cristina Maria Gonçalves dos Santos Professora Auxiliar da Universidade de Coimbra
Orientador	Professora Doutora Dulce Maria Esteves Rodrigues Professora Auxiliar da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor Ivan Rodolfo Pereira Garcia de Galvão Professor Adjunto do Instituto Superior de Engenharia de Lisboa

Centro de Engenharia Mecânica
Materiais e Processos
CEMPRE
Centre for Mechanical Engineering
Materials and Processes

**Centro de Engenharia
Mecânica Materiais e
Processos**

Coimbra, setembro, 2019

Agradecimentos

Aos meus orientadores, Professora Doutora Dulce Rodrigues e Doutor Carlos Leitão, por toda a disponibilidade, incentivo, dedicação e partilha de conhecimentos, cruciais para o desenvolvimento desta dissertação.

Ao David Andrade por toda a disponibilidade para ajudar em todos os passos desta investigação, bem como aos restantes colegas de laboratório pelo bom ambiente e sentido de entreajuda revelados ao longo dos últimos meses.

A toda a minha família, em especial aos meus pais e irmã, pelo apoio incondicional, incentivo, paciência, compreensão e orientação, não só durante a elaboração desta dissertação, mas também ao longo de todo o meu percurso académico, bem como pelos valores que diariamente me transmitem.

A todos os meus amigos que de diversas formas constituíram um enorme pilar no desenvolvimento desta dissertação, em especial ao Pedro, ao João, ao Leandro, ao César e ao Fábio por toda a paciência, ajuda, incentivo e em especial pela amizade. À Joana um agradecimento muito especial por todo o amor, carinho, paciência, preocupação e incentivo, essenciais não só na elaboração desta dissertação, mas também em todo o meu percurso académico e sobretudo nos desafios diários.

Resumo

Na presente dissertação pretende-se avaliar a influência das condições de produção nos ciclos térmicos, no binário e na força axial em soldaduras pelo processo *Tool Assisted Friction Spot Welding* (TAFSW) para uma vasta gama de aços com baixo teor de carbono. Para tal, estudaram-se soldaduras com diferentes parâmetros e condições de fixação. Os ciclos térmicos e as condições termomecânicas foram comparados com os valores obtidos para as diferentes condições de ensaio.

Os materiais base utilizados nesta investigação foram o aço macio DC01 com e sem revestimento, o aço de elevada resistência HC220, o aço *dual phase* DP600, assim como o aço galvanizado DX51D com diferentes espessuras de revestimento. As medições de temperatura foram realizadas com o auxílio de uma câmara termográfica, as características morfológicas foram observadas através de análise metalográfica e as propriedades mecânicas avaliaram-se recorrendo a medições de dureza. Os valores relativos ao binário e à força axial durante o processo foram registados pelo equipamento de soldadura.

A investigação desenvolvida permitiu concluir que as condições de ensaio apresentam forte influência na aquisição das temperaturas. Mais precisamente, uma fixação menos exigente conduz ao desenvolvimento de deformação das chapas de material base que levam, não só à incorreta aquisição dos ciclos térmicos, mas também a condições de dissipação de calor diferentes das desenvolvidas aquando de um procedimento de fixação mais rigoroso, resultando ainda em diferenças na geração de calor durante o processo.

Palavras-chave: TAFSW, Aço, Ciclo térmico, Esforços, Dissipação de calor.

Abstract

In the present dissertation it is intended to evaluate the influence of the production conditions on thermal cycles, torque and axial force in welds produced by Tool Assisted Friction Spot Welding (TAFSW) for a large range of low carbon steels. For that, welds produced with different parameters and clamping conditions were studied. The thermal cycles and the thermomechanical conditions were compared with the values registered for different test conditions.

The base materials used in this study were the mild steel DC01 with and without coating, the high strength steel HC220, the dual phase steel DP600, as well as the galvanized steel DX51D with different coating thicknesses. The temperature measurements were made using a thermographic camera, the morphologic characteristics were observed by metallographic analysis and the mechanical properties were evaluated using hardness measurements. The values of the torque and the axial force during the process were recorded by the welding equipment.

The developed investigation allowed to conclude that the test conditions have a strong influence on the temperatures acquisition. More precisely, an undemanding clamping condition conduct to the development of base material deformation, which leads, not only to the incorrect acquisition of the thermal cycles, but also to different heat dissipation conditions from those developed when using a more precise clamping procedure, leading to differences on the heat generation during the welding process.

Keywords TAFSW, Steel, Thermal cycle, Forces, Heat dissipation.

Índice

Índice de Figuras	ix
Índice de Tabelas	xiii
Simbologia e Siglas	xv
Simbologia.....	xv
Siglas	xv
1. INTRODUÇÃO.....	1
2. Estado da arte.....	3
2.1. Tecnologia de ligação	3
2.2. Parâmetros do processo	8
2.3. Condições de ensaio.....	10
3. Procedimento experimental	13
3.1. Material base.....	13
3.2. Produção das soldaduras	15
3.2.1. Níveis de exigência na montagem.....	15
3.2.2. Parâmetros do Processo	16
3.3. Medição dos esforços sobre a ferramenta.....	18
3.4. Medição das temperaturas	19
3.5. Análise morfológica.....	19
3.6. Caracterização mecânica.....	20
3.7. Aquisição da distorção/topografia das chapas de material de base	20
4. Análise de resultados	21
4.1. Análise dos ciclos térmicos.....	21
4.1.1. Materiais não revestidos	21
4.1.2. Materiais revestidos	24
4.1.3. Ferramentas revestidas	27
4.2. Análise das condições termomecânicas	28
4.2.1. Materiais não revestidos	28
4.2.2. Materiais revestidos	30
4.3. Análise das superfícies.....	36
4.3.1. Materiais não revestidos	37
4.3.2. Materiais revestidos	39
4.4. Análise das secções transversais	43
4.4.1. Materiais não revestidos	44
4.4.2. Materiais revestidos	46
4.5. Análise do binário	49
4.5.1. Materiais não revestidos	49
4.5.2. Materiais revestidos	50
4.6. Análise da força axial	51
4.6.1. Materiais não revestidos	51
4.6.2. Materiais revestidos	52

5.	Conclusões e trabalhos futuros.....	55
5.1.	Conclusões.....	55
5.2.	Sugestões de trabalhos futuros	56
6.	Referências bibliográficas	57

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Esquema das ferramentas de FSW a) e TAFSW b) (adaptado de Mira-Aguiar et al., 2016).....	3
Figura 2.2. Parâmetros do processo FSW, em que F_z representa a força axial, d_z a penetração, v a velocidade linear, ω a velocidade de rotação e α o ângulo de inclinação da ferramenta (Adaptado de Leitão, 2013)	4
Figura 2.3. Produção de soldaduras por TAFSW	5
Figura 2.4. Secção transversal do perfil de soldadura por TAFSW em aço DC01 (Diâmetro da ferramenta de 12mm, $\omega=1140\text{rpm}$ e $d_z=0,5\text{mm}$) (adaptado de Andrade <i>et al.</i> , 2019).....	5
Figura 2.5. Representação do fluxo de material em soldadura por FSSW utilizando diferentes geometrias do pino (adaptado de Leon e Shin, 2016)	6
Figura 2.6. Secção transversal de soldaduras realizadas com ferramentas de base lisa a) e base roscada b) (adaptado de Bakavos <i>et al.</i> , 2010).....	7
Figura 2.7. Exemplo dos perfis de binário a) e força axial b) em função do tempo durante o processo FSW (adaptado de Su <i>et al.</i> , 2013).....	9
Figura 3.1. Curvas tensão-deformação dos materiais base (adaptado de Gonçalves, 2017)15	
Figura 3.2. Ferramenta utilizada na produção das soldaduras por TAFSW	17
Figura 3.3. Montagem das chapas de material base para a produção das soldaduras	18
Figura 3.4. Posicionamento da câmara termográfica (adaptado de Andrade <i>et al.</i> 2019)...	19
Figura 3.5. Representação das zonas de medição de durezas.....	20
Figura 4.1. Ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em aço DC nas duas condições de montagem, para velocidades de rotação de 870 rpm a), 1140 rpm b) e 1500 rpm c) e ainda comparação das temperaturas de manutenção d)	22
Figura 4.2. Ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em aço HC220 nas duas condições de montagem, para velocidades de rotação de 870 rpm a), para as velocidades de 870 e 1140 rpm em condições MM b) e ainda comparação das temperaturas de manutenção c)	23
Figura 4.3. Ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em aço DP600 nas duas condições de montagem, para velocidades de rotação de 870 rpm a), para as velocidades de 870 e 1140 rpm em condições MM b) e ainda comparação das temperaturas de manutenção c)	24
Figura 4.4. Ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em aço DC-R nas duas condições de montagem, para velocidades de rotação de 870 rpm a) e 1500 rpm b)	25

Figura 4.5. Ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em aço DX-R10 nas duas condições de montagem, para velocidades de rotação de 870 rpm a) e 1500 rpm b)	25
Figura 4.6. Ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em aço DX-R14 nas duas condições de montagem, para velocidades de rotação de 870 rpm a) e 1500 rpm b)	26
Figura 4.7. Comparação das temperaturas de manutenção nas duas condições de montagem para os diversos materiais revestidos	26
Figura 4.8. Ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em condições de montagem MM utilizando ferramentas revestidas e uma não revestida	27
Figura 4.9. Comparação do aumento das durezas médias calculadas, em percentagem, para todas as soldaduras produzidas nas diferentes condições de montagem.....	28
Figura 4.10. Comparação da microestrutura no centro das soldaduras produzidas em aço DC nas diferentes condições de montagem para as velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d).....	29
Figura 4.11. Comparação da microestrutura no centro das soldaduras produzidas em aço HC220 nas diferentes condições de montagem para a velocidade de rotação de 870 rpm a) e b)	30
Figura 4.12. Comparação da microestrutura no centro das soldaduras produzidas em aço DP600 nas diferentes condições de montagem para a velocidade de rotação de 870 rpm a) e b)	30
Figura 4.13. Comparação da microestrutura no centro das soldaduras produzidas em aço DC-R nas diferentes condições de montagem para as velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d).....	31
Figura 4.14. Comparação da microestrutura no centro das soldaduras produzidas em aço DX-R10 nas diferentes condições de montagem para as velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d).....	32
Figura 4.15. Comparação da microestrutura no centro das soldaduras produzidas em aço DX-R14 nas diferentes condições de montagem para as velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d).....	33
Figura 4.16. Comparação da microestrutura nas zonas superior e inferior do centro das soldaduras produzidas em aço DC com velocidade de rotação de 1500 rpm em condições ME a) e MM b)	34
Figura 4.17. Comparação da microestrutura nas zonas superior e inferior do centro das soldaduras produzidas em aço DC-R com velocidade de rotação de 1500 rpm em condições ME a) e MM b)	35
Figura 4.18. Comparação da microestrutura nas zonas superior e inferior do centro das soldaduras produzidas em aço DX-R10 e DX-R14 com velocidade de rotação de 1500 rpm em condições ME a) e c) e MM b) e d), respetivamente.....	36
Figura 4.19. Comparação da superfície da chapa superior das soldaduras produzidas nas duas condições de montagem em aço DC com velocidades de rotação de 870 rpm a) e b), 1140 rpm c) e d) e 1500 rpm e) e f)	37

Figura 4.20. Comparação das superfícies da chapa superior das soldaduras produzidas nas duas condições montagem com velocidade de rotação de 870 rpm nos aços HC220 a) e b) e DP600 c) e d)	38
Figura 4.21. Superfície da chapa superior da soldadura produzida em aço DP600 em condições MM com velocidade de rotação de 1140 rpm	39
Figura 4.22. Comparação da superfície da chapa superior das soldaduras produzidas nas duas condições de montagem em aço DC-R com velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)	40
Figura 4.23. Comparação da superfície da chapa superior das soldaduras produzidas nas duas condições de montagem em aço DX-R10 com velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)	41
Figura 4.24. Comparação da superfície da chapa superior das soldaduras produzidas nas duas condições de montagem em aço DX-R14 com velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)	42
Figura 4.25. Perfil superficial das chapas dos aços DC a), DP600 b), DX-R10 c) e DX-R14 d).....	43
Figura 4.26. Comparação das secções transversais das soldaduras produzidas em aço DC em diferentes montagens com velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)	44
Figura 4.27. Comparação das secções transversais das soldaduras produzidas em aço HC220 com velocidade de rotação de 870 rpm em condições ME a) e MM b) ...	45
Figura 4.28. Comparação das secções transversais das soldaduras produzidas em aço DP600 com velocidade de rotação de 870 rpm em condições ME a) e MM b)....	45
Figura 4.29. Secção transversal da soldadura produzida em condições MM com velocidade de rotação de 870 rpm no aço DP600.....	46
Figura 4.30. Comparação das secções transversais das soldaduras produzidas em aço DC-R em diferentes montagens com velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)	47
Figura 4.31. Comparação das secções transversais das soldaduras produzidas em aço DX-R10 em diferentes montagens com velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)	47
Figura 4.32. Comparação das secções transversais das soldaduras produzidas em aço DX-R14 em diferentes montagens com velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)	48
Figura 4.33. Esquema da influência do posicionamento das amarras nas chapas de material base durante o processo em condições de ensaio MM	49
Figura 4.34. Comparação dos perfis de binário para velocidades de rotação de 870 e 1140 rpm para os aços DC a), HC220 b) e DP600 c) e ainda comparação dos binários de manutenção d).....	50
Figura 4.35. Comparação dos perfis de binário para velocidades de rotação de 870 a) e 1500 rpm b) para os aços DC-R, DX-R10 e DX-R14.....	51

- Figura 4.36. Comparação dos perfis de força axial para velocidades de rotação de 870 e 1140 rpm para os aços DC a), HC220 b) e DP600 c) e ainda comparação das forças de manutenção d) 52
- Figura 4.37. Comparação dos perfis de força axial para velocidades de rotação de 870 a) e 1500 rpm b) para os aços DC-R, DX-R10 e DX-R14 53

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1. Materiais de base utilizados nas soldaduras	13
Tabela 3.2. Composição química dos materiais de base utilizados nas soldaduras	14
Tabela 3.3. Tensão limite de elasticidade e tensão na carga máxima dos materiais de base utilizados	15
Tabela 3.4. Descrição dos graus de exigência na montagem	16
Tabela 3.5. Parâmetros utilizados na produção das soldaduras.....	17
Tabela 3.6. Composição química dos revestimentos das ferramentas revestidas	18

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

d_z – Penetração [mm];

F_z – Força axial [kN];

t_m – Tempo de manutenção [s]

v – Velocidade de translação [mm/s];

ω – Velocidade de rotação [rpm];

α – Ângulo de inclinação da ferramenta [°];

σ_{max} – Tensão máxima [MPa]

Siglas

FSW – Friction Stir Welding;

FSSW – Friction Stir Spot Welding;

ME – Montagem de grau de exigência elevado;

MM – Montagem de grau de exigência médio;

TAFSW – Tool Assisted Friction Spot Welding;

TAFW – Tool Assisted Friction Welding.

1. INTRODUÇÃO

A tecnologia *Friction Stir Welding* (FSW) foi desenvolvida e patenteada por Wayne Thomas no *The Welding Institute* (TWI) em 1991. Este processo de ligação em estado sólido, a cerca de 80% da temperatura de fusão dos materiais base, surge como alternativa aos processos de soldadura por fusão, uma vez que permite a produção de soldaduras lineares, em diversos tipos de configuração de junta, em chapas de diferentes espessuras, permitindo ainda evitar alguns problemas de soldabilidade característicos da soldadura por fusão de alguns materiais. Devido à reduzida geração de calor durante este processo de soldadura, existe ainda uma tendência a reduzir a distorção das chapas após o processo de soldadura.

A tecnologia *Tool Assisted Friction Welding* (TAFW) é uma variante do processo FSW que assenta na utilização de ferramentas de base plana, sem pino, na produção de soldaduras lineares em junta sobreposta. Esta tecnologia apresenta diversas vantagens relativamente ao processo FSW, como a redução do fluxo de material em torno da ferramenta, permitindo evitar a formação de alguns defeitos de soldadura característicos do processo FSW, neste tipo de junta, como o *hooking* ou o *coldlap*. A tecnologia TAFW quando aplicada na produção de soldaduras por pontos designa-se *Tool Assisted Friction Spot Welding* (TAFSW).

O objetivo do desenvolvimento desta ou de qualquer outra técnica de soldadura é a sua reprodutibilidade e futura aplicabilidade em ambiente industrial, onde o controlo individual das peças produzidas é procedimento inviável tendo com conta os níveis de cadência produtiva exigidos nos dias de hoje. Neste contexto, considerando que em TAFSW a fixação das chapas apresenta-se como uma tarefa rotineira, a influência da variação das condições de fixação e a sensibilidade quer dos resultados de soldadura, quer dos *outputs* que permitem o controlo do processo a essas mesmas variações, é um tema de extrema importância, o qual padece de ser investigado.

Deste modo, o presente trabalho pretende averiguar a influência das condições de montagem de grau de exigência médio (MM), muitas vezes verificada na indústria, relativamente a condições de montagem de grau de exigência elevado (ME) nos ciclos térmicos e nos esforços durante o processo de soldadura.

Nesta investigação foram produzidas soldaduras pelo processo TAFSW utilizando chapas finas numa gama variada de aços, nomeadamente aços macios, aços de elevada resistência, aços galvanizados, e ainda um aço *dual phase*, recorrendo a uma montagem de grau de exigência médio. Os valores da temperatura foram registados recorrendo a uma câmara termográfica e foram comparados com os ciclos térmicos registados durante a produção de soldaduras com uma montagem de grau de exigência elevado, através do mesmo procedimento. Para além da temperatura, também o binário e a força axial durante a produção de soldaduras em MM foram registados e analisados, tendo em consideração os diferentes parâmetros de soldadura e as diferentes propriedades dos materiais base, descritos no procedimento experimental.

A presente dissertação está dividida em 5 capítulos. Após um enquadramento inicial, apresenta-se o estado da arte no capítulo 2, onde se mostra uma revisão da literatura existente alusiva aos processos FSW e TAFSW. Analisam-se os principais aspetos dos dois processos, registando-se as principais diferenças e as principais semelhanças, bem como a influência dos respetivos parâmetros nos ciclos térmicos e nos esforços durante o processo. No capítulo 3 é descrito o procedimento experimental, as propriedades dos materiais base e os equipamentos utilizados. O capítulo 4 é alusivo à análise e discussão dos resultados obtidos. Por fim, no capítulo 5 são apresentadas as principais conclusões da investigação realizada, bem como as hipóteses para trabalhos futuros no âmbito do mesmo tema de investigação.

2. ESTADO DA ARTE

No presente capítulo são descritas as tecnologias *Friction Stir Welding* (FSW) e a variante *Tool Assisted Friction Spot Welding* (TAFSW), realçando-se as principais semelhanças e diferenças entre os dois processos de soldadura. Posteriormente, é feita uma análise sobre a influência dos parâmetros de soldadura e das características do material base sobre o binário, a força axial e os ciclos térmicos de soldadura.

2.1. Tecnologia de ligação

A tecnologia FSW é um processo de soldadura em estado sólido com uma gama ampla de aplicações, sobretudo nas indústrias aeroespacial, ferroviária, naval e automóvel. A soldadura é produzida recorrendo a uma ferramenta rotativa, não consumível, constituída por uma base e por um pino (Figura 2.1.a)). A geometria da ferramenta desempenha um papel importante na ligação dos materiais a soldar, uma vez que o pino provoca o fluxo do material por deformação plástica em torno da ferramenta, enquanto que a base da ferramenta promove a geração de calor, por fricção, e conseqüente amaciamento do material. A base contribui ainda para a deformação plástica do material (Leal *et al.*, 2008).

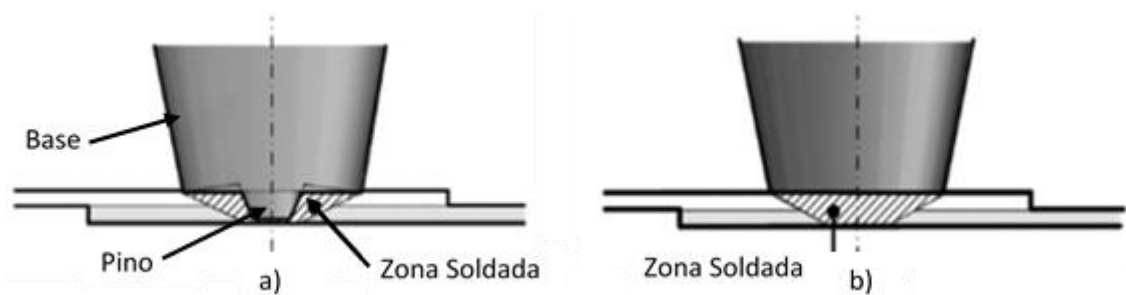


Figura 2.1. Esquema das ferramentas de FSW a) e TAFSW b) (adaptado de Mira-Aguiar *et al.*, 2016)

A Figura 2.2 mostra esquematicamente os parâmetros do processo FSW, durante a produção de soldaduras. São estes a velocidade de rotação (ω), a velocidade de translação

(v), a penetração (d_z), a força axial (F_z) e o ângulo de inclinação da ferramenta (α). O processo pode ser realizado em controlo de posição, fazendo variar a penetração da ferramenta para os valores desejados, ou em controlo de força, definindo os valores da força axial exercida pela ferramenta sobre os materiais que se pretendem soldar.

