

INSTITUTO TECNOLÓGICO DE AERONÁUTICA



Arthur Mendonça de Azevedo

**ANÁLISE TÉRMICA TRIDIMENSIONAL DO
PROCESSO DE SOLDAGEM A LASER POR MEIO DE
SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL EM LINGUAGEM
CUDA-C**

Trabalho de Graduação
2021

**Curso de Engenharia
Mecânica-Aeronáutica**

Arthur Mendonça de Azevedo

**ANÁLISE TÉRMICA TRIDIMENSIONAL DO
PROCESSO DE SOLDAGEM A LASER POR MEIO DE
SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL EM LINGUAGEM
CUDA-C**

Orientador

Prof. Dr. Elisan dos Santos Magalhães (ITA)

ENGENHARIA MECÂNICA-AERONÁUTICA

**SÃO JOSÉ DOS CAMPOS
INSTITUTO TECNOLÓGICO DE AERONÁUTICA**

Dados Internacionais de Catalogação-na-Publicação (CIP)
Divisão de Informação e Documentação

de Azevedo, Arthur Mendonça

Análise térmica tridimensional do processo de soldagem a LASER por meio de simulação computacional em linguagem CUDA-C / Arthur Mendonça de Azevedo.

São José dos Campos, 2021.

92f.

Trabalho de Graduação – Curso de Engenharia Mecânica-Aeronáutica– Instituto Tecnológico de Aeronáutica, 2021. Orientador: Prof. Dr. Elisan dos Santos Magalhães.

1. Análise Térmica. 2. Soldagem a Laser. 3. Transferência de Calor. 4. Linguagem CUDA-C. 5. Modelo numérico. 6. Cordão de Solda. I. Instituto Tecnológico de Aeronáutica. II. Título.

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

DE AZEVEDO, Arthur Mendonça. **Análise térmica tridimensional do processo de soldagem a LASER por meio de simulação computacional em linguagem CUDA-C.** 2021. 92f. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação) – Instituto Tecnológico de Aeronáutica, São José dos Campos.

CESSÃO DE DIREITOS

NOME DO AUTOR: Arthur Mendonça de Azevedo

TÍTULO DO TRABALHO: Análise térmica tridimensional do processo de soldagem a LASER por meio de simulação computacional em linguagem CUDA-C.

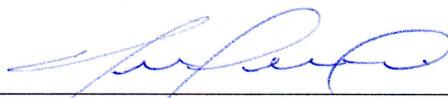
TIPO DO TRABALHO/ANO: Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação) / 2021

É concedida ao Instituto Tecnológico de Aeronáutica permissão para reproduzir cópias deste trabalho de graduação e para emprestar ou vender cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte deste trabalho de graduação pode ser reproduzida sem a autorização do autor.

Arthur Mendonça de Azevedo
Rua H9A, 303
12.228-610 – São José dos Campos–SP

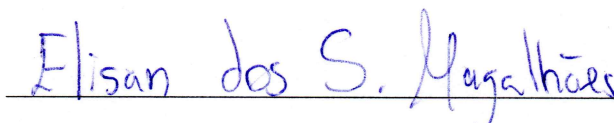
ANÁLISE TÉRMICA TRIDIMENSIONAL DO PROCESSO DE SOLDAGEM A LASER POR MEIO DE SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL EM LINGUAGEM CUDA-C

Essa publicação foi aceita como Relatório Final de Trabalho de Graduação



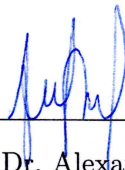
Arthur Mendonça de Azevedo

Autor



Elisan dos Santos Magalhães (ITA)

Orientador



Prof. Dr. Alexander Mattioli Pasqual
Coordenador do Curso de Engenharia Mecânica-Aeronáutica

São José dos Campos, 18 de novembro de 2021.

Eu dedico esse trabalho a Deus, à minha esposa Mary e às minhas filhas Rebeca e Lara.

Agradecimentos

Primeiramente a Deus por sempre me proporcionar ânimo e vontade nos meus estudos ao longo da minha vida.

A minha querida e amada esposa Mary, e minhas filhas Rebeca e Lara, por sempre terem me apoiado em momentos difíceis e alegres ao longo desses anos no ITA.

Aos meus pais, João e Nilcéia, por me oferecerem a oportunidade de alcançar grandes conquistas na vida.

Aos meus familiares mais próximos, minha sogra Maria Isabel, minha cunhada Grace Kelly e seu esposo Otávio.

Ao meu orientador professor Dr. Elisan dos Santos Magalhães, que sempre demonstrou confiança e apoio nos trabalhos que venho desenvolvendo.

Aos meus amigos que sempre estiveram por perto em momentos turbulentos de estudo: Filipe Guedes, Kelven Chen, Renan Salvador, Henrique Perroni, Cezar Franco, Gustavo Hauck e Lucas Bercke.

Aos colegas da Turma 3 do Curso Fundamental e aos colegas do Curso Profissional (MEC-21) que me proporcionaram muitos momentos de alegria.

Aos diversos alunos da pós-graduação que tive contato nas disciplinas que cursei ao longo do curso.

A todos os professores da graduação em Engenharia Mecânica-Aeronáutica do ITA, que contribuíram com a minha formação acadêmica e pessoal.

“Aqueles que se sentem satisfeitos sentam-se e nada fazem. Os insatisfeitos são os únicos benfeitores do mundo.”

