



UNIVERSIDADE D  
COIMBRA



Sébastien Guillaume Victor Blanpain da Silva

**ANÁLISE TÉRMICA E MECÂNICA DO PROCESSO**  
***FRICION STIR WELDING***

VOLUME 1

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

Fevereiro de 2019





UNIVERSIDADE DE  
COIMBRA

FACULDADE  
DE CIÊNCIAS  
E TECNOLOGIA

## **Análise Térmica e Mecânica do Processo**

### ***Friction Stir Welding***

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

## **Thermal and Mechanical analysis of Friction Stir Welding Process**

Autor

**Sébastien Guillaume Victor Blanpain da Silva**

Orientadores

**Doutor Carlos Miguel Almeida Leitão**

**Professora Doutora Dulce Maria Esteves Rodrigues**

Júri

Presidente	<b>Professora Doutora Cristina Maria Gonçalves dos Santos</b> <b>Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra</b>
Orientador	<b>Professora Doutora Dulce Maria Esteves Rodrigues</b> <b>Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra</b>
Vogal	<b>Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes</b> <b>Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra</b>

**Coimbra, Fevereiro, 2019**



“A capacidade de reagir às adversidades da vida,  
usando-as como força para atingir os nossos objectivos,  
reflete-se na inteligência emocional.”

Por Vânia Gonçalves, 11/02/2019



## Agradecimentos

A realização deste trabalho dita o fim de mais uma etapa da minha vida, que decorreu ao longo de vários anos na cidade de Coimbra, a qual oferece uma experiência única e invejável, aos estudantes do ensino superior. Não posso deixar de agradecer a certas pessoas que ajudaram na concretização deste sonho.

Em primeiro lugar, agradeço aos meus orientadores, Professora Doutora Dulce Rodrigues e Doutor Carlos Leitão, pela dedicação a este projeto, estando plenamente disponíveis para me ajudar a superar as minhas dificuldades. Agradeço por tudo o que aprendi, não só sobre o tema em que se insere esta dissertação, como também toda a metodologia de pesquisa, organização do material de trabalho e pessoal, assim como o treino desenvolvido ao nível do cumprimento de prazos e preparação de apresentações. O gosto pela excelência do modo como o trabalho é apresentado ao público, foi contagioso e considero muito importante. Mais uma vez, agradeço por me darem uma boa formação e preparação para o mercado de trabalho, pela transmissão dos vossos conhecimentos.

Quero agradecer aos meus colegas de gabinete, pela disponibilidade e vontade em querer ajudar e participar neste projeto, assim como pela amizade criada, fruto de um agradável ambiente de trabalho.

Agradeço a toda a minha família por acreditarem em mim, mesmo estando longe a nível geográfico, o apoio constante e sincero, foi a chave para o sucesso. Quero agradecer mais uma vez, pois juntos conseguimos fazer com que a distância pareça menor, estando constantemente todos presentes no meu coração, em qualquer circunstância.

Não posso deixar de relembrar amigos de longa data, Marcelo e Adriana Nunes, pela amizade e apoio prestados desde que vos conheço.

Às amigadas que Coimbra fortaleceu ao longo destes anos, Abílio, Vânia, Adriana Garcia, André Adaixo, João Melo, Rui Ramos, Gil, Jacinto, assim como às meninas da Casa do Povo, ao Pedro Almeida, Pidi, Toni, Miguel e João, um enorme beijo. Às minhas colegas da casa do Cidral, Mara Seca e Mariana Campos, pelo apoio constante e pela amizade.

A todos, um grande abraço!



## Resumo

A presente dissertação, tem como principal objetivo a análise numérica das condições termomecânicas do processo de soldadura *Friction Stir Welding* (FSW). Por forma a realizar essa análise, desenvolveram-se dois modelos numéricos, um bidimensional (2D) e outro tridimensional (3D). Aferiu-se a influência do comportamento viscoplástico do material de base nas condições termomecânicas, através da comparação de cinco materiais virtuais distintos, descritos pela lei constitutiva de *Norton-Hoff*. Avaliou-se também a influência das velocidades de rotação e de avanço da ferramenta nas condições termomecânicas do processo.

Os ciclos térmicos, a distribuição da temperatura, o fluxo do material de base e o binário foram analisados na interface entre a ferramenta e o material de base e ao longo da secção transversal do modelo. Deste modo, foi possível relacionar os *outputs* do processo (temperatura e binário), os parâmetros do processo (velocidades de rotação e avanço da ferramenta) e o comportamento mecânico dos materiais de base.

A análise dos resultados permitiu concluir que as condições termomecânicas são fortemente afetadas pelo comportamento mecânico dos materiais de base e pelos parâmetros do processo. De facto, as temperaturas máximas registadas são maioritariamente afetadas pela velocidade de rotação da ferramenta e pelo comportamento mecânico do material de base, enquanto que a velocidade de avanço da ferramenta influencia as taxas de aquecimento e de arrefecimento registadas durante o processo. Verificou-se ainda que as temperaturas máximas mais elevadas resultam em maiores quantidades de fluxo de material devido ao amacimento do mesmo, e conseqüentemente, a maiores valores de binário da ferramenta. Também se concluiu que a resistência mecânica dos materiais de base, às temperaturas do processo, tem uma grande influência nas condições termomecânicas do mesmo.

**Palavras-chave:** FSW, Simulação numérica, Material de base, Condições termomecânicas.



## Abstract

The current dissertation aims the analysis of the thermomechanical conditions during the welding by Friction Stir Welding (FSW) process, using numerical simulation. For this purpose, a two dimensional (2D) and a three dimensional (3D) models were developed. The role of the viscoplastic behaviour of the base material on the thermomechanical conditions was analysed by comparing five distinct virtual materials, described using the Norton-Hoff constitutive law. The influence of tool rotation and welding speeds, on the thermomechanical conditions, were also analysed.

Thermal cycles and temperature distribution, on the tool/base material interface and along the model's transverse cross-section, were analysed, as well as the base materials flow and the spindle torque. In this way, it was possible to relate the process outputs (temperature and torque), with the process parameters (tool rotation and welding speeds) and the base materials mechanical behaviour.

The results analysis enabled to conclude that the thermomechanical conditions are strongly affected by the base material and the process parameters. In fact, the maximum temperatures registered are mainly governed by the tool rotation speed and the base materials mechanical behaviour, while the welding speed governs the heating and the cooling rates. Higher maximum temperatures lead to higher amounts of material flow due to the material softening, and consequently, to higher spindle torque values. It was also found that the base materials strength, at service temperatures, is the most influencing factor on thermomechanical conditions.

**Keywords:** FSW, Numerical Simulation, Base material, Thermomechanical conditions.



## Índice

Índice de Figuras.....	ix
Índice de Tabelas .....	xi
Simbologia e Siglas.....	xiii
Simbologia.....	xiii
Siglas .....	xiv
1. Introdução.....	1
2. Estado da Arte.....	3
2.1. Tecnologia <i>Friction Stir Welding</i> .....	3
2.2. Influência dos parâmetros do processo nas condições termomecânicas em FSW ..5	
2.2.1. Ciclos térmicos .....	5
2.2.2. Fluxo de material .....	7
2.2.3. Binário.....	9
3. Modelo Numérico .....	11
3.1. Enquadramento Cinemático .....	11
3.2. Modelo 2D .....	12
3.2.1. Problema mecânico.....	12
3.2.2. Problema térmico.....	13
3.2.3. Estudo da Malha .....	14
3.2.4. Validação do modelo .....	15
3.3. Modelo 3D .....	17
3.3.1. Modelo geométrico .....	17
3.3.2. Modelo térmico.....	18
3.3.3. Malha .....	19
3.4. Material de base.....	20
3.4.1. Modelação do Comportamento mecânico do MB.....	22
3.4.2. Coeficientes de Norton-Hoff.....	23
3.5. Parâmetros do processo .....	24
4. Análise de Resultados .....	25
4.1. Distribuição da temperatura e Ciclos térmicos .....	25
4.1.1. Influência do MB.....	25
4.1.2. Influência da velocidade de rotação da ferramenta .....	30
4.1.3. Influência da velocidade de avanço da ferramenta.....	34
4.2. Fluxo de material.....	38
4.2.1. Influência do MB.....	38
4.2.1. Influência da velocidade de rotação da ferramenta .....	39
4.2.1. Influência da velocidade de avanço da ferramenta.....	41
4.1. Binário .....	43
5. Conclusões.....	47
Referências Bibliográficas .....	49



## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Ferramenta do Processo FSW (a) e parâmetros do processo (b) (adaptado de Leitão 2013).	4
Figura 2.2. Papel dos diferentes parâmetros durante o processo FSW (adaptado de Colligan e Mishra, 2008).	4
Figura 2.3. Perfil de temperatura, vista de corte em espessura do MB e da ferramenta: a) escorregamento total, b) escorregamento/aderência, c) aderência total (adaptado de Dialami <i>et al.</i> , 2013).	6
Figura 2.4. Perfil térmico com pino de geometria a) circular, b) trífute, c) trivex e d) triangular (adaptado de Dialami <i>et al.</i> , 2017a).	7
Figura 2.5. Fluxo de material num modelo 3D, adaptado de Dialami <i>et al.</i> , 2015.	8
Figura 3.1. Formulações do quadro cinemático (adaptado de Dialami <i>et al.</i> , 2013).	11
Figura 3.2. Dimensões (mm) das diferentes zonas de formulações do modelo geométrico.	12
Figura 3.3. Condições de fronteira do modelo mecânico.	13
Figura 3.4. Condições de fronteira térmicas definidas nas zonas assinaladas.	14
Figura 3.5. Malha M1 (a), malha M2 (b) e malha M3 (c).	14
Figura 3.6. Tensão equivalente ( $J_2$ -STRESSES): a) CE, b) CA, ambos adaptados de Dialami <i>et al.</i> , 2017a), c) CE, d) CA, obtidos com o modelo proposto.	16
Figura 3.7. Linhas de fluxo do material: a) CE, b) CA, ambos adaptados de Dialami <i>et al.</i> , 2017a), c) CE d) CA, obtidos com o novo modelo.	17
Figura 3.8. Condições de fronteira e dimensões (mm) do modelo.	18
Figura 3.9. Condições de fronteira térmicas: convectivas na ferramenta e no MB a), condutivas na face inferior do MB b).	19
Figura 3.10. Malha do modelo 3D.	19
Figura 3.11. Curvas tensão-deformação à velocidade de deformação de $0,0005 \text{ s}^{-1}$ : a) Mat A, b) Mat B, c) Mat C, d) Mat D, e) Mat E.	21
Figura 3.12. Evolução dos parâmetros de NH: a) Mat A, b) Mat B, c) Mat C, d) Mat D, e) Mat E.	23
Figura 4.1. Distribuição da temperatura na superfície da chapa dos diferentes MB.	26
Figura 4.2. Distribuição da temperatura na secção transversal da chapa dos diferentes MB.	27
Figura 4.3. Temperatura máxima (°C) atingida nos diferentes materiais.	28
Figura 4.4. Evolução da tensão equivalente ( $\sigma_{eq}$ ) em função da temperatura (°C), nos diferentes materiais.	29

Figura 4.5. Ciclos térmicos dos diferentes materiais.....	30
Figura 4.6. Distribuição da temperatura (°C) no MB, a 100 rpm: a) Mat A, c) Mat B, e) Mat C, g) Mat D e i) Mat E; a 1000 rpm: b) Mat A, d) Mat B, f) Mat C, h) Mat D e j) Mat E.....	31
Figura 4.7. Distribuição da temperatura (°C) na espessura do MB e ferramenta, a 100 rpm: a) Mat A, c) Mat B, e) Mat C, g) Mat D e i) Mat E; a 1000 rpm: b) Mat A, d) Mat B, f) Mat C, h) Mat D e j) Mat E.....	32
Figura 4.8. Ciclos térmicos a diferentes velocidades de rotação da ferramenta: a) Mat B e b) Mat E.....	33
Figura 4.9. Evolução da temperatura máxima (°C) em função da velocidade de rotação da ferramenta ( <i>rpm</i> ), para cada material.....	34
Figura 4.10. Distribuição da temperatura (°C) na espessura do MB e ferramenta, a 50 mm/min: a) Mat A, c) Mat B, e) Mat C, g) Mat D e i) Mat E; a 1000 mm/min: b) Mat A, d) Mat B, f) Mat C, h) Mat D e j) Mat E.....	35
Figura 4.11. Ciclos térmicos a diferentes velocidades de avanço da ferramenta: a) Mat B e b) Mat E.....	36
Figura 4.12. Evolução da temperatura máxima (°C) em função da velocidade de avanço da ferramenta ( <i>mm/min</i> ), para cada material.....	37
Figura 4.13. Fluxo de material ( <i>m/s</i> ): a) Mat A, b) Mat B, c) Mat C, d) Mat D e e) Mat E.....	38
Figura 4.14. Largura ( <i>mm</i> ) de fluxo de material a meia altura do pino da ferramenta, para cada material.....	39
Figura 4.15. Fluxo de material ( <i>m/s</i> ), a 100 rpm: a) Mat A, c) Mat B, e) Mat C, g) Mat D e i) Mat E; a 1000 rpm: b) Mat A, d) Mat B, f) Mat C, h) Mat D e j) Mat E.....	40
Figura 4.16. Largura ( <i>mm</i> ) da região do fluxo de cada material a meia altura do pino, para diferentes velocidades de rotação da ferramenta ( <i>rpm</i> ).....	41
Figura 4.17. Fluxo de material ( <i>m/s</i> ), a 50 mm/min: a) Mat A, c) Mat B, e) Mat C, g) Mat D e i) Mat E; a 1000 mm/min: b) Mat A, d) Mat B, f) Mat C, h) Mat D e j) Mat E.....	42
Figura 4.18. Largura ( <i>mm</i> ) da região do fluxo de cada material a meia altura do pino, para as diversas velocidades de avanço da ferramenta ( <i>mm/min</i> ).....	43
Figura 4.19. Evolução do binário ( <i>Nm</i> ) em função da velocidade de rotação da ferramenta ( <i>rpm</i> ), para cada material.....	44
Figura 4.20. Evolução do binário ( <i>Nm</i> ) em função da velocidade de avanço da ferramenta ( <i>mm/min</i> ), para cada material.....	45
Figura 4.21. Evolução da temperatura máxima (°C) nos diferentes materiais em função do binário ( <i>Nm</i> ), para as diversas velocidades de rotação da ferramenta ( <i>rpm</i> ).....	45
Figura 4.22. Evolução da temperatura máxima (°C) nos diferentes materiais em função do binário ( <i>Nm</i> ), para as diversas velocidades de avanço da ferramenta ( <i>mm/min</i> )...	46

## ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1. Propriedades térmicas dos materiais (Dialami <i>et al.</i> 2013).....	14
Tabela 3.2. Número de elementos, tempos de computação e temperatura máxima atingida nas malhas.....	15
Tabela 3.3. Valores de temperatura máxima e tensão equivalente ( <i>J2-STRESSES</i> ) em condições de “CE” e “CA”, em Dialami <i>et al.</i> , 2017a) e obtidos com o modelo 2D.....	16
Tabela 3.4. Número de elementos, tempos de computação e temperatura máxima atingida nas malhas.....	20
Tabela 3.6. Descrição dos materiais virtuais.....	20
Tabela 3.6. Descrição dos parâmetros de processo utilizados.....	24



## SIMBOLOGIA E SIGLAS

### Simbologia

$\alpha$  – Ângulo de ataque

$\varepsilon$  – Deformação

$\dot{\varepsilon}_{eq}$  – Velocidade de deformação equivalente

$\sigma$  – Tensão

$\sigma_{eq}$  – Tensão equivalente

$\omega$  – Velocidade de rotação da ferramenta

$C_p$  – Calor específico

$d_z$  – Penetração da ferramenta

$e$  – Emissividade

$F_z$  – Força axial

$K(T)$  – Viscosidade

$k$  – Condutibilidade térmica

$m(T)$  – Expoente de viscosidade

$N$  – Número de elementos

$p_1$  – Constante

$p_2$  – Constante

$p_3$  – Constante

$p_4$  – Constante

$T$  – Temperatura

$T_{m\acute{a}x}$  – Temperatura máxima

$t_{CPU}$  – Tempo de CPU

$v$  – Velocidade de avanço da ferramenta

## **Siglas**

ALE – Arbitrária Lagrangeana-Eulereana

CA – Condição de aderência

CE – Condição de escorregamento

CIMNE – *International Centre for Numerical Methods in Engineering*

CPU – *Central Processing Unit*

F – Ferramenta

FSW – *Friction Stir Welding*

MB – Material de base

MB<sub>ALE</sub> – Material de base, formulação ALE

MB<sub>E</sub> – Material de base, formulação de Euler

NH – *Norton-Hoff*

TWI – The Welding Institute

UPC – *Universitat Politècnica de Catalunya*

2D – Bidimensional

3D – Tridimensional

## 1. INTRODUÇÃO

O processo de soldadura em estado sólido *Friction Stir Welding* (FSW) apresenta-se como uma alternativa aos tradicionais processos por fusão, em particular, na união de chapas de alumínio. Embora tenha sido inicialmente utilizado para a união deste metal, o desenvolvimento deste processo abrange também outros materiais, assim como a realização de ligações heterogêneas. Desde então, até aos dias de hoje, a investigação em FSW tem estado focada na otimização de parâmetros do processo para um variado número de ligas metálicas, quer por via experimental, quer por via de análise numérica. De facto, se por um lado a via experimental, através de uma aproximação do tipo tentativa-erro, permite aferir diretamente a influência dos parâmetros do processo na qualidade das soldaduras. Por outro lado, a simulação numérica é uma ferramenta que permite avaliar as condições termomecânicas, registadas durante o processo, através de mapas de distribuição de temperaturas, ciclos térmicos, fluxo do material de base, esforços na ferramenta, binário, etc.

No campo da simulação numérica podem ser encontrados vários trabalhos focados no estudo de FSW, recorrendo a diversos *softwares* de simulação de aplicação alargada. Por exemplo, o CIMNE (*International Centre for Numerical Methods in Engineering*) / UPC (*Universitat Politècnica de Catalunya*) desenvolveu o *software* COMET, focado exclusivamente neste processo. Uma ferramenta dedicada permite variar os parâmetros do processo e produzir resultados, sem as dificuldades acrescidas de desenvolver um modelo termomecânico complexo, como no caso do uso de um *software* de elementos finitos mais generalista.

No entanto, é preciso enfatizar o facto de que grande parte da investigação realizada, aborda apenas a influência dos parâmetros do processo, para um determinado material de base (MB), nas condições termomecânicas registadas durante o processo de soldadura. Não havendo uma análise incisiva à influência do comportamento mecânico do MB nas condições termomecânicas registadas durante o processo.