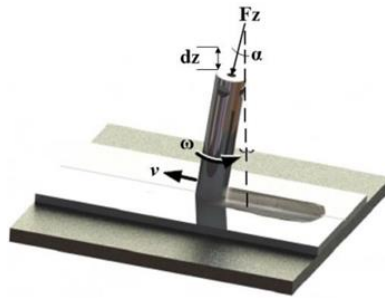


Figura 2.2. Parâmetros do processo FSW, em que F_z representa a força axial, d_z a penetração, v a velocidade linear, ω a velocidade de rotação e α o ângulo de inclinação da ferramenta (Adaptado de Leitão, 2013)

A tecnologia FSW, enquanto aplicada na execução de soldaduras por pontos, designa-se por *Friction Stir Spot Welding* (FSSW) (Magalhães *et al.*, 2018). O funcionamento deste processo assenta nos mesmos princípios operatórios da tecnologia FSW, com a diferença de que não existe movimento de translação da ferramenta e contabilizam-se apenas os parâmetros velocidade de rotação (ω) e penetração (d_z). Em acréscimo, contemplam-se outros parâmetros, como o tempo de manutenção (t_m) e a geometria da base, responsáveis pelo fluxo de material e pela geração de calor.

A tecnologia *Tool Assisted Friction Spot Welding* (TAFSW) é um processo de soldadura semelhante ao FSSW, com a diferença na utilização de ferramentas de base plana, sem pino (Figura 2.1.b)), para promover a ligação de chapas em junta sobreposta. Este processo desenrola-se em três fases distintas (Figura 2.3). Na fase de penetração a ferramenta, animada com um movimento de rotação, desloca-se com um movimento linear descendente, penetrando até uma determinada profundidade na chapa superior. De seguida inicia-se a fase de manutenção em que a ferramenta, com a mesma velocidade de rotação, permanece na mesma posição durante um período de tempo pré-definido. Por fim, a fase de remoção da ferramenta consiste no afastamento da ferramenta das chapas, através de um movimento linear ascendente, dando o processo de soldadura como terminado. Quando aplicado na produção de soldaduras lineares, o processo denomina-se *Tool Assisted Friction*

Welding (TAFW). Devido às diferenças na geometria da ferramenta, os mecanismos de ligação das chapas são diferentes relativamente à tecnologia FSW. A combinação entre as temperaturas e as pressões altas geram fenómenos de difusão, responsáveis pela ligação em TAFW. Devido à ferramenta ser de base plana, não ocorre mistura dos materiais base, por deformação plástica (Mira-Aguiar *et al.*, 2016).

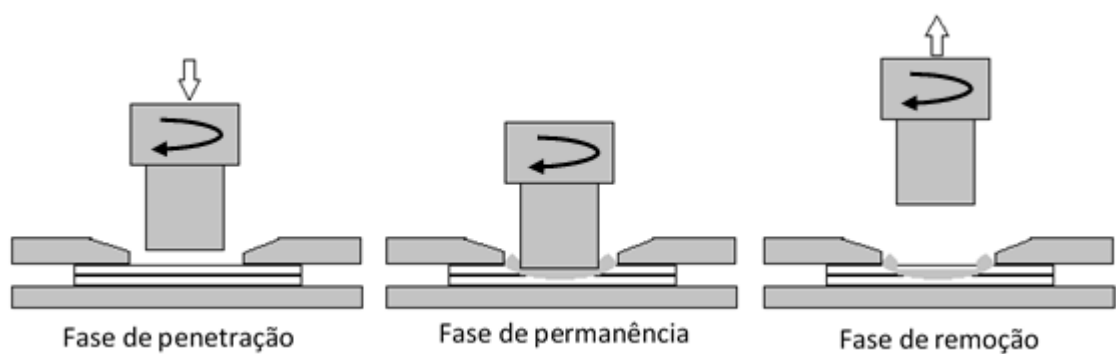


Figura 2.3. Produção de soldaduras por TAFSW

A análise de soldaduras por pontos, recorrendo à utilização de ferramentas sem pino, foi objeto de estudo por outros autores. À semelhança dos autores Mira-Aguiar *et al.* (2016) em soldaduras lineares, Andrade *et al.* (2019) observaram que não existe mistura de materiais, quando se produzem soldaduras por pontos, utilizando a mesma geometria da ferramenta, uma vez que é observável uma linha na mesma posição inicial da interface entre as duas chapas (Figura 2.4). Os autores observaram ainda que existe uma zona, de grão mais refinado, delimitando a zona afetada pelo processo, com grão mais grosseiro. Observaram ainda que, ao longo da espessura da soldadura, o grão evolui de mais grosseiro para mais fino, sendo este facto relacionado com os gradientes térmicos que ocorrem durante o processo de soldadura.



Figura 2.4. Secção transversal do perfil de soldadura por TAFSW em aço DC01 (Diâmetro da ferramenta de 12mm, $\omega=1140\text{rpm}$ e $dz=0,5\text{mm}$) (adaptado de Andrade *et al.*, 2019)

Leon e Shin (2016) produziram soldaduras por pontos (FSSW) utilizando ferramentas com e sem pino, de diferentes dimensões, por forma a analisar a influência da geometria da ferramenta no fluxo de material, em ligas de alumínio (A5052-H32) e de magnésio (AZ31B). Na Figura 2.5 comparam-se os fluxos de material promovidos por ferramentas com pinos de diferentes dimensões (Ferramentas A e B) e por uma ferramenta sem pino (Ferramenta C). Através da análise da figura é possível observar que o material arrastado pelo pino flui para a zona exterior, através de um movimento giratório, enquanto que a base promove um fluxo descendente, na direção da base do pino. A supressão do pino permite eliminar o fluxo vertical de material no sentido descendente, arrastando o material para a zona da periferia da base da ferramenta. Os autores puderam ainda concluir que o fluxo de material gerado pela ferramenta é influenciado pelo material base, permitindo afirmar que uma combinação correta das propriedades dos materiais base e da geometria da ferramenta permite suprimir a formação do defeito do tipo *hooking* característico das soldaduras em junta sobreposta. De salientar que os autores não fizeram nenhuma observação relativamente aos mecanismos de ligação das soldaduras produzidas.

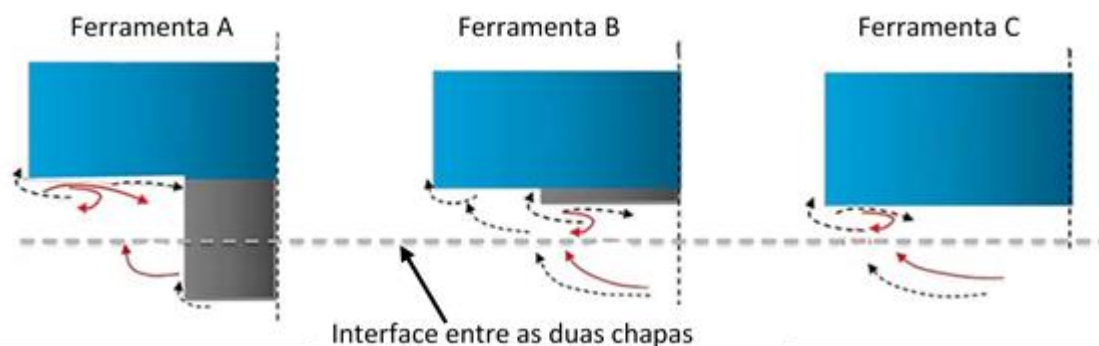


Figura 2.5. Representação do fluxo de material em soldadura por FSSW utilizando diferentes geometrias do pino (adaptado de Leon e Shin, 2016)

Também Tozaki *et al.* (2010) produziram soldaduras por FSSW, na liga de alumínio AA6061-T4, utilizando ferramentas com pino, sem pino de base roscada e sem pino de base lisa. À semelhança de outros autores supracitados, concluíram que o pino é responsável pela ocorrência do fluxo ascendente de material durante a soldadura. Para a ferramenta sem pino de base roscada, os autores concluíram que apesar de o fluxo ascendente de material ser praticamente anulado, a ferramenta promove a mistura dos materiais base.

De acordo com os autores, a ferramenta de base plana permitia suprimir o defeito do tipo *hooking* característico das soldaduras em junta sobreposta. Os autores concluíram ainda que a penetração da ferramenta influencia fortemente a formação e a severidade do defeito, uma vez que, ao aumentarem o valor da penetração, verificaram um forte aumento da severidade do defeito *hooking*.

Bakavos *et al.* (2011) também estudaram a influência da geometria da ferramenta no fluxo de material, utilizando ferramentas sem pino com base lisa e com base roscada, para soldar chapas de alumínio da liga 6111-T4 por FSSW. Os autores observaram que as ferramentas sem pino promovem um deslocamento descendente da interface de soldadura, devido ao fluxo de material ocorrer da chapa superior para a chapa inferior. Os autores concluíram ainda que o deslocamento da interface é menos severo para a ferramenta de base lisa (Figura 2.6.a)), não progredindo com o aumento do tempo de soldadura. Relativamente às soldaduras produzidas com a ferramenta de base roscada, os autores observaram, para tempos de soldadura superiores a 2,5 segundos, a mistura dos materiais base, bem como a presença do defeito *hooking* característico do processo FSSW (Figura 2.6.b)).

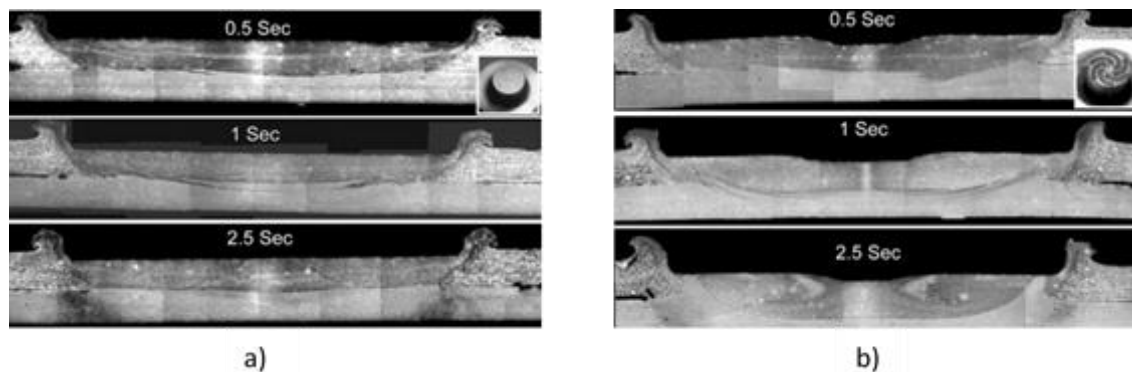


Figura 2.6. Seção transversal de soldaduras realizadas com ferramentas de base lisa a) e base roscada b) (adaptado de Bakavos *et al.*, 2010)

As ferramentas utilizadas em FSW têm como desvantagem o forte desgaste a que são sujeitas, diminuindo o seu tempo de vida útil. De forma a diminuir o desgaste, vários autores fizeram testes com vários tipos de materiais e diferentes parâmetros de soldadura.

Rai *et al.* (2011) concluíram que a velocidade de rotação e a velocidade linear são as principais responsáveis pelo desgaste da ferramenta. O pino é a zona da ferramenta que apresenta maior desgaste, visto que é o principal responsável pela deformação plástica.

Os autores indicam ainda que uma geometria do pino que promova o fluxo descendente de material reduz o desgaste no pino. De *et al.* (2014) concluíram que a diminuição da altura do pino, bem como o aumento do seu diâmetro, são técnicas eficientes para a redução do desgaste da ferramenta. Esta conclusão permite confirmar a importância que a utilização de ferramentas sem pino tem na maximização da vida útil da ferramenta. Sahlot *et al.* (2017) concluíram que o aumento da velocidade de rotação aumenta também o desgaste da ferramenta com pino, uma vez que promove maior movimento relativo entre as superfícies, aumentando assim o atrito.

2.2. Parâmetros do processo

Os parâmetros do processo, a par das propriedades do material e da geometria da ferramenta, são aspetos importantes a ter em consideração quando se pretendem avaliar os esforços sobre a ferramenta, bem como os ciclos térmicos de soldadura.

Lienert *et al.* (2003) analisaram a evolução do binário e da força axial na soldadura por FSW de chapas com 6,3mm de espessura do aço macio AISI 1018. Os autores concluíram que a força axial e o binário evoluem de forma idêntica atingindo o seu máximo durante a fase de penetração, no instante em que a ferramenta entra em contacto com o material base, tal como se ilustra na Figura 2.7, que representa os perfis do binário (Figura 2.7.a)) e da força axial (Figura 2.7.b)) registados pelos autores na produção de soldaduras com diferentes velocidades de avanço (40, 80 e 120 mm/minuto). Após a fase de penetração, os valores do binário tendem a estabilizar e os valores da força axial apresentam variações consoante a velocidade linear, durante todo o período de manutenção da ferramenta. Os autores concluíram também que as temperaturas máximas atingidas durante a soldadura não seriam superiores a 1100°C.

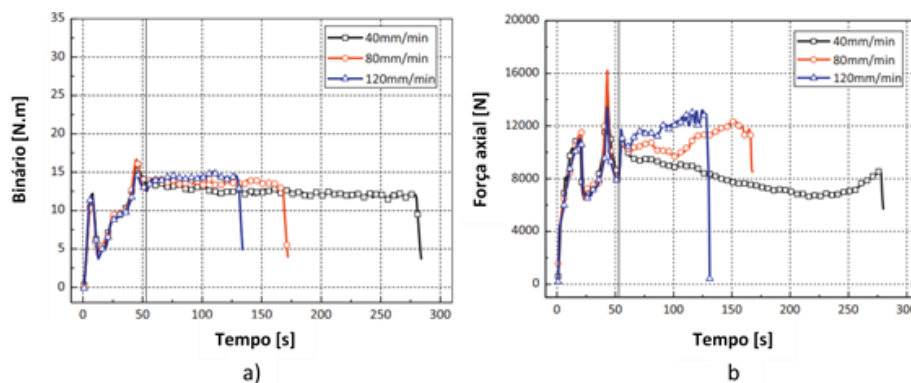


Figura 2.7. Exemplo dos perfis de binário a) e força axial b) em função do tempo durante o processo FSW (adaptado de Su *et al.*, 2013)

Leitão *et al.* (2012) analisaram a influência dos parâmetros de soldadura nos valores do binário durante a produção de soldaduras nas ligas de alumínio AA5083-H111 e AA6082-T6, em controlo de força. Os autores concluíram que o valor do binário diminuiu com o aumento da velocidade de rotação da ferramenta. Relativamente ao diâmetro da ferramenta não foram verificadas diferenças significativas fazendo variar o seu valor. Também a espessura das chapas de material base apresenta influência sobre o binário, uma vez que na produção de soldaduras de chapas menos espessas se verificaram valores de binário mais baixos. Esta diminuição do binário deve-se à menor quantidade de material arrastado pela ferramenta, relativamente a chapas mais espessas. Aumentando o valor da força axial os autores verificaram que o binário também aumenta. À semelhança dos autores anteriores, Su *et al.* (2013) analisaram a influência dos parâmetros de soldadura nos valores do binário e da força axial na liga de alumínio AA2024-T4. Relativamente ao binário os autores verificaram a mesma tendência decrescente com o aumento da velocidade de rotação da ferramenta. Relativamente à força axial a variação da velocidade de rotação não apresentou qualquer padrão.

Kumar *et al.* (2012) concluíram que, em soldaduras da liga de alumínio AA5083-H112, o diâmetro da base da ferramenta influencia a força axial, o binário e os ciclos térmicos. Relativamente ao binário e aos ciclos térmicos as conclusões obtidas corroboram as investigações descritas por outros autores referidas anteriormente. No caso da força axial os autores concluíram que o aumento do diâmetro da ferramenta aumenta os valores da força.

Mais recentemente foram realizadas investigações relativamente à evolução do binário utilizando ferramentas sem pino (Andrade *et al.*, 2018), em função da velocidade de rotação e da velocidade de avanço. Os autores concluíram que o aumento da velocidade de

avanço induziu um aumento do binário. Em contrapartida, o aumento da velocidade de rotação diminuiu os valores do binário.

Os ciclos térmicos de soldadura por pontos de chapas finas de aços macios, galvanizados e de alta resistência, recorrendo a ferramentas sem pino, foi alvo de investigação pelos autores Andrade *et al.* (2019). Os autores verificaram que ocorre um aquecimento muito rápido durante a fase de penetração, seguido de uma estabilização da temperatura, durante o período de manutenção. Relativamente aos parâmetros do processo, os autores concluíram que o aumento do diâmetro da ferramenta conduz ao aumento da temperatura de manutenção. Contudo, para diâmetros da ferramenta mais elevados (16mm) os autores concluíram que a temperatura de manutenção não ultrapassa um valor limite, independentemente da velocidade de rotação ou do material base. Para valores de diâmetro da ferramenta menos elevados (10 e 12mm) os autores observaram que com o aumento da velocidade de rotação também as temperaturas de manutenção aumentam. Na análise dos aços galvanizados verificaram ainda que as temperaturas de manutenção calculadas para velocidades de rotação baixas (870 rpm) são menos elevadas, uma vez que é atingida a temperatura de fusão do revestimento em zinco (420°C) que, em estado líquido, pode funcionar como lubrificante na interface ferramenta-chapa. O mesmo não se verifica para velocidades de rotação elevadas (1500 rpm), uma vez que é alcançada a temperatura de ebulição do zinco (907°C), verificado também por Mira-Aguar *et al.* (2016) em TAFW.

2.3. Condições de ensaio

As condições de ensaio durante a produção de soldaduras por FSW representam um fator importante na geometria final das soldaduras. Com efeito, o sistema de fixação do material base foi alvo de estudo por vários autores. Tsai *et al.* (1999) utilizaram métodos de elementos finitos para observar os fenómenos termomecânicos que conduzem ao aparecimento de defeitos de distorção em chapas finas de alumínio, depois de soldadas. Os autores concluíram que a presença de tensões residuais na estrutura depois de soldada conduz à ocorrência do defeito de encurvadura das chapas de material base. Bhide *et al.* (2006) produziram soldaduras por FSW em aço HSLA-65 de modo a avaliar a distorção das chapas de material base. Os autores observaram que ocorreu o defeito de encurvadura no material

base depois de soldado devido às tensões residuais longitudinais presentes nas chapas. Camilleri *et al.* (2015) ensaiaram chapas de aço DH36, de forma a avaliar as causas para a formação de distorção durante o processo FSW. Os autores concluíram que a configuração do sistema de fixação, os parâmetros de soldadura e a geometria das chapas de material base são fatores importantes no desenvolvimento de distorção.

Choobi (2013) analisou soldaduras em aço inoxidável por FSW. O autor avaliou a influência das dimensões geométricas das chapas no aparecimento de defeitos de distorção, concluindo que a diminuição da espessura das chapas conduz ao aparecimento do defeito de distorção angular. O aumento do comprimento das chapas conduz a uma maior severidade do mesmo defeito, enquanto que o aumento da soldadura conduz ao aparecimento do defeito de encurvadura. Aumentando a largura das chapas, o autor verificou uma redução do defeito de distorção angular.

Farajkhah e Liu (2016) analisaram o efeito da área da fixação do material base e da velocidade de soldadura no aparecimento de tensões residuais em chapas da liga de alumínio AA6061-T6, através de simulação numérica. Os autores verificaram que nas soldaduras com maior área de contacto entre o sistema de fixação e o material base desenvolveram-se menores tensões máximas residuais, comparativamente a soldaduras com menor área de contacto. Relativamente à velocidade de soldadura, os autores observaram um aumento das tensões residuais com o aumento da velocidade de rotação, em soldaduras cuja área de contacto entre o material base e o sistema de fixação foi menor. Em soldaduras com área de contacto superior não verificaram qualquer efeito ao aumentarem a velocidade de soldadura.

Richter-Trummer *et al.* (2012) investigaram as condições de fixação durante a produção de soldaduras por FSW em chapas da liga de alumínio AA2198-T851. Os autores concluíram que o aumento da força exercida pelo sistema de fixação conduz à diminuição da distorção das chapas, consequência da maior uniformização das tensões residuais ao longo da espessura das chapas. Contudo, os mesmos autores observaram que se a força exercida pelo sistema de fixação for excessiva as tensões residuais máximas tendem a aumentar.

Costa *et al.* (2018) produziram soldaduras por FSW em chapas da liga de alumínio AA5754-H22 de modo a avaliar a influência da dimensão das chapas, dos parâmetros do processo e dos procedimentos de soldadura na distorção induzida pelo processo. Os autores observaram que a largura e a espessura das chapas influenciam

fortemente a magnitude e o modo de distorção. Em chapas menos espesas ocorreu distorção angular, enquanto que nas chapas mais espesas ocorreu distorção em espiral. Os autores observaram ainda que a distorção da chapa inferior foi semelhante à distorção da chapa superior, uma vez que toda a área das superfícies das chapas se encontrava totalmente em contacto. Visto que a penetração do pino da ferramenta na chapa inferior foi muito baixa, a distorção das chapas foi governada sobretudo por efeitos térmicos, sendo que a mistura do material teve pouca influência.