— WALTER S. LANDOR

Resumo

Este trabalho apresenta um modelo numérico para a análise térmica do processo de soldagem a LASER. O modelo matemático baseou-se na equação da difusão de calor tridimensional transiente não linear com a função de entalpia. Associados a esse modelo, foram considerados, como condições de contorno, os efeitos de transferência de calor por convecção natural e radiação, além de fenômenos físicos presentes no processo de soldagem analisado. Para a representação do fluxo de calor proveniente da tocha de solda a LASER, tomou-se como base a distribuição cônica tridimensional, com a finalidade de se obter melhor representação do formato do cordão de solda. A solução do modelo matemático, por sua vez, foi baseada no método dos volumes finitos. A sua aplicação é justificada por resultar em equações aproximadas obtidas por meio de balanços de conservação da energia no volume elementar. Esse modelo numérico foi organizado em rotinas de programação desenvolvidas em linguagem CUDA-C, que possibilitaram a execução das simulações numéricas em uma GPU GeForce GTX 1660 Ti da NVIDIA®. Com a sua utilização, constatou-se considerável diminuição do tempo computacional, dada a paralelização das rotinas de execução do *solver* SOR. Para a validação do modelo numérico proposto, foi realizada a análise térmica de um experimento do processo de soldagem a LASER de baixa penetração. A partir dos resultados obtidos, observou-se boa concordância entre o modelo proposto e o experimento. Além disso, as simulações realizadas permitiram a previsão do perfil do cordão de solda, apresentando baixos desvios para a sua largura e penetração, obtidos numericamente e experimentalmente. Por fim, com o modelo numérico, foi possível constatar a importância em considerar a variação, com a temperatura, da condutividade térmica e do calor específico a pressão constante.

Abstract

This work presents a numerical model to LASER welding process thermal analysis. The mathematical model based in the nonlinear transient three-dimensional heat diffusion equation. Associated with this model, the heat transfer effects by natural convection and radiation, physical phenomena present in the analyzed welding process, were considered as boundary conditions. To represent the heat flux from the LASER welding torch, the three-dimensional conical distribution was used, in order to obtain a better representation of the weld bead shape. The mathematics model solution, in turn, was based on the finite volume method. Its application is justified because it results in approximate equations obtained through energy conservation balance in the elementary volume. This numerical model was organized into programming routines developed in CUDA-C language, which enabled the numerical simulations execution on NVIDIA[®] GTX 1660 Ti GeForce GPU. With its use, there was a considerable computational time reduction, due to the SOR solver execution routines parallelization. For the validation of the proposed numerical model, a low penetration LASER welding process thermal analysis was performed. From the obtained results, there was good agreement between the proposal model and the experiment. Furthermore, the simulations allowed the weld bead profile prediction, showing low deviations for its width and penetration obtained numerically and experimentally. Finally, with the numerical model, it was possible to verify the importance of considering the thermal conductivity and the specific heat at constant pressure variation with temperature.

Lista de Figuras

FIGURA 2.1 – Primeiro transformador do processo de soldagem por resistência (ENG-TIPS, 2019).	29
FIGURA 2.2 – Aparato original do eletrodo de carbono de Nikolai Bernardos (WELD..., 2020).	29
FIGURA 2.3 – Ilustração da invenção do eletrodo revestido de Oscar Kjellberg (ESAB, 2021).	30
FIGURA 2.4 – Ilustração do aparato do processo de soldagem TIG (ELECTRONICS..., 2021).	31
FIGURA 2.5 – Ilustração do aparato do processo de soldagem MIG (ELECTRONICS..., 2021).	31
FIGURA 2.6 – Ilustração do aparato do processo de soldagem a arco submerso (CWB..., 2021).	32
FIGURA 2.7 – Soldagem a LASER de geometrias complexas (THE..., 2020).	32
FIGURA 2.8 – Evolução dos processos de soldagem ao longo dos anos (WAINER <i>et al.</i> , 2004).	33
FIGURA 2.9 – Classificação dos processos de soldagem a partir da natureza da união (WAINER <i>et al.</i> , 2004).	34
FIGURA 2.10 – Regiões da Zona Termicamente Afetada (FRANCIS <i>et al.</i> , 2007).	39
FIGURA 4.1 – Esquema representativo do processo de soldagem a LASER.	48
FIGURA 5.1 – Volume elementar tridimensional.	53
FIGURA 5.2 – Volume elementar bidimensional.	54
FIGURA 6.1 – Representação bidimensional da arquitetura de processamento de uma GPU (SANDERS; KANDROT, 2010).	62

FIGURA 6.2 – Fluxograma do programa <i>in house</i> desenvolvido.	63
FIGURA 7.1 – Bancada experimental com o cabeçote de soldagem a LASER, amostra com os termopares posicionados e aspecto superficial do cordão de solda.	69
FIGURA 7.2 – Amostra com os termopares posicionados e aspecto superficial do cordão de solda.	69
FIGURA 7.3 – Esquema de posicionamento dos termopares sobre a amostra e posição do sensor de simulação de temperaturas.	69
FIGURA 7.4 – Condutividade térmica do aço AISI 1020 em função da temperatura (TOULOUKIAN <i>et al.</i> , 1970).	70
FIGURA 7.5 – Calor específico a pressão constante do aço AISI 1020 em função da temperatura (MATWEB, 2021).	71
FIGURA 7.6 – Número de Prandtl do ar a pressão atmosférica para $200 \leq T \leq 600$ K (Fonte: <i>CoolProp</i>).	72
FIGURA 7.7 – Número de Prandtl do ar a pressão atmosférica para $600 < T \leq 1500$ K (Fonte: <i>CoolProp</i>).	73
FIGURA 7.8 – Número de Prandtl do ar a pressão atmosférica para $1500 < T \leq 3000$ K (Fonte: <i>CoolProp</i>).	73
FIGURA 7.9 – Condutividade térmica do ar a pressão atmosférica para $200 \leq T \leq 3000$ K (Fonte: <i>CoolProp</i>).	74
FIGURA 7.10 – Viscosidade cinemática do ar a pressão atmosférica para $200 \leq T \leq 3000$ K (Fonte: <i>CoolProp</i>).	74
FIGURA 8.1 – Variação da temperatura do sensor de simulação (termopar T_2) em cada uma das malhas selecionadas.	76
FIGURA 8.2 – Desvio da variação da temperatura do sensor de simulação (termopar T_2) entre a malha de 7,203,000 VC's e as demais.	77
FIGURA 8.3 – Variação do tempo computacional com <i>SM</i>	78
FIGURA 8.4 – Resultados experimental e teórico para o termopar T_0	79
FIGURA 8.5 – Resultados experimental e teórico para o termopar T_2	80
FIGURA 8.6 – Resultados experimental e teórico para o termopar T_9	80
FIGURA 8.7 – Distribuição de temperaturas do modelo 3D para $t = 0.9$ s.	81