Pretendeu-se com o presente trabalho avaliar as condições termomecânicas registadas para MB com diferentes comportamentos mecânicos, utilizando o *software* COMET para o efeito. Assim, com recurso às curvas tensão-deformação e à lei de

comportamento viscoplástico de *Norton-Hoff*, foram estipulados diferentes materiais virtuais, com diferenças no encruamento/amaciamento e na sensibilidade à velocidade de deformação. Para além do MB, fez-se também variar as velocidades de rotação e de avanço da ferramenta. As condições termomecânicas foram analisadas para os diferentes materiais e condições de soldadura, através de perfis de temperatura, velocidade equivalente e binário.

O presente documento encontra-se dividido em 5 (cinco) capítulos. Após a introdução e uma resenha do estado da arte, no capítulo 3 apresenta-se o procedimento adotado para a modelação a bidimensional (2D) e tridimensional (3D) do problema, assim como o desenvolvimento dos modelos do comportamento viscoplástico dos MB. Os resultados obtidos são analisados no capítulo 4 e as principais conclusões apresentam-se no capítulo 5.

## 2. ESTADO DA ARTE

O presente capítulo começa com uma breve apresentação da tecnologia FSW, seguido de uma abordagem da influência dos parâmetros do processo nas condições termomecânicas, nomeadamente nos ciclos térmicos, fluxo de material e binário.

### 2.1. Tecnologia *Friction Stir Welding*

A tecnologia *Friction Stir Welding* (FSW) é uma tecnologia de soldadura no estado sólido, com reconhecido potencial, no que diz respeito à eficiência energética e à sua rentabilidade. Apesar de ter sido patenteado em 1991 pelo TWI (*The Welding Institute*), esta tecnologia atingiu um estado de maturidade tal que possibilita a sua utilização recorrente em indústrias tais como aeroespacial, ferroviária, naval e automóvel (Magalhães *et al.*, 2018). Nesta tecnologia, a soldadura é produzida recorrendo a uma ferramenta rotativa não consumível, constituída por uma base e um pino, como se ilustra na figura 2.1. Durante o processo, a base é a principal responsável pela geração de calor, o que leva ao amaciamento do MB. Ao mesmo tempo, o pino promove o fluxo de material por deformação plástica em torno da ferramenta, levando assim à consolidação da junta soldada. Na figura 2.1 mostra-se um esquema onde se encontram representados os principais parâmetros do processo, i.e., velocidades de rotação ( $\omega$ ) e avanço ( $v$ ) da ferramenta, ângulo de ataque ( $\alpha$ ) e penetração da ferramenta ( $dz$ ) ou força axial ( $Fz$ ), caso o processo esteja a ser controlado por posição ou força, respetivamente. Para além disso, define-se como lado de avanço, o lado da soldadura em que os vetores correspondentes à velocidade de avanço e de rotação têm o mesmo sentido e como lado de recuo, o lado oposto, onde os sentidos dos vetores das velocidades de avanço e rotação são opostos.

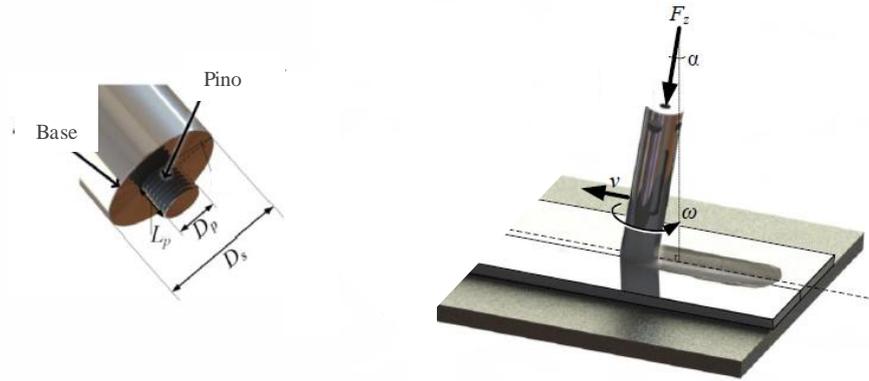


Figura 2.1. Ferramenta do Processo FSW (a) e parâmetros do processo (b) (adaptado de Leitão 2013).

Colligan e Mishra, 2008, desenvolveram um modelo empírico estabelecendo relações entre os parâmetros do processo e as condições termomecânicas. Na figura 2.2 apresenta-se o diagrama do modelo desenvolvido, encontrando-se assinalados os principais indicadores das condições termomecânicas, i.e., a azul o ciclo térmico, a laranja o fluxo de material e a vermelho o binário, que traduzem a ação conjunta dos indicadores anteriores (Leitão *et al.*, 2012).

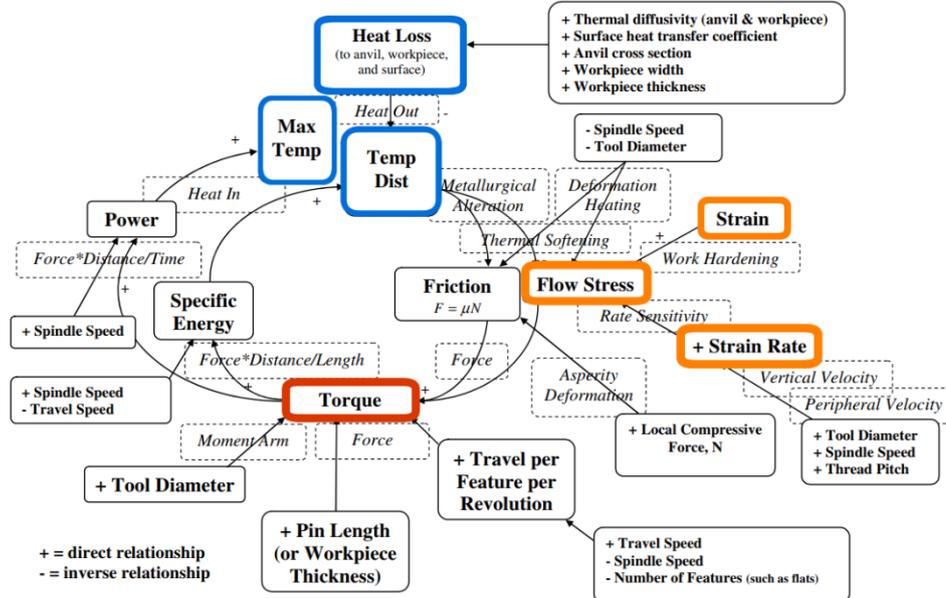


Figura 2.2. Papel dos diferentes parâmetros durante o processo FSW (adaptado de Colligan e Mishra, 2008).

---

## 2.2. Influência dos parâmetros do processo nas condições termomecânicas em FSW

Apesar do trabalho desenvolvido nesta área, a determinação experimental das condições termomecânicas na soldadura tem-se demonstrado uma tarefa de elevado nível de complexidade e ineficaz, quando se pretendem avaliar as condições em locais como a superfície de contacto entre a ferramenta e o MB. Por outro lado, a modelação numérica possibilita realizar esta análise de uma forma menos complexa e dispendiosa, no que diz respeito a recursos. Neste contexto, a influência dos parâmetros do processo nas condições termomecânicas será descrita maioritariamente com base em trabalhos de cariz numérico.

### 2.2.1. Ciclos térmicos

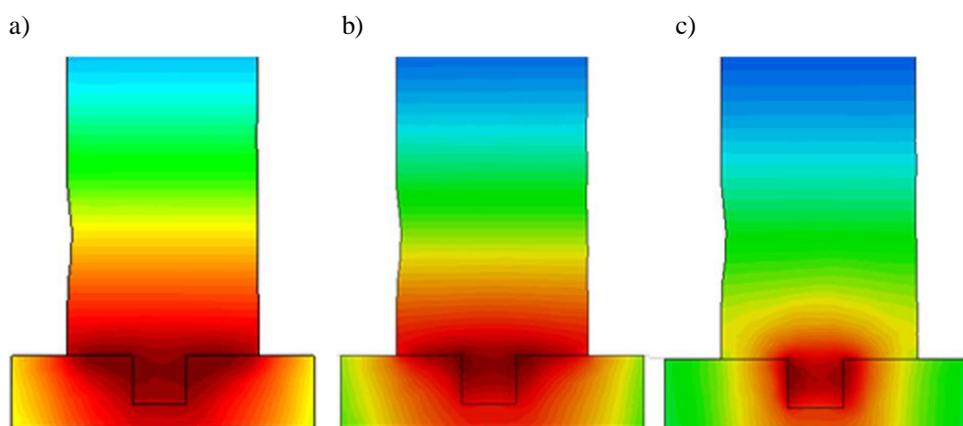
As condições de aquecimento e arrefecimento, associadas aos ciclos térmicos registados durante o processo de soldadura, são parâmetros importantes que afetam a microestrutura e as propriedades mecânicas da junta soldada. O seu estudo tem sido uma das principais áreas de interesse associada ao processo FSW. Os movimentos de avanço e rotação da ferramenta têm sido reportados como os dois parâmetros de processo que mais influenciam os ciclos térmicos. Agelet de Saracibar *et al.*, 2010 e Kaid *et al.*, 2019 analisaram a influência da velocidade de rotação na temperatura registada durante o processo de soldadura. Os autores observaram que o aumento da velocidade de rotação leva a um aumento da temperatura. O efeito da velocidade de avanço, nos ciclos térmicos foi estudado por Ulysse, 2002 e Al-Moussawi *et al.*, 2016, tendo sido observado uma redução na temperatura máxima de soldadura com seu aumento. Por sua vez, no trabalho realizado por Buffa *et al.*, 2006 foi observado que a velocidade de rotação tem maior efeito no ciclo térmico da soldadura, do que a velocidade de avanço.

No processo de FSW as temperaturas alcançadas são sempre inferiores às de temperatura de fusão do mesmo. Durante a soldadura, o aquecimento do MB leva a uma redução na sua resistência mecânica e conseqüente diminuição na geração de calor. Este comportamento foi observado por Padmanaban *et al.*, 2014, onde a variação de temperatura máxima, registada durante o processo de soldadura, foi superior para valores de rotação inferiores do que para velocidades de rotação superiores. Segundo os mesmos autores, quando a temperatura de soldadura é cerca de 80% a 90% do ponto de fusão do material, verifica-se uma estabilização na geração de calor durante o processo.

A distribuição de temperatura, na secção transversal da soldadura foi estudada por Jacquin *et al.*, 2011 e Al-Moussawi *et al.*, 2016. Ambos os autores observaram uma assimetria na distribuição de temperatura, sendo esta superior no lado de avanço do que no lado de recuo. Esta assimetria foi justificada pelo facto de no lado de avanço da soldadura, os vetores associados à velocidade de rotação e avanço da ferramenta terem o mesmo sentido, o que promove uma maior deformação plástica do MB.

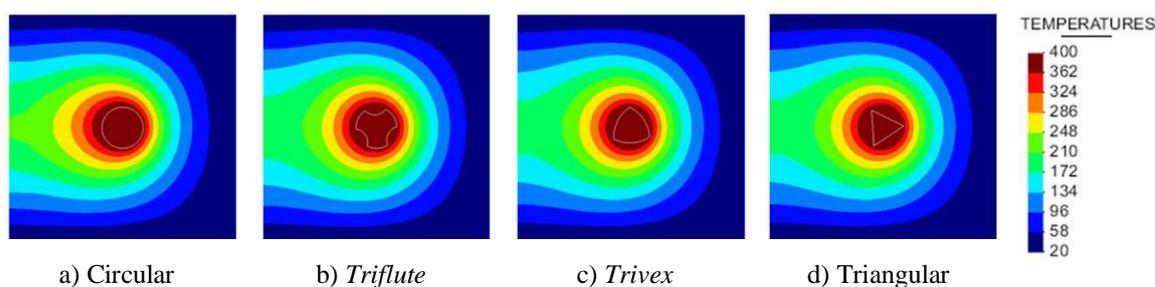
A eficiência térmica do processo FSW foi estudada por Chao *et al.*, 2003. Os autores concluíram que aproximadamente 95 % do calor gerado vai para o MB, sendo o restante dissipado para a ferramenta. Assim, o processo FSW apresenta uma maior eficiência energética quando comparado com os processos tradicionais de soldadura, que apresentam tipicamente valores de eficiência compreendidos entre 60% a 80%.

Durante o processo de soldadura as condições de contacto entre a ferramenta e o MB são descritas como sendo de aderência e/ou escorregamento (Schmidt *et al.*, 2013). Dialami *et al.*, 2013 analisaram a influência das condições de contacto entre a ferramenta e o MB, nos perfis térmicos das soldaduras, tendo sido estudadas três condições distintas. Uma em que se considerou que existia total aderência entre a ferramenta e o MB, outra em que se considerou total escorregamento entre a ferramenta e o MB e por fim, uma terceira condição intermédia entre aderência e escorregamento. Na figura 2.3 estão representados os perfis térmicos para as três condições de contacto testadas. Os autores registaram maiores valores de temperatura para a condição de total aderência entre a ferramenta e o MB, a qual proporcionava maior deformação plástica no MB. Por outro lado, foi para a condição de escorregamento total que se registaram as menores temperaturas.



**Figura 2.3.** Perfil de temperatura, vista de corte em espessura do MB e da ferramenta: a) escorregamento total, b) escorregamento/aderência, c) aderência total (adaptado de Dialami *et al.*, 2013).

A geometria da ferramenta também apresenta grande influência nas condições termomecânicas do processo, uma vez que influencia o fluxo de material e a geração de calor. Dialami *et al.*, 2017a) analisaram diferentes perfis térmicos de soldaduras, obtidos com pinos com diferente geometria, através de um modelo numérico 2D. Os autores analisaram pinos com geometria circular, *triflute*, *trivex* e triangular de acordo com a figura 2.4. O pino circular foi o que apresentou maiores valores de temperatura, uma vez que para esta geometria, o material está sempre em contacto com a ferramenta. Para as ferramentas que apresentam vértices na sua geometria, o contacto com a ferramenta não é sempre constante, o que promove uma geração de calor pulsada, e consequentemente temperaturas inferiores.



**Figura 2.4.** Perfil térmico com pino de geometria a) circular, b) triflute, c) trivex e d) triangular (adaptado de Dialami *et al.*, 2017a).

### 2.2.2. Fluxo de material

Como referenciado anteriormente, no processo FSW, a deformação plástica do material resulta da ação combinada dos movimentos de avanço e rotação da ferramenta. A interação entre a ferramenta e o MB é responsável pela geração de calor e pelo amaciamento do MB, o que promove o seu fluxo durante o processo de soldadura. Ulysse, 2002 e Padmanaban *et al.*, 2014 estudaram o fluxo de material através da análise dos esforços aplicados na ferramenta. Os autores observaram que o aumento da velocidade de rotação promove uma redução da viscosidade do material e assim como nos esforços aplicados na ferramenta.

Zhang *et al.*, 2005 estudaram o fluxo de material através da observação de partículas. Os autores observaram que a distribuição das partículas, após a passagem da ferramenta, é assimétrica entre os lados de avanço e de recuo da soldadura. Segundo Deng e



### 2.2.3. Binário

A análise da geração de calor no processo FSW é possível, com a introdução de termopares que registam a informação necessária durante a ligação do MB. Este método, para além de ser de difícil execução, nomeadamente para se obter boa precisão da distribuição da temperatura, necessita também de bastante tempo de preparação antes da execução da soldadura. Segundo Pew *et al.*, 2007, a medição do binário é uma alternativa mais eficaz de atingir esse mesmo objetivo.

O binário depende de vários parâmetros de processo, como é exemplo a geometria da ferramenta, nomeadamente nas dimensões do pino e da base da mesma (Colligan e Mishra, 2008). No entanto, alguns parâmetros do processo têm maior importância do que outros, uma vez que em Cui *et al.*, 2010, foi observado que o binário depende maioritariamente das velocidades associadas ao movimento da ferramenta. Completamente, Peel *et al.*, 2006 e Arora *et al.*, 2009, indicam que a velocidade de avanço da ferramenta tem pouca influência na variação do binário, dado que este parâmetro do processo intervém menos na geração de calor do que a rotação da ferramenta.

Jacquin *et al.*, 2011 estudaram as interações existentes entre a ferramenta e o MB durante o processo de soldadura, através do binário aplicado na ferramenta. Os autores verificaram que para uma velocidade de avanço constante, o aumento da velocidade de rotação conduz à diminuição do binário aplicado na ferramenta. Para velocidades de rotação mais elevadas, os autores observaram uma estabilização no binário da ferramenta com o aumento da velocidade de rotação. No trabalho de Chen e Kovacevic, 2004 é salientada a importância de analisar os esforços aplicados na ferramenta, uma vez que estes se relacionam com a qualidade final das soldaduras.

A maioria dos trabalhos apresentados tiveram como objetivo de estudo a análise dos parâmetros de processo ou da geometria da ferramenta, nos ciclos térmicos e fluxo de material, durante o processo FSW. A análise da influência das propriedades mecânicas dos MB, nas condições termomecânicas desenvolvidas durante a soldadura, não foi até à data estudado em detalhe. Assim, na presente dissertação apresenta-se a análise dos ciclos térmicos, o fluxo de material e o binário registados durante o processo de soldadura de cinco MB com propriedades mecânicas distintas.

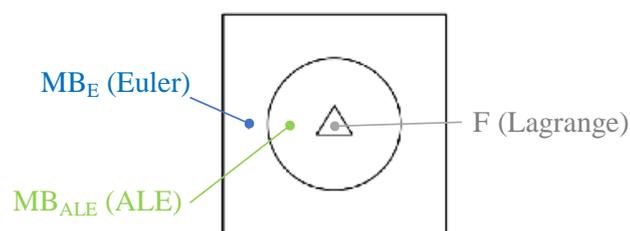


### 3. MODELO NUMÉRICO

No presente capítulo apresenta-se o modelo numérico e quais as estratégias seguidas na conceção do mesmo. Para uma leitura mais estruturada, o capítulo encontra-se dividido em cinco subcapítulos: Enquadramento cinemático; Modelo 2D; Modelo 3D; Material de base e Parâmetros do processo.

#### 3.1. Enquadramento Cinemático

O *software* de simulação utilizado no presente trabalho foi o COMET, desenvolvido pelo CIMNE - *International Centre for Numerical Methods in Engineering*. A estratégia usada na modelação do processo FSW baseia-se no quadro cinemático proposto por Dialami *et al.*, 2013, o qual elimina a necessidade da realização de tarefas de remalhagem, muito comum na simulação de processos envolvendo grandes deformações. Ao mesmo tempo, torna o processo de simulação mais célere, sem prejudicar a qualidade dos resultados obtidos. Neste quadro cinemático existem três zonas, com formulações do movimento distintas, como se pode observar na figura 3.1. Uma correspondente à ferramenta (F) e as outras duas relativas ao MB, onde uma traduz a porção que não sofre qualquer deformação durante o processo ( $MB_E$ ) e outra onde há deformação plástica severa ( $MB_{ALE}$ ).