Com o exposto, é possível concluir que a literatura da especialidade atual se concentra exclusivamente na associação da variabilidade da fixação a alterações na magnitude e no modo de distorção das chapas após o processo. Assim sendo, não existe qualquer estudo associando a variação da fixação a diferenças nos *outputs* e nos resultados das soldaduras. Assim, na presente investigação analisam-se os ciclos térmicos e os esforços de soldadura durante a produção de soldaduras por TAFSW, em diferentes materiais base. Os ciclos térmicos serão comparados com aqueles obtidos por Borges (2018), por forma a verificar a sua variação com a alteração das condições de montagem.

3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

No presente trabalho foram produzidas soldaduras por pontos pelo processo de ligação *Tool Assisted Friction Spot Welding* (TAFSW), utilizando um equipamento ESAB LEGIO FSW 3UL. Estas soldaduras foram realizadas em diferentes materiais base, com diferentes parâmetros do processo, e, tendo em conta os objetivos propostos para o presente trabalho, diferentes modos de montagem das chapas. Estes modos foram adotados de forma a aferir a influência dos mesmos na monitorização de *outputs* (temperatura, binário e força axial) durante o processo.

3.1. Material base

Na Tabela 3.1 são identificados os diferentes materiais base utilizados na investigação, bem como as espessuras das chapas e do revestimento, no caso das chapas galvanizadas. Na tabela é ainda apresentada a designação pela qual se irá referenciar cada material ao longo da dissertação.

Tabela 3.1. Materiais de base utilizados nas soldaduras

Material de base	Designação	Espessura da chapa [mm]	Espessura do revestimento [μm]
DC01	DC	1	-
DC01-ZE 25/25	DC-R	1	2,5
DX51D-Z140	DX-R10	1	10
DX51D-Z200	DX-R14	1	14
HC220 LA	HC220	0,65	-
DP600	DP 600	1	-

Conforme se encontra representado na Tabela 3.1, na presente investigação utilizou-se um aço macio (DC01), dois aços galvanizados (DX51D-Z140 e DX51D-Z200), um aço de alta resistência (HC220) e um aço *dual phase* (DP600). No caso do aço macio (DC01) recorreu-se a chapas sem e com revestimento galvanizado de 2,5 μm . As chapas de

aço galvanizado DX51D-Z140 e DX51D-Z200 apresentavam um revestimento com 10µm e 14µm de espessura, respetivamente. Na Tabela 3.2 encontra-se representada a composição química de cada material, em percentagem ponderal. Os valores disponibilizados foram obtidos através da base dados *Ces Edupack*¹.

Tabela 3.2. Composição química (pd%) dos materiais de base utilizados nas soldaduras

Material	C	Mn	P	S	Si	Cr
DC	0,078	0,314	0,012	0,016	0,004	-
DC-R	0,078	0,314	0,012	0,016	0,004	-
DX-R10	0,050	0,350	0,008	0,010	0,020	-
DXR-14	0,110	0,500	0,017	0,007	0,015	-
HC220	0,034	0,700	0,013	0,013	0,450	-
DP600	0,145	1,650	0,040	0,008	0,900	0,500

Na Figura 3.1 mostram-se as curvas tensão-deformação referentes aos materiais base. Nesta figura pode observar-se que o aço DP600 é aquele que apresenta maior resistência mecânica ($\sigma_{\max}=800\text{MPa}$). Além deste ponto, os aços DC, DC-R, DX-R10 e HC220 apresentam valores de resistência mecânica semelhantes entre si. Na Tabela 3.1 resumem-se os valores da tensão limite de elasticidade e na carga máxima para todos os materiais base.

¹ <https://grantadesign.com/education/ces-edupack/>. Granta Design. Ces Edupack: world-leading teaching resource for materials in engineering, science, processing, and design; 2019.

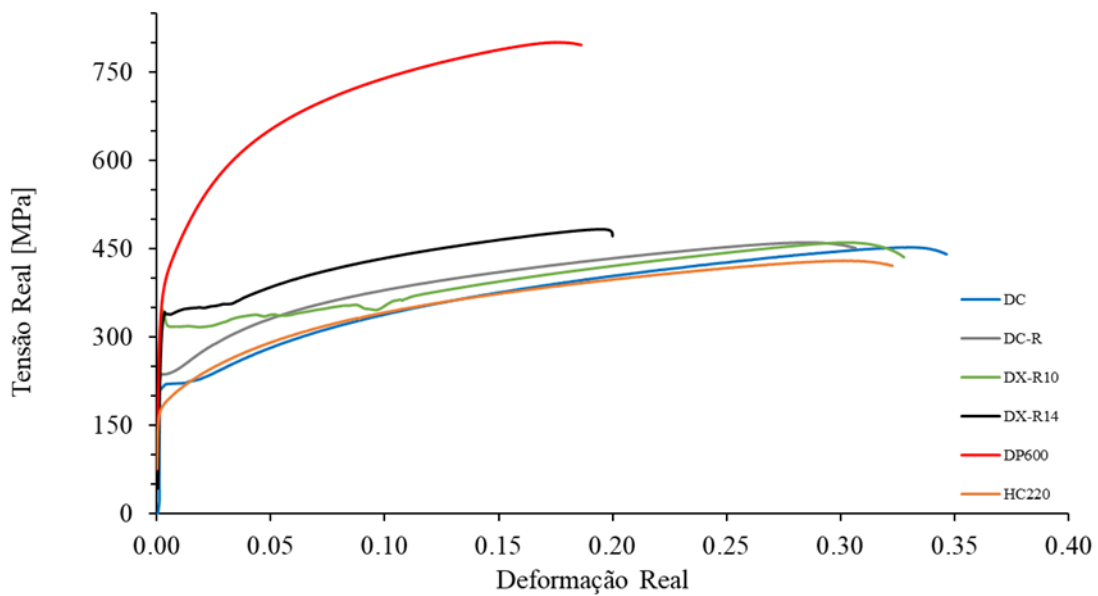


Figura 3.1. Curvas tensão-deformação dos materiais base (adaptado de Gonçalves, 2017)

Tabela 3.3. Tensão limite de elasticidade e tensão na carga máxima dos materiais de base utilizados

Material de base	Tensão limite de elasticidade [MPa]	Tensão na carga máxima [MPa]	Dureza [HV0.2]
DC	215	452	105
DC-R	235	461	106
DX-R10	345	460	108
DX-R14	340	483	127
HC220	180	429	93
DP600	350	800	199

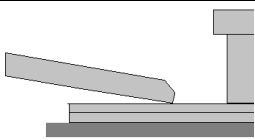
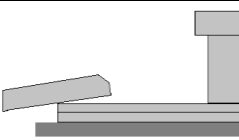
3.2. Produção das soldaduras

3.2.1. Níveis de exigência na montagem

No presente estudo foram comparados os *outputs* de processo resultantes da realização de soldaduras com dois níveis diferentes de grau de exigência de montagem, isto é, elevado (ME) e médio (MM), os quais se encontram descritos na Tabela 3.4. Como se

pode aferir, neste estudo, as diferenças entre os graus de exigência de montagem baseiam-se em três itens principais, que são o ângulo de inclinação das amarras, posicionamento das amarras e concavidade das chapas do material de base. Tendo em conta investigações anteriores (Borges, 2018), onde a montagem foi de grau de exigência elevado, no presente estudo, de modo a estabelecer um termo de comparação, as soldaduras foram realizadas com grau de exigência médio.

Tabela 3.4. Descrição dos graus de exigência na montagem

	Montagem de Grau de Exigência Elevado (ME)	Montagem de Grau de Exigência Médio (MM)
Ângulo de Inclinação das Amarras		
Posicionamento das Amarras	<ul style="list-style-type: none"> • Distância de fixação o mais próximo possível da ferramenta; 	<ul style="list-style-type: none"> • Sem atenção ao afastamento;
Concavidade das chapas	<ul style="list-style-type: none"> • Chapas posicionadas com a concavidade para cima de modo a ficar plana com o aperto das amarras. 	<ul style="list-style-type: none"> • Sem atenção ao posicionamento da concavidade das chapas.

A posição da ferramenta no início do processo (zero peça) foi calculada com a aproximação da ferramenta ao material base já fixo, até ocorrer contacto entre as duas superfícies. Este contacto foi avaliado, por apalpação, com o auxílio de uma folha de papel, definindo-se a posição correta quando a folha ficava presa entre a superfície da ferramenta e a superfície do material base para valores de força axial entre os 200 e os 250 N.

3.2.2. Parâmetros do Processo

Neste trabalho foram produzidas soldaduras em junta sobreposta, pelo processo TAFSW, em chapas de dimensões 80x80mm, com os parâmetros de processo descritos na Tabela 3.5. Como se pode ver na tabela, foram utilizadas diferentes velocidades de rotação

da ferramenta otimizadas ($\omega = 870, 1140$ e 1500 rpm), a mesma penetração ($d_z = 0,5\text{mm}$) e tempo de manutenção ($t_m = 60\text{s}$).

Tabela 3.5. Parâmetros utilizados na produção das soldaduras

Material base	Ferramenta	ω [rpm]
DC	PL12	870
		1140
		1500
DC-R	PL12	870
		1500
DX-R10	PL12	870
		1500
DX-R14	PL12	870
		1500
DP600	PL12	870
		1140
HC220	PL12	870
		1140

A ferramenta utilizada encontra-se ilustrada na Figura 3.2. Esta ferramenta em carboneto de tungsténio é constituída por uma base plana, sem pino, com diâmetro de 12 mm, e será designada por PL12 ao longo do texto.

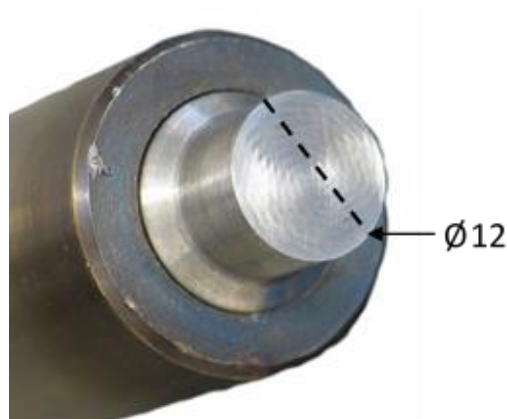


Figura 3.2. Ferramenta utilizada na produção das soldaduras por TAFSW

Ainda a referir que, também se produziram soldaduras utilizando ferramentas revestidas ($\omega=870$ rpm) de modo a reproduzir diferentes condições de contato ferramenta-peça, fruto de possíveis contaminações da ferramenta ou falta de limpeza da peça a soldar.

A composição química, em percentagem atômica, de cada um dos revestimentos é apresentada na Tabela 3.6. À semelhança da ferramenta sem revestimento, o diâmetro da base das ferramentas revestidas foi de 12 mm. As ferramentas revestidas serão designadas na presente dissertação por PL12-R1 e PL12-R2, em conformidade com a Tabela 3.6.

Tabela 3.6. Composição química (at%) dos revestimentos das ferramentas revestidas

Ferramenta	C	W	Ar	O
PL12-R1	82,2	14,6	2,6	0,6
	Ti	Al	Cr	N
PL12-R2	13,3	14,8	24,3	47,6

A Figura 3.3 representa esquematicamente a montagem das chapas de material base no equipamento de soldadura.



Figura 3.3. Montagem das chapas de material base para a produção das soldaduras

3.3. Medição dos esforços sobre a ferramenta

O equipamento utilizado para a produção de soldaduras por TAFSW permite o registo dos valores do binário e da força axial, durante a produção das soldaduras.

3.4. Medição das temperaturas

Os ciclos térmicos de soldadura TAFSW foram registados através de uma câmara termográfica *FLIR A655sc*, posicionada a uma distância de 0,56 m da zona de soldadura, tal como se encontra representado na Figura 3.4. Os valores registados pela câmara durante o processo de soldadura foram pós-processados utilizando o software *Flir ResearchIR*.

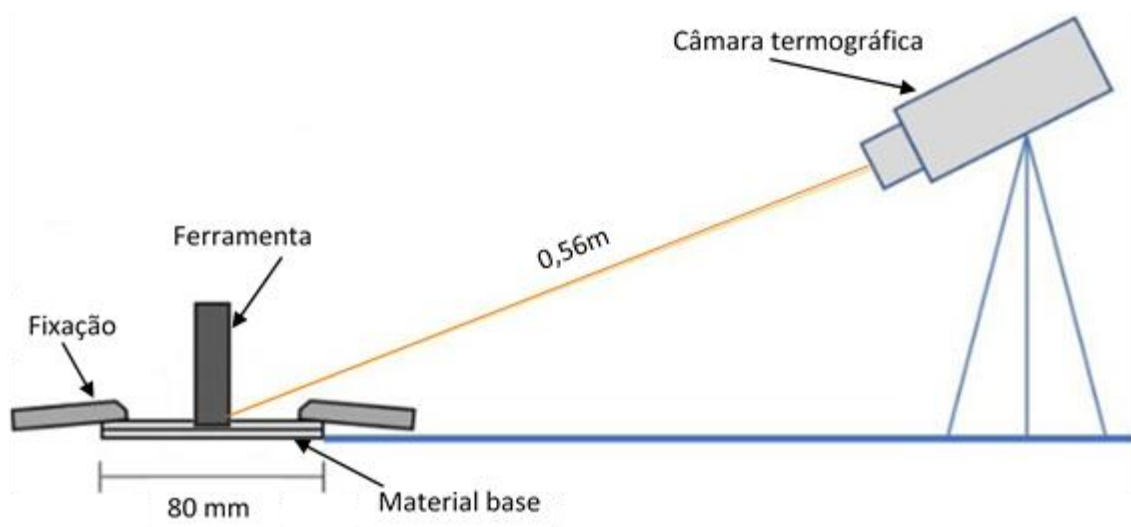


Figura 3.4. Posicionamento da câmara termográfica (adaptado de Andrade *et al.* 2019)

3.5. Análise morfológica

A análise morfológica foi realizada com o objetivo de detetar possíveis defeitos de soldadura, bem com alterações da morfologia de grão durante o processo. Para isso, foi utilizado um microscópio ótico *Leica DM 4000 MLED*. As amostras foram preparadas para a metalografia, seguindo os procedimentos laboratoriais habituais. A microestrutura foi revelada utilizando uma solução de Nital 2% (24,5 ml etanol e 0,5ml HNO₃).

3.6. Caracterização mecânica

Realizaram-se ensaios de dureza, recorrendo ao equipamento SHIMATZU HMV-G *Micro Vickers Hardness Tester*, com uma carga constante de 200g durante 15 segundos, por indentação. As medições foram efetuadas junto da interface das duas chapas, ao longo de toda a soldadura, com um espaçamento de 0,5mm entre elas, calculando-se a média de todos os valores, conforme representado na Figura 3.5.

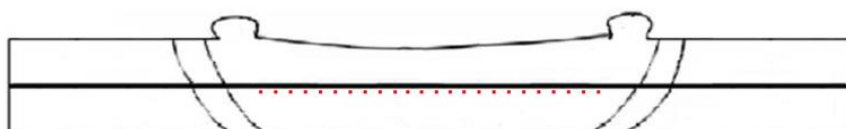


Figura 3.5. Representação das zonas de medição de durezas

3.7. Aquisição da distorção/topografia das chapas de material de base

De modo a aferir o grau de distorção das chapas de material de base antes de estas serem soldadas, foi determinado o seu perfil superficial, através de mapas de cor, usando o sistema de *Digital Image Corralation GOM Aramis 5M²*. Antes de serem registadas, as superfícies das chapas foram preparadas de acordo com os procedimentos descritos em Leitão *et al.* (2012). A acrescentar que a cota $z=0$ refere-se à superfície onde a chapa foi colocada para medição. Foi assim possível comparar as diferenças de topografia/distorção para os diferentes materiais de base.

² Gom.com. Braunschweig: GOM – optical measurement techniques, GmbH; 2011.

4. ANÁLISE DE RESULTADOS

No presente capítulo, serão analisados os ciclos térmicos registados durante a produção de soldaduras dos diferentes aços com grau de exigência de montagem médio (MM), as condições termomecânicas, as superfícies e as secções transversais das soldaduras e comparados com aqueles obtidos com uma montagem de grau de exigência elevado (ME), ou seja, aqueles presentes em Borges (2018). De seguida, serão analisados os outros *outputs*, como força axial e binário e discutida a influência do grau de minúcia da montagem na sua evolução.

4.1. Análise dos ciclos térmicos

4.1.1. Materiais não revestidos

Na Figura 4.1.a) a c) estão representados os ciclos térmicos registados durante a produção das soldaduras em condições MM em aço DC, para velocidades de rotação de 870, 1140 e 1500 rpm, respetivamente. Nas mesmas figuras encontram-se ainda traçadas as mesmas curvas para as soldaduras produzidas em condições ME com o mesmo material. Comparando a evolução das curvas para ambas as condições, é possível aferir semelhanças nos resultados obtidos, à exceção da correspondente à velocidade de rotação de 1140rpm. No entanto, na Figura 4.1.d), onde se comparam as temperaturas de manutenção para diferentes velocidades de rotação, é possível observar uma forte influência das condições de montagem no valor da temperatura medido. De facto, a média do desvio em relação às temperaturas medidas durante a produção de soldaduras em condições ME é de aproximadamente 8%. Por outro lado, em Borges (2018) registou-se o aumento tendencial da temperatura de manutenção com o aumento da velocidade de rotação. Porém, nas soldaduras realizadas em condições MM, este aumento apenas se regista para 1140 rpm, evidenciando as diferenças originadas pelo uso de métodos diferentes de montagem.

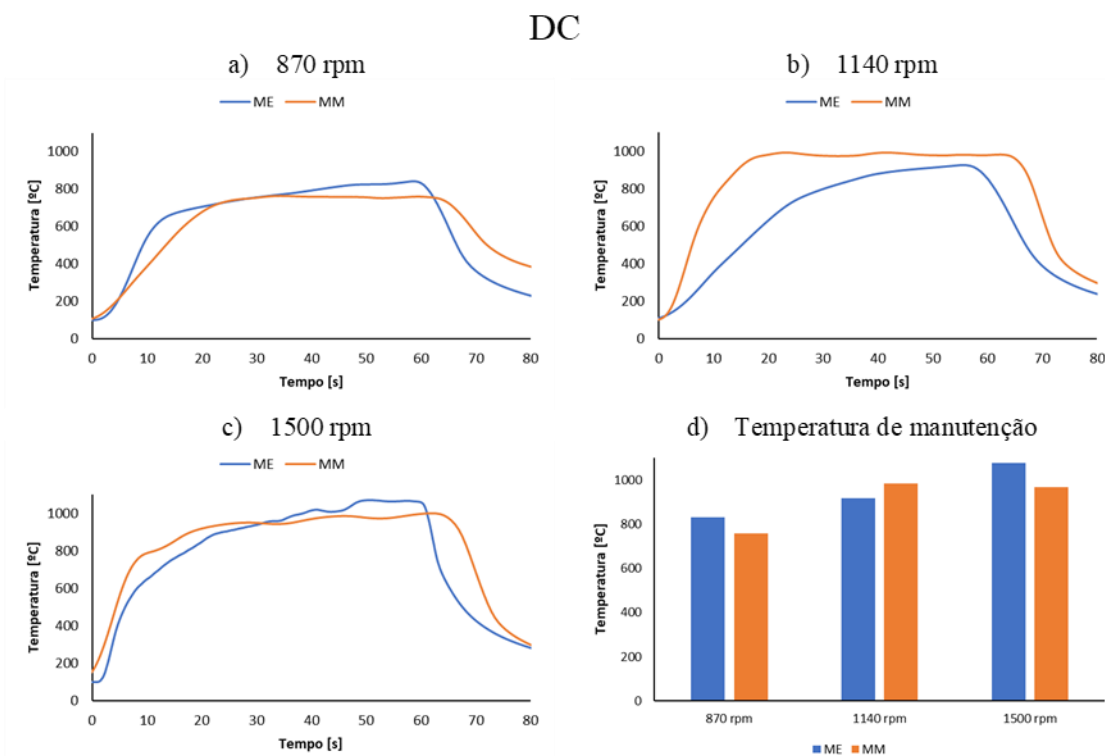


Figura 4.1. Ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em aço DC nas duas condições de montagem, para velocidades de rotação de 870 rpm a), 1140 rpm b) e 1500 rpm c) e ainda comparação das temperaturas de manutenção d)

Na Figura 4.2.a) apresentam-se os ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em aço HC220 para uma velocidade de rotação de 870 rpm para os dois tipos de montagem. Aquando da comparação da evolução da temperatura, é possível aferir que esta, apesar de ser semelhante apresenta valores superiores quando a soldadura foi realizada utilizando uma montagem menos meticulosa. Os valores das temperaturas de manutenção calculadas para as duas montagens (Figura 4.2.c)) revela a diferença observada nas temperaturas para os dois casos em estudo. Na Figura 4.2.b) mostra-se a evolução da temperatura para duas velocidades de rotação distintas, isto é, 870 e 1140rpm, em condições MM. A semelhança quer das curvas, quer dos valores de temperatura registados vão de encontro à tendência observada em Borges (2018), ou seja, para este aço, com a presente geometria de ferramenta (PL12), não existe uma vincada evolução da temperatura com o aumento da velocidade de rotação.