FIGURA 8.8 – Esquema de posicionamento dos sensores de simulação para análise do gradiente de temperaturas.	82
FIGURA 8.9 – Variação da temperatura no tempo para os 10 sensores de simulação da Figura 8.8.	82
FIGURA 8.10 – Variação da temperatura com a distância do centro do cordão, no instante $t = 0.6$ s.	83
FIGURA 8.11 – Seção transversal do cordão de solda.	83
FIGURA 8.12 – Sobreposição do campo de temperaturas ao perfil do cordão.	84
FIGURA 8.13 – Comparação dos resultados teóricos e experimental – termopar T_2	85
FIGURA 8.14 – Simulação com as propriedades termofísicas constantes (esq.) e variáveis (dir.).	86

Lista de Tabelas

TABELA 2.1 – Potência específica de alguns processos de soldagem (WAINER <i>et al.</i> , 2004).	35
TABELA 7.1 – Propriedades termofísicas do aço AISI 1020 (MATWEB, 2021).	71
TABELA 8.1 – Resumo dos dados utilizados no modelo numérico.	75
TABELA 8.2 – Percentual da máxima variação de temperatura, tempo computacional de execução para as malhas testadas e seus consumos de VRAM.	77
TABELA 8.3 – Comparação dos resultados experimental e teórico da largura e penetração do cordão de solda.	84

Lista de Algoritmos

6.1	SOR-M (linguagem CUDA-C)	64
6.2	Mudança de fase (linguagem CUDA-C)	65
6.3	Propriedades termofísicas não lineares (linguagem CUDA-C)	66
6.4	Iteração das não linearidades para cada instante de tempo	67

Lista de Abreviaturas e Siglas

LASER	<i>Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation</i>
CUDA	<i>Compute Unified Device Architecture</i>
GPU	<i>Graphics Processing Unit</i>
CPU	<i>Central Processing Unit</i>
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>
MAG	<i>Metal Active Gas</i>
Nd:YAG	<i>Neodymium-doped Yttrium Aluminium Garnet</i>
ZTA	Zona Termicamente Afetada
HAZ	<i>Heat-Affected Zone</i>
CGHAZ	<i>Coarsened Grained Zone</i>
FGHAZ	<i>Fine Grained Zone</i>
ICHAZ	<i>Intercritical Zone</i>
ZF	Zona de Fusão
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
P&D	Pesquisa e Desenvolvimento
CAE	<i>Computer-Aided Engineering</i>
MVF	Método dos Volumes Finitos
MDF	Método das Diferenças Finitas
MEF	Método dos Elementos Finitos
PAW	<i>Plasma Arc Welding</i>
DSAW	<i>Double-Sided Arc Welding</i>
TTR	<i>Time Travelling Regularization</i>
ALW	<i>Autogeneous Laser Welding</i>
CWLAW	<i>Cold Wire Assisted Laser Welding</i>
SAW	<i>Submerged Arc Welding</i>
DLBSW	<i>Dual Laser Bilateral Synchronous Welding</i>
SOR	<i>Successive Over-Relaxation</i>
VRAM	<i>Video Random-Access Memory</i>

VC *Volume de Controle*

Lista de Símbolos

Letras Latinas

a	Coefficiente do sistema linear	[W/m ³ K]
A_s	Área da superfície da placa horizontal	[m ²]
b	Termo fonte do sistema linear	[W/m ³]
c_p	Calor específico do material à pressão constante	[J/kgK]
$f(Pr)$	Função do número de Prandtl	
f	Fração mássica líquida	
g	Aceleração da gravidade	[m/s ²]
Gr_y	Número de Groshof local	
Gr_L	Número de Groshof médio	
h	Coefficiente de transferência de calor por convecção	[W/m ² K]
h_y	Coefficiente de transferência de calor por convecção local	[W/m ² K]
\bar{h}	Coefficiente de transferência de calor por convecção médio	[W/m ² K]
h_p	Penetração do cordão de solda	[m]
H	Função de entalpia	
k	Condutividade térmica do material	[W/mK]
k_{ar}	Condutividade térmica do ar	[W/mK]
L	Calor latente de fusão	[J/kg]
L_x	Comprimento da amostra na direção x	[m]
L_y	Comprimento da amostra na direção y	[m]
L_z	Comprimento da amostra na direção z	[m]
L_c	Comprimento característico	[m]
$N_{u,y}$	Número de Nusselt local	
$\overline{N_{u,L}}$	Número de Nusselt médio	
Pr	Número de Prandtl do ar	
P_{er}	Perímetro da superfície da placa horizontal	[m]
q''_{conv}	Perda de calor por convecção	[W/m ²]
q''_{rad}	Perda de calor por radiação	[W/m ²]
\dot{Q}	Taxa de calor transferido pela tocha de solda a laser	[W]
r_s	Raio da área circular de aplicação do calor da soldagem	[m]