**Figura 3.1.** Formulações do quadro cinemático (adaptado de Dialami *et al.*, 2013).

Segundo o quadro cinemático de Dialami *et al.*, 2013, utiliza-se uma formulação diferente do movimento para cada uma das zonas referidas. Assim, na zona  $MB_E$ , assume-se que o referencial é fixo e como tal, o movimento é descrito pela formulação de Euler. Por outro lado, na zona F, ou seja, a zona correspondente à ferramenta, prevê-se que apenas

exista movimento rotacional de um corpo rígido, sem que haja deformação e deste modo, a utilização da formulação de Lagrange é a mais adequada para descrever o movimento. Por fim, na região intermédia (zona  $MB_{ALE}$ ) onde existe deformação severa do MB, a formulação utilizada é a arbitrária Lagrangeana-Euleriana (ALE). Ainda a salientar que o algoritmo implementado para a ligação das três regiões no *software* COMET, elimina a necessidade da realização de operações de remalhagem, o que reduz substancialmente o tempo de processamento necessário para realizar cada simulação.

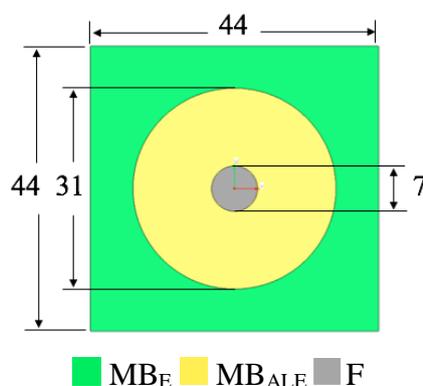
O quadro cinemático foi utilizado para a conceção dos modelos 2D e 3D, utilizados no presente estudo.

### 3.2. Modelo 2D

Para a realização do estudo ao qual esta dissertação se refere, foi concebido inicialmente o modelo 2D do problema. Não existindo fonte experimental que pudesse validar os resultados obtidos, pretendeu-se com este procedimento, aprofundar o conhecimento do uso do *software* COMET e, simultaneamente, validar o modelo com base na comparação direta com resultados presentes na literatura.

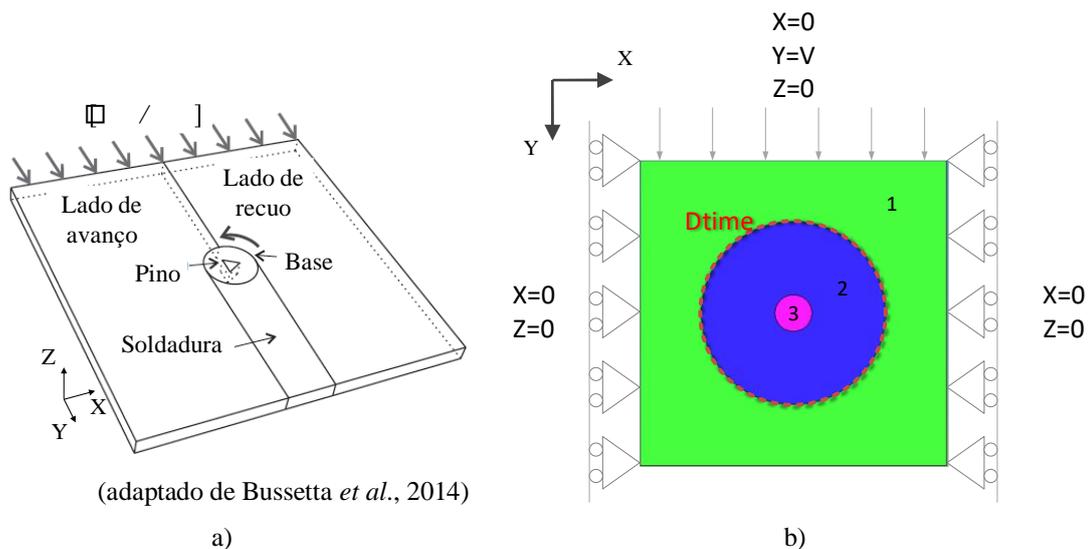
#### 3.2.1. Problema mecânico

A componente mecânica do modelo 2D foi concebida com base em Dialami *et al.*, (2017a). Deste modo, a descrição das diferentes zonas assim como as suas dimensões, foi realizada como se representa na figura 3.2.



**Figura 3.2.** Dimensões (*mm*) das diferentes zonas de formulações do modelo geométrico.

As condições de fronteira mecânicas utilizadas encontram-se representadas na figura 3.3. Como se pode ver no esquema, para efeitos de simulação numérica, a ferramenta mantém-se na mesma posição enquanto que o MB apresenta um movimento de translação de acordo com a velocidade de avanço da ferramenta ( $v$ ). Além deste aspeto, existe ainda a necessidade de identificar a interface entre as regiões ALE e Euler, designada por  $Dtime$ , de modo a garantir a continuidade no interior da zona de MB.



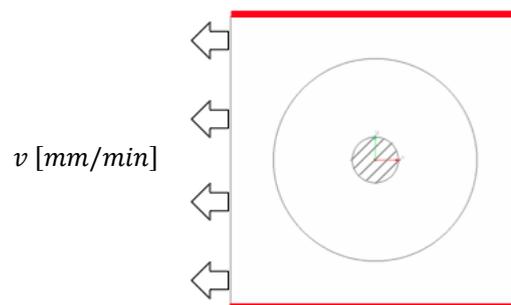
**Figura 3.3.** Condições de fronteira do modelo mecânico.

### 3.2.2. Problema térmico

A componente térmica do modelo 2D engloba as propriedades térmicas das diferentes regiões, ou seja, do MB e do material da ferramenta, descritas na tabela 3.1, de acordo com Dialami *et al.*, 2013, assim como as condições de fronteira térmicas do próprio modelo, representadas na figura 3.4. As condições de fronteira térmicas, que traduzem as trocas convectivas e por radiação com a envolvente, no caso do modelo 2D, são incutidas no MB, nas extremidades paralelas à direção de soldadura, como assinalado na figura 3.4. Os valores do coeficiente de convecção e da emissividade do MB, de  $10 \text{ W/m}^2\text{°C}$  e  $0,05$  respetivamente, foram obtidos na literatura (Dialami *et al.*, 2013; Dialami *et al.*, 2017c).

**Tabela 3.1.** Propriedades térmicas dos materiais (Dialami *et al.* 2013).

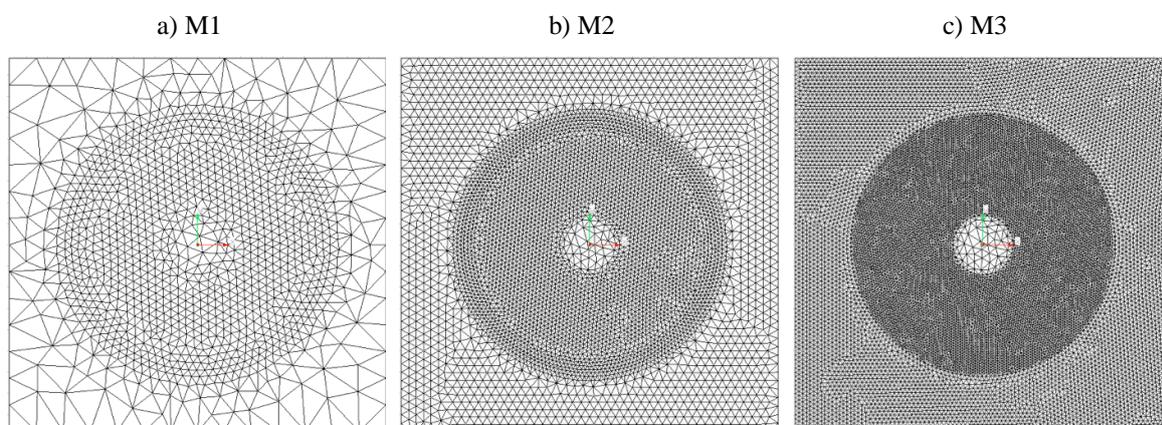
	$C_p$ [J/kg°C]	$k$ [W/m°C]	$e$
Ferramenta	460	24,3	0,88
MB	896	180	0,05



**Figura 3.4.** Condições de fronteira térmicas definidas nas zonas assinaladas.

### 3.2.3. Estudo da Malha

De modo a otimizar a malha de elementos finitos, foram concebidas três malhas baseadas nos conceitos presentes em Agelet de Saracibar *et al.*, 2010, as quais se ilustram na figura 3.5. As diferenças que se observam prendem-se com a variação no número de elementos ( $N$ ), como se encontra descrito na tabela 3.2.



**Figura 3.5.** Malha M1 (a), malha M2 (b) e malha M3 (c).

**Tabela 3.2.** Número de elementos, tempos de computação e temperatura máxima atingida nas malhas.

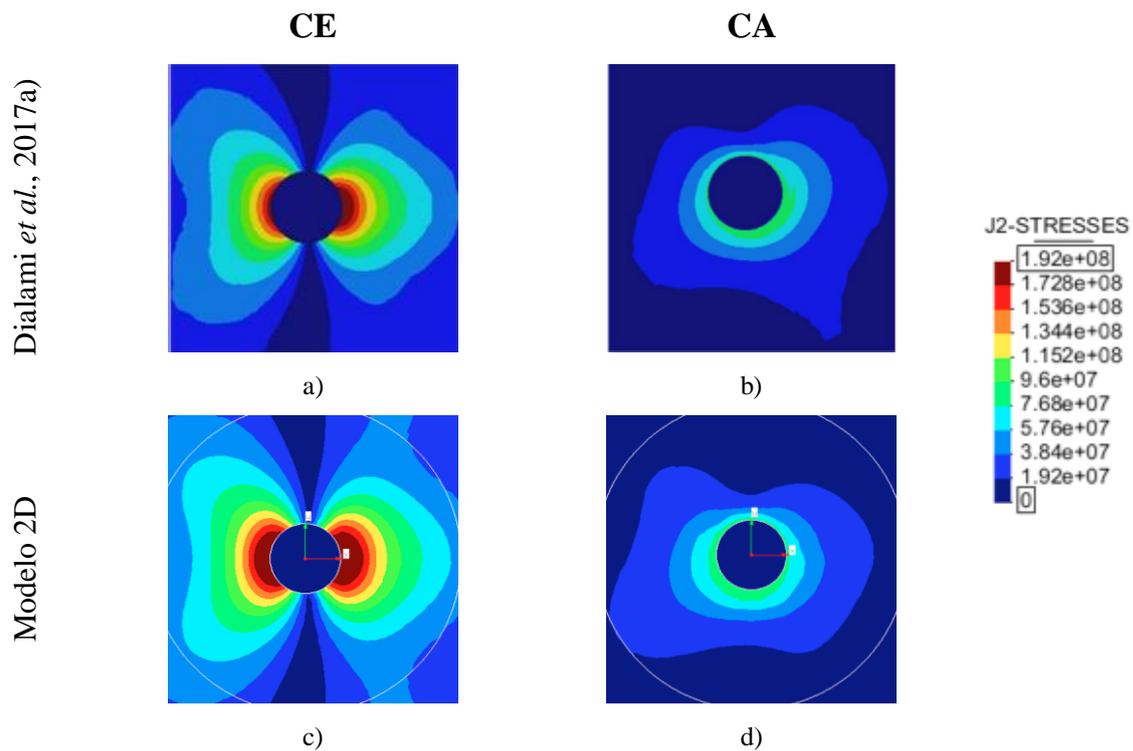
Malha	$N$	$t_{CPU}$ [s]	$T_{m\acute{a}x}$ [ $^{\circ}C$ ]
M1	2262	17,86	413,93
M2	9724	59,31	406,72
M3	29866	182,92	404,94

Para realizar o *benchmarking* das malhas, foram realizadas simulações nas mesmas condições que as descritas em Dialami *et al.*, 2017a). Os indicadores de *benchmarking* utilizados foram o tempo de CPU ( $t_{CPU}$ ) e a temperatura máxima ( $T_{m\acute{a}x}$ ), que se apresentam também na tabela 3.2. Foi selecionada a malha M2 pois é aquela que assegura o melhor compromisso entre precisão e tempo de processamento. De fato, a temperatura máxima obtida é idêntica à da malha com maior número de elementos, utilizando apenas 32% do tempo de computação.

### 3.2.4. Validação do modelo

De modo a validar o modelo desenvolvido, foram feitas simulações numéricas e comparados os resultados com aqueles presentes em Dialami *et al.*, 2017a). Há a enfatizar que os resultados tenham sido obtidos para duas condições diferentes de contacto entre a ferramenta e o MB, i.e., em escorregamento (CE) e em aderência (CA).

Na figura 3.6 mostram-se as distribuições da tensão equivalente (*J2-STRESS*) obtidas (c e d) e as publicadas em Dialami *et al.*, 2017a), (a e b). Comparando as figuras é possível constatar a boa concordância de resultados. Na tabela 3.3 apresentam-se os valores máximos da tensão equivalente e das temperaturas obtidas, para os dois tipos de contacto. Comparando os valores, a concordância de resultados é mais uma vez evidente.

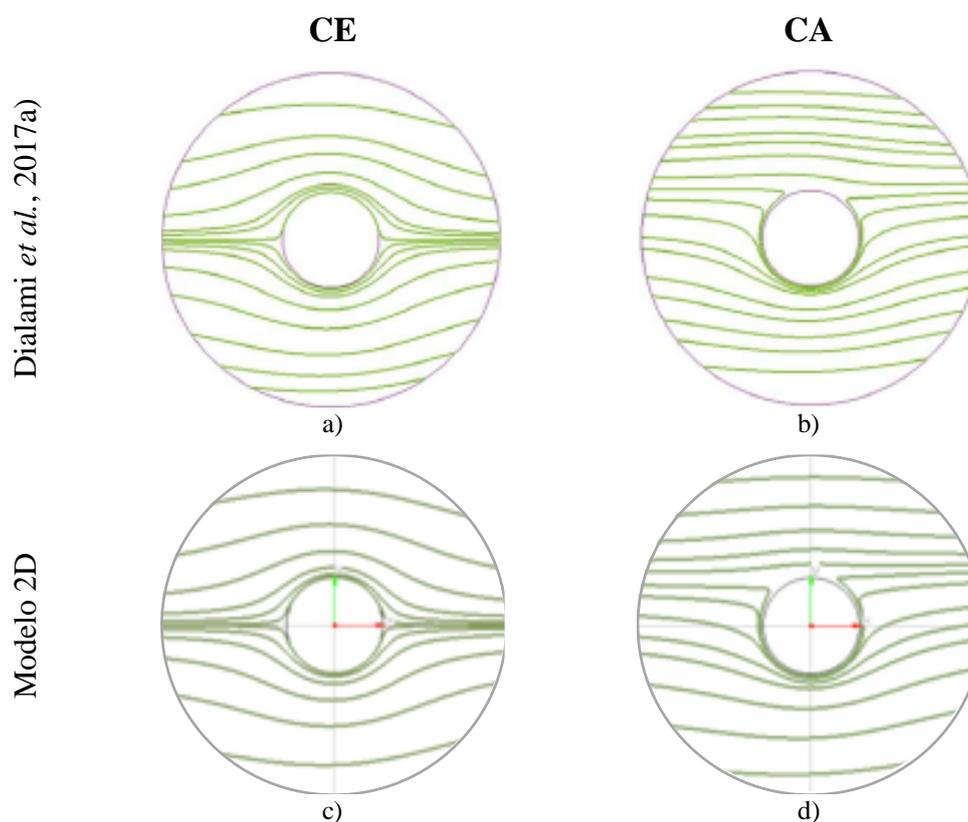


**Figura 3.6.** Tensão equivalente ( $J_2$ -STRESSES): a) CE, b) CA, ambos adaptados de Dialami *et al.*, 2017a), c) CE, d) CA, obtidos com o modelo proposto.

**Tabela 3.3.** Valores de temperatura máxima e tensão equivalente ( $J_2$ -STRESSES) em condições de “CE” e “CA”, em Dialami *et al.*, 2017a) e obtidos com o modelo 2D.

	Dialami <i>et al.</i> , 2017a)		Modelo 2D	
	CE	CA	CE	CA
$T_{m\acute{a}x}$ [ $^{\circ}C$ ]	37	415	61	406
$J_2$ -STRESSES [MPa]	192	91	182	89

Complementarmente, nas figuras 3.7a) e 3.7b), podem-se comparar as linhas de fluxo do material obtidos usando o modelo desenvolvido, com os obtidos em Dialami *et al.*, 2017a), para as diferentes condições de contacto. Mais uma vez, observando a figura 3.7, é possível aferir a excelente concordância de resultados independentemente do tipo de contacto considerado.



**Figura 3.7.** Linhas de fluxo do material: a) CE, b) CA, ambos adaptados de Dialami *et al.*, 2017a), c) CE d) CA, obtidos com o novo modelo.

Constatando as similaridades dos resultados obtidos usando o modelo 2D desenvolvido no presente trabalho e os obtidos por Dialami *et al.*, 2017a), é possível atestar a validade do modelo desenvolvido.

Neste contexto, a mesma estratégia usada para conceber o modelo 2D, foi utilizada para um modelo tridimensional, mais complexo e próximo da realidade, o que permitiu aumentar a qualidade da determinação das condições termomecânicas registradas durante o processo FSW.

### 3.3. Modelo 3D

#### 3.3.1. Modelo geométrico

Na figura 3.8 mostram-se, de forma esquemática, as diferentes componentes geométricas do modelo tridimensional e as condições de fronteira utilizadas. Considerando que este modelo respeita o quadro cinemático, apresentado no subcapítulo 3.1 desta

dissertação, as principais diferenças residem na geometria da ferramenta e das chapas. Nesse sentido, as diferentes zonas do modelo foram consideradas como sólidos em vez de áreas. Como se pode observar na figura 3.8, as condições de fronteira, embora semelhantes às do modelo 2D, passaram a ser definidas em áreas de contacto.