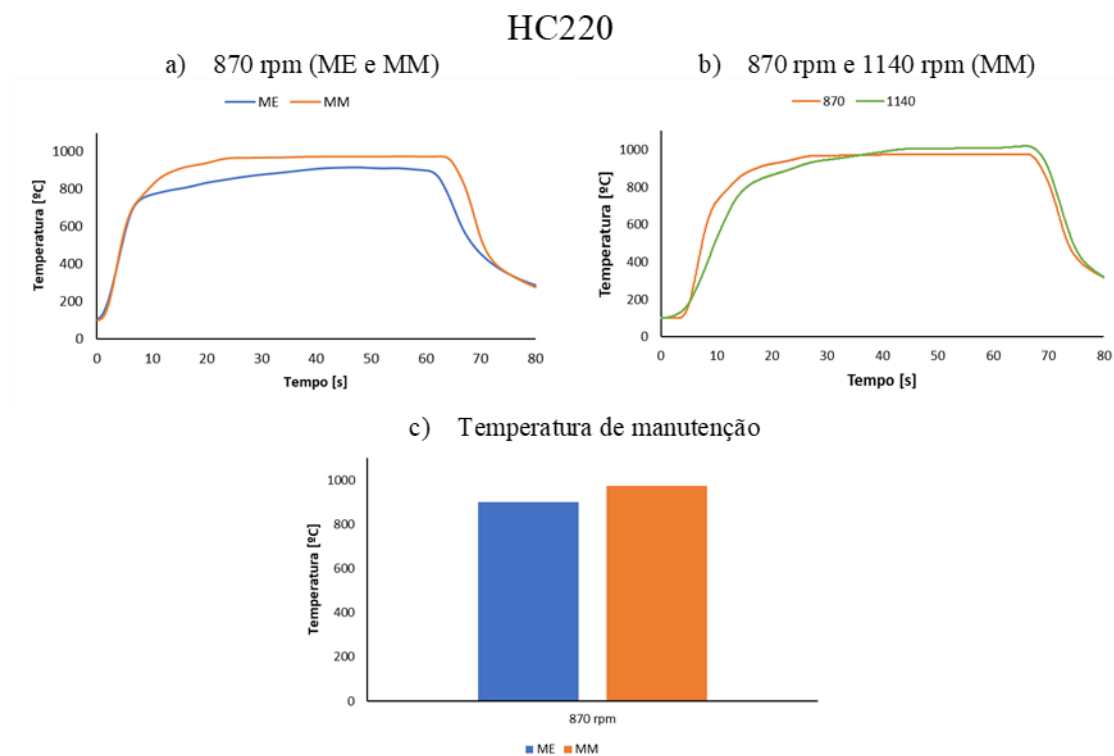


Figura 4.2. Ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em aço HC220 nas duas condições de montagem, para velocidades de rotação de 870 rpm a), para as velocidades de 870 e 1140 rpm em condições MM b) e ainda comparação das temperaturas de manutenção c)

Os ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em aço DP600 com velocidade de rotação de 870 rpm nos dois ensaios encontram-se representados na Figura 4.3.a), de onde, mais uma vez, é possível aferir as vincadas diferenças nas temperaturas registadas na realização de soldaduras com os dois tipos diferentes de fixação, sendo mais elevadas, aquelas registadas para uma fixação menos cuidada. De facto, a diferença observada na Figura 4.3.c), em que se apresentam as temperaturas de manutenção calculadas para as duas montagens, excede os 170 °C. Na Figura 4.3.b) comparam-se os ciclos térmicos registados para as velocidades de rotação de 870 e 1140 rpm de onde é possível observar que as temperaturas mais elevadas foram registadas para as velocidades de rotação menos elevadas (diferença superior a 200°C).

Esta última conclusão vai contra a tendência observada em Borges (2018), onde se verificou a ocorrência de um patamar de saturação, ou seja, foram observadas temperaturas de manutenção semelhantes independentemente da velocidade de rotação da ferramenta.

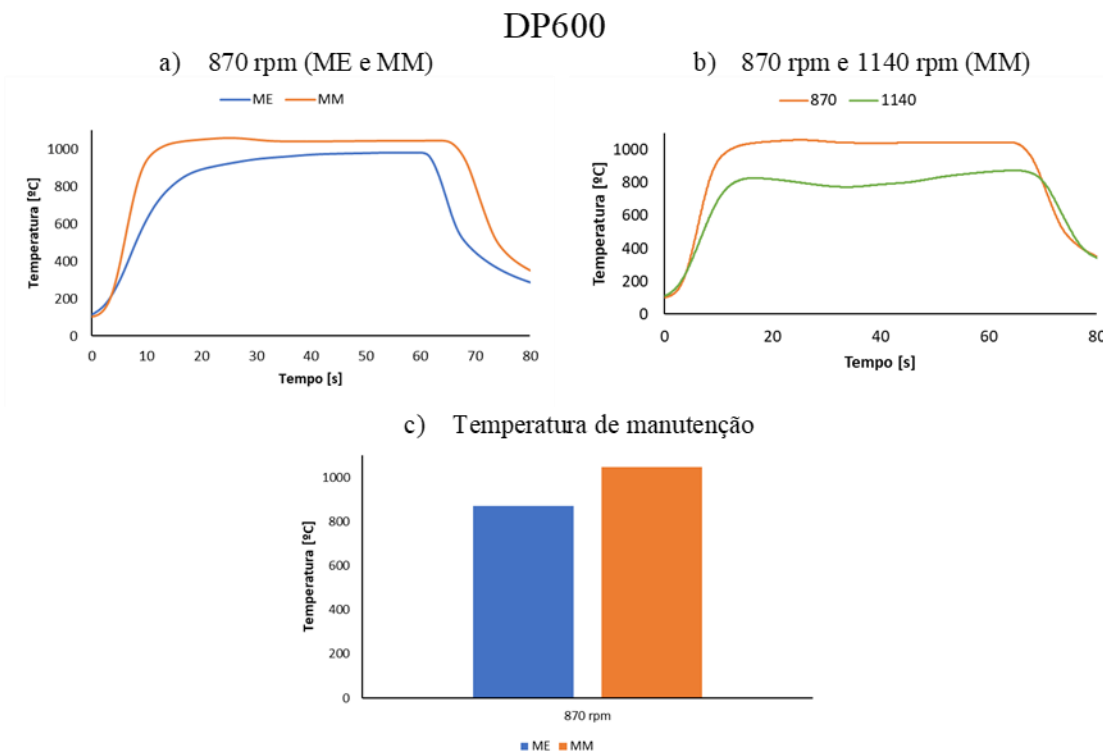


Figura 4.3. Ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em aço DP600 nas duas condições de montagem, para velocidades de rotação de 870 rpm a), para as velocidades de 870 e 1140 rpm em condições MM b) e ainda comparação das temperaturas de manutenção c)

4.1.2. Materiais revestidos

Na Figura 4.4 apresentam-se os ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em aço DC-R com velocidades de rotação de 870 rpm (Figura 4.4.a) e 1500 rpm (Figura 4.4.b)). A análise da figura permite concluir que os perfis de temperatura registados nos dois ensaios são bastante diferentes, observando-se temperaturas mais elevadas nas soldaduras realizadas com montagem meticulosa. Por outro lado, a existência do revestimento não alterou a diferença na tendência da evolução da temperatura de manutenção com a velocidade de rotação, observando-se um aumento da temperatura com o aumento da velocidade de rotação.

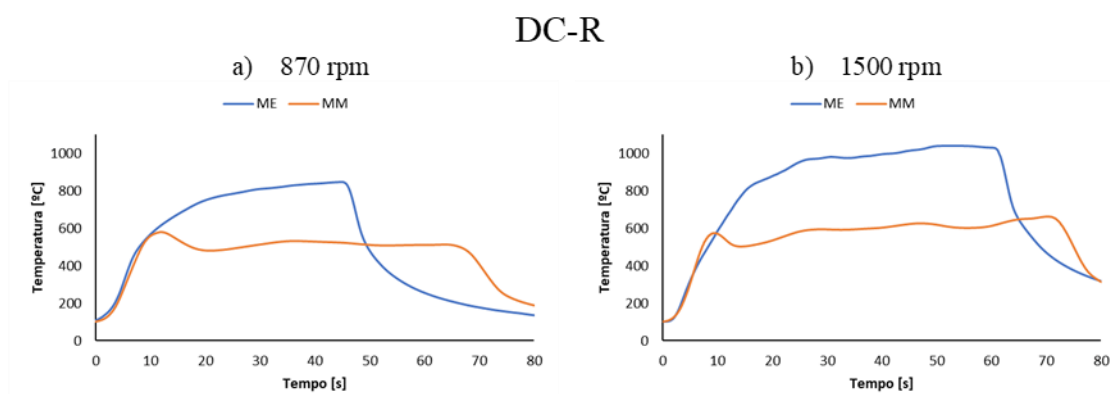


Figura 4.4. Ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em aço DC-R nas duas condições de montagem, para velocidades de rotação de 870 rpm a) e 1500 rpm b)

Na Figura 4.5 e na Figura 4.6 representam-se os ciclos térmicos referentes às soldaduras produzidas em aço DX-R10 e DX-R14, respetivamente, com velocidades de rotação de 870 rpm (Figura 4.5.a) e Figura 4.6.a)) e 1500 rpm (Figura 4.5.b) e Figura 4.6.b)) para os dois tipos de montagem. Pela análise das figuras ressaltam as vincadas diferenças dos perfis da evolução da temperatura registados para os dois tipos de montagem independentemente da espessura do revestimento, registando-se valores superiores para as soldaduras realizadas em condições ME.

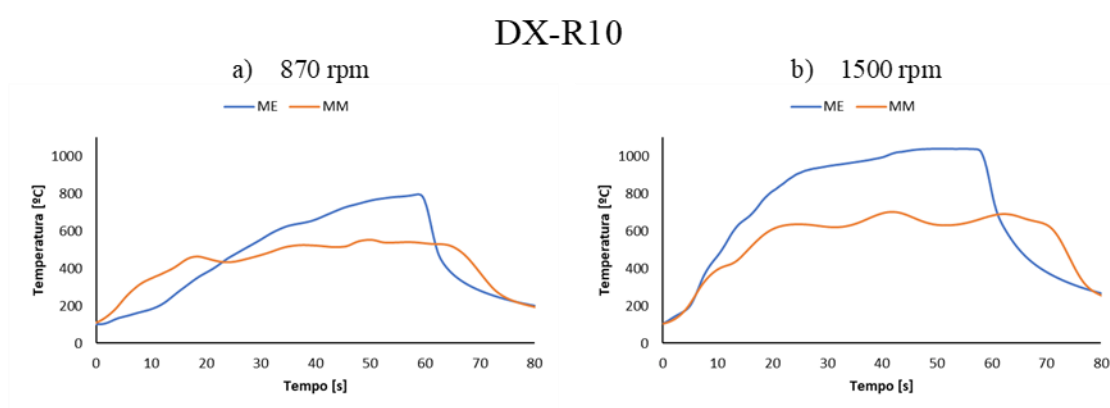


Figura 4.5. Ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em aço DX-R10 nas duas condições de montagem, para velocidades de rotação de 870 rpm a) e 1500 rpm b)

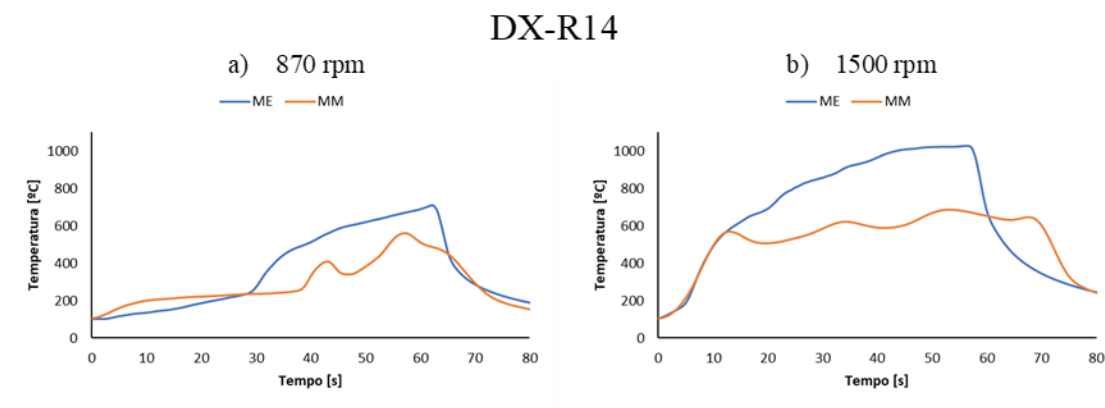


Figura 4.6. Ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em aço DX-R14 nas duas condições de montagem, para velocidades de rotação de 870 rpm a) e 1500 rpm b)

Na Figura 4.7, resumem-se e comparam-se as temperaturas de manutenção calculadas para as diferentes soldaduras realizadas com aços revestidos. Na figura, para além de se verificar de forma evidente os valores inferiores de temperatura na montagem MM, demonstra-se que esta sobe com o aumento da velocidade de rotação, de acordo com a tendência observada nas soldaduras realizadas com a montagem ME.

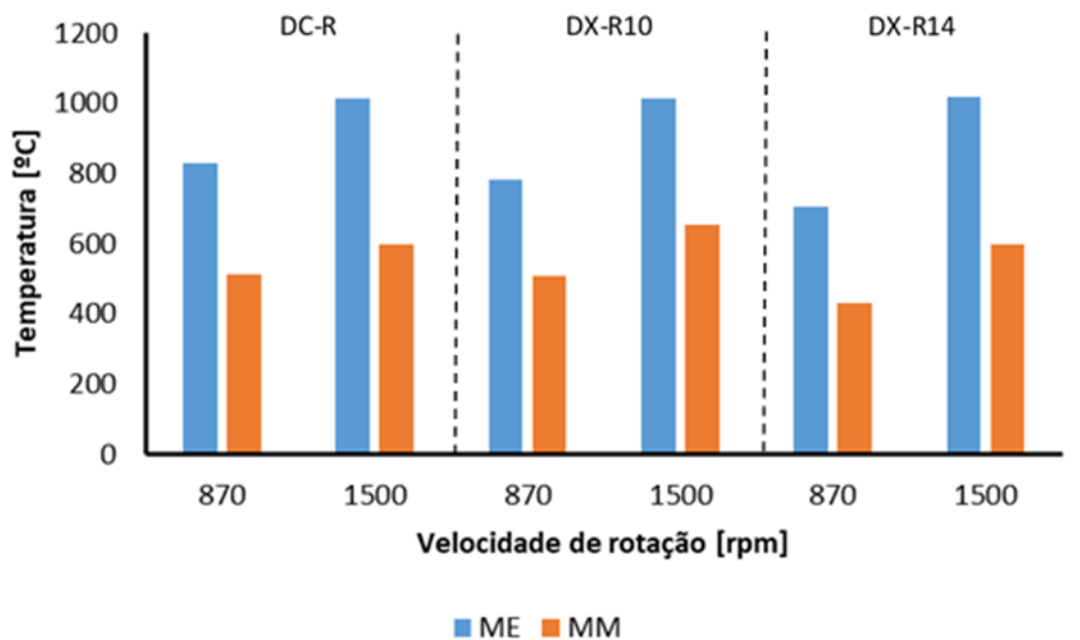


Figura 4.7. Comparação das temperaturas de manutenção nas duas condições de montagem para os diversos materiais revestidos

4.1.3. Ferramentas revestidas

Na Figura 4.8 mostra-se a evolução da temperatura com o tempo durante as soldaduras realizadas com ferramentas revestidas (PL12-R1 e PL12-R2) e não revestidas (PL12) em aço DC, com velocidade de rotação de 870 rpm. Pelo gráfico é possível verificar que a evolução de temperatura registada na soldadura produzida com a ferramenta PL12-R1 é superior à da soldadura realizada com a ferramenta sem revestimento. No entanto, esta diferença é bastante diminuta quando comparando este valor aos da temperatura da soldadura realizada com a ferramenta PL12-R2. Este facto demonstra que existe uma forte influência do contacto entre a ferramenta e a superfície da chapa, sendo ainda mais evidenciado pelo facto da menor diferença de temperatura ter sido originada pelo revestimento cuja composição é semelhante à do material da ferramenta (PL12-R1), isto é, carboneto de tungsténio (WC).

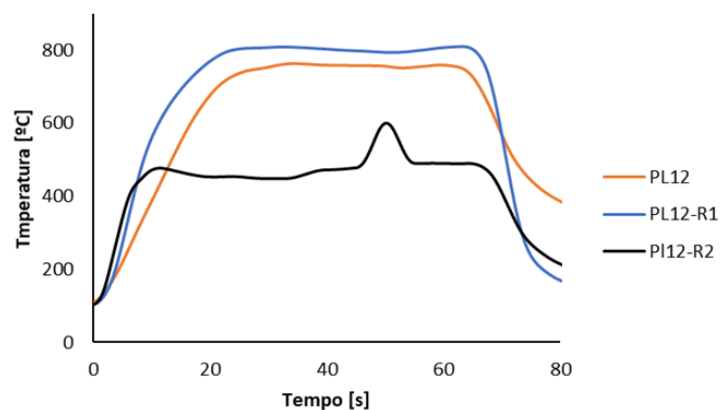


Figura 4.8. Ciclos térmicos registados na produção de soldaduras em condições de montagem MM utilizando ferramentas revestidas e uma não revestida

Tendo em conta os resultados mencionados, poderão ser apontadas algumas causas para as diferenças de temperatura registadas para os dois tipos de montagem: por deficiente aquisição de temperatura ou condições de dissipação diferentes. Deste modo, na tentativa de comparar as condições termomecânicas registadas durante o processo, serão comparadas as propriedades mecânicas, as superfícies e as microestruturas das secções transversais das soldaduras para os dois tipos de montagem.

4.2. Análise das condições termomecânicas

Na Figura 4.9 mostra-se o aumento do valor médio das durezas, em percentagem, da região da soldadura para os diferentes materiais e condições de fixação. Pela figura poder-se-á concluir que, na generalidade não existem diferenças significativas de dureza. No entanto, as soldaduras realizadas em aço revestido foram aquelas que apresentaram alguma diferença, nomeadamente, no caso dos aços DX.

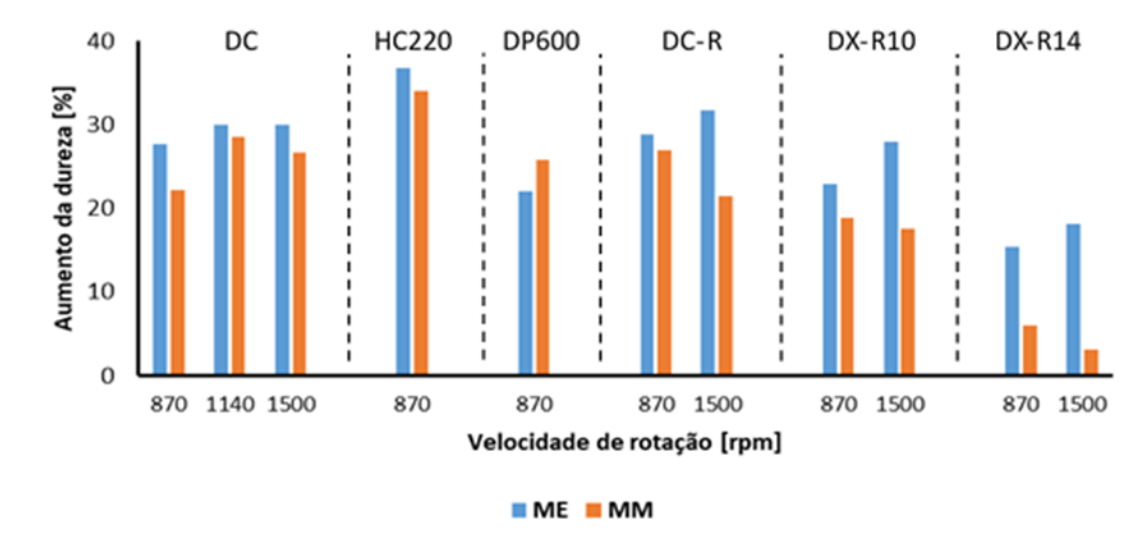


Figura 4.9. Comparação do aumento das durezas médias calculadas, em percentagem, para todas as soldaduras produzidas nas diferentes condições de montagem

4.2.1. Materiais não revestidos

De modo a aferir possíveis alterações de ciclos térmicos promovidas pelo grau de exigência da montagem, na Figura 4.10 mostram-se as imagens da microestrutura da região da soldadura do aço DC, para velocidades de rotação de 870 e 1500 rpm. Pelas figuras é possível não só observar a semelhança no que diz respeito à morfologia da microestrutura, assim como a concordância entre os resultados das montagens MM e ME para as diferentes velocidades de rotação, ou seja, para 870rpm observa-se uma microestrutura maioritariamente ferrítica, constituída por grãos equiaxiais e, para 1500rpm, com o aumento do calor adicionado e consequente alteração de ciclo térmico, observa-se a formação de ferrite acicular (Figura 4.10.a) e c) e Figura 4.10.b) e d)).