Ra_L	Número de Rayleigh médio	
R	Termos do <i>solver</i> SOR	
S	Termo fonte	[W/m ³]
S_u	Coefficiente linear do termo fonte linearizado	[W/m ³]
S_p	Coefficiente angular do termo fonte linearizado	[W/m ³ K]
SM	Variável de modificação do SOR	
T	Temperatura	[K]
T_f	Temperatura de fusão do material	[K]
T_∞	Temperatura do ambiente	[K]
T_{filme}	Temperatura de filme	[K]
$T_{s,y}$	Temperatura da superfície da placa em x	[K]
t	Tempo	[s]
v_{solda}	Velocidade da tocha de solda	[m/s]
W_P	Correção do <i>solver</i> SOR	
x, y e z	Coordenadas retangulares do plano cartesiano	[m]
Y	Termos do SOR da mudança de fase	
Z_P	Correção do SOR da mudança de fase	

Letras Gregas

ρ	Densidade do material	[kg/m ³]
β	Coefficiente de expansão térmica	[K ⁻¹]
ν	Viscosidade cinemática do ar	[m ² /s]
σ	Constante de Stefan-Boltzman	[W/m ² K ⁴]
ε	Emissividade do material	
Δx	Dimensão do volume de controle na direção x	[m]
Δy	Dimensão do volume de controle na direção y	[m]
Δz	Dimensão do volume de controle na direção z	[m]
ΔV	Volume do volume de controle	[m ³]
Δt	Intervalo de tempo	[s]
ζ	Fator de sobre-relaxação do <i>solver</i> SOR	
ϵ	Tolerância para convergência	
ξ	Fator de sobre-relaxação do SOR da mudança de fase	

Subscritos

B	Centro do volume de controle a <i>back</i>
b	Fronteira a <i>back</i> do volume de controle
E	Centro do volume de controle a <i>east</i>
e	Fronteira a <i>east</i> do volume de controle
F	Centro do volume de controle a <i>front</i>
f	Fronteira a <i>front</i> do volume de controle
N	Centro do volume de controle a <i>north</i>
n	Fronteira a <i>north</i> do volume de controle
P	Centro do volume de controle
S	Centro do volume de controle a <i>south</i>
s	Fronteira a <i>south</i> do volume de controle
W	Centro do volume de controle a <i>west</i>
w	Fronteira a <i>west</i> do volume de controle

Sobrescritos

e	iteração do SOR para o instante anterior
$e + 1$	iteração do SOR para o instante atual
g	iteração do SOR da mudança de fase para o instante anterior
$g + 1$	iteração do SOR da mudança de fase para o instante atual
p	Passo de tempo anterior
$p + 1$	passo de tempo atual

Sumário

1	INTRODUÇÃO	24
1.1	Motivação	24
1.2	Objetivos	25
1.2.1	Objetivos específicos	25
1.3	Justificativa	25
1.4	Metodologia	26
1.5	Organização do trabalho	26
2	PROCESSOS DE SOLDAGEM	28
2.1	Um breve histórico	28
2.2	Classificações	33
2.3	Soldagem por fusão com fonte de calor focada	34
2.4	Soldagem a LASER	36
2.4.1	Parâmetros de soldagem	36
2.4.2	Zona termicamente afetada	38
2.4.3	Aspectos do aporte de calor	39
3	FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL	42
3.1	Um breve histórico da CFD e sua aplicação na engenharia	42
3.2	Aplicação em processos de soldagem	43
3.2.1	Soldagem a arco elétrico	44
3.2.2	Soldagem a LASER	45
4	MODELAGEM MATEMÁTICA	47

4.1	Modelo térmico do processo de soldagem	47
4.2	Condições inicial e de contorno	48
4.3	Transferência de calor por convecção	49
4.3.1	Placa plana vertical	49
4.3.2	Placa plana horizontal	50
4.4	Transferência de calor por radiação	51
4.5	Distribuição do fluxo de calor	52
5	MODELAGEM NUMÉRICA	53
5.1	Solução da equação da difusão de calor tridimensional pelo método dos volumes finitos	53
5.2	Método iterativo para a solução de sistemas de equações	59
5.3	Solução do problema da mudança de fase	60
6	PROGRAMAÇÃO EM LINGUAGEM CUDA-C	62
6.1	Algoritmo – SOR-M	64
6.2	Algoritmo – Mudança de fase	65
6.3	Algoritmo – Propriedades termofísicas não lineares	65
6.4	Algoritmo – Processo iterativo de convergência das não linearidades	66
7	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	68
7.1	Equipamentos e material utilizados	68
7.2	Propriedades termofísicas do aço AISI 1020	70
7.3	Propriedades termofísicas do ar a pressão atmosférica	71
8	RESULTADOS E DISCUSSÕES	75
8.1	Teste de convergência da malha uniforme tridimensional	75
8.2	Otimização do tempo computacional	77
8.3	Simulação no processo de soldagem a LASER	79
8.3.1	Análise térmica do processo de soldagem a LASER	79
8.3.2	Seção transversal do cordão de solda	83
8.4	Simulação considerando constantes as propriedades termofísicas do aço AISI 1020	84

9	CONSIDERAÇÕES FINAIS	87
9.1	Conclusões	87
9.2	Sugestões para trabalhos futuros	88
	REFERÊNCIAS	89

1 Introdução

1.1 Motivação

Nos últimos anos, com a rápida evolução científica e tecnológica, os processos de fabricação estão cada vez mais robustos e precisos. Os métodos de tentativa e erro em experimentos reais passam a ser fortemente associados às simulações computacionais, favorecendo economicamente a pesquisa e o desenvolvimento dos processos de fabricação, no âmbito acadêmico e industrial.