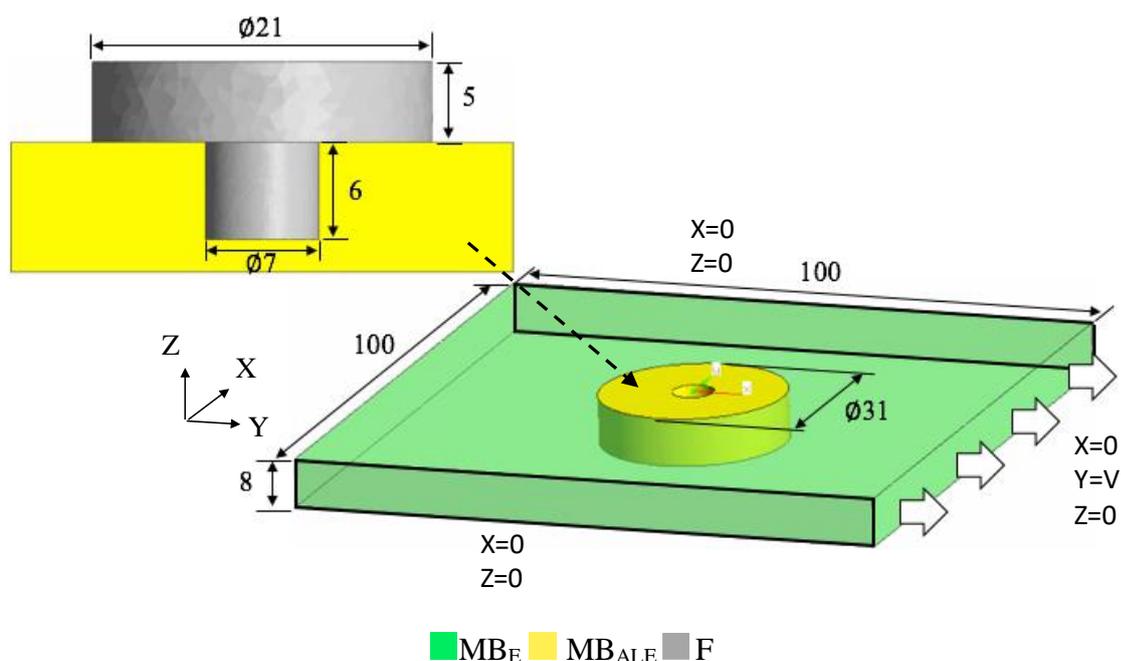
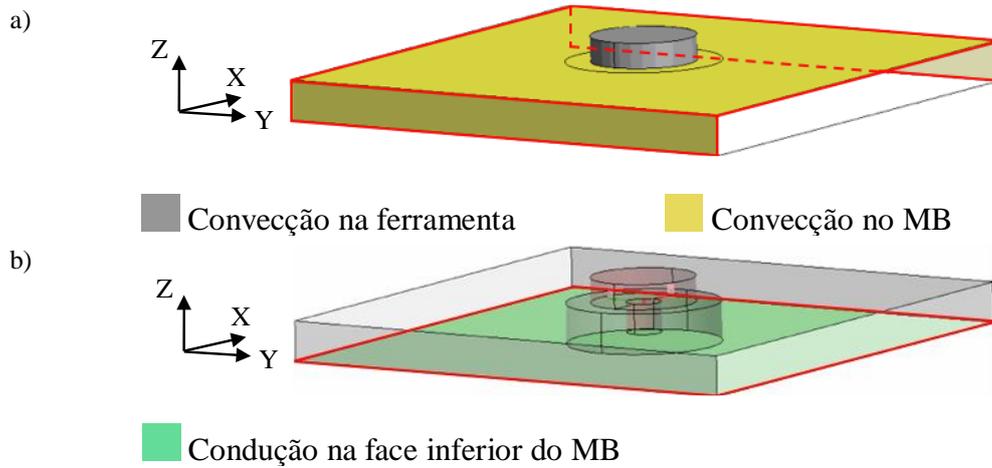


Figura 3.8. Condições de fronteira e dimensões (mm) do modelo.

### 3.3.2. Modelo térmico

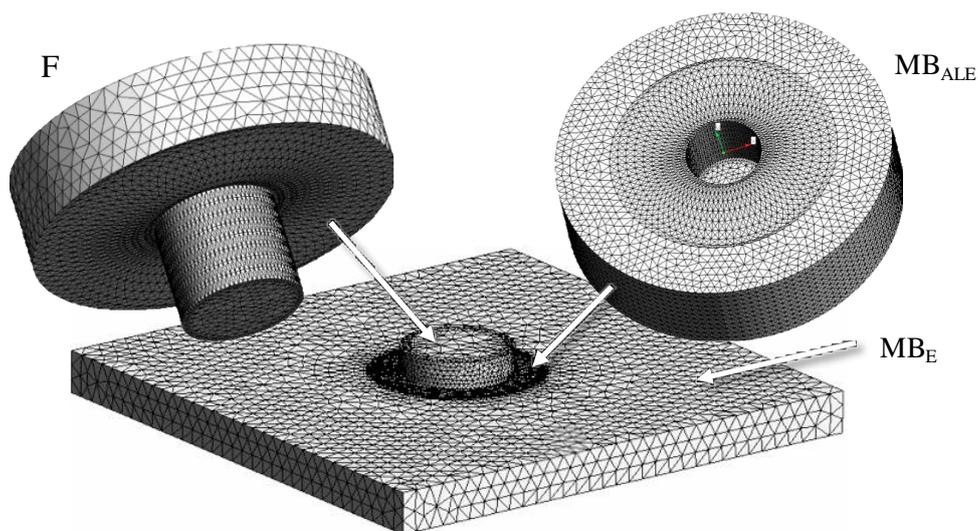
As condições de fronteira térmicas do modelo 3D, representadas na figura 3.9, utilizam os mesmos coeficientes de transmissão de calor dos que foram utilizados no modelo 2D. Seguindo uma estratégia análoga à utilizada na definição das condições de fronteira geométricas, as condições de fronteira térmicas foram igualmente aplicadas em superfícies. No entanto, para este caso, foram ainda definidas condições de fronteira convectivas adicionais nas faces da ferramenta e do MB, em contacto com o meio ambiente. Tendo em conta o papel fulcral da dissipação de calor na evolução da temperatura, impôs-se ainda uma condição de fronteira condutiva na face inferior das chapas do MB, de modo a simular o efeito do *backing-plate*.



**Figura 3.9.** Condições de fronteira térmicas: convectivas na ferramenta e no MB a), condutivas na face inferior do MB b).

### 3.3.3. Malha

Na figura 3.10, mostra-se a malha produzida nos diferentes sólidos que compõem o modelo 3D. A dimensão dos elementos utilizados foi otimizada no desenvolvimento do modelo 2D. Chama-se especial atenção para o aumento significativo do número de elementos e consequente aumento do tempo de cálculo, como evidenciado na tabela 3.4.



**Figura 3.10.** Malha do modelo 3D.

**Tabela 3.4.** Número de elementos, tempos de computação e temperatura máxima atingida nas malhas.

Modelo	$N$	$t_{CPU}$ [s]
2D	9724	59,31
3D	233820	8241,23

Porém, apesar do tempo utilizado para realizar a simulação do modelo 3D ser  $200\times$  superior ao do modelo 2D, o modelo tridimensional é aquele que permite produzir resultados com elevada qualidade e detalhe, em espessura.

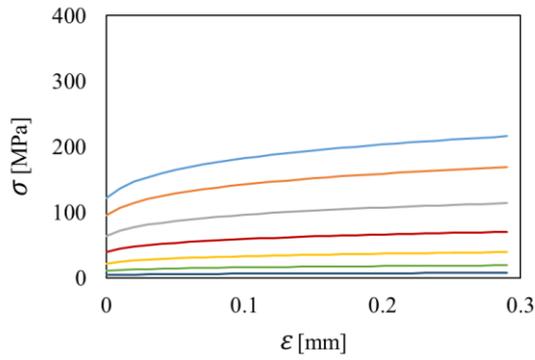
### 3.4. Material de base

No presente trabalho foram utilizados cinco MB, designados por A, B, C, D e E, descritos na tabela 3.5, com comportamentos viscoplásticos marcadamente diferente. O material A é uma liga de alumínio (AA6063-T6) utilizada em Dialami *et al.*, 2017a). Os restantes materiais, de carácter teórico, isto é, virtuais, foram desenvolvidos a partir deste material.

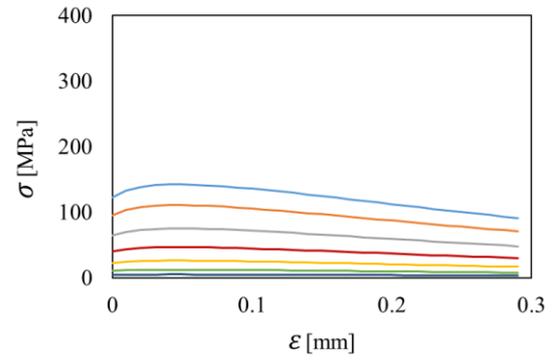
**Tabela 3.5.** Descrição dos materiais virtuais.

Material Virtual	Características
A	AA6063-T6 (Dialami <i>et al.</i> , 2017a).
B	Amacia significativamente com a deformação plástica e a temperatura.
C	Comportamento perfeitamente plástico a todas as temperaturas.
D	Encrua significativamente, mesmo a altas temperaturas.
E	Apresenta elevada sensibilidade à velocidade de deformação.

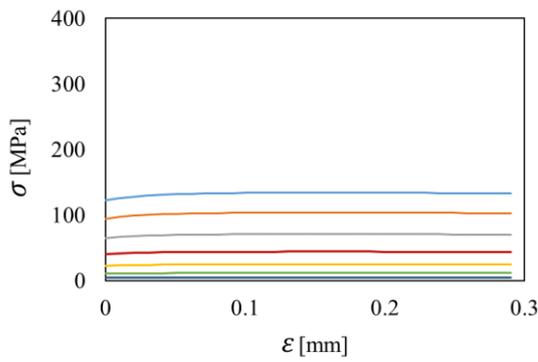
De modo a melhor ilustrar os diferentes comportamentos dos MB utilizados, nas figuras 3.11a), c), e), g) e i) mostram-se as respetivas curvas tensão-deformação, para uma velocidade de deformação de  $0,0005\text{ s}^{-1}$ .



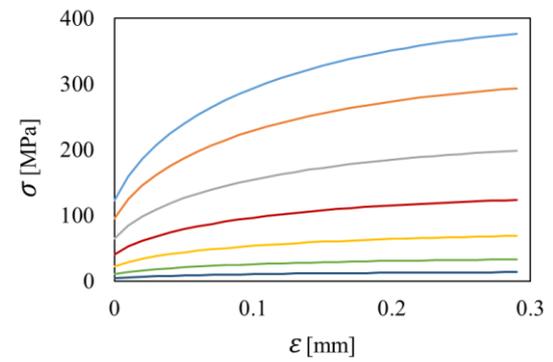
a) Mat A



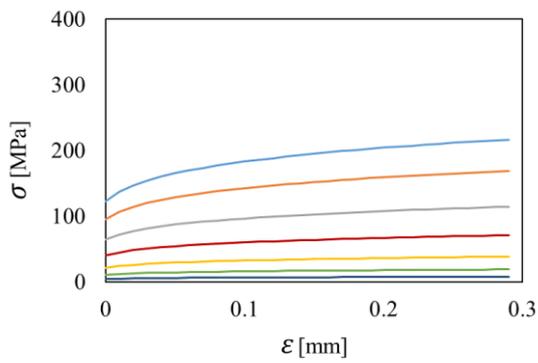
b) Mat B



c) Mat C



d) Mat D



e) Mat E



**Figura 3.11.** Curvas tensão-deformação à velocidade de deformação de  $0,0005 \text{ s}^{-1}$ : a) Mat A, b) Mat B, c) Mat C, d) Mat D, e) Mat E.

### 3.4.1. Modelação do Comportamento mecânico do MB

O *software* de simulação utilizado (COMET), não permite que o comportamento mecânico do MB seja descrito através das curvas tensão-deformação. Assim sendo, de modo a traduzir o comportamento mecânico dos materiais na simulação, foi utilizada a lei viscoplástica de *Norton-Hoff* (NH),

$$\sigma_{eq}(\dot{\varepsilon}_{eq}, T) = \sqrt{3}K(T)(\sqrt{3}\dot{\varepsilon}_{eq})^{m(T)} \quad (3.1)$$

onde  $\sigma_{eq}$  é a tensão equivalente,  $\dot{\varepsilon}_{eq}$  a velocidade de deformação equivalente,  $T$  a temperatura,  $K(T)$  e  $m(T)$  são respetivamente a viscosidade e expoente da viscosidade de NH. No entanto, de modo a utilizar os MB especificados no subcapítulo anterior, foi desenvolvida uma metodologia para determinação dos coeficientes de NH a partir das curvas tensão-deformação dos MB.

Segundo Zhang *et al.*, 2012, a equação de NH poderá ser apresentada da forma,

$$\sigma_{eq} = p_2 \cdot e^{-p_1\varepsilon} \cdot \sqrt{3} \cdot (\sqrt{3}\dot{\varepsilon}_{eq})^{p_3} \cdot \varepsilon^{p_4} \quad (3.2)$$

onde  $p_1$  traduz a influência das grandes deformações no comportamento do material,  $p_2$  depende da tensão limite elástica do material,  $p_3$  é a componente da viscosidade e traduz simultaneamente a sensibilidade do material à velocidade de deformação e  $p_4$  traduz o encruamento do material. Estes coeficientes podem ser obtidos através de ajuste direto das curvas tensão-deformação do material, a diferentes temperaturas e velocidades de deformação.

Por outro lado, considerando as equações 3.1 e 3.2, os coeficientes de NH,  $K(T)$  e  $m(T)$ , podem ser calculados usando:

$$K(T) = p_2 \cdot e^{-p_1\varepsilon} \cdot \varepsilon^{p_4} \quad (3.3)$$

$$m(T) = p_3 \quad (3.4)$$

### 3.4.2. Coeficientes de Norton-Hoff

As figuras 3.12a) a e) mostram a evolução dos coeficientes  $K(T)$  e  $m(T)$  em função da temperatura, para os diferentes MB. Denote-se que os coeficientes determinados para os materiais B e C são semelhantes, apesar das diferenças observadas nas curvas tensão-deformação, nas figuras 3.11b) e 3.11c), respetivamente. Este facto aponta para a possível ineficiência desta lei em diferenciar estes dois tipos de comportamentos.

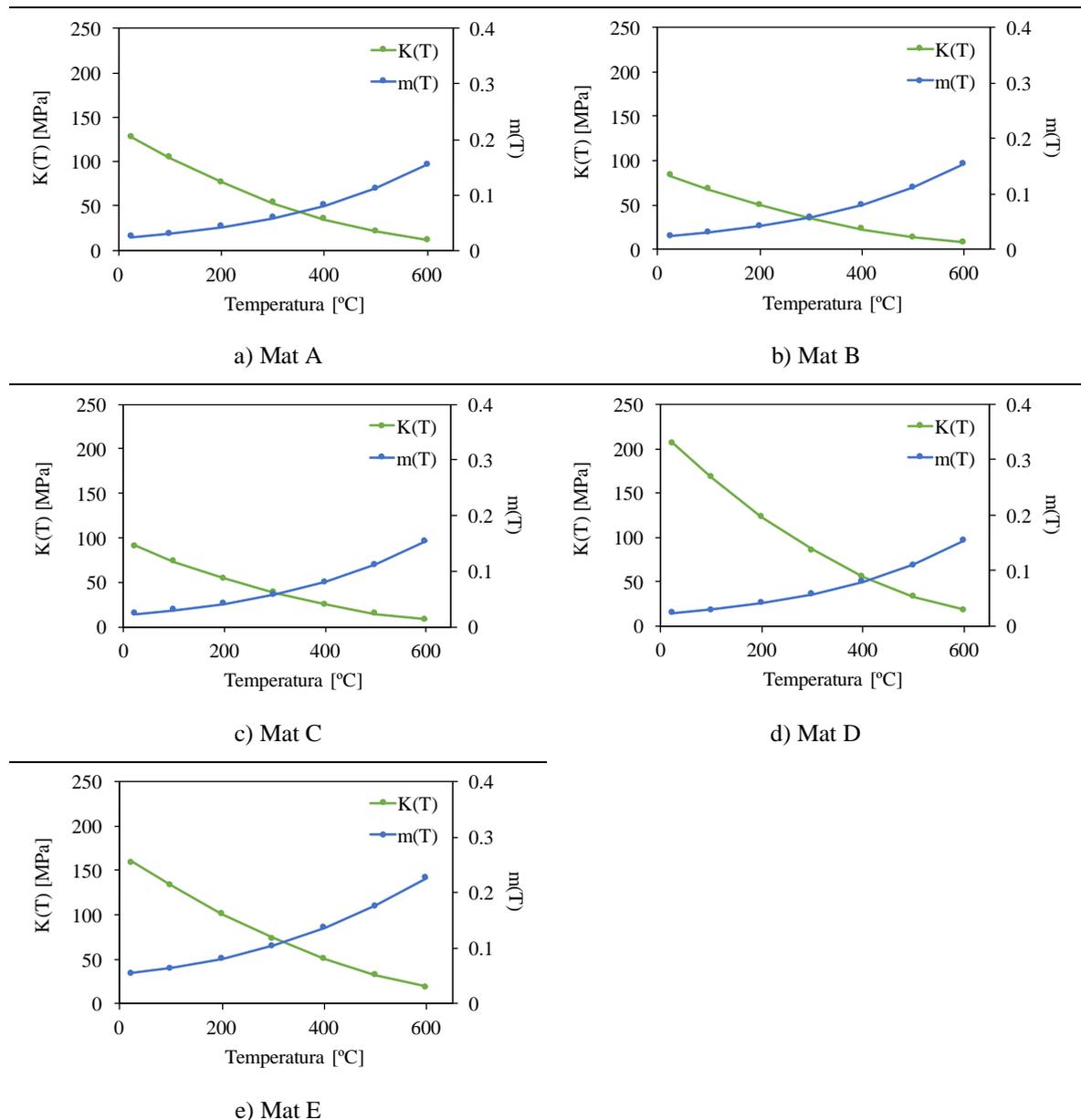


Figura 3.12. Evolução dos parâmetros de NH: a) Mat A, b) Mat B, c) Mat C, d) Mat D, e) Mat E.

O parâmetro  $m(T)$  tem sempre uma tendência crescente em função da temperatura, sendo que para os materiais A, B, C e D, os valores são idênticos. Deste modo, estes materiais apresentam sensibilidade à velocidade de deformação idêntica. Apenas o material E tem uma evolução diferente apresentando valores maiores a altas temperaturas, por ser o mais sensível à velocidade de deformação. Para todos os casos, o parâmetro  $K(T)$  apresenta sempre uma tendência decrescente, sendo o seu valor quase nulo para valores mais elevados de temperatura.

### 3.5. Parâmetros do processo

De modo a aferir diferenças nas condições termomecânicas durante o processo FSW, foram realizadas simulações numéricas utilizando o modelo 3D, com diferentes velocidades de avanço e rotação da ferramenta, de acordo com a tabela 3.6. Ainda a realçar que estas velocidades foram selecionadas de modo a investigar ainda a influência destes parâmetros nas condições termomecânicas do processo.

**Tabela 3.6.** Descrição dos parâmetros de processo utilizados.

Condição	Designação	$w$ [rpm]	$v$ [mm/min]
1	600/50	600	50
2	1000/400	1000	400
3	600/400	600	400
4	600/1000	600	1000
5	100/400	100	400

## **4. ANÁLISE DE RESULTADOS**

No presente capítulo analisam-se os resultados obtidos através das simulações numéricas que se realizaram no âmbito da presente dissertação. Com o intuito de facilitar a leitura, este capítulo encontra-se dividido em três subcapítulos: 1 - Distribuição da temperatura e ciclos térmicos; 2 - Fluxo de material e 3 - Binário.