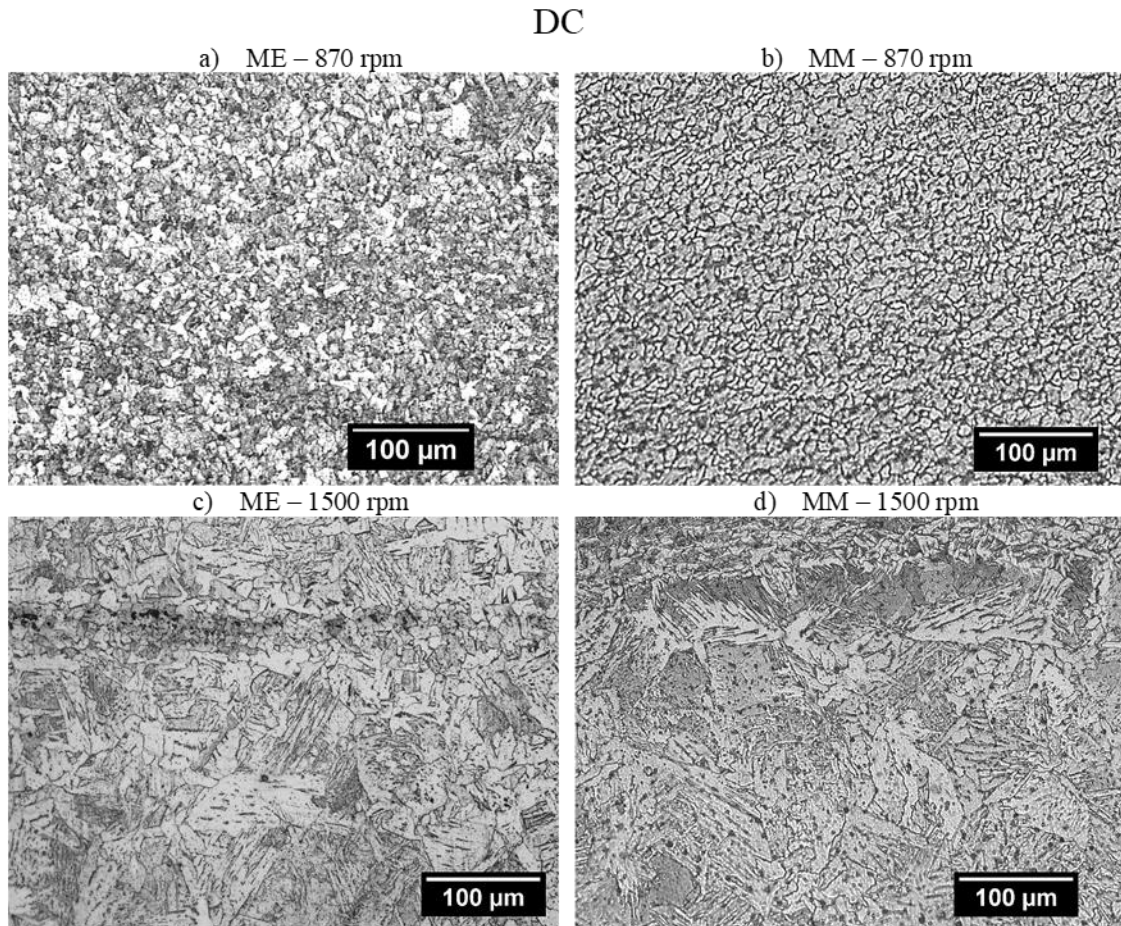


Figura 4.10. Comparação da microestrutura no centro das soldaduras produzidas em aço DC nas diferentes condições de montagem para as velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)

A mesma concordância é aferível através da observação da Figura 4.11 e da Figura 4.12, correspondentes às microestruturas das soldaduras em aço HC220 e DP600, respetivamente, realizadas a 870rpm. Neste contexto, tendo em conta que também as propriedades mecânicas (dureza) são semelhantes nesta região, poder-se-á assumir que, para os materiais não revestidos, as condições termomecânicas registadas na interface entre a ferramenta e a superfície da chapa a ser soldada são semelhantes independentemente do tipo de fixação.

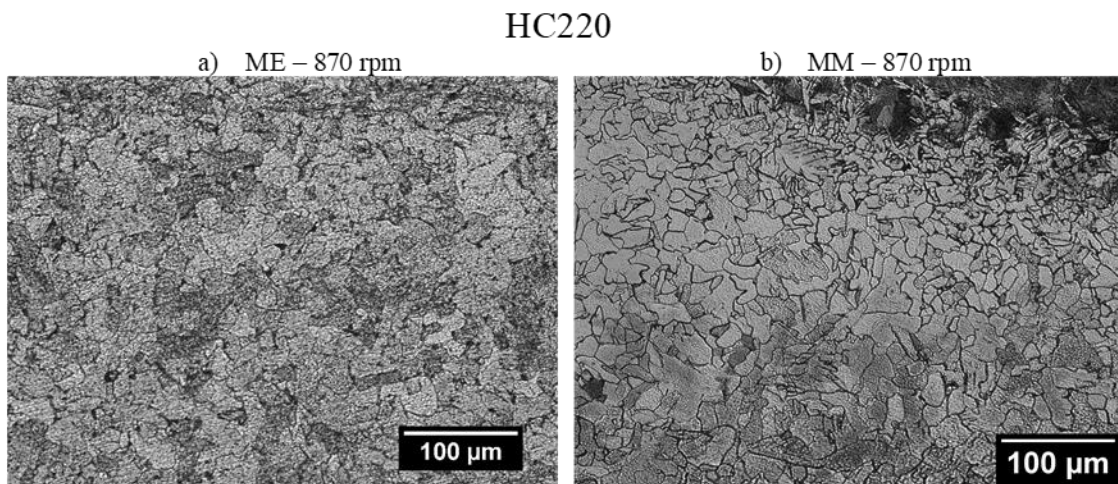


Figura 4.11. Comparação da microestrutura no centro das soldaduras produzidas em aço HC220 nas diferentes condições de montagem para a velocidade de rotação de 870 rpm a) e b)

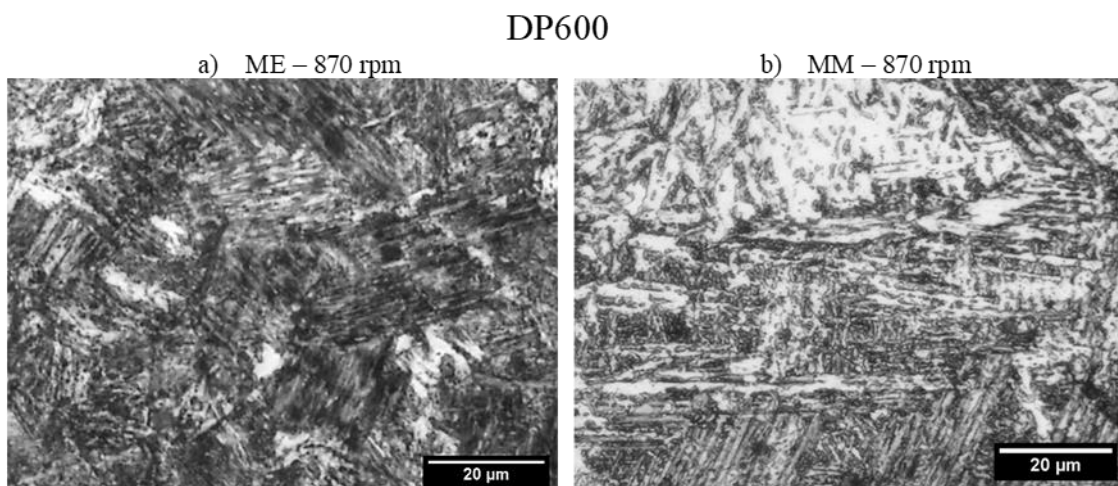


Figura 4.12. Comparação da microestrutura no centro das soldaduras produzidas em aço DP600 nas diferentes condições de montagem para a velocidade de rotação de 870 rpm a) e b)

4.2.2. Materiais revestidos

Relativamente aos materiais revestidos, seguidamente é analisada a microestrutura para as duas condições de montagem com velocidades de rotação de 870 e 1500 rpm. No que diz respeito ao aço DC-R, na Figura 4.13 verifica-se que existem algumas diferenças no tamanho e tipo de grão, sobretudo para a velocidade de rotação menos elevada, ainda que os valores de dureza sejam próximos. Nas soldaduras produzidas com velocidade de rotação mais elevada verifica-se o engrossamento do grão, resultante de temperaturas

mais elevadas atingidas durante o processo, ainda que na montagem menos meticulosa se verifique um grão mais refinado.

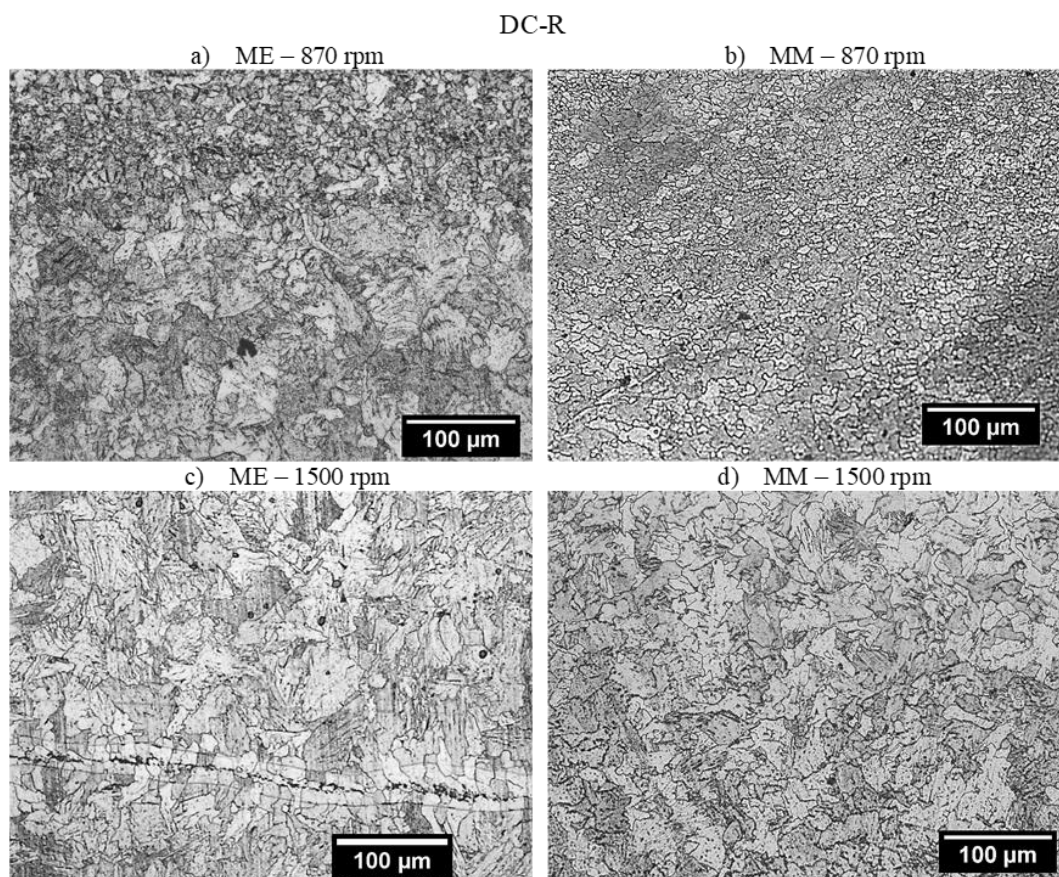


Figura 4.13. Comparação da microestrutura no centro das soldaduras produzidas em aço DC-R nas diferentes condições de montagem para as velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)

Na Figura 4.14 comparam-se as microestruturas referentes às soldaduras produzidas em aço DX-R10 com velocidades de rotação de 870 e 1500 rpm nas diferentes montagens. Ao contrário do que se verifica nos materiais não revestidos, a evolução do grão do material não progride da mesma forma nas duas montagens, verificando-se um grão mais refinado na montagem menos precisa. Este facto vai ao encontro da variação registada na dureza, incitando que as temperaturas atingidas durante o processo foram mais baixas relativamente às temperaturas atingidas aquando de uma montagem mais meticulosa. Ainda assim, é possível verificar que o aumento da velocidade de rotação conduziu à formação de grão mais grosseiro, indicando que se atingiram temperaturas mais elevadas.

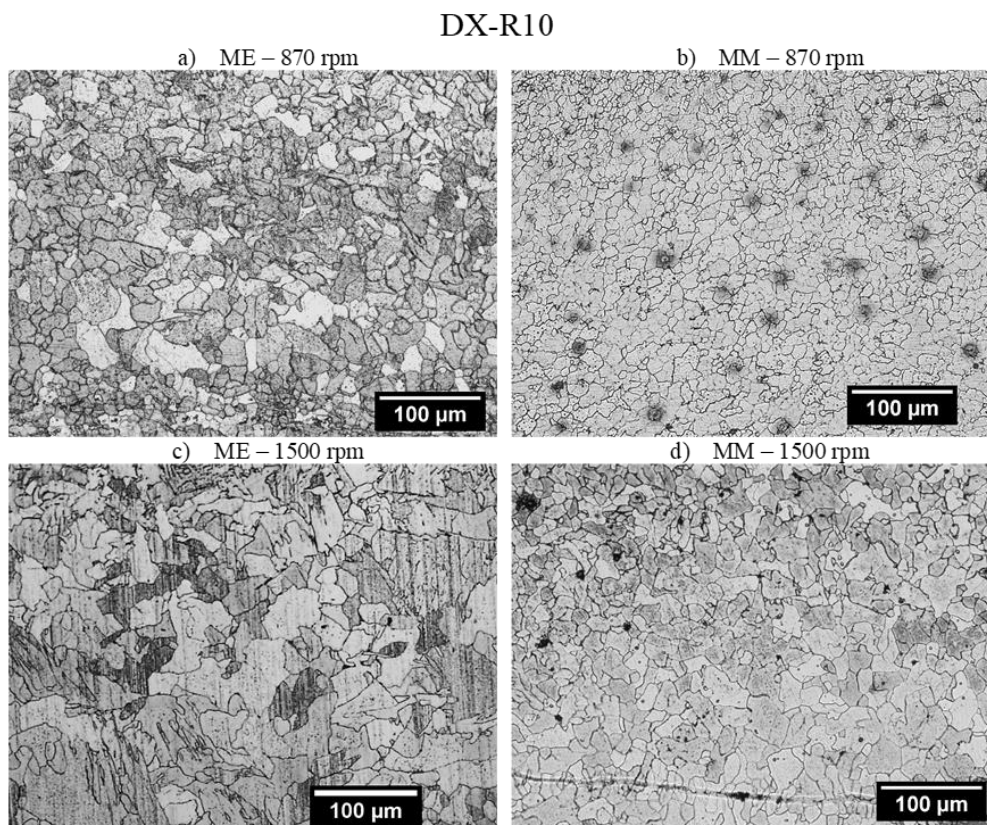


Figura 4.14. Comparação da microestrutura no centro das soldaduras produzidas em aço DX-R10 nas diferentes condições de montagem para as velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)

A análise da Figura 4.15 permite concluir que, à semelhança dos materiais anteriores, também o aço DX-R14 apresenta diferenças no tamanho de grão quando se comparam as microestruturas das soldaduras produzidas com os mesmos parâmetros do processo, mas em diferentes montagens. Na montagem de grau de exigência menos elevada observa-se a presença de grão mais refinado, resultante de menores temperaturas atingidas durante o processo. Ainda neste material verifica-se que as temperaturas mais elevadas foram atingidas com a velocidade de rotação mais elevada, uma vez que se verifica a presença de grão mais grosseiro.

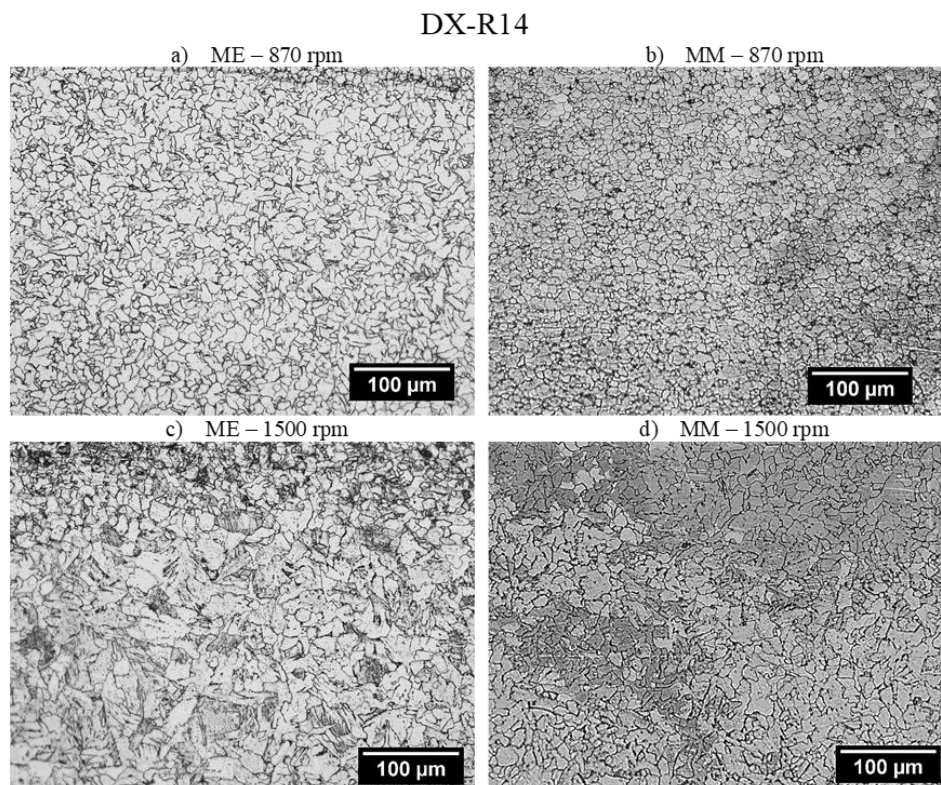


Figura 4.15. Comparação da microestrutura no centro das soldaduras produzidas em aço DX-R14 nas diferentes condições de montagem para as velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)

Na Figura 4.16 mostra-se a microestrutura das soldaduras produzidas em diferentes montagens em aço DC com velocidade de rotação de 1500 rpm nas zonas superior e inferior da espessura ao centro da soldadura. É possível observar que tanto na montagem mais cuidada como na montagem menos meticulosa a microestrutura é semelhante ao longo da sua espessura da soldadura. Este facto é indicativo de semelhanças no gradiente de temperatura ao longo da espessura das soldaduras produzidas nas diferentes montagens. Esta semelhança nos gradientes de temperatura é indicativa das semelhanças verificadas nas condições de dissipação de calor nas diferentes montagens para este material.

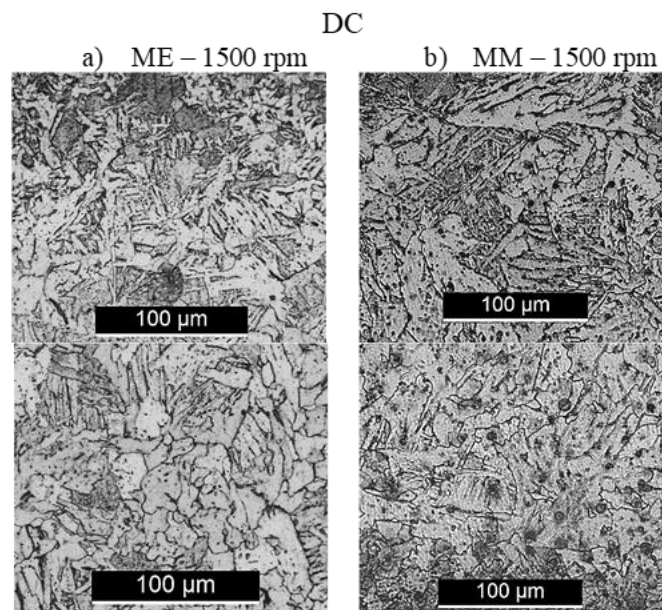


Figura 4.16. Comparação da microestrutura nas zonas superior e inferior do centro das soldaduras produzidas em aço DC com velocidade de rotação de 1500 rpm em condições ME a) e MM b)

Relativamente ao aço revestido DC-R, pela análise da Figura 4.17 observa-se que para a velocidade de rotação de 1500 rpm a microestrutura ao longo da espessura da soldadura verifica a mesma tendência do aço DC, na soldadura produzida com a montagem mais meticulosa. Contudo, a microestrutura da soldadura produzida com a montagem mais descuidada conduziu a diferenças na microestrutura entre as zonas superior e inferior, acrescentando ao facto de as temperaturas atingidas durante o processo serem inferiores, como indicado anteriormente. Este fenómeno corrobora a hipótese do maior gradiente de temperatura ao longo da espessura da soldadura. Mais uma vez, as condições de dissipação de calor surgem como o principal motivo para as diferenças observadas.