Dentre os diversos processos de fabricação presentes nos ramos industriais, pode-se citar enfaticamente os processos de soldagem. A soldagem é um processo que permite a coalescência localizada de metais ou não-metais produzida pelo aquecimento dos materiais à temperatura adequada, com ou sem aplicação de pressão e com ou sem o uso de material de enchimento (AMERICAN WELDING SOCIETY, 2010). Esse processo de fabricação é indispensável em estágios de montagem dos mais diversos ramos industriais.

Um dos grandes desafios para os processos de soldagem, por exemplo, é a escolha dos parâmetros que definem a sua aplicação. Caso essa escolha seja mal decidida, o processo pode induzir falhas irreparáveis e muitas das vezes catastróficas, influenciando diretamente na qualidade e produtividade industrial, além de comprometer a integridade física dos operadores. Com o intuito de contornar tais situações de forma menos custosa, a simulação computacional é uma poderosa ferramenta ser utilizada, diminuindo significativamente o tempo envolvido em ensaios de bancada. Tende em vista as complicações matemáticas e físicas embarcadas nas não linearidades de um processo de soldagem real, e dependendo das ferramentas computacionais empregadas (*software* e *hardware*), as simulações podem ser um tanto desafiadoras.

A utilização dos pacotes comerciais, tais como COMSOL Multiphysics[®] e ANSYS Fluent[®] podem facilitar a modelagem e análise térmica do problema. No entanto, o usuário fica limitado aos recursos oferecidos por esses *software*, que pode ser incapaz de modelar o problema com a precisão desejada. Para se ter maior liberdade de programação e conhecimento do código fonte, definido o modelo matemático térmico, é possível criar as próprias rotinas de programação e analisar os pontos desejados no problema térmico

proposto. Essa alternativa é economicamente mais viável, quando comparada com os pacotes comerciais que exigem uma licença de uso. O custo relativamente baixo é contrabalanceado pelo considerável esforço intelectual para o desenvolvimento das rotinas computacionais com a precisão aceitável.

1.2 Objetivos

O objetivo geral desse trabalho consiste na análise térmica tridimensional do processo de soldagem a LASER (*Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation*) em aço AISI 1020, por meio de simulação computacional em linguagem CUDA-C (*Compute Unified Device Architecture*). Além disso, verificar a importância das simulações nos resultados provenientes da aplicação desse processo de fabricação.

1.2.1 Objetivos específicos

- Analisar termicamente a influência da variação da condutividade térmica e do calor específico, a pressão constante, com a temperatura;
- Verificar possíveis melhorias nas rotinas *in-house* que otimizam o tempo computacional requerido para a convergência do modelo térmico proposto;
- Apresentar a utilização de uma GPU (*Graphics Processing Unit*), um *hardware* de baixo custo que permite a execução das rotinas propostas de forma paralelizada;
- Verificar a consistência das não linearidades impostas no modelo térmico, por meio da comparação dos resultados teórico e experimental; e
- Validar o modelo numérico proposto.

1.3 Justificativa

As simulações computacionais, quando aplicadas ao processo de soldagem a LASER, têm o propósito de verificar se os modelos térmicos e numéricos empregados são capazes de representar a realidade. Não negligenciando os ensaios de bancada, a simulação associada a eles contribui para que os resultados sejam alcançados mais rapidamente e com menor custo, dada a economia com os insumos laboratoriais. Isso posto, dentro do âmbito computacional, é preciso buscar as melhores formas e ferramentas qualificadas para responder com excelência à tarefa proposta. A não utilização dos pacotes comerciais oferecidos pelo

mercado é a primeira vantagem a ser observada. Os códigos *in-house*, conforme já mencionado, fornece ao operador maior liberdade de programação e implementação de qualquer modelo numérico, dependendo da demanda da proposta de problema a ser analisado. Além disso, no que diz respeito aos *hardware* empregados, uma boa e custosa opção é a utilização dos *clusters* de CPU's (*Central Processing Unit*), que possuem uma arquitetura capaz de paralelizar a execução das rotinas de solução do modelo numérico. No entanto, o emprego de uma GPU se torna uma alternativa de maior atração financeira e de poder de processamento, em comparação com um *cluster*. Esses dois principais aspectos em questão, rotinas computacionais *in-house* e programação em CUDA-C por meio de uma GPU, podem ser considerados a melhor combinação para a análise térmica de processos de soldagem, em particular, a soldagem a LASER.

1.4 Metodologia

Este trabalho se preocupou em modelar termicamente o processo de soldagem a LASER por meio de um modelo matemático que melhor o representa. Esse modelo é baseado na equação da difusão de calor tridimensional em regime transiente. A aplicação do modelo considera a variação da condutividade térmica e do calor específico com a temperatura, além da mudança de fase na poça de fusão, por meio da aplicação da função de entalpia. Para representar o aporte de calor proveniente da tocha de solda, é proposta uma distribuição cônica tridimensional do fluxo de calor. O modelo numérico, por sua vez, é baseado no método dos volumes finitos que propõe uma solução numérica para o modelo térmico. Esse modelo numérico é implementado por rotinas computacionais em linguagem CUDA-C, desenvolvidas pelo autor.