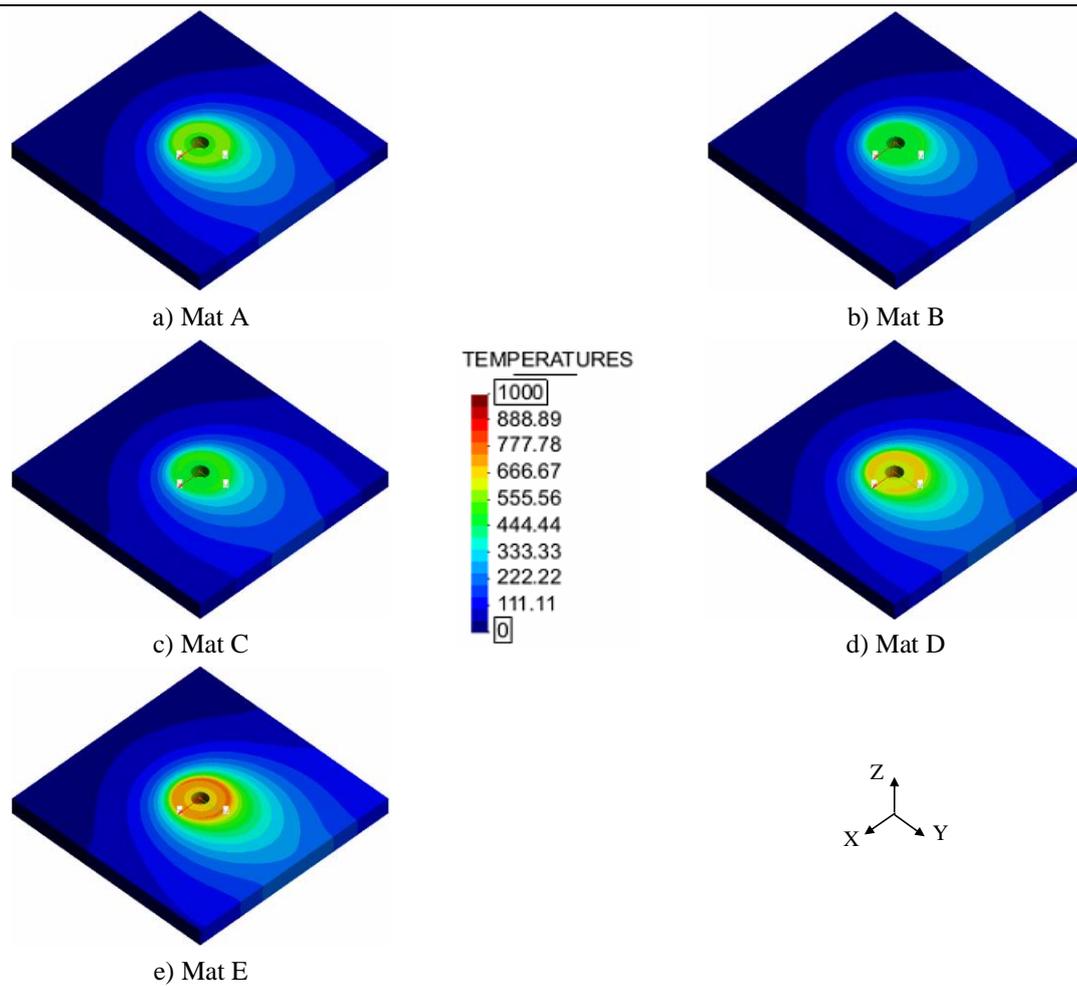
### **4.1. Distribuição da temperatura e Ciclos térmicos**

Os ciclos térmicos e a distribuição das temperaturas tanto na superfície como na secção transversal da chapa soldada, obtidos durante a simulação do processo, foram analisados de modo a aferir separadamente a influência do comportamento viscoplástico do MB e das velocidades de rotação e de avanço da ferramenta.

#### **4.1.1. Influência do MB**

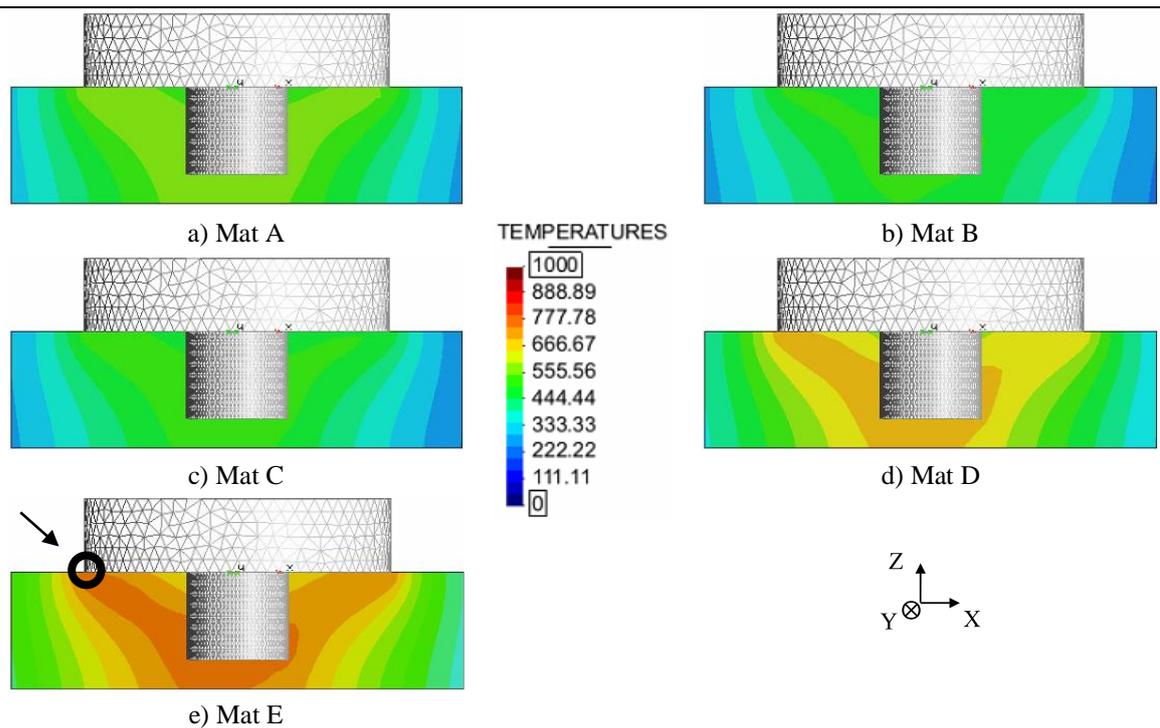
Nas figuras 4.1a) a e) mostra-se a distribuição das temperaturas na superfície das chapas, nas simulações realizadas com e velocidades de rotação e avanço de 600 rpm e 400 mm/min, para os materiais A, B, C, D e E, respetivamente. Pelas figuras é possível aferir que as temperaturas mais elevadas foram registadas para o material que apresenta maior sensibilidade à velocidade de deformação e que, esta temperatura se encontra confinada à zona da extremidade exterior da base da ferramenta, em contacto com a superfície da chapa.

Por sua vez, observando os mapas das temperaturas das figuras 4.2a) a e), nas secções transversais das chapas, resultantes das simulações realizadas com os materiais A, B, C, D e E, respetivamente, é possível aferir que a temperatura não evolui de forma uniforme ao longo da espessura da chapa, fruto das diferentes condições de dissipação de calor em cada face da chapa. Esta diferença é evidente quando se compara as partes superior e inferior da chapa, de onde se destaca a forma trapezoidal da região com maiores valores de temperatura. Ainda a salientar o facto que as temperaturas mais elevadas se encontrarem restringidas a uma zona do lado do avanço, que se prolonga desde a extremidade exterior da base, até à parte inferior do pino da ferramenta. No entanto, a temperatura máxima regista-se sempre na zona de contacto entre a ferramenta e superfície da chapa.



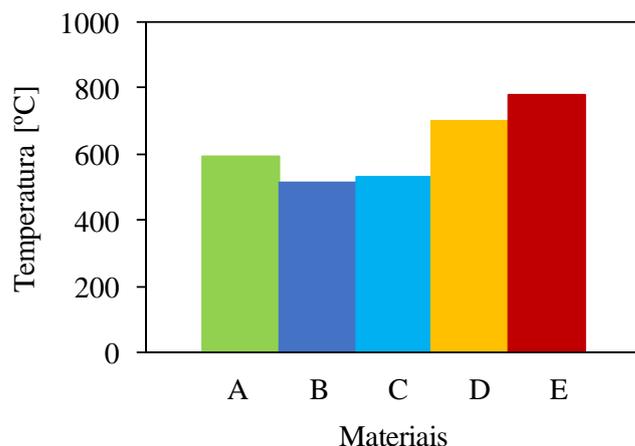
**Figura 4.1.** Distribuição da temperatura na superfície da chapa dos diferentes MB.

A distribuição da temperatura no MB é muito semelhante ao longo dos materiais, incluindo as zonas onde se atinge a temperatura máxima, variando apenas o seu valor. De modo a auxiliar a análise da informação apresentada na figura 4.1, foi introduzido um termopar virtual na extremidade da base da ferramenta, na superfície em contacto com o MB, como indicado na figura 4.2e). Como se pode ver é uma das zonas onde se atinge a maior temperatura, assim assume-se que os valores medidos pelo termopar, são representativos da temperatura máxima atingida no processo.



**Figura 4.2.** Distribuição da temperatura na secção transversal da chapa dos diferentes MB.

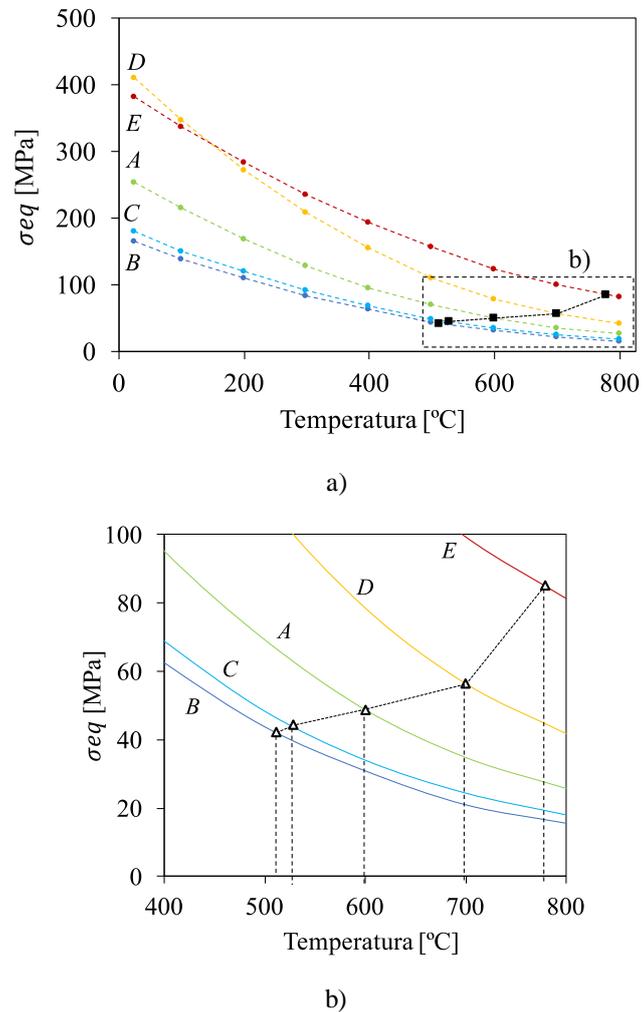
Na figura 4.3 mostram-se as temperaturas máximas registadas pelo termopar, para os diferentes materiais. Pode-se concluir pela comparação dos mapas de temperatura que o material E é aquele que apresentou maior temperatura, enquanto que, os materiais B e C são aqueles levam a temperaturas mais baixas. Pode-se concluir deste modo, que aquele material que apresenta maior sensibilidade à velocidade de deformação é aquele para o qual se registaram as maiores temperaturas. Por outro lado, os materiais B e C, apesar de apresentarem comportamentos mecânicos diferentes, são aqueles que menos sensibilidade à velocidade de deformação apresentam. Assim, verificou-se que a sensibilidade à velocidade de deformação, i.e., a resistência do material a altas temperaturas e velocidades de deformação, influenciam significativamente a geração de calor e a temperatura do material durante o processo e, por esse motivo, as condições termomecânicas que ocorrem durante o processo.



**Figura 4.3.** Temperatura máxima (°C) atingida nos diferentes materiais.

Na figura 4.4 mostra-se a evolução da tensão equivalente, calculada pela equação de NH a uma velocidade de deformação de  $200 \text{ s}^{-1}$ , com a temperatura para os diferentes materiais. Nesta figura podemos aferir que todos os materiais estudados apresentam comportamentos viscoplásticos diferentes. No entanto, como se mostra na figura 4.4b), comparando os valores de tensão equivalente para as temperaturas máximas obtidas nos mapas de temperaturas das figuras 4.1 e 4.2, verifica-se que a tensão equivalente segue a mesma tendência que as temperaturas, mostrando claramente a premissa de que o comportamento viscoplástico do material tem interferência direta na geração de calor durante o processo. De facto, considerando que as condições de contacto chapa/ferramenta no modelo serem de aderência total, quanto maior a resistência do material a determinada temperatura, mais energia será necessária para o deformar. Energia esta que será sempre traduzida em termos de calor e, por esse motivo, observar-se a tendência existente na figura 4.4.

De modo a conferir a influência do material de base no ciclo térmico registado durante o processo, na figura 4.5 mostram-se os perfis longitudinais de temperaturas para todos os materiais. Pela observação dos perfis da figura, é possível concluir comportamentos viscoplásticos distintos promovem apenas diferenças nos valores das temperaturas máximas, pois, no que diz respeito às velocidades de aquecimento e arrefecimento, não existem diferenças significativas, para além daquelas espectáveis devido às diferenças de temperatura, i.e., quanto maior a temperatura atingida, maior será o tempo necessário para voltar à temperatura inicial.



**Figura 4.4.** Evolução da tensão equivalente ( $\sigma_{eq}$ ) em função da temperatura (°C), nos diferentes materiais.

É assim possível concluir o comportamento viscoplástico do material de base tem influência direta na temperatura máxima registada durante o processo. No entanto, os materiais estudados apresentam diferentes sensibilidades à velocidade de deformação. Neste contexto, é pertinente realizar uma análise da influência conjunta do material de base e das velocidades de rotação e avanço nas condições termomecânicas do processo.

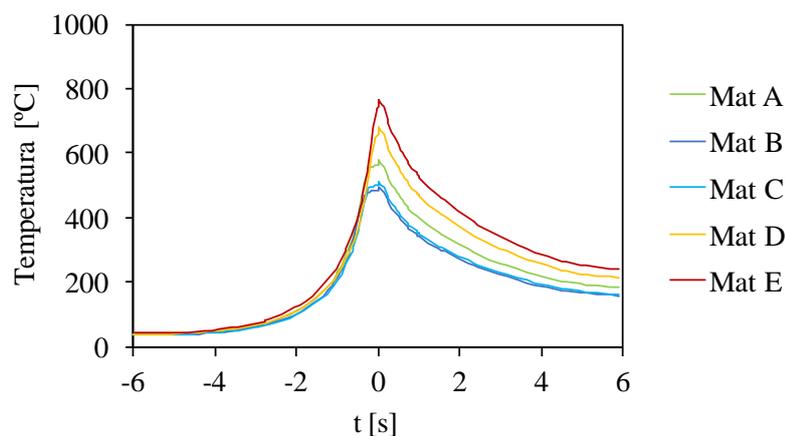
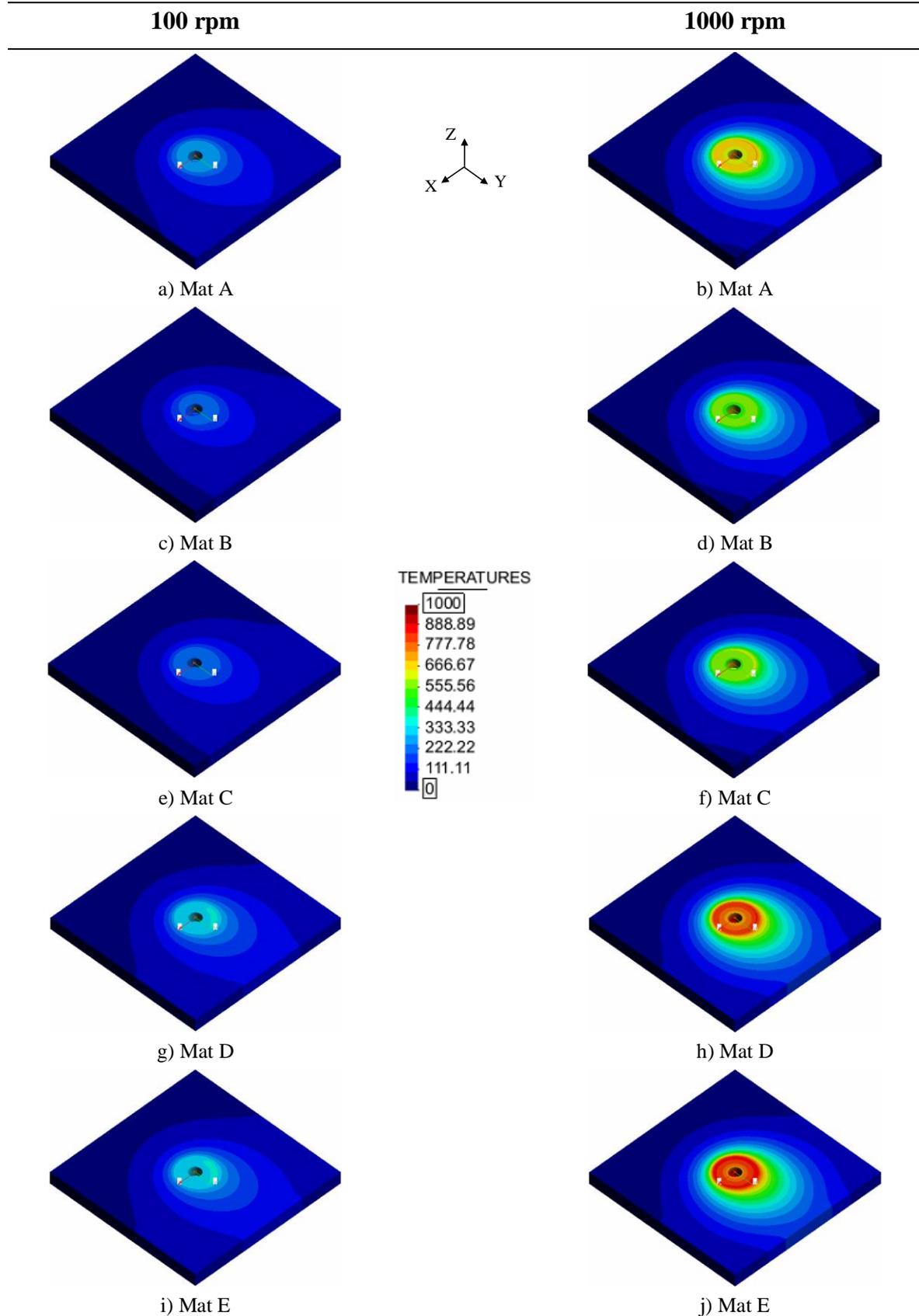