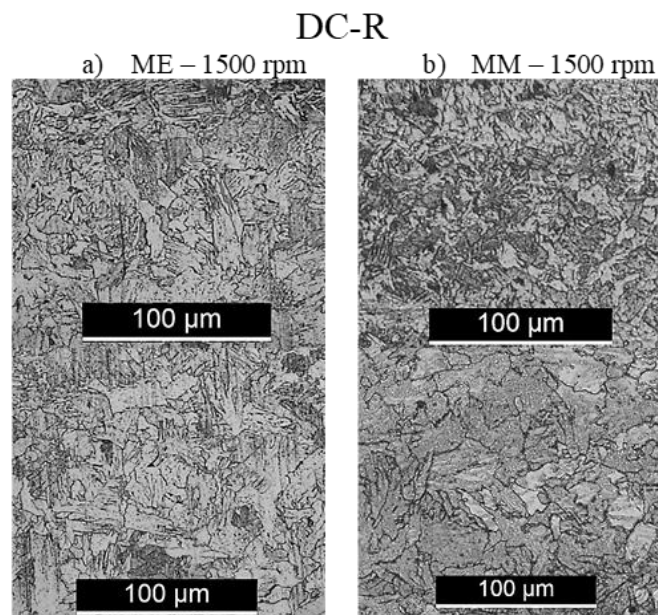


Figura 4.17. Comparação da microestrutura nas zonas superior e inferior do centro das soldaduras produzidas em aço DC-R com velocidade de rotação de 1500 rpm em condições ME a) e MM b)

Relativamente ao aço DX, independentemente da espessura do revestimento, pela análise da Figura 4.18 verifica-se a mesma microestrutura ao longo da espessura da soldadura quando se utilizou a montagem de grau de exigência superior. Analisando a microestrutura das soldaduras produzidas com uma montagem de grau de exigência médio, é possível observar semelhanças entre a zona inferior e superior da soldadura, o que contrasta com os materiais anteriores. Contudo, tal como referido anteriormente para este material, as microestruturas revelam a geração de calor menos elevada para este tipo de montagem durante o processo, pelo que as temperaturas atingidas com a utilização deste material não foram elevadas o suficiente para causar grandes alterações à sua microestrutura.

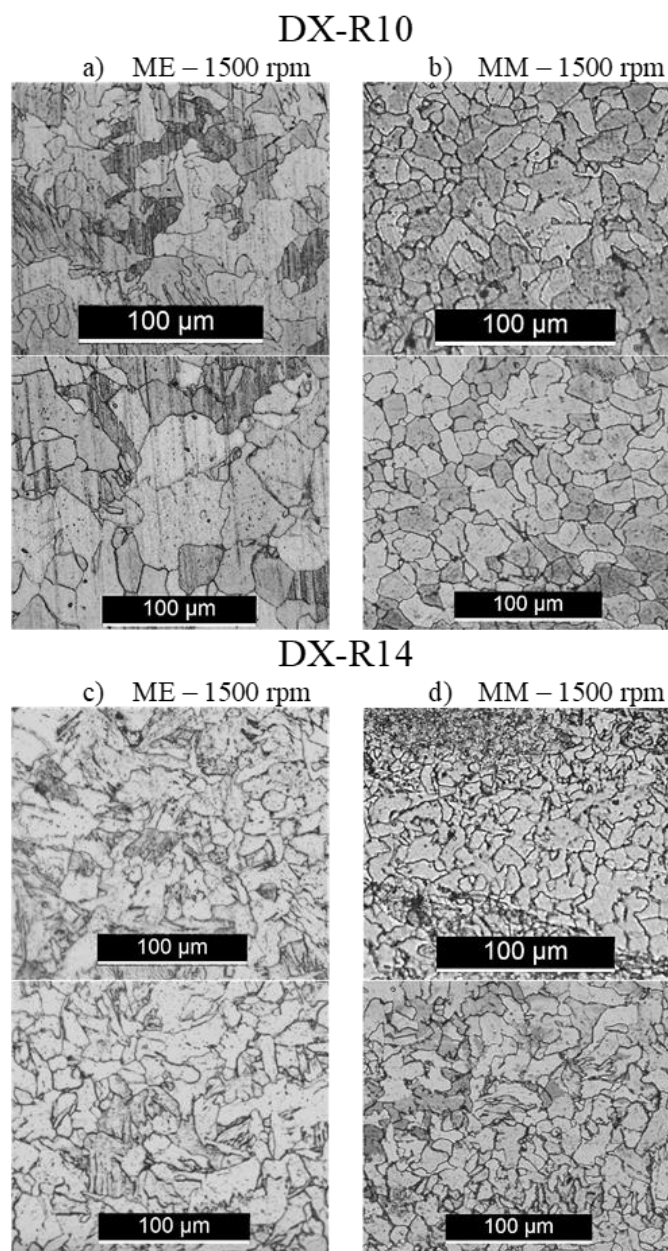


Figura 4.18. Comparação da microestrutura nas zonas superior e inferior do centro das soldaduras produzidas em aço DX-R10 e DX-R14 com velocidade de rotação de 1500 rpm em condições ME a) e c) e MM b) e d), respetivamente

4.3. Análise das superfícies

De modo a perceber melhor a forma como se proporcionou a dissipação de calor durante a produção das soldaduras, seguidamente é realizada uma análise às superfícies superiores das chapas depois do processo de soldadura, para as duas condições de montagem.

É, assim, comparada a zona afetada termicamente pelo processo à superfície das chapas de modo a perceber se o calor gerado naquela região foi dissipado da mesma forma nas diferentes montagens.

4.3.1. Materiais não revestidos

Na Figura 4.19 comparam-se as superfícies superiores das chapas nas diferentes montagens, relativamente ao aço DC, para as velocidades de rotação de 870, 1140 e 1500 rpm. A análise da figura permite aferir que a região afetada termicamente em torno da soldadura é idêntica para as duas montagens, variando apenas com o aumento da velocidade de rotação, o que indica a evolução da temperatura com a velocidade de rotação.

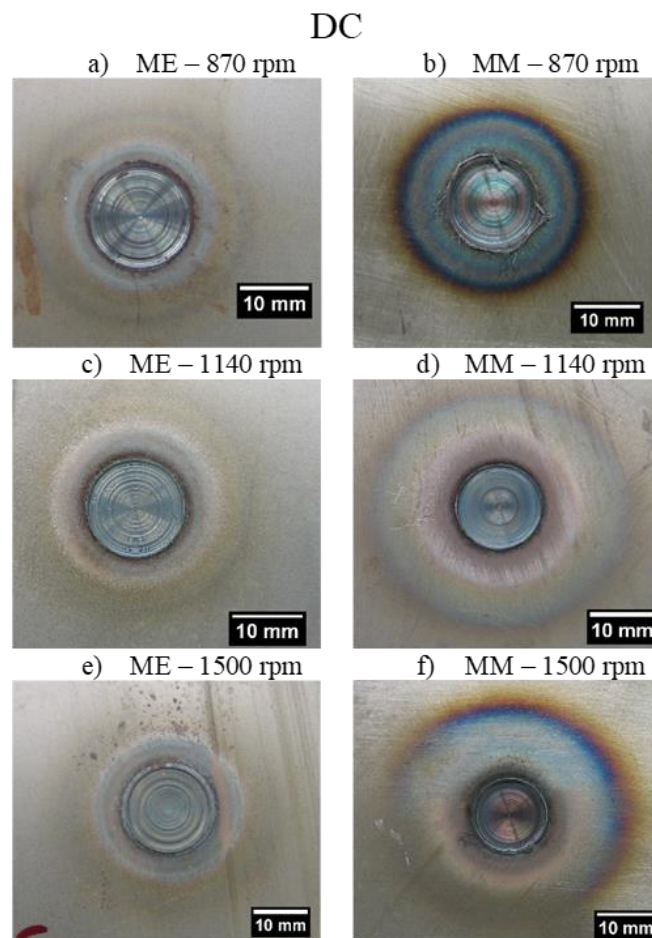


Figura 4.19. Comparação da superfície da chapa superior das soldaduras produzidas nas duas condições de montagem em aço DC com velocidades de rotação de 870 rpm a) e b), 1140 rpm c) e d) e 1500 rpm e) e f)

A mesma análise é realizada para os aços HC220 e DP600 na Figura 4.20, em que se verifica a mesma semelhança apontada para o aço DC nas diferentes montagens, o que corrobora a conclusão retirada anteriormente relativamente à semelhança da dissipação de calor nas diferentes montagens.

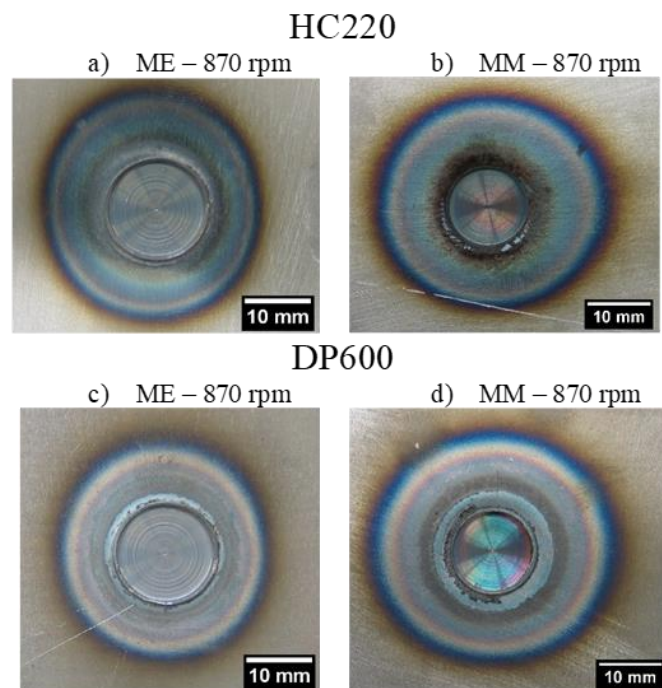


Figura 4.20. Comparação das superfícies da chapa superior das soldaduras produzidas nas duas condições montagem com velocidade de rotação de 870 rpm nos aços HC220 a) e b) e DP600 c) e d)

Ainda assim, relativamente às soldaduras em aço DP600 produzidas com uma montagem mais descuidada, foi anteriormente verificado que os ciclos térmicos não seguiram a tendência verificada por Borges (2018), uma vez que não se verificou um ponto de saturação em que independentemente da velocidade de rotação da ferramenta as temperaturas de manutenção atingidas foram semelhantes. Assim, na Figura 4.21 apresenta-se a superfície superior das chapas resultantes da soldadura em aço DP600 com velocidade de rotação superior à anterior, nas mesmas condições de montagem. Pode, então, concluir-se que existe uma diminuição na zona afetada pelo calor à superfície, resultante de diferentes situações de dissipação de calor durante o processo.

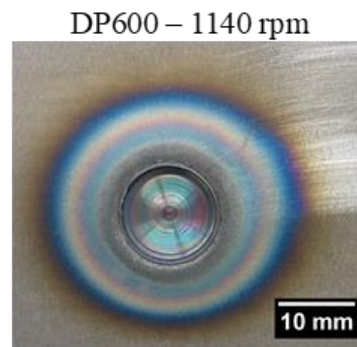


Figura 4.21. Superfície da chapa superior da soldadura produzida em aço DP600 em condições MM com velocidade de rotação de 1140 rpm

4.3.2. Materiais revestidos

Na Figura 4.22 comparam-se as superfícies das soldaduras produzidas no aço DC-R com velocidades de rotação de 870 e 1500 rpm, nas diferentes condições de montagem. Contrariamente ao que se observou com os aços não revestidos, a figura permite aferir que a dissipação de calor ao longo da chapa superior durante o processo não foi realizada da mesma forma, uma vez que se verificam diferenças vincadas no tamanho da região afetada termicamente, sendo muito inferior nas soldaduras produzidas com uma montagem menos meticulosa. Esta conclusão verifica-se independentemente da velocidade de rotação utilizada. Além deste facto, a imagem também permite observar a presença de rebarba em torno da zona da soldadura, indicando que durante o processo de soldadura também ocorreu a operação de corte.

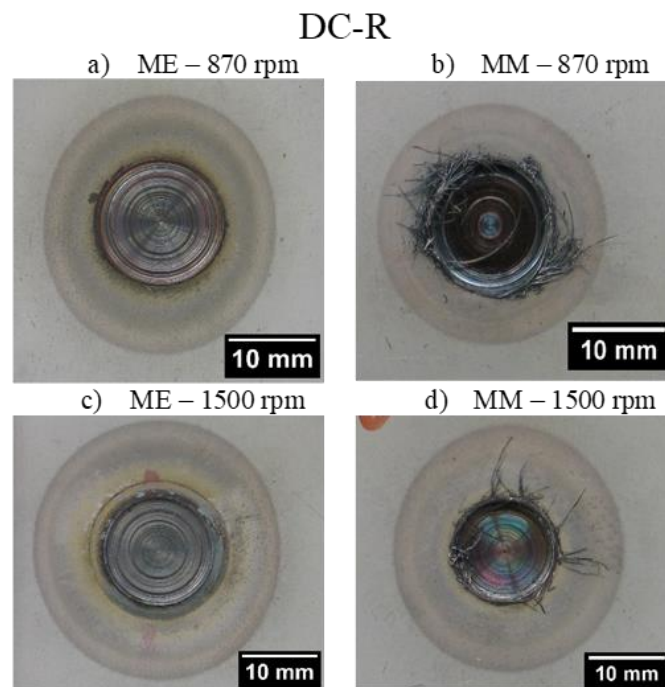


Figura 4.22. Comparação da superfície da chapa superior das soldaduras produzidas nas duas condições de montagem em aço DC-R com velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)

A mesma análise é realizada para o aço DX-R10 a partir da observação da Figura 4.23. À semelhança do aço DC-R, também neste material se verifica uma zona termicamente afetada à superfície inferior para a montagem de grau de exigência médio, com diferentes velocidades de rotação da ferramenta, corroborando com o facto apontado relativamente às diferenças de dissipação de calor quando se varia o grau de exigência das montagens. Para este material também se verifica a ocorrência do processo de corte pela presença de rebarbas.

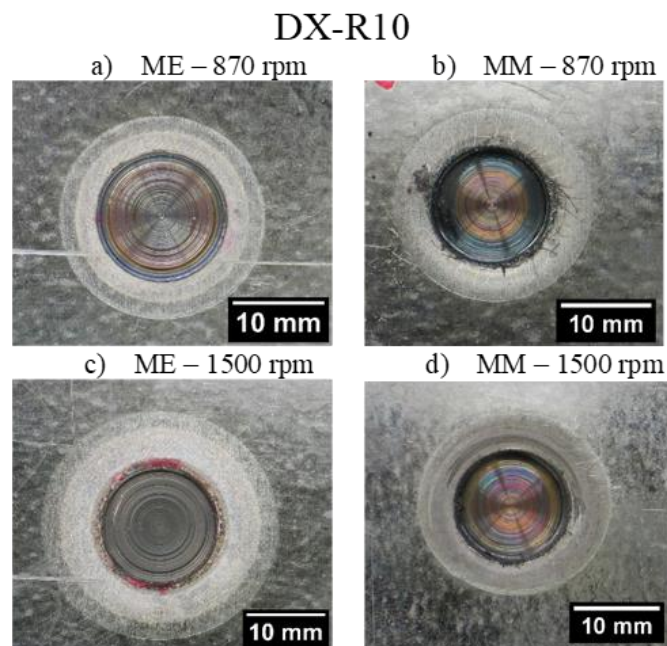


Figura 4.23. Comparação da superfície da chapa superior das soldaduras produzidas nas duas condições de montagem em aço DX-R10 com velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)

Relativamente ao aço DX-R14, na Figura 4.24 apresentam-se as superfícies superiores das chapas depois da soldadura, nas mesmas condições dos restantes materiais revestidos. Para uma velocidade de rotação menos elevada verifica-se alguma diferença do tamanho da região termicamente afetada à superfície, à semelhança dos restantes materiais revestidos. Contudo, devido à geração de calor menos elevada registada para este material com estes parâmetros de soldadura era expectável uma zona afetada pelo calor menos expressiva. Ainda assim, quando se aumenta a velocidade de rotação da ferramenta, é mais evidente a tendência observada para os aços revestidos relativamente à expressão da zona termicamente afetada, o que apoia a diferença na dissipação de calor para diferentes graus de exigência da montagem. Para este material ainda se verifica a presença de rebarbas em torno da soldadura, resultantes do processo de corte em conjunto com o processo de soldadura.

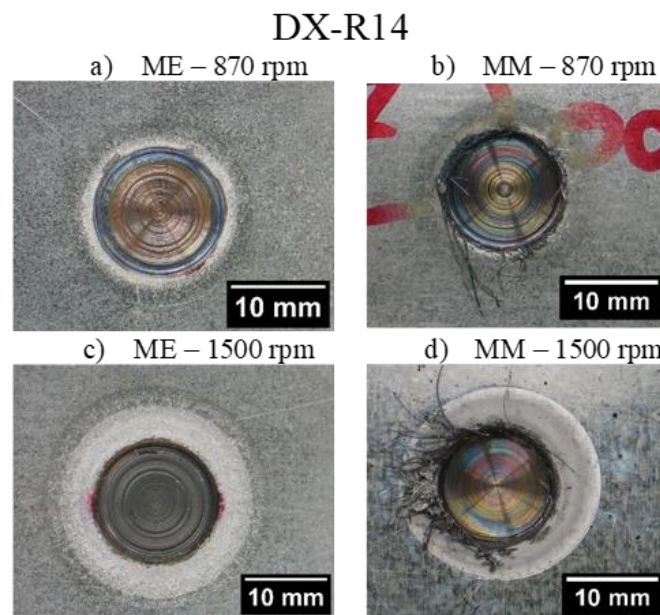


Figura 4.24. Comparação da superfície da chapa superior das soldaduras produzidas nas duas condições de montagem em aço DX-R14 com velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)

Na Figura 4.25 mostram-se os perfis superficiais das chapas dos aços DC (Figura 4.25.a)), DP600 (Figura 4.25.b)), DX R10 (Figura 4.25.c)) e DX-R14 (Figura 4.25.d)). Pelos perfis apresentados é possível aferir que as chapas de aço DX foram aquelas que apresentaram maior valor de distorção antes de serem soldadas. Este ponto é relevante pelo facto de que, apesar do zero peça ter sido considerado de acordo com a prática descrita no procedimento experimental, ou seja, considerando uma força de 200N, esta será suficiente para anular a distorção apresentada nas figuras. Por outro lado, tendo em conta a natureza pouco restritiva do método de fixação, após determinação do zero, a chapa tenderá a voltar a uma posição semelhante a original, isto é, apresentando alguma distorção. Este facto leva a que, aquando do processo, a ferramenta entrará em contacto com a superfície da chapa antes de se atingir o zero estipulado. Neste sentido, não só serão promovidas condições diferentes de dissipação devido à distância entre chapas ou destas ao *backing plate*, como também, resultará uma geração de calor dispare daquela que seria obtida em condições ótimas.