1.5 Organização do trabalho

O Capítulo 1 faz uma Introdução apresentando a importância das simulações computacionais nos processos de soldagem a LASER, sendo estruturada por meio de rotinas *in-house* em linguagem CUDA-C a serem executadas em uma GPU. Além disso, apresenta os objetivos geral e específicos desse trabalho, a importância do seu desenvolvimento para comunidade científica e resumidamente os principais métodos utilizados.

Os Capítulos 2 e 3 apresentam uma Revisão da Literatura dos processos de soldagem com um breve histórico, suas classificações, aspectos importantes da soldagem por fusão com fonte de calor focada, em especial da soldagem a LASER. No âmbito das simulações computacionais, são apresentados um breve histórico da CFD (*Computational Fluid Dynamics*), assim como exemplos de sua aplicação em processos de soldagem a arco elétrico

e a LASER.

Os Capítulos 4, 5 e 6 apresentam as metodologias empregadas para a solução e simulação computacional do problema proposto. O Capítulo 4 apresenta o modelo térmico do processo de soldagem, as condições de contorno e inicial admitidas, o modelo para o cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção e, por fim, a descrição da distribuição do aporte de calor proveniente do processo de soldagem. O Capítulo 5, por sua vez, apresenta a solução do modelo matemático térmico por meio do método dos volumes finitos, além dos métodos iterativos para a solução do sistema linear resultante e do problema de mudança de fase. Por fim, o Capítulo 6 expõe os algoritmos desenvolvidos para as soluções do sistema linear, do problema da mudança de fase e da condutividade térmica não linear. Além disso, apresenta uma rotina que agrupa todas essas soluções mencionadas.

O Capítulo 7 aponta os equipamentos utilizados no procedimento experimental do processo de soldagem a LASER analisado. E também expõe em detalhes as propriedades termofísicas do aço AISI 1020 e do ar a pressão atmosférica, informações necessárias para a solução do modelo numérico proposto.

O Capítulo 8 apresenta os resultados teóricos obtidos por meio das simulações computacionais e suas comparações com o experimento do processo de soldagem a LASER realizado.

O Capítulo 9 relata as considerações gerais do trabalho, apontando os resultados obtidos e a sua concordância com os resultados esperados, além de sugestões de trabalhos futuros.

2 Processos de Soldagem

2.1 Um breve histórico

Em tempos antigos, muitos artefatos eram confeccionados por meio da brasagem, que pode ser considerada um processo de soldagem, pois utiliza a adição de um metal diferente em um corpo de metal base. Na idade do Bronze, datada entre os anos 3300 A.C. e 1200 A.C., a união de dois corpos metálicos ocorria quando um deles era submerso em um banho de metal líquido e posteriormente colocado sobre o outro. Após um intervalo de tempo, os dois corpos estavam unidos, graças a solidificação do metal líquido entre eles. Anos mais tarde, na idade do ferro, datada entre 1200 A.C. e 200 A.C., a técnica utilizada era o forjamento. Nesta, dois corpos de ferro eram aquecidos a altas temperaturas e posteriormente pressionados um contra o outro, resultando na união por pressão. Essa técnica, de soldagem por forjamento, continuou sendo utilizada até antes de 1880. Até então, o arco elétrico já havia sido descoberto pelo inglês Sir Humphry Davy em 1801, mas não era totalmente aceito como uma das tecnologias a serem utilizadas em processos de soldagem.

A partir da segunda metade do século XIX, são inventados os processos básicos de soldagem: soldagem por resistência, a gás e a arco (carvão e metálico). Em 1856, James Joule executa a primeira aplicação da soldagem por resistência, ao fundir e soldar arames de cobre por meio do aquecimento por resistência elétrica. Somente em 1886, foi criado, pelo americano Elihu Thomson, o primeiro transformador desse processo de soldagem, conforme ilustrado na Figura 2.1.

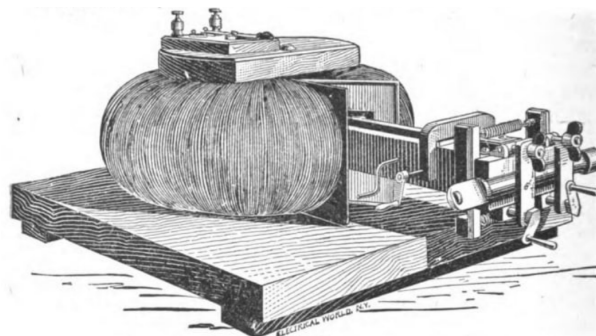


FIGURA 2.1 – Primeiro transformador do processo de soldagem por resistência (ENG-TIPS, 2019).

No início da mesma década, em 1881, o russo Nikolai Bernardos e seu amigo Stanislaw Olszewski, apresentaram o método para soldagem a arco, que foi gerado entre um eletrodo de carvão e placas de bateria de chumbo (Figura 2.2). Nesse processo, um arame de metal de adição poderia ser alimentado para dentro do arco ou na poça de fusão.

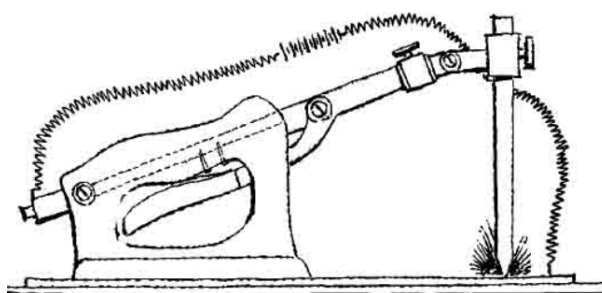


FIGURA 2.2 – Aparato original do eletrodo de carbono de Nikolai Bernardos (WELD..., 2020).