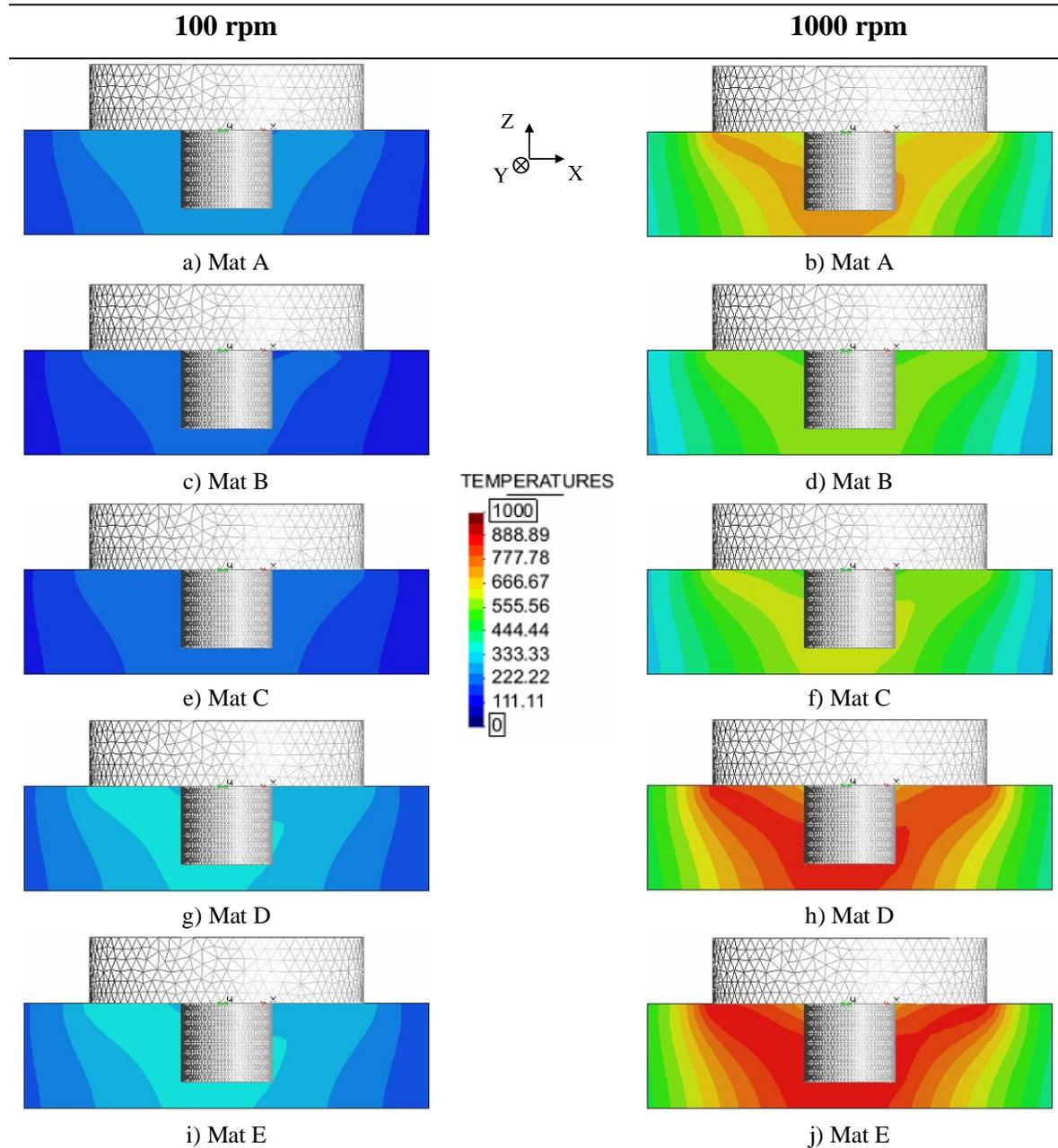
Figura 4.5. Ciclos térmicos dos diferentes materiais.

#### 4.1.2. Influência da velocidade de rotação da ferramenta

Na figura 4.6 mostram-se os mapas de temperatura nas superfícies da chapa, para todos os MB a duas velocidades extremas de rotação da ferramenta, i.e., 100 e 1000rpm. As figuras 4.6a), c), e), g) e i) correspondem às simulações realizadas a 100 rpm e as figuras 4.6b), d), f), h) e j), a 1000 rpm. Analisando a figura 4.6 é possível discernir que as temperaturas registadas aumentam com o aumento da velocidade de rotação. Por outro lado, é ainda possível aferir a influência do comportamento viscoplástico do MB, observada no subcapítulo anterior, para qualquer uma das velocidades de rotação, ou seja, o material com maior sensibilidade à velocidade de deformação (material E), é aquele que atinge as maiores temperaturas. A mesma tendência é aferível através da observação dos mapas de temperatura ao longo da secção transversal da soldadura, mostrados na figura 4.7. Comparando as figuras 4.7a), c), e), g) e i) referentes às simulações realizadas a 100 rpm e as figuras 4.7b), d), f), h) e j), para aquelas realizadas a 1000 rpm, é de discernir uma assimetria na distribuição das temperaturas, entre o lado do avanço e do recuo da soldadura, independentemente da velocidade de rotação utilizada.

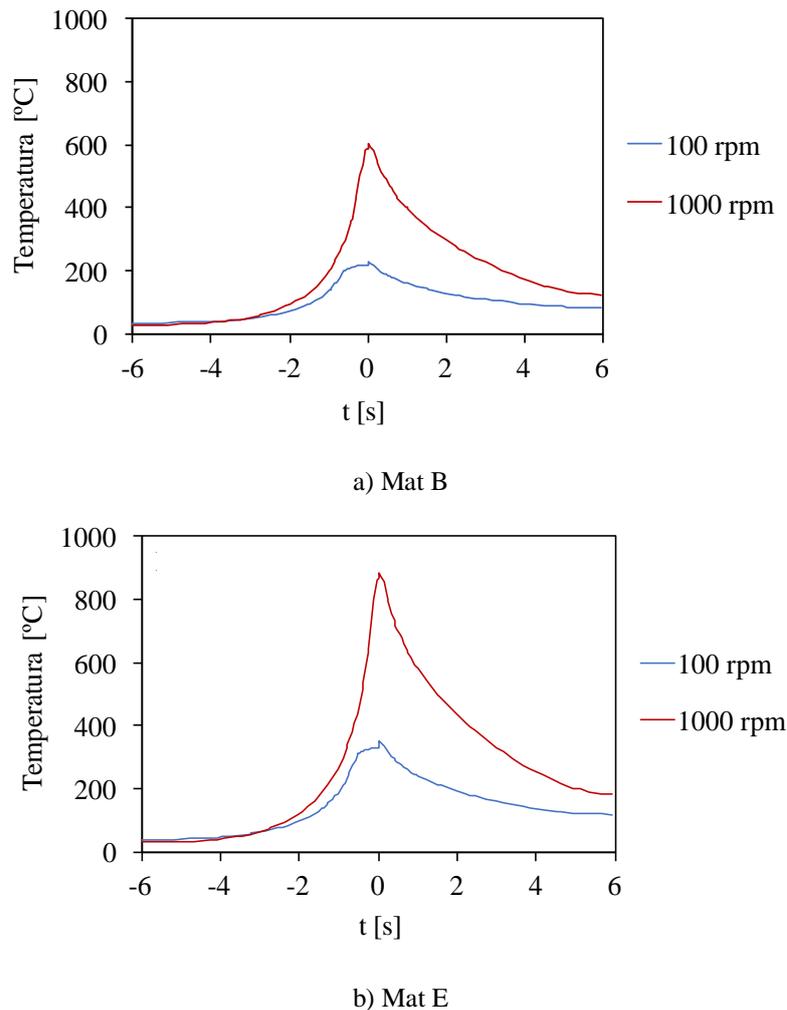


**Figura 4.6.** Distribuição da temperatura (°C) no MB, a 100 rpm: a) Mat A, c) Mat B, e) Mat C, g) Mat D e i) Mat E; a 1000 rpm: b) Mat A, d) Mat B, f) Mat C, h) Mat D e j) Mat E.



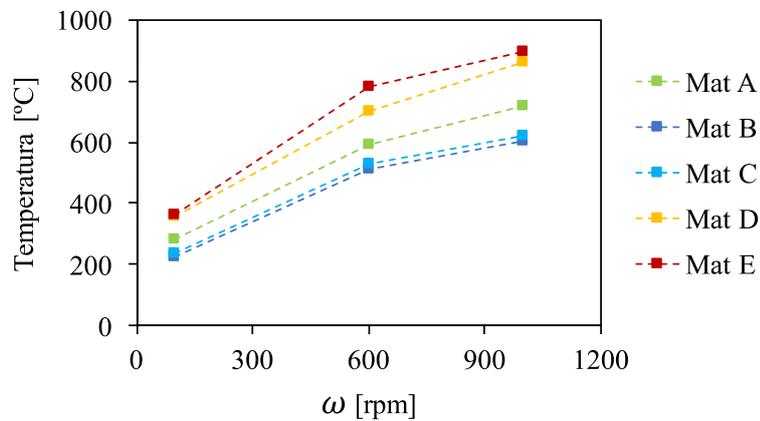
**Figura 4.7.** Distribuição da temperatura (°C) na espessura do MB e ferramenta, a 100 rpm: a) Mat A, c) Mat B, e) Mat C, g) Mat D e i) Mat E; a 1000 rpm: b) Mat A, d) Mat B, f) Mat C, h) Mat D e j) Mat E.

Nas figuras 4.8a) e 4.8b, encontram-se traçados os ciclos térmicos obtidos nas simulações realizadas utilizando os materiais B e E, respectivamente, para as diferentes velocidades de rotação da ferramenta. Pela figura 4.8 é possível aferir que, independentemente do MB, quanto maior for o valor de  $\omega$ , maior serão os valores da temperatura máxima resultante do processo. Por outro lado, é possível aferir que as taxas de aquecimento e arrefecimento do MB, são semelhantes.



**Figura 4.8.** Ciclos térmicos a diferentes velocidades de rotação da ferramenta: a) Mat B e b) Mat E.

Na figura 4.9, traça-se a evolução da temperatura máxima com a velocidade de rotação para todos os materiais estudados. Como seria espectável (Agelet de Saracibar *et al.*, 2010 e Kaid *et al.*, 2019), a temperatura máxima aumenta com o aumento da velocidade de rotação. No entanto, considerando apenas as velocidades estudadas, é possível verificar a existência de uma estabilização a partir de 600 rpm, apoiando a análise feita por Padmanaban *et al.*, 2014. Ainda a salientar que para os materiais A e D esta estabilização é menos acentuada. Mais uma vez, poder-se-á atribuir tal evolução às diferentes variações da resistência mecânica dos MB com o aumento da temperatura. Deste modo, é possível concluir que, por si só, o aumento da velocidade de rotação ferramenta não irá definir esta estabilização, demonstrando uma forte influência do MB na evolução das condições termomecânicas com a velocidade de rotação da ferramenta.

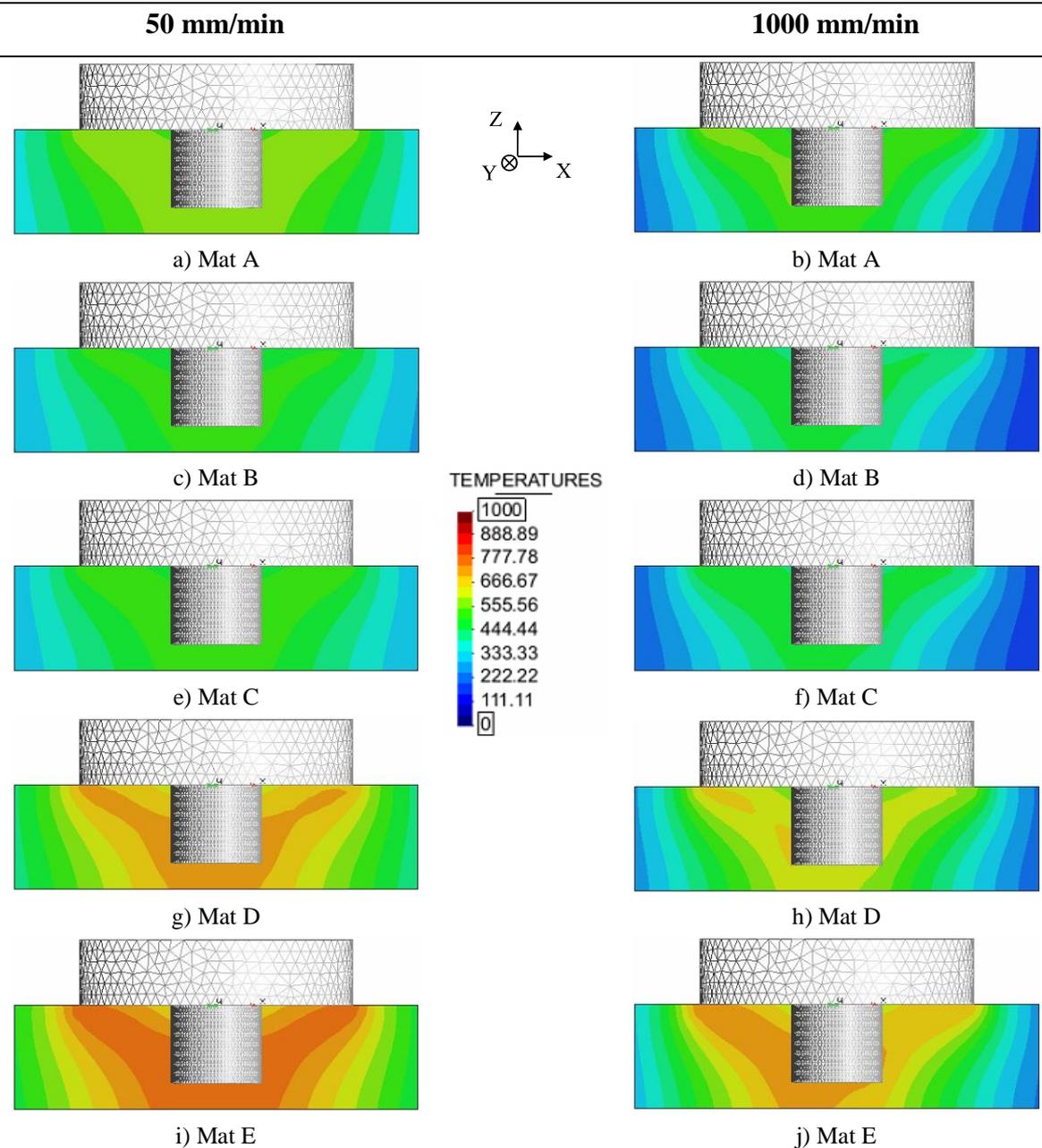


**Figura 4.9.** Evolução da temperatura máxima (°C) em função da velocidade de rotação da ferramenta (*rpm*), para cada material.

Apesar do que já foi referido, tendo em conta a extrema influência da velocidade de deformação na temperatura atingida durante o processo, torna-se indispensável determinar também a influência da velocidade de avanço da ferramenta nas condições termodinâmicas registadas durante o processo.

#### 4.1.3. Influência da velocidade de avanço da ferramenta

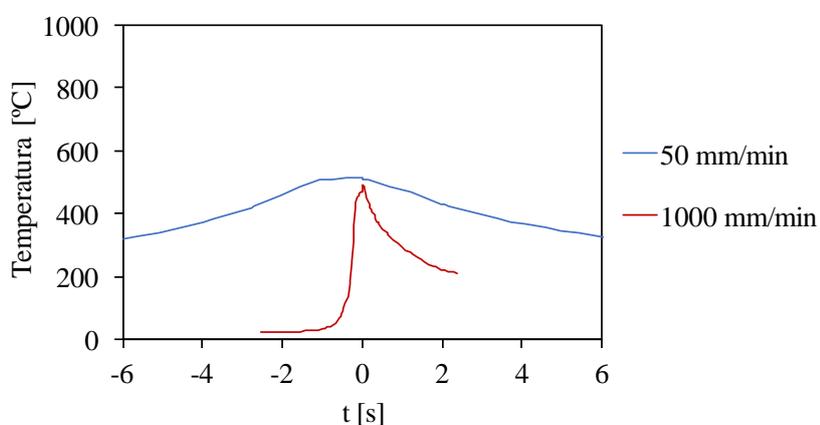
Na figura 4.10 mostram-se os mapas das temperaturas na secção transversal da soldadura. Comparando as figuras 4.10a), c), e), g) e i), referentes às simulações realizadas com velocidade de avanço 50 mm/min e as figuras 4.10b), d), f), h) e j) corridas a 1000 mm/min, é possível concluir que, considerando cada material, não existe variação da temperatura máxima com a velocidade de avanço. No entanto, a sua distribuição apresenta diferenças, i.e., quanto menor a velocidade de soldadura, maior vai ser a zona onde as temperaturas são mais altas, independentemente do MB utilizado.



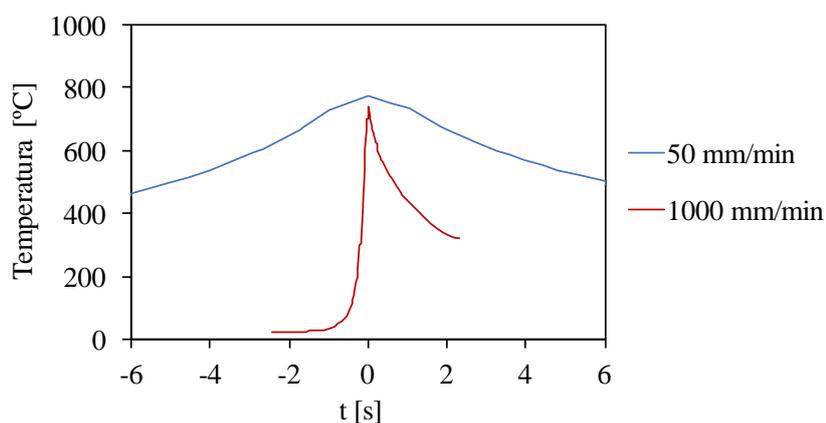
**Figura 4.10.** Distribuição da temperatura ( $^{\circ}\text{C}$ ) na espessura do MB e ferramenta, a 50 mm/min: a) Mat A, c) Mat B, e) Mat C, g) Mat D e i) Mat E; a 1000 mm/min: b) Mat A, d) Mat B, f) Mat C, h) Mat D e j) Mat E.