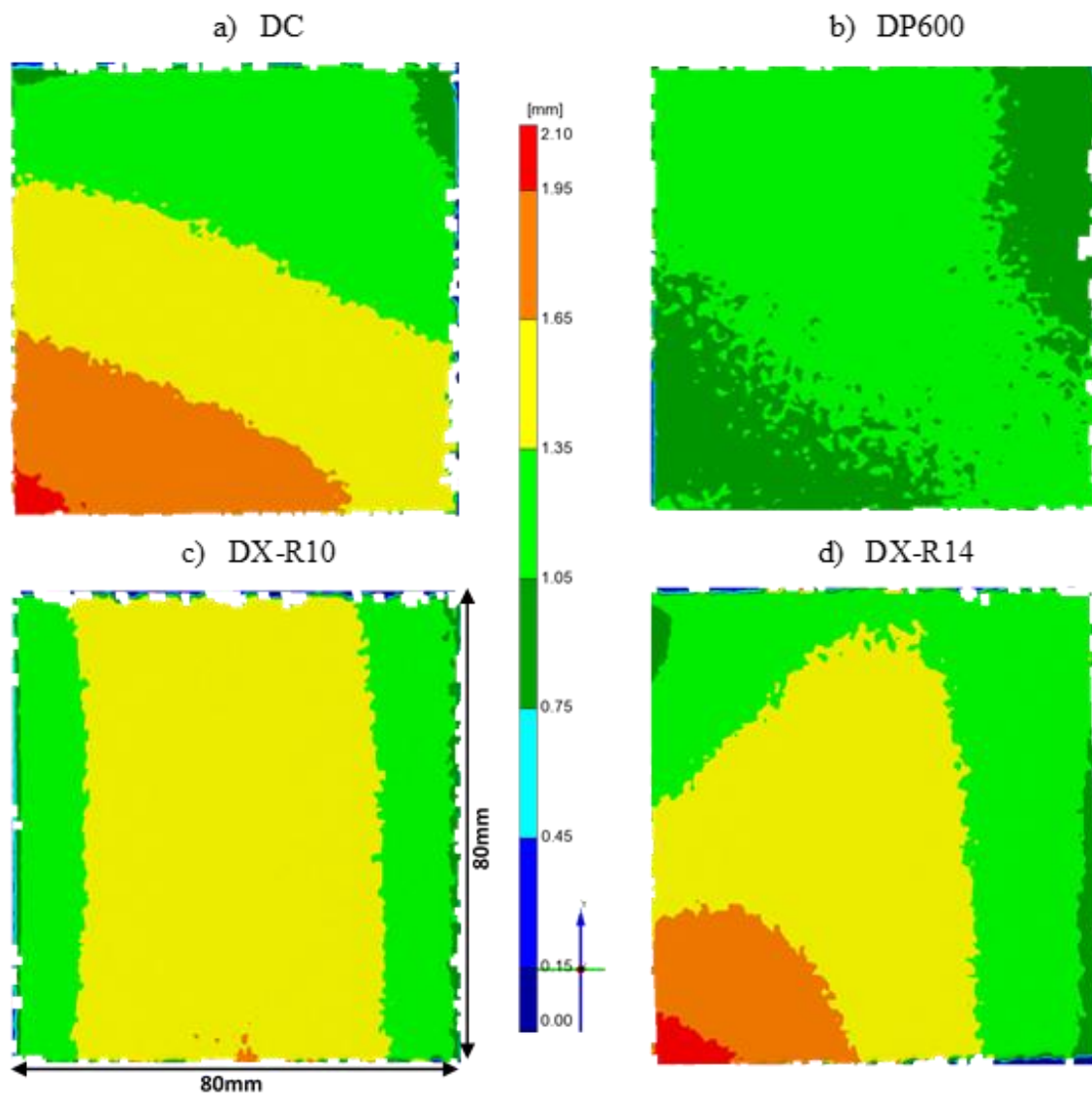


Figura 4.25. Perfil superficial das chapas dos aços DC a), DP600 b), DX-R10 c) e DX-R14 d)

4.4. Análise das secções transversais

Em virtude da diferença observável nas condições de dissipação de calor nas diferentes montagens, bem como nas diferenças dos ciclos térmicos registados, as secções transversais das soldaduras são comparadas para os diferentes materiais base.

4.4.1. Materiais não revestidos

Na Figura 4.26 representam-se as secções transversais das soldaduras produzidas em aço DC com velocidades de rotação de 870 e 1500 rpm nas diferentes condições de montagem. São visíveis diferenças significativas na geometria das soldaduras, uma vez que se verifica uma elevada deformação da chapa superior do material base para as soldaduras produzidas em condições de montagem menos exigentes. Devido à deformação verificada, as temperaturas foram registadas em zonas do material base, afastadas da interface chapa-ferramenta, onde se pretendia adquirir os ciclos térmicos. O ponto de aquisição das temperaturas no material base é assinalado com a seta vermelha no caso das duas soldaduras apresentadas. Este ponto encontra-se a cerca de 1,2 mm de distância da zona de interface entre a chapa e a ferramenta no caso da soldadura produzida com menor velocidade de rotação e a cerca de 1,6 mm de distância para a soldadura produzida com maior velocidade de rotação. Esta observação na deformação das chapas justifica a diferença nos ciclos térmicos destas soldaduras, uma vez que tanto a microestrutura como as durezas indicam que as temperaturas atingidas durante o processo foram, de facto, idênticas para as duas montagens. Ainda assim, foram observados diferentes tamanhos de grão ao longo da espessura da soldadura produzida com maior velocidade de rotação numa montagem menos minuciosa, indicando um elevado gradiente de temperaturas resultante de condições de dissipação de calor diferentes da montagem mais cuidada. A deformação verificada na chapa superior justifica esta diferença, uma vez que se perde calor por convecção na zona livre entre as duas chapas, que em condições de montagem mais exigentes se dissipa por condução, ao longo das chapas de material base.

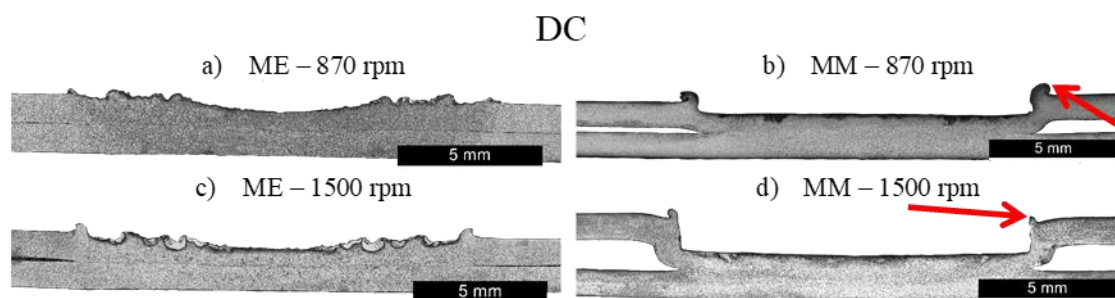


Figura 4.26. Comparação das secções transversais das soldaduras produzidas em aço DC em diferentes montagens com velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)

Relativamente ao aço HC220, na Figura 4.27 comparam-se as secções transversais das soldaduras produzidas nas diferentes montagens, com a mesma velocidade de rotação. À semelhança do que se verifica no aço DC, também neste material se observa a deformação da chapa superior. No entanto, a distância entre o ponto de aquisição das temperaturas e a zona de interface ferramenta-chapa é inferior a 1 mm. Dada a geometria final das duas soldaduras é possível aferir que os resultados obtidos para os ciclos térmicos se encontram em concordância com os valores de temperatura atingidos durante o processo.



Figura 4.27. Comparação das secções transversais das soldaduras produzidas em aço HC220 com velocidade de rotação de 870 rpm em condições ME a) e MM b)

No que diz respeito ao aço DP600 observa-se uma forte deformação da chapa superior em condições de montagem menos meticulosas, como se pode aferir pela Figura 4.28. A distância entre a zona de aquisição de temperatura e a superfície da soldadura é de 2mm. Contudo, a aquisição de temperatura indica valores superiores nas condições de montagem menos exigentes, o que de facto poderá ter resultado em temperaturas mais elevadas durante este ensaio, sobretudo devido aos valores de dureza mais elevados.

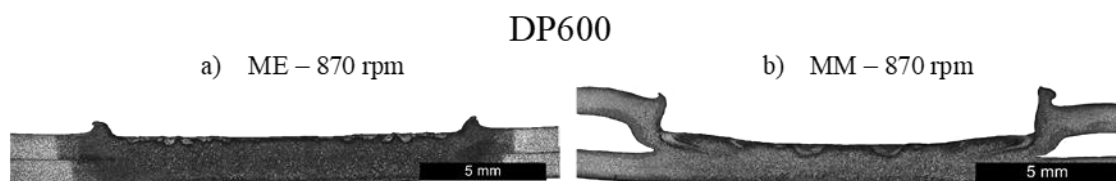


Figura 4.28. Comparação das secções transversais das soldaduras produzidas em aço DP600 com velocidade de rotação de 870 rpm em condições ME a) e MM b)

No entanto, pelas conclusões tiradas por Borges (2018), a geração de calor neste material atingiu um ponto de saturação, independentemente da velocidade de rotação, pelo que as temperaturas registadas deveriam ser semelhantes para diferentes velocidades de rotação. Na análise dos ciclos térmicos concluiu-se que essa saturação não se verificou para as soldaduras produzidas na montagem menos metódica, pelo que na Figura 4.29 se

representa a secção transversal da soldadura produzida com velocidade de rotação mais elevada, em que é possível aferir que existiu uma maior deformação da chapa superior, encontrando-se o ponto de aquisição de temperatura meio milímetro mais afastado relativamente à soldadura produzida com menor velocidade de rotação. Os valores obtidos para as durezas das duas soldaduras diferem apenas em 2%, o que indica que de facto as temperaturas atingidas foram idênticas, contudo o seu registo foi efetuado em zonas diferentes da soldadura, resultando nas diferenças verificadas nos ciclos térmicos e na expressão da zona termicamente afetada à superfície da soldadura.

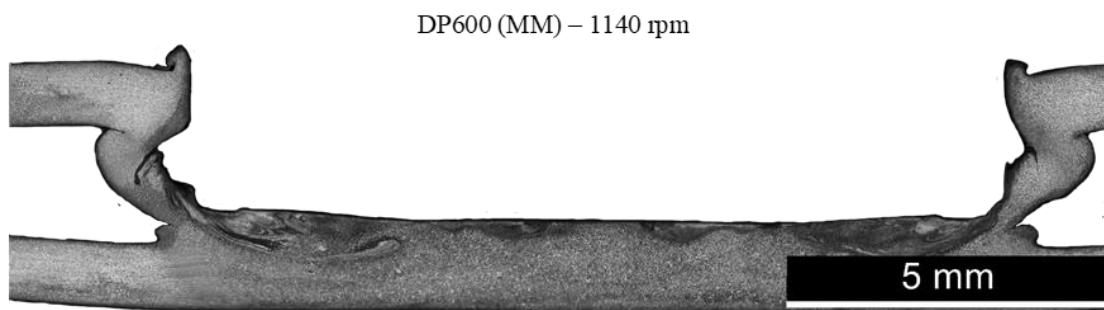


Figura 4.29. Secção transversal da soldadura produzida em condições MM com velocidade de rotação de 870 rpm no aço DP600

4.4.2. Materiais revestidos

Na Figura 4.30 representam-se as secções transversais relativas às soldaduras produzidas em aço DC-R, com velocidades de rotação de 870 e 1500rpm, nas diferentes condições de montagem. Verifica-se que ocorreu deformação das chapas superiores do material, mais vincada do que nos materiais não revestidos. A sua expressão mais elevada poderá resultar do processo de corte que se verificou devido à presença de rebarbas à superfície da chapa. A distância entre o ponto de aquisição de temperatura e a superfície da soldadura alcança os 2,2mm para a velocidade de rotação mais baixa e 3,2mm na velocidade de rotação mais elevada. Esta diferença, aliada ao facto de a microestrutura variar ao longo da espessura e das diferenças observadas na zona afetada pelo calor na chapa superior, em comparação com as soldaduras realizadas com montagem mais meticulosa, corroboram a diferença que se verificou para a dissipação de calor durante o processo, pelo que não foram atingidas as mesmas temperaturas nas diferentes condições de montagem. Ainda assim, os

ciclos térmicos registados durante a produção de soldaduras com montagem menos exigente não exibem as temperaturas atingidas durante o processo, uma vez que o ponto de aquisição de temperatura se encontrava bastante afastado da interface ferramenta-chapa.

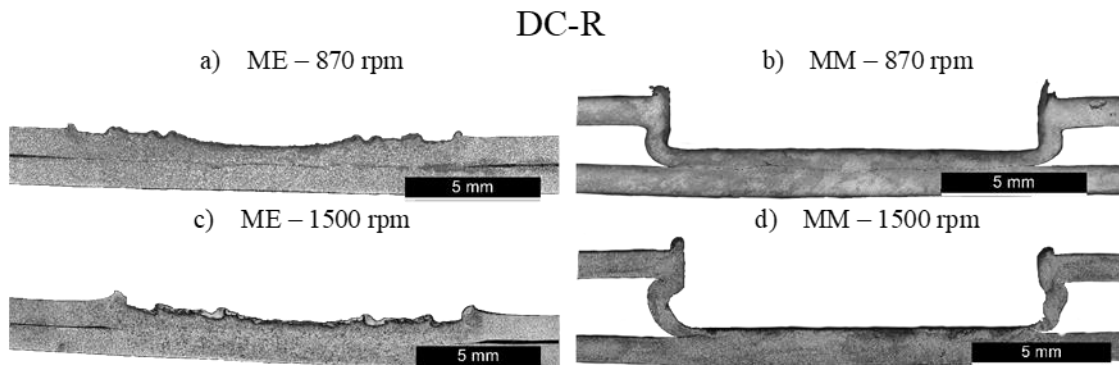


Figura 4.30. Comparação das secções transversais das soldaduras produzidas em aço DC-R em diferentes montagens com velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)

Relativamente ao aço DX-R10, a mesma comparação é realizada na Figura 4.31. Mais uma vez é possível observar uma forte deformação da chapa superior nas soldaduras produzidas em condições de montagem de menor grau de exigência, que resultou na incorreta aquisição das temperaturas e em diferentes condições de dissipação de calor, corroboradas pela análise dos ciclos térmicos, das microestruturas e das durezas ao longo das soldaduras.

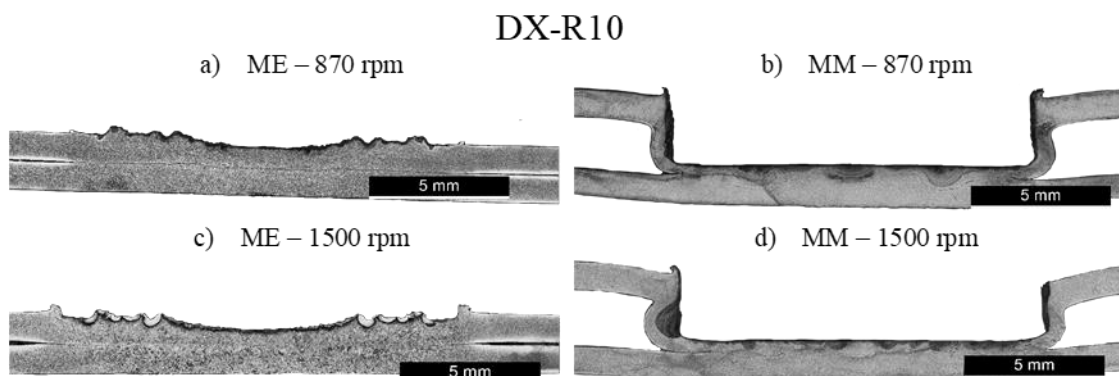


Figura 4.31. Comparação das secções transversais das soldaduras produzidas em aço DX-R10 em diferentes montagens com velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)

Para o aço DX-R14 foi verificado que ao longo da espessura das soldaduras não ocorreu evolução do grão do material, uma vez que o calor gerado também não foi o mesmo,

relativamente às soldaduras produzidas numa montagem mais cuidada. As secções transversais destas soldaduras, apresentadas na Figura 4.32, sustentam a falta de temperatura observada uma vez que para uma velocidade de rotação menos elevada a ligação praticamente não existiu, tendo as chapas de material base se separado durante o seu manuseamento. Também na soldadura produzida com maior velocidade de rotação se verificam quebras na zona de ligação. Uma vez que no processo de soldadura em estudo a ligação resulta essencialmente da geração de calor aliada a fortes pressões exercidas pela ferramenta, o facto de praticamente não ocorrer ligação indica que o calor gerado foi baixo, como se verificou na comparação das microestruturas e das durezas.

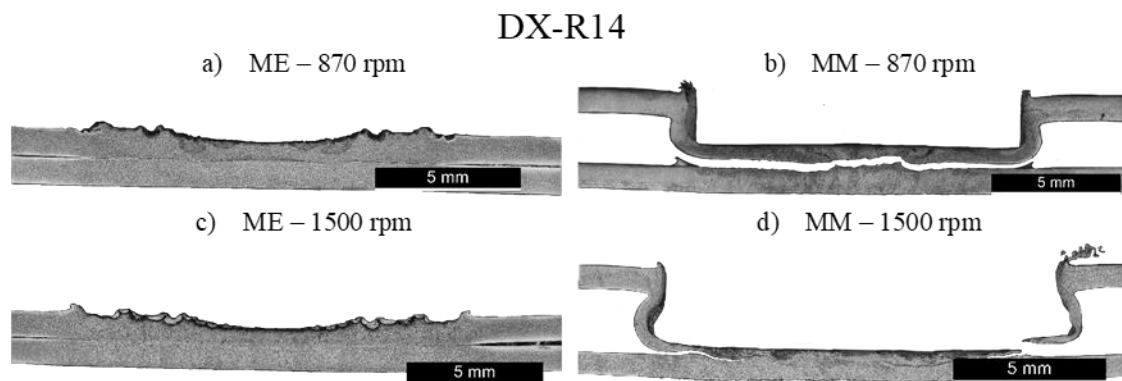


Figura 4.32. Comparação das secções transversais das soldaduras produzidas em aço DX-R14 em diferentes montagens com velocidades de rotação de 870 rpm a) e b) e 1500 rpm c) e d)

Na Figura 4.33 mostra-se um esquema do aparato usado aquando dos ensaios realizados usando um cuidado de montagem médio. Pelo esquema, mostra-se que a distorção da chapa superior, assinalada pela linha tracejada a vermelho, deve-se à ação conjunta das forças compressivas no plano da chapa, promovidas pelas amarras e pelo calor e posicionamento da ferramenta durante o processo.

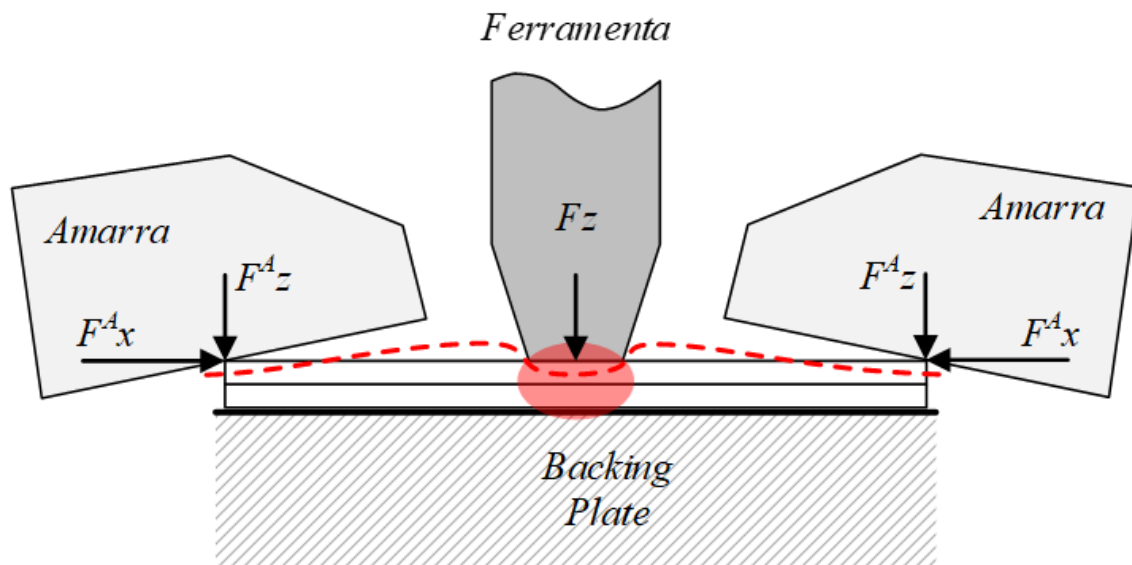


Figura 4.33. Esquema da influência do posicionamento das amarras nas chapas de material base durante o processo em condições de ensaio MM

4.5. Análise do binário

4.5.1. Materiais não revestidos

Na Figura 4.34 apresentam-se as curvas registadas para os valores de binário durante o processo de soldadura na montagem de grau de exigência médio, para os aços DC, HC220 e DP600 com velocidades de rotação de 870 e 1140rpm. A análise da figura permite concluir que para o aço DC não se observam grandes diferenças ao se variar a velocidade de rotação. O mesmo não se verifica para os aços HC220 e DP600, em que se observa a diminuição do binário com o aumento da velocidade de rotação. Na Figura 4.34.d) encontram-se ainda representados os valores calculados para o binário de manutenção, que corresponde à média dos valores representados na curva durante o período de manutenção (aproximadamente entre os 20 e os 68 segundos, segundo os gráficos), cujas mesmas conclusões são observáveis. É ainda observável que para a velocidade de rotação mais elevada os valores do binário são semelhantes independentemente do material. Esta conclusão permite assumir que existe uma tendência em que o aumento da velocidade de rotação origina uma saturação do binário, independentemente do material base.