Em 1890, um contemporâneo de Bernardos, Nicolai Slavianoff, desenvolveu o arco metálico. Nesse processo, ele usou uma vareta de metal como eletrodo, que ao derreter, funcionava como fonte de calor e metal de adição.

A primeira tocha de soldagem a gás com uma chama oxicomustível, por sua vez, foi apresentada por Edmond Fouché e Charles Picard, em 1900. A tocha criada provocou uma chama com temperatura acima de 3100°C , o que a tornou a ferramenta mais importante para a soldagem e corte de aço. No entanto, o armazenamento e transporte do gás acetileno era o grande problema, dadas as ocorrências de inúmeras explosões que ocorriam. Com o uso de acetona e uma pedra porosa, Le Chatelier consegue armazenar o gás com segurança. O seu método foi aperfeiçoado pelo sueco Gustaf Dahlén. Com isso, na primeira década do século XX, a soldagem e corte a gás passam a assumir papel de extrema importância nas fabricações industriais e trabalhos de reparo.

Até então, a soldagem a arco não era protegida do ambiente, o que resultava na baixa qualidade da produção. Com o objetivo de contornar esse inconveniente, esse processo em um ambiente de gás de proteção foi patenteado por Charles L. Coffin, em 1890. Anos mais tarde, em 1907, o sueco Oscar Kjellberg inventou e patenteou o eletrodo revestido

(Figura 2.3). A melhoria da qualidade da produção, proporcionada por essas invenções, significou um marco na soldagem elétrica. Com a transição da Segunda para a Terceira Revolução Industrial, que proporcionou o aperfeiçoamento científico e tecnológico, e com os eventos das grandes Guerras Mundiais, o arco elétrico passou a ter uma finalidade reconhecida. Com isso, surgiram os novos processos de soldagem que assumem importante aplicação nas fabricações industriais de meios bélicos, sejam eles aéreos, terrestres ou marítimos.

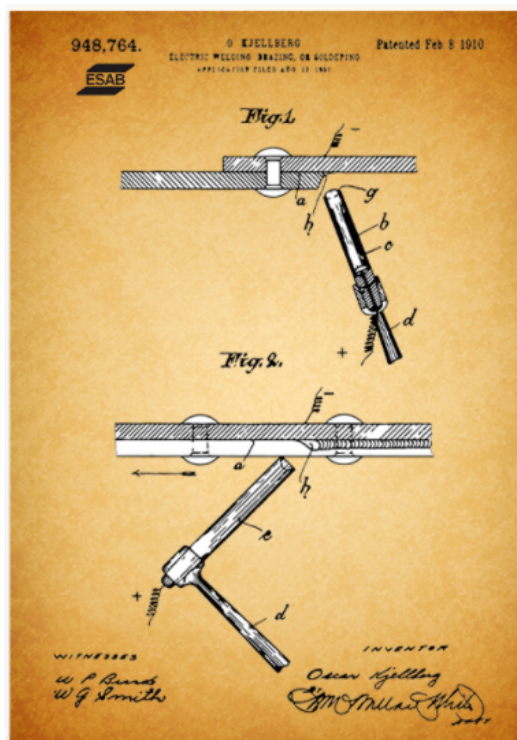


FIGURA 2.3 – Ilustração da invenção do eletrodo revestido de Oscar Kjellberg (ESAB, 2021).

Neste contexto, têm-se intensa experimentação com o intuito de proteger o arco por meio de gases inertes. Em 1920, surge a soldagem TIG (*Tungsten Inert Gas*) idealizada por Charles L. Coffin. Por meio de um eletrodo de tungstênio, o arco pode ser mantido sem derreter o eletrodo, possibilitando a soldagem com ou sem adição de material (Figura 2.4). Em 1930, H.M. Hobart e P.K. Devers desenvolveram a soldagem MIG (*Metal Inert Gas*), que pode ser considerada um aprimoramento da soldagem TIG, por utilizar alimentação semi-automática de um arame de metal consumível como eletrodo (Figura 2.5). Esses processos, TIG e MIG, utilizam os gases hélio ou argônio como gás inerte de proteção.

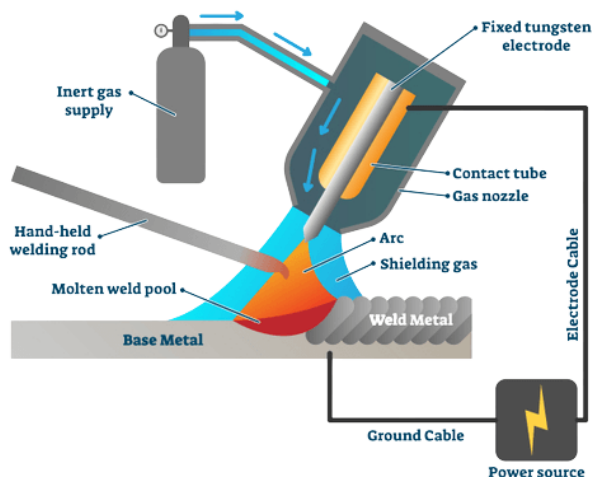


FIGURA 2.4 – Ilustração do aparato do processo de soldagem TIG (ELECTRONICS..., 2021).