Comparando ainda as figuras para as diferentes velocidades, é possível aferir uma assimetria relativamente aos lados de avanço e de recuo da soldadura para velocidades de avanço mais altas, sendo que, a maior temperatura se regista no lado de avanço. Esta relação entre velocidade linear e simetria da distribuição das temperaturas foi já analisada por Jacquin *et al.*, 2011 e Al-moussawi *et al.*, 2016, e foi atribuída às diferenças nas resultantes das componentes lineares das velocidades de rotação e avanço da ferramenta.

Nas figuras 4.11a) e 4.11b), encontram-se traçados os ciclos térmicos obtidos nas simulações realizadas utilizando os materiais B e E, respetivamente, para as diferentes velocidades de avanço da ferramenta. Pela figura 4.11 é possível aferir que, independentemente do MB, quanto maior for o valor de  $v$ , maior serão as taxas de aquecimento e arrefecimento do material de base. De facto, tendo em conta que o calor gerado durante o processo se deve maioritariamente à velocidade de rotação da ferramenta, quanto menor é o avanço da ferramenta, mais calor é gerado por unidade de comprimento, o que justifica a evolução dos gráficos apresentados na figura 4.9.



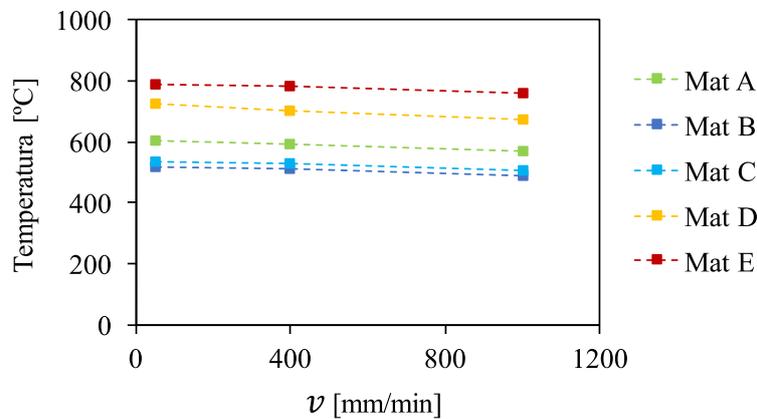
a) Mat B



b) Mat E

**Figura 4.11.** Ciclos térmicos a diferentes velocidades de avanço da ferramenta: a) Mat B e b) Mat E.

A título sumário, mostra-se na figura 4.12 a evolução da temperatura máxima com a velocidade de avanço da ferramenta, para todos os materiais estudados.



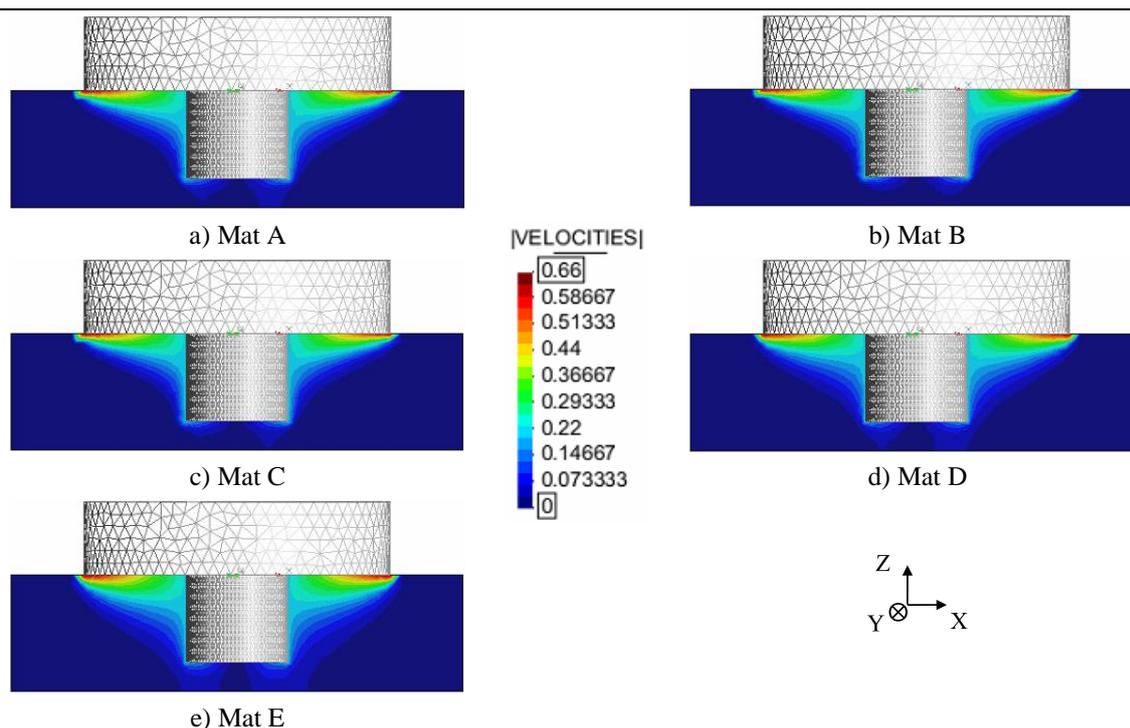
**Figura 4.12.** Evolução da temperatura máxima (°C) em função da velocidade de avanço da ferramenta (*mm/min*), para cada material.

Os resultados apresentados até ao presente ponto demonstraram forte influência do comportamento viscoplástico do material de base e da velocidade de rotação no valor da temperatura máxima registada durante o processo. No entanto, foi também possível intuir a influência da velocidade de avanço da ferramenta no ciclo térmico, afetando diretamente o volume de material que se encontra às temperaturas mais altas. Outro ponto importante a reter da análise das temperaturas é o facto de que, com o aumento do valor de  $v$ , aumenta a propensão de ocorrência de assimetria na distribuição das temperaturas entre o lado do avanço e do recuo. Considerando que a temperatura rege o estado do material e, deste modo, a maneira como este é movimentado pela ferramenta durante o processo, será de elevada pertinência a análise da influência quer do comportamento do material de base, quer das velocidades de avanço e rotação da ferramenta no fluxo do material durante o processo.

## 4.2. Fluxo de material

### 4.2.1. Influência do MB

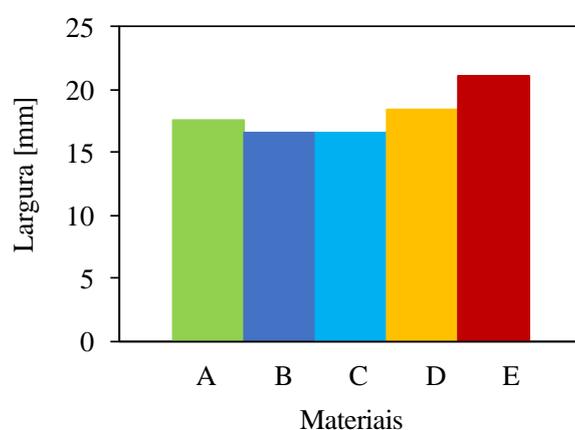
O fluxo de material foi estudado através de perfis de velocidades equivalentes do material ao longo da secção transversal da soldadura. Na figura 4.13 estão representados os perfis da velocidade equivalente ao longo das secções transversais das soldaduras, para as simulações realizadas nos materiais A, B, C, D e E e com uma velocidade de avanço e rotação de 600 rpm e 400 mm/min, respetivamente. É possível observar que o perfil de velocidades é semelhante para todos os materiais e que a velocidade máxima ocorre na extremidade da base da ferramenta. Uma vez que para a simulação do processo foi definido que o material adere à ferramenta na interface de contacto, a forma do perfil de velocidade é definida pela velocidade de avanço e rotação da ferramenta.



**Figura 4.13.** Fluxo de material (m/s): a) Mat A, b) Mat B, c) Mat C, d) Mat D e e) Mat E.

Para além disso, observa-se um gradiente na velocidade do fluxo de material com o aumento da distância do material à ferramenta. Na figura 4.14 está representada a largura de material arrastado pela ferramenta, a meia altura do pino, i.e., a quantidade de material que apresenta velocidade equivalente superior a zero. Observando a figura é

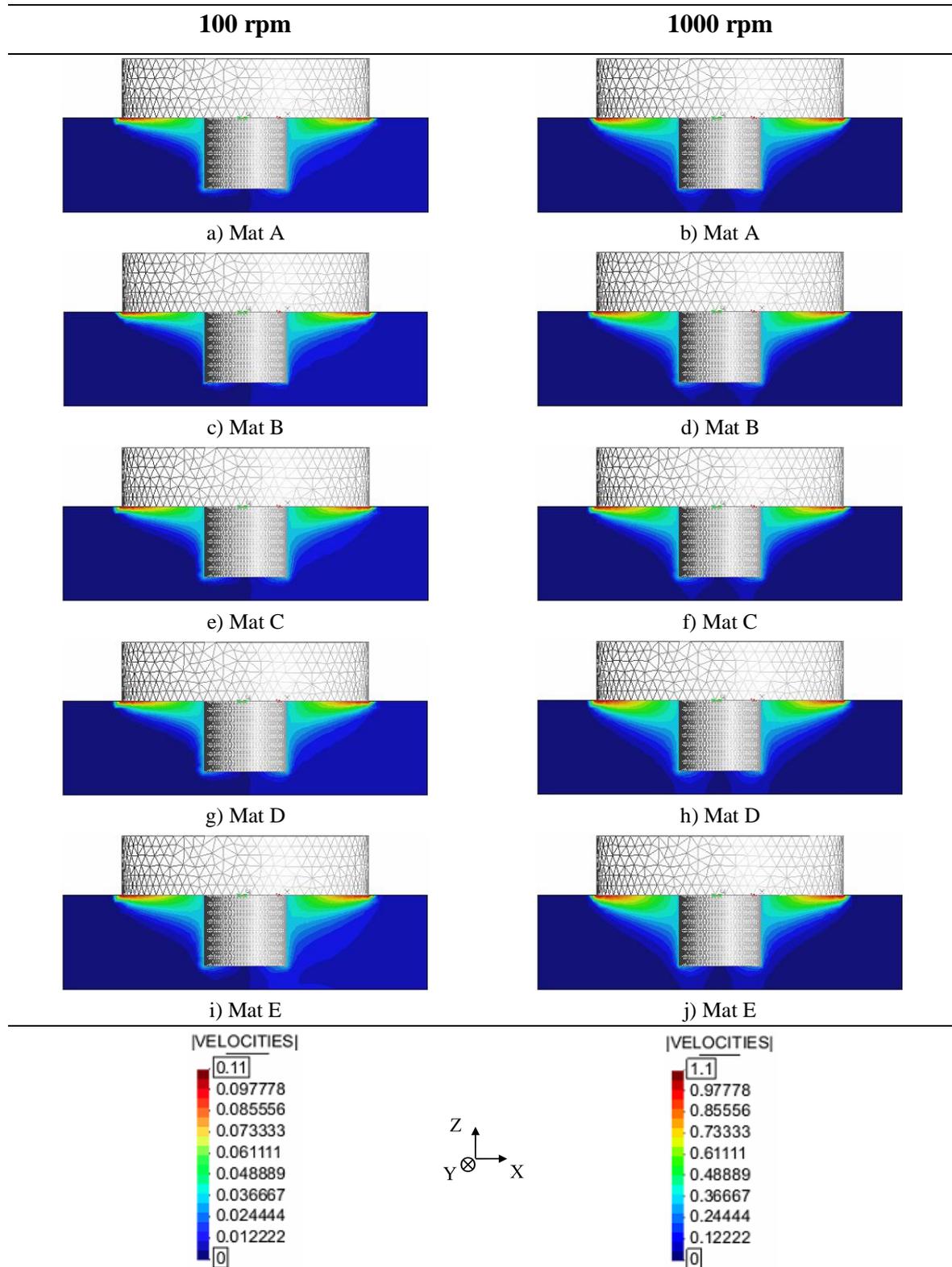
possível constatar que a região de material arrastada pelo material foi superior para os materiais E e D, e inferior para os materiais B e C. A tendência observada é idêntica à observada aquando da análise dos ciclos térmicos, isto é, os materiais que apresentam maior quantidade de material arrastado pela ferramenta foram aqueles que apresentaram maiores temperaturas. De facto, uma maior quantidade de material a ser deformado, requer uma maior quantidade de energia, o que por sua vez gera uma maior quantidade de calor durante o processo de soldadura.



**Figura 4.14.** Largura (*mm*) de fluxo de material a meia altura do pino da ferramenta, para cada material.

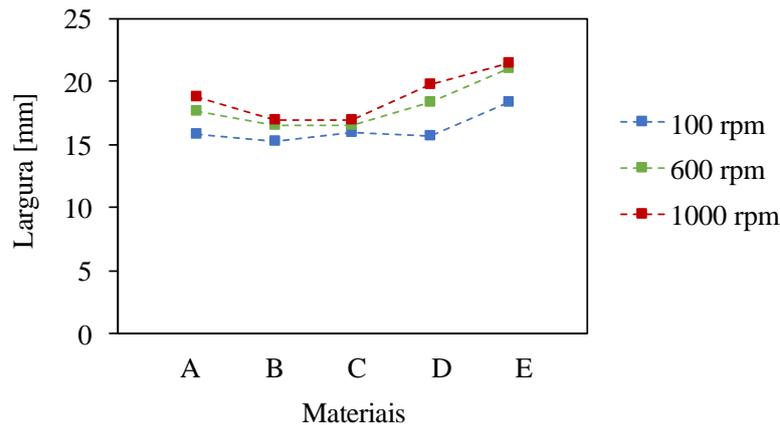
#### 4.2.1. Influência da velocidade de rotação da ferramenta

Na figura 4.15 está representado o fluxo de material, através da velocidade equivalente ao longo da secção transversal da soldadura, para as soldaduras simuladas nos diferentes materiais, com uma velocidade de avanço constante de 400 mm/min e velocidade de rotação de 100 e 1000 rpm. Uma vez mais é possível observar que os perfis de velocidades são semelhantes para diferentes velocidades de rotação e que o seu valor máximo ocorre junto à extremidade da base da ferramenta. Para além disso a velocidade máxima equivalente aumenta com a velocidade de rotação.



**Figura 4.15.** Fluxo de material (m/s), a 100 rpm: a) Mat A, c) Mat B, e) Mat C, g) Mat D e i) Mat E; a 1000 rpm: b) Mat A, d) Mat B, f) Mat C, h) Mat D e j) Mat E.

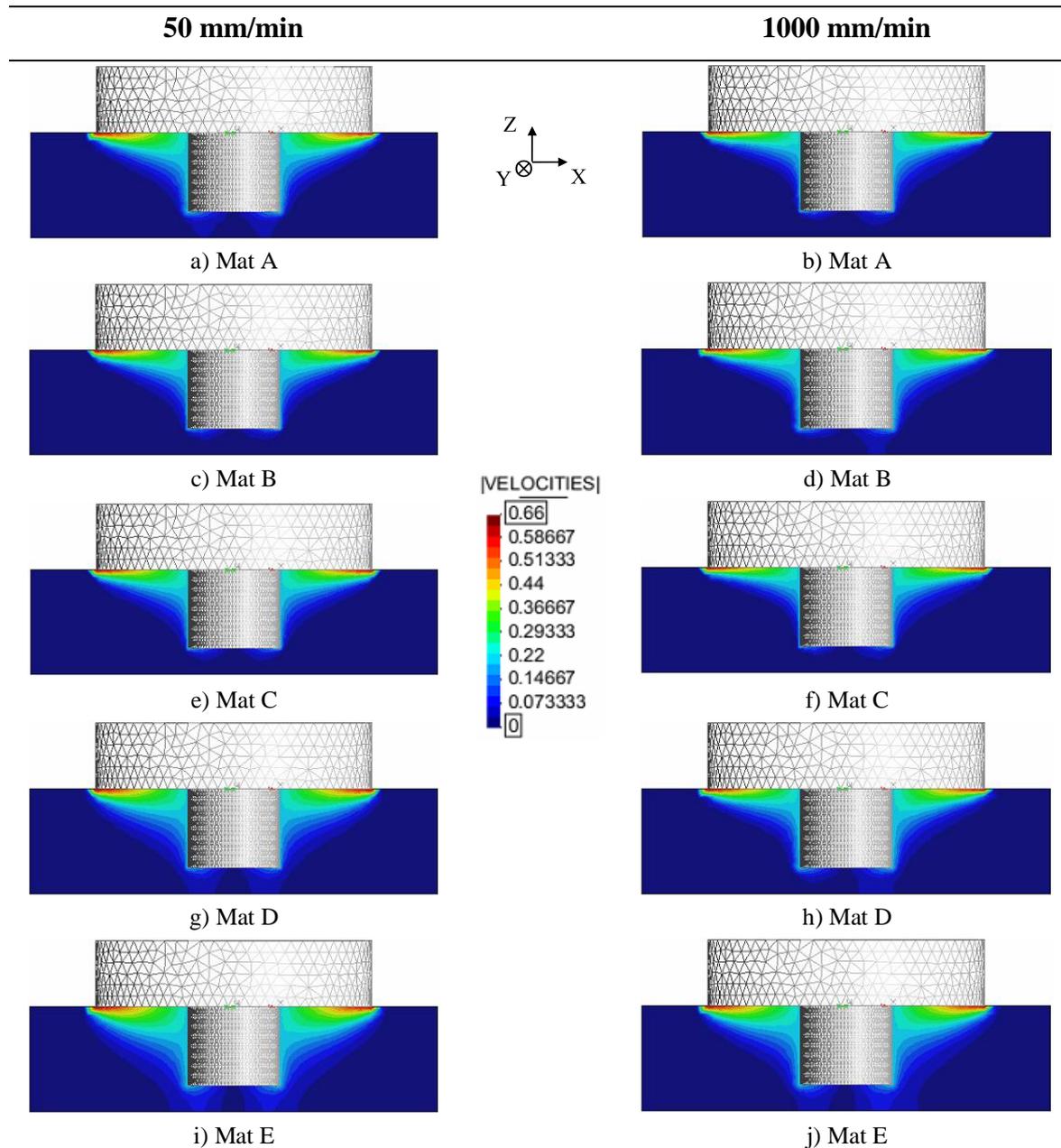
Na figura 4.16 está representada a largura de material arrastado pela ferramenta, a meia altura do pino, para as soldaduras simuladas nos diferentes materiais, com uma velocidade de avanço constante de 400 mm/min e velocidades de rotação de 100, 600 e 1000 rpm. Uma vez mais, as soldaduras que apresentam maior quantidade de fluxo de material, correspondem àquelas que atingiram maiores temperaturas.