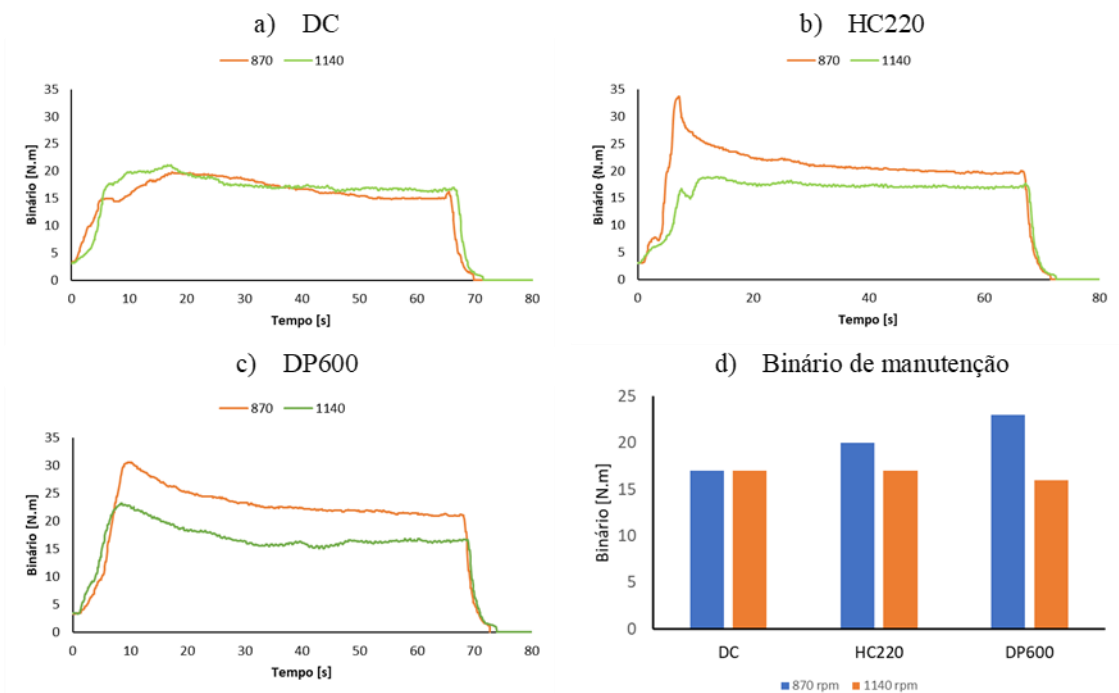


Figura 4.34. Comparação dos perfis de binário para velocidades de rotação de 870 e 1140 rpm para os aços DC a), HC220 b) e DP600 c) e ainda comparação dos binários de manutenção d)

4.5.2. Materiais revestidos

Na Figura 4.35 encontram-se as curvas de binário registadas na produção de soldaduras nos diferentes materiais revestidos na montagem menos cuidada, com velocidades de rotação de 870 e 1500 rpm. Para a velocidade de rotação menos elevada o perfil das curvas apresenta diferenças vincadas para os diferentes materiais. De facto, o aço DX-R14 é aquele que apresenta o comportamento mais díspar de todos os materiais. Uma vez que é o material com maior espessura de revestimento, é possível assumir que a presença de uma grande quantidade de zinco durante o processo funcionou como lubrificante, o que proporcionou baixos valores de binário. Contudo, o fluxo de material inferido pela ferramenta forçou o zinco a escoar para a periferia, o que resultou no aumento verificado a partir dos 40 segundos. Este ajuda a justificar a presença de grão mais refinado nesta soldadura consequente do baixo calor gerado, uma vez que só a partir do momento em que o zinco se deslocou para a periferia da soldadura foram atingidas temperaturas que promovessem a evolução da microestrutura. No entanto, o tempo a que o material base foi

sujeito a estas temperaturas não foi suficiente para que o grão evoluísse. Já para a velocidade de rotação mais elevada verificou-se que o binário evoluiu de forma semelhante para todos os materiais revestidos, atingindo valores de manutenção semelhantes, o que corrobora a hipótese também verificada nos materiais não revestidos da ocorrência de um ponto de saturação do binário, com o aumento da velocidade de rotação da ferramenta.

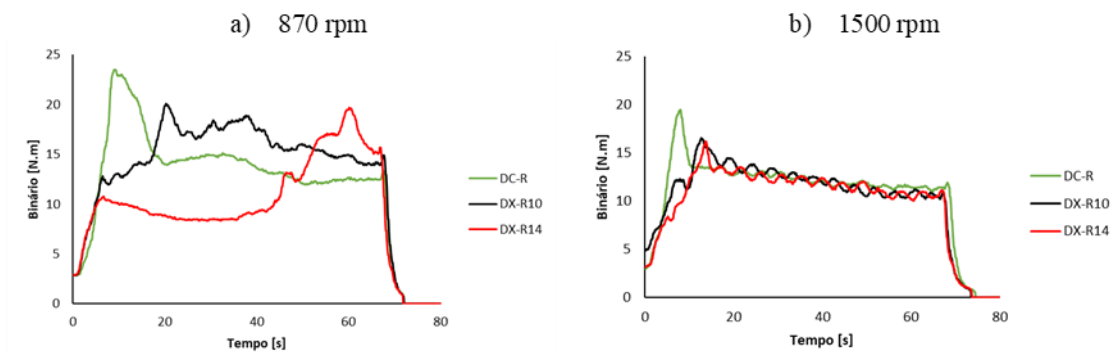


Figura 4.35. Comparação dos perfis de binário para velocidades de rotação de 870 a) e 1500 rpm b) para os aços DC-R, DX-R10 e DX-R14

4.6. Análise da força axial

4.6.1. Materiais não revestidos

Na Figura 4.36 representam-se as curvas de força axial registadas durante a produção de soldaduras em condições de montagem pouco cuidadas. A análise da imagem permite concluir que o aumento da velocidade de rotação fez aumentar a força axial, no caso do aço DC. O valor da força de manutenção, calculado segundo o mesmo procedimento do binário, atinge os 7 kN de diferença. No entanto, no aço DP600 verifica-se uma tendência inversa. Embora se verifique um pico de força durante a fase de penetração, idêntico nas duas condições, a sua evolução durante o período de manutenção difere bastante, em que a força de manutenção foi 4 kN mais elevada para a soldadura produzida com menor velocidade de rotação. Já para o aço HC220, embora se verifiquem diferenças nos valores de força na fase inicial do processo, a força de manutenção calculada foi igual.

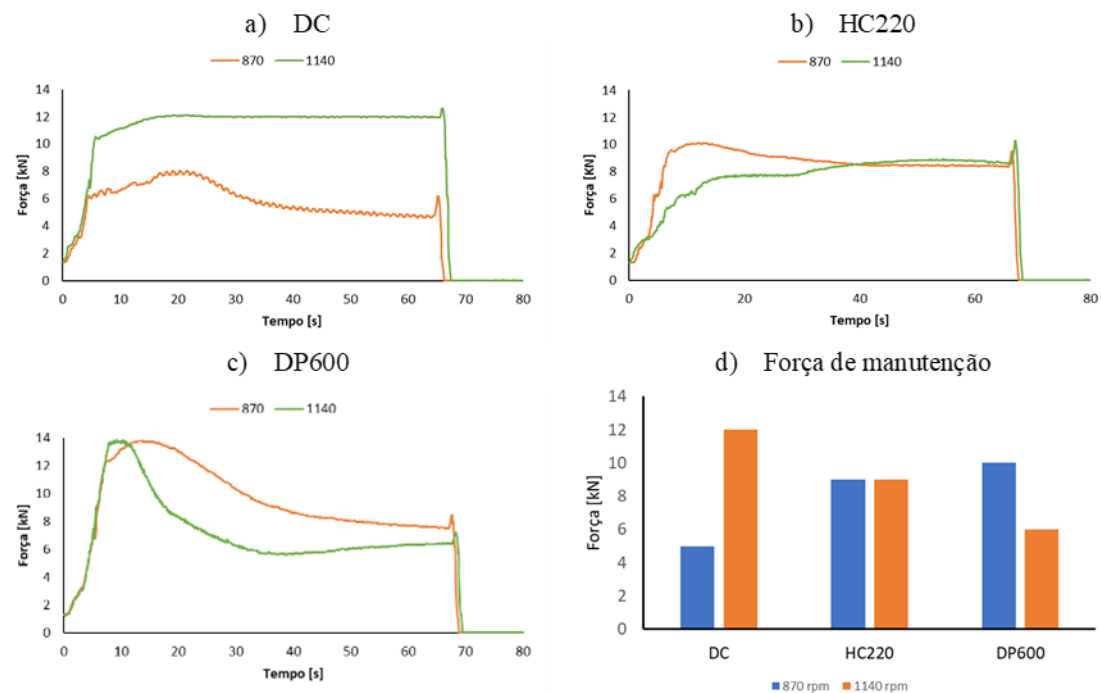


Figura 4.36. Comparação dos perfis de força axial para velocidades de rotação de 870 e 1140 rpm para os aços DC a), HC220 b) e DP600 c) e ainda comparação das forças de manutenção d)

4.6.2. Materiais revestidos

Na Figura 4.37 representam-se as curvas de força axial referentes às soldaduras produzidas em materiais revestidos, com velocidades de rotação de 870 e 1500 rpm em condições de montagem mais descuidadas. À semelhança do que foi observado relativamente ao binário, para uma velocidade de rotação menos elevada a soldadura em aço DX-R14 apresenta um perfil bastante distinto dos restantes. A força axial neste material aumentou no período de penetração e manteve-se praticamente constante durante toda a fase de manutenção, até ao final do processo. Já para os restantes materiais, verificou-se um aumento durante o período de penetração que decresceu abruptamente no período de manutenção. Para as soldaduras produzidas com maior velocidade de rotação, é possível observar grandes semelhanças para todos os materiais, à semelhança do que se verificou para o binário. Assim, é possível concluir que para os materiais revestidos existe um compromisso entre o binário e a força axial durante o processo.

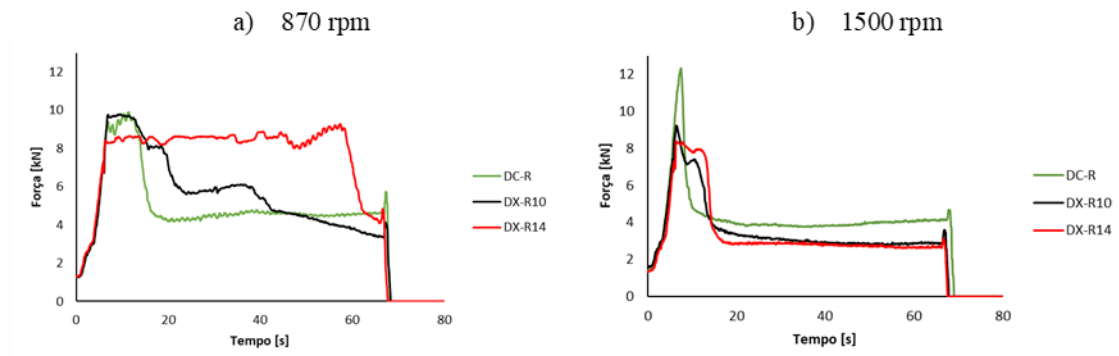


Figura 4.37. Comparação dos perfis de força axial para velocidades de rotação de 870 a) e 1500 rpm b) para os aços DC-R, DX-R10 e DX-R14

5. CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

5.1. Conclusões

A investigação realizada nesta dissertação de mestrado destinou-se a avaliar a influência das condições de ensaio nos ciclos térmicos e nos esforços em soldadura por TAFSW em função ainda das características dos materiais base e dos parâmetros do processo.

Através da análise dos ciclos térmicos de soldadura conclui-se que:

- As condições de ensaio influenciam substancialmente o registo dos ciclos térmicos através de uma câmara termográfica. Uma montagem com menor grau de exigência pode conduzir à deformação do material base que, por sua vez, alteram o ponto de aquisição de temperaturas, que se encontrará afastado da interface ferramenta-chapa. No entanto, a caracterização mecânica e a análise microestrutural permitem aferir que foram atingidas condições termomecânicas semelhantes com uma montagem de grau de exigência superior.
- A deformação das chapas de material base durante o processo de soldadura influenciam a dissipação de calor uma vez que se verificou, pela análise microestrutural, que em casos em que a deformação foi mais extrema o gradiente de temperatura na espessura da soldadura foi elevado, dissipando-se calor por convecção no espaço entre as duas chapas de material base.
- A velocidade de rotação da ferramenta influencia os valores do binário do processo. O aumento da velocidade de rotação conduz à diminuição dos valores do binário. Em acréscimo, para velocidades de rotação mais elevadas verificam-se valores de binário semelhantes independentemente do material base, o que indica um valor de saturação do binário para valores de velocidade de rotação mais elevados.
- A força axial durante o processo não demonstrou tendências visíveis relativamente às características do material base ou aos parâmetros do processo. No entanto, no estudo dos materiais base revestidos verificou-se que existe um compromisso entre a força axial e o binário.

- A produção de soldaduras pelo processo TAFSW em ambiente industrial requer um forte controlo de precisão dimensional, preferencialmente robotizado, com condições de fixação de grau de exigência elevado de forma a evitar defeitos na geometria das soldaduras, podendo resultar ainda em fraca ligação entre os materiais.

5.2. Sugestões de trabalhos futuros

Como sugestões de trabalhos futuros, recomenda-se:

- Análise da influência de cada um dos itens principais da montagem nos ciclos térmicos e nos esforços de soldadura;
- Análise da evolução do binário e da força axial durante o processo de soldadura em função dos mesmos parâmetros utilizados nesta investigação, recorrendo a uma montagem de grau de exigência superior;
- Análise mais vocacionada para as condições de dissipação de calor do processo TAFSW.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Andrade, D. G., Leitão, C., & Rodrigues, D. M. (2018). Properties of lap welds in low carbon galvanized steel produced by tool assisted friction welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 260(May), 77–86.
- Andrade, D. G., Leitão, C., & Rodrigues, D. M. (2019). Influence of base material characteristics and process parameters on frictional heat generation during Friction Stir Spot Welding of steels. *Journal of Manufacturing Processes*, 43(February), 98–104.
- Andrade, D. G. (2016). Ligação similar e dissimilar de componentes metálicos em estado sólido: uma análise de soldabilidade, Universidade de Coimbra, Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica na Especialidade de Tecnologia da Produção.
- Bakavos, D., & Prangnell, P. B. (2009). Effect of reduced or zero pin length and anvil insulation on friction stir spot welding thin gauge 6111 automotive sheet. *Science and Technology of Welding and Joining*, 14(5), 443–456.
- Bakavos, D., Chen, Y., Babout, L., & Prangnell, P. (2011). Material interactions in a novel pinless tool approach to friction stir spot welding thin aluminum sheet. *Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science*, 42(5), 1266–1282.
- Borges, M. R. Z. (2018). Ligação de aços com baixo teor em carbono pelo processo Tool Assisted Friction Spot Welding, Universidade de Coimbra, Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica na Especialidade de Produção e Projeto.
- Camilleri, D., Micallef, D., & Mollicone, P. (2015). Thermal stresses and distortion developed in mild steel DH36 friction stir-welded plates: An experimental and numerical assessment. *Journal of Thermal Stresses*, 38(5), 485–508.
- Choobi, M. S. (2013). Investigating the effect of geometrical parameters on distortions in butt-welded plates. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 48(4), 258–268.
- Costa, M. I., Leitão, C., & Rodrigues, D. M. (2019). Parametric study of friction stir welding induced distortion in thin aluminium alloy plates: A coupled numerical and experimental analysis. *Thin-Walled Structures*, 134(September 2018), 268–276.
- Costa, M. I., Verdera, D., Costa, J. D., Leitao, C., & Rodrigues, D. M. (2015). Influence of pin geometry and process parameters on friction stir lap welding of AA5754-H22 thin sheets. *Journal of Materials Processing Technology*, 225, 385–392.

- Costa, M. I., Verdera, D., Vieira, M. T. F., & Rodrigues, D. M. (2014). Surface enhancement of cold work tool steels by friction stir processing with a pinless tool. *Applied Surface Science*, 296, 214–220.
- De Leon, M., & Shin, H. S. (2016). Material flow behaviours during friction stir spot welding of lightweight alloys using pin and pinless tools. *Science and Technology of Welding and Joining*, 21(2), 140–146.
- De, A., Bhadeshia, H. K. D. H., & Debroy, T. (2014). Friction stir welding of mild steel: Tool durability and steel microstructure. *Materials Science and Technology (United Kingdom)*, 30(9), 1050–1056.
- Farajkhah, V., & Liu, Y. (2017). Effect of clamping area and welding speed on the friction stir welding-induced residual stresses. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 90(1–4), 339–348.
- Gonçalves, A. J. R. (2017). Análise das Condições Termomecânicas em Tool Assisted Friction Welding, Universidade de Coimbra, Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica na Especialidade de Tecnologia da Produção
- Kim, K. H., Bang, H. S., Bang, H. S., & Kaplan, A. F. H. (2017). Joint properties of ultra thin 430M2 ferritic stainless steel sheets by friction stir welding using pinless tool. *Journal of Materials Processing Technology*, 243, 381–386.
- Kumar, R., Singh, K., & Pandey, S. (2012). Process forces and heat input as function of process parameters in AA5083 friction stir welds. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China (English Edition)*, 22(2), 288–298.
- Leal, R. M., Leitão, C., Loureiro, A., Rodrigues, D. M., & Vilaça, P. (2008). Material flow in heterogeneous friction stir welding of thin aluminium sheets: Effect of shoulder geometry. *Materials Science and Engineering A*, 498(1–2), 384–391.
- Leitão, C., Galvão, I., Leal, R. M., & Rodrigues, D. M. (2012). Determination of local constitutive properties of aluminium friction stir welds using digital image correlation. *Materials & Design*, 33, 69–74.
- Leitão, C., Louro, R., & Rodrigues, D. M. (2012). Using torque sensitivity analysis in accessing Friction Stir Welding/Processing conditions. *Journal of Materials Processing Technology*, 212(10), 2051–2057.
- Leitão, C. (2013). Influence of Base Material Plastic Properties and Process Parameters on Friction Stir Weldability. PhD Thesis in Mechanical. Engineer., Universidade De Coimbra, 1, 1–201.
- Magalhães, V. M., Leitão, C., & Rodrigues, D. M. (2018). Friction stir welding industrialisation and research status. *Science and Technology of Welding and Joining*, 23(5), 400–409.

-
- Magalhães, V. M., Leitão, C., & Rodrigues, D. M. (2018). Friction stir welding industrialisation and research status. *Science and Technology of Welding and Joining*, 23(5), 400–409.
- Mehta, M., Chatterjee, K., & De, A. (2013). Monitoring torque and traverse force in friction stir welding from input electrical signatures of driving motors. *Science and Technology of Welding and Joining*, 18(3), 191–197.
- Mira-Aguiar, T., Verdera, D., Leitão, C., & Rodrigues, D. M. (2016). Tool assisted friction welding: A FSW related technique for the linear lap welding of very thin steel plates. *Journal of Materials Processing Technology*, 238, 73–80.
- Nelson, T. W., & Rose, S. A. (2016). Controlling hard zone formation in friction stir processed HSLA steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 231, 66–74.
- Rai, R., De, A., Bhadeshia, H. K. D. H., & DebRoy, T. (2011). Review: friction stir welding tools. *Science and Technology of Welding and Joining*, 16(4), 325–342.
- Richter-Trummer, V., Suzano, E., Beltrão, M., Roos, A., dos Santos, J. F., & de Castro, P. M. S. T. (2012). Influence of the FSW clamping force on the final distortion and residual stress field. *Materials Science and Engineering A*, 538, 81–88.
- Rodrigues, D. M., Leitão, C., Louro, R., Gouveia, H., & Loureiro, A. (2010). High speed friction stir welding of aluminium alloys. *Science and Technology of Welding and Joining*, 15(8), 676–681.
- Sahlot, P., Jha, K., Dey, G. K., & Arora, A. (2017). Quantitative wear analysis of H13 steel tool during friction stir welding of Cu-0.8%Cr-0.1%Zr alloy. *Wear*, 378–379, 82–89.
- Bhide S.R., Michaleris P., Posada M., DeLoach J. (2006). Comparison of buckling distortion propensity for SAW, GMAW, and FSW, *Welding Journal*, 85 189s–195s.
- Su, H., Wu, C. S., Pittner, A., & Rethmeier, M. (2013). Simultaneous measurement of tool torque, traverse force and axial force in friction stir welding. *Journal of Manufacturing Processes*, 15(4), 495–500.
- T.J. Lienert, W.L. Stellwag, JR., B. B. Grimmet, and R. (2003). Friction Stir Welding Studies on Mild Steel tool durability and steel microstructure. *AWS Welding Journal*, (January), 1–9.
- Thomas, W. M., Threadgill, P. L., & Nicholas, E. D. (1999). Feasibility of friction stir welding steel. *Science and Technology of Welding and Joining*, 4(6), 365–372.
- Tozaki, Y., Uematsu, Y., & Tokaji, K. (2010). A newly developed tool without probe for friction stir spot welding and its performance. *Journal of Materials Processing Technology*, 210(6–7), 844–851.
-

Tsai, C. L., Park, S. C., & Cheng, W. T. (1999). Welding distortion of a thin-plate panel structure. *Welding Journal (Miami, Fla)*, 78(5), 156–165.

Yan, D. yang, Wu, A. ping, Silvanus, J., & Shi, Q. yu. (2011). Predicting residual distortion of aluminum alloy stiffened sheet after friction stir welding by numerical simulation. *Materials and Design*, 32(4), 2284–2291.

Yang, Y. P., & Dong, P. (2012). Buckling distortions and mitigation techniques for thin-section structures. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 21(2), 153–160.