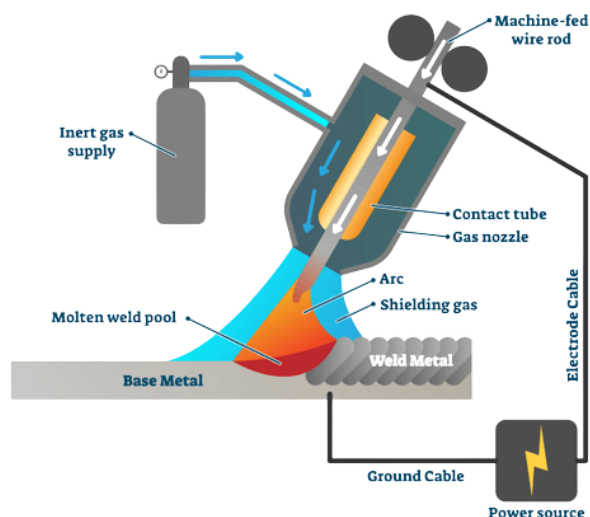


FIGURA 2.5 – Ilustração do aparato do processo de soldagem MIG (ELECTRONICS..., 2021).

Paralelamente a esses eventos, em 1930, após diversas tentativas para automatizar o processo com arame contínuo, o americano Robinoff inventou a soldagem a arco submerso, que consiste em basicamente submergir o arco em uma cobertura de fluxo fusível granular, como exemplificado na Figura 2.6. Esse processo é reconhecido por suas potentes fontes de energia e elevada capacidade de deposição de material. Anos mais tarde, em 1953, os russos Lyubavskii e Novoshilov apresentaram o processo de soldagem MAG (*Metal Active Gas*) ao conseguirem, com sucesso, usar o CO_2 como gás de proteção. Diferentemente do Ar e o He, o dióxido de carbono é um gás ativo e de fácil obtenção, tornando a soldagem MAG relativamente vantajosa (WEMAN, 2005; PEKKARI, 2005).

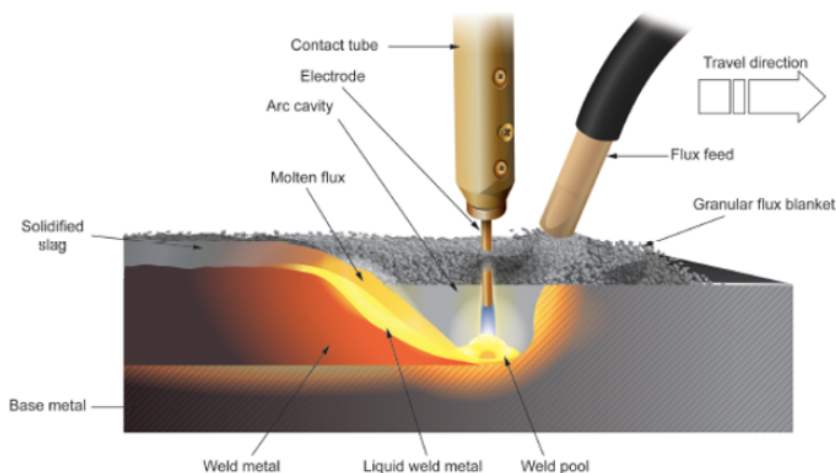


FIGURA 2.6 – Ilustração do aparato do processo de soldagem a arco submerso (CWB..., 2021).

As tecnologias e técnicas já consagradas dão espaço para novos processos, tais como a soldagem a LASER e por fricção, ambos desenvolvidos pelo Instituto de Soldagem (TWI), na Inglaterra. Convém destacar a soldagem a LASER, que foi apresentada pelo inglês Martin Adams em 1970. A sigla LASER é uma abreviação de *Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation* que pode ser traduzida para o português como Amplificação da Luz por Emissão Estimulada de Radiação. Esse processo de soldagem vem acompanhado de diversos estudos já desenvolvidos e muitos outros em desenvolvimento, pois apresenta a aplicação de LASER com alternativa de soldagem de boa eficiência. A sua gama de aplicações é cada vez maior, assim como a sua preferência em relação aos processos por arco elétrico. A soldagem a LASER de materiais dissimilares, por exemplo, ganha espaço nas indústrias de componentes eletrônicos, de meios bélicos aéreos e navais, assim como do ramo automobilístico. A principal finalidade, além da melhor qualidade e produtividade, é a busca por otimizações das propriedades físicas e mecânicas dos materiais envolvidos em cada um dos processos industriais das diversas áreas (XIAODONG, 2010).

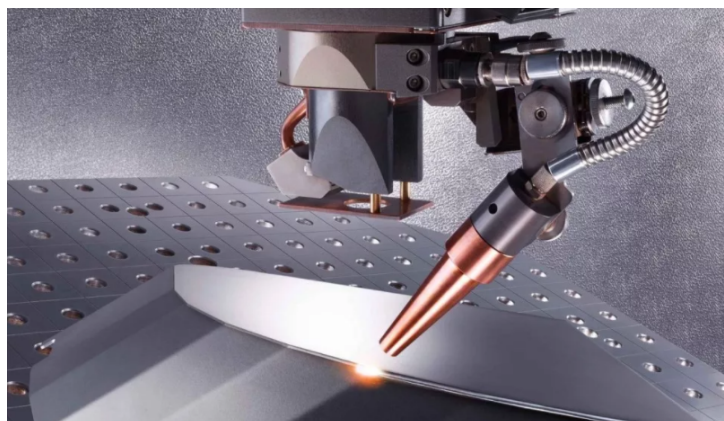


FIGURA 2.7 – Soldagem a LASER de geometrias complexas (THE..., 2020).

A Figura 2.7 apresenta um exemplo de aplicação do processo de soldagem a LASER em geometrias criativas e complexas