**Figura 4.16.** Largura (mm) da região do fluxo de cada material a meia altura do pino, para diferentes velocidades de rotação da ferramenta (rpm).

#### 4.2.1. Influência da velocidade de avanço da ferramenta

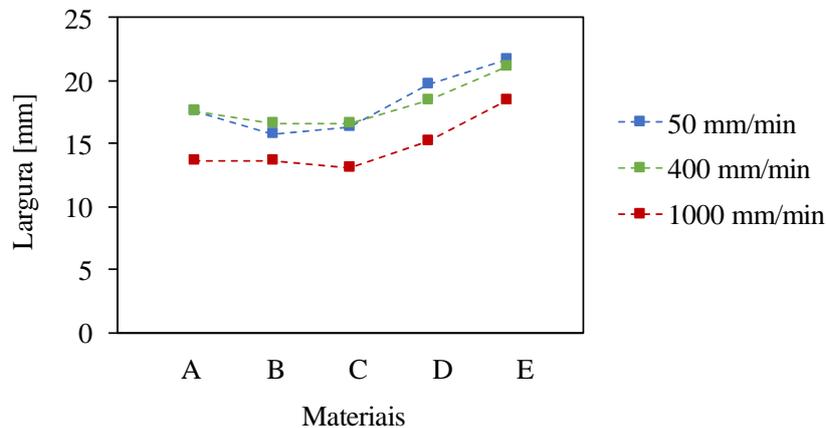
Na figura 4.17 está representado o fluxo de material, através da velocidade equivalente ao longo da secção transversal da soldadura, para as soldaduras simuladas nos diferentes materiais, com uma velocidade de rotação constante de 600 rpm e velocidade de avanço de 50 mm/min e 1000 mm/min. É possível observar que a forma dos perfis de velocidade são semelhantes para as diferentes velocidades de avanço. A velocidade equivalente também não varia para as diferentes velocidades de avanço. Este resultado indica que é a velocidade de rotação que mais influencia a velocidade equivalente máxima.



**Figura 4.17.** Fluxo de material ( $m/s$ ), a 50 mm/min: a) Mat A, c) Mat B, e) Mat C, g) Mat D e i) Mat E; a 1000 mm/min: b) Mat A, d) Mat B, f) Mat C, h) Mat D e j) Mat E.

Na figura 4.18 está representada a largura de material arrastado pela ferramenta, a meia altura do pino, para as soldaduras analisadas na figura 4.17. É possível concluir que o aumento da velocidade de avanço provoca uma diminuição na quantidade de material arrastado pela ferramenta, e esta variação é superior para velocidades de avanço superiores. Apesar da variação da velocidade de avanço não ter grande influência na velocidade associada ao fluxo de material, assim como, nas temperaturas máximas registadas, esta tem

grande influência na distribuição da temperatura ao longo da secção transversal da soldadura, tal como observado anteriormente, e conseqüentemente, na quantidade de material arrastado pela ferramenta.

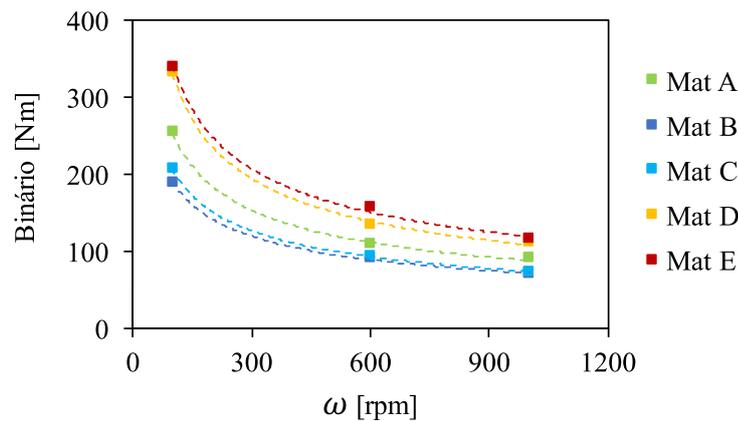


**Figura 4.18.** Largura (mm) da região do fluxo de cada material a meia altura do pino, para as diversas velocidades de avanço da ferramenta (mm/min).

#### 4.1. Binário

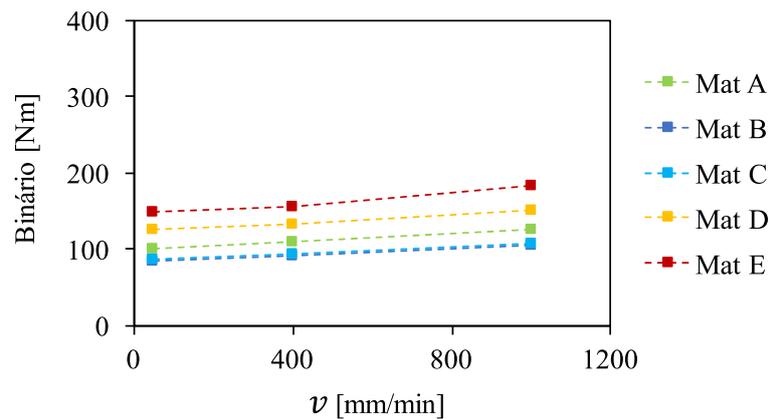
O binário registado durante o processo pode ser considerado como um output que possibilita aferir as condições termomecânicas que se verificam durante o processo. Na figura 4.19 mostra-se a evolução do binário médio em função da velocidade de rotação da ferramenta para os cinco materiais estudados neste trabalho. É possível verificar que a evolução do binário com a velocidade de rotação de ferramenta se encontra em concordância com aquela que foi observada em Leitao *et al.*, 2012, apoiada em resultados experimentais. De facto, como se pode constatar pela figura 4.19, quanto maior a velocidade de rotação, menor é o valor de binário, revelando que o material oferece menor resistência à deformação plástica para velocidades de rotação que promovem maior geração de calor e conseqüentemente, maiores valores de temperatura. Como seria espectável, na figura 4.19 é ainda evidente que a resistência do material à temperatura a que está a ser deformado (figura 4.4) durante o processo, irá reger o valor do binário para os diferentes materiais. Assim, o material E que é aquele que maior resistência oferece à deformação é aquele que apresenta maiores valores de binário. Contrariamente, os materiais B e C que são aqueles que menor

resistência oferecem durante o processo são aqueles que menores valores de binário registaram. Outro aspeto importante a retirar é aquele que advém da quantidade de material movimentado pela ferramenta analisada no subcapítulo anterior, i.e., apesar de existirem ligeiras diferenças no volume de material movimentado para cada material, estas não são significativas de modo afetar o valor do binário, pois, caso contrário, os valores de binário apresentariam diferenças ainda maiores do que aquelas que se observaram.



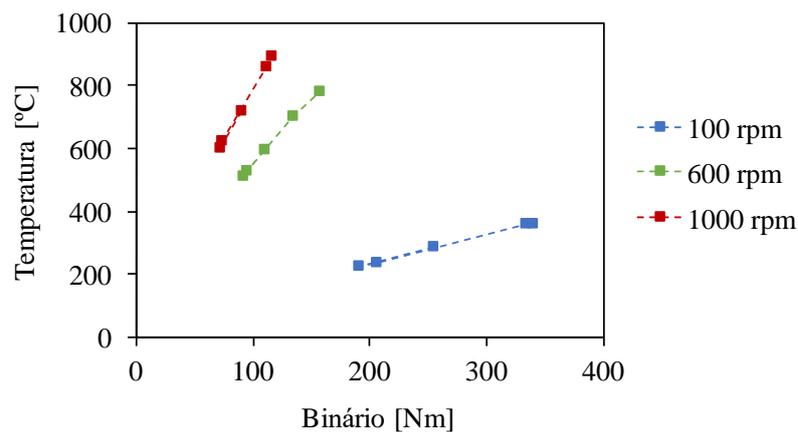
**Figura 4.19.** Evolução do binário ( $Nm$ ) em função da velocidade de rotação da ferramenta ( $rpm$ ), para cada material.

Na figura 4.20 encontram-se representadas as evoluções do valor de binário para todos os materiais e diferentes velocidades de soldadura. Mais uma vez, estes resultados encontram-se de acordo com trabalhos de outros autores (Peel *et al.*, 2006 e Arora *et al.*, 2009), ou seja, o binário não apresenta variação significativa com o aumento da velocidade de avanço da ferramenta. De facto, como já foi descrito nos subcapítulos anteriores, neste estudo, além do comportamento do MB, o único parâmetro que demonstrou influenciar a temperatura máxima atingida foi a velocidade de rotação da ferramenta. Neste sentido, como a velocidade de avanço afeta apenas o intervalo de tempo do ciclo térmico e não a temperatura máxima, é espectável que não haja afetação da resistência do material e, conseqüentemente, do valor do binário.



**Figura 4.20.** Evolução do binário (Nm) em função da velocidade de avanço da ferramenta (mm/min), para cada material.

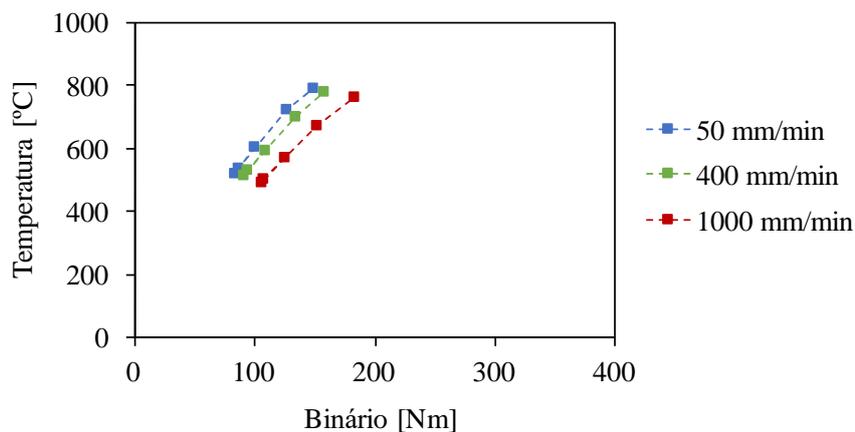
Na figura 4.21 apresenta-se a relação existente entre a temperatura máxima atingida e o binário para todos os materiais estudados, considerando três velocidades de rotação da ferramenta. Pela figura 4.21 é possível concluir que o binário varia linearmente com a temperatura máxima registada e que, quanto maior a velocidade de rotação, maior é esta variação. De facto, aquando da análise da temperatura para os diferentes materiais, foi possível observar que a maior velocidade de rotação da ferramenta levou a uma maior diferença entre as temperaturas máximas que se registaram durante a simulação do processo.



**Figura 4.21.** Evolução da temperatura máxima (°C) nos diferentes materiais em função do binário (Nm), para as diversas velocidades de rotação da ferramenta (rpm).

Através da observação da figura 4.22, é possível verificar uma tendência diferente àquela observada na figura 4.21. De facto, observando as curvas traçadas nesta

imagem, que correspondem à evolução do binário com a temperatura máxima registada para todos os materiais a diferentes velocidades de avanço da ferramenta, é possível concluir que estas não evoluem de forma semelhante às da figura 4.21, sendo muito semelhantes para as todas as velocidades de soldadura testadas, variando apenas para os diferentes materiais, o que se encontra de acordo com o facto da velocidade de avanço não afetar significativamente a temperatura registada durante o processo.



**Figura 4.22.** Evolução da temperatura máxima (°C) nos diferentes materiais em função do binário (Nm), para as diversas velocidades de avanço da ferramenta (mm/min).

Da análise realizada poder-se-á então concluir que o binário irá evoluir de acordo com a evolução da temperatura que, por si, é regida pela velocidade de rotação e pelo comportamento viscoplástico do material de base.

## 5. CONCLUSÕES

A análise numérica das condições termomecânicas do processo FSW permitiu concluir que:

- A temperatura não evolui de modo uniforme ao longo da espessura da chapa, sendo a sua distribuição semelhante, independentemente do material estudado;
- As temperaturas máximas foram observadas no lado de avanço da soldadura, numa região de material delimitada pelas extremidades da base e do pino da ferramenta;
- O aumento da velocidade de avanço da ferramenta acentua a assimetria na distribuição das temperaturas entre os lados do avanço e do recuo da soldadura;
- Os menores e maiores valores de temperatura máxima foram registados, respetivamente, para os materiais que apresentam maior amaciamento (material B) e maior sensibilidade à velocidade de deformação (material E);
- As temperaturas máximas mais elevadas foram registadas para os materiais que apresentam maior resistência mecânica, dentro da gama de temperaturas do processo;
- O modelo permitiu atestar a premissa de que a velocidade de rotação da ferramenta influencia significativamente a geração de calor, enquanto que, a velocidade de avanço influencia as características do ciclo térmico;
- As condições termomecânicas do processo tendem a estabilizar com o aumento da velocidade de rotação da ferramenta;

A quantidade de material movimentado pela ferramenta e/ou binário aumenta com o aumento da temperatura.



---

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Agelet de Saracibar, C., Chiumenti, M., Santiago, D., Cervera, M., Dialami, N., & Lombera, G. (2010, June). A computational model for the numerical simulation of FSW processes. In *AIP Conference Proceedings* (Vol. 1252, No. 1, pp. 81-88). AIP.
- Al-moussawi, M., Smith, A., Young, A. E., Faraji, M., & Cater, S. (2016). An advanced numerical model of friction stir welding of DH36 steel.
- Arora, A., Nandan, R., Reynolds, A. P., & DebRoy, T. (2009). Torque, power requirement and stir zone geometry in friction stir welding through modeling and experiments. *Scripta Materialia*, 60(1), 13-16.
- Buffa, G., Hua, J., Shivpuri, R., & Fratini, L. (2006). A continuum based fem model for friction stir welding—model development. *Materials Science and Engineering: A*, 419(1-2), 389-396.
- Bussetta, P., Dialami, N., Boman, R., Chiumenti, M., Agelet de Saracibar, C., Cervera, M., & Ponthot, J. P. (2014). Comparison of a Fluid and a Solid Approach for the Numerical Simulation of Friction Stir Welding with a Non-Cylindrical Pin. *Steel research international*, 85(6), 968-979.
- Chao, Y. J., Qi, X., & Tang, W. (2003). Heat transfer in friction stir welding—experimental and numerical studies. *Journal of manufacturing science and engineering*, 125(1), 138-145.
- Chen, C., & Kovacevic, R. (2004). Thermomechanical modelling and force analysis of friction stir welding by the finite element method. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, 218(5), 509-519.
- Colligan, K. J., & Mishra, R. S. (2008). A conceptual model for the process variables related to heat generation in friction stir welding of aluminum. *Scripta Materialia*, 58(5), 327-331.
- Crawford, R., Cook, G. E., Strauss, A. M., Hartman, D. A., & Stremmler, M. A. (2006). Experimental defect analysis and force prediction simulation of high weld pitch friction stir welding. *Science and Technology of Welding and Joining*, 11(6), 657-665.
- Cui, S., Chen, Z. W., & Robson, J. D. (2010). A model relating tool torque and its associated power and specific energy to rotation and forward speeds during friction stir welding/processing. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(12), 1023-1030.
- Deng, X., & Xu, S. (2004). Two-dimensional finite element simulation of material flow in the friction stir welding process. *Journal of manufacturing processes*, 6(2), 125.
- Dialami, N., Chiumenti, M., Cervera, M., & De Saracibar, C. A. (2013). An apropos kinematic framework for the numerical modeling of friction stir welding. *Computers & Structures*, 117, 48-57.
- Dialami, N., Chiumenti, M., Cervera, M., de Saracibar, C. A., Ponthot, J. P., & Bussetta, P. (2014). Numerical simulation and visualization of material flow in friction stir

- welding via particle tracing. In Numerical Simulations of Coupled Problems in Engineering (pp. 157-169). Springer, Cham.
- Dialami, N., Chiumenti, M., Cervera, M., de Saracibar, C. A., & Ponthot, J. P. (2015). Material flow visualization in friction stir welding via particle tracing. *International Journal of Material Forming*, 8(2), 167-181.
- Dialami, N., Cervera, M., Chiumenti, M., & de Saracibar, C. A. (2017). A fast and accurate two-stage strategy to evaluate the effect of the pin tool profile on metal flow, torque and forces in friction stir welding. *International Journal of Mechanical Sciences*, 122, 215-227.a)
- Dialami, N., Cervera, M., Chiumenti, M., Segatori, A., & Osikowicz, W. (2017). Experimental Validation of an FSW Model with an Enhanced Friction Law: Application to a Threaded Cylindrical Pin Tool. *Metals*, 7(11), 491.b)
- Dialami, N., Chiumenti, M., Cervera, M., Segatori, A., & Osikowicz, W. (2017). Enhanced friction model for Friction Stir Welding (FSW) analysis: Simulation and experimental validation. *International Journal of Mechanical Sciences*, 133, 555-567.c)
- Jacquin, D., De Meester, B., Simar, A., Deloison, D., Montheillet, F., & Desrayaud, C. (2011). A simple Eulerian thermomechanical modeling of friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 211(1), 57-65.
- Kaid, M., Zemri, M., Brahami, A., & Zahaf, S. (2019). Effect of friction stir welding (FSW) parameters on the peak temperature and the residual stresses of aluminum alloy 6061-T6: numerical modelisation. *International Journal on Interactive Design and Manufacturing (IJIDeM)*, 1-11.
- 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. M. A. (2013). *Influence of base material plastic behaviour and process parameters on friction stir weldability*(Doctoral dissertation).
- 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.
- Padmanaban, R. V. R. K., Kishore, V. R., & Balusamy, V. (2014). Numerical simulation of temperature distribution and material flow during friction stir welding of dissimilar aluminum alloys. *Procedia Engineering*, 97, 854-863.
- Peel, M. J., Steuwer, A., Withers, P. J., Dickerson, T., Shi, Q., & Shercliff, H. (2006). Dissimilar friction stir welds in AA5083-AA6082. Part I: process parameter effects on thermal history and weld properties. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 37(7), 2183-2193.
- Pew, J. W., Nelson, T. W., & Sorensen, C. D. (2007). Torque based weld power model for friction stir welding. *Science and Technology of Welding and Joining*, 12(4), 341-347.
- Schmidt, H., Hattel, J., & Wert, J. (2003). An analytical model for the heat generation in friction stir welding. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 12(1), 143.
- Ulysse, P. (2002). Three-dimensional modeling of the friction stir-welding process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(14), 1549-1557.
- Zhang, H. W., Zhang, Z., & Chen, J. T. (2005). The finite element simulation of the

friction stir welding process. *Materials Science and Engineering: A*, 403(1-2), 340-348.

Zhang, C., Li, X. Q., Li, D. S., Jin, C. H., & Xiao, J. J. (2012). Modelization and comparison of Norton-Hoff and Arrhenius constitutive laws to predict hot tensile behavior of Ti-6Al-4V alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 22, s457-s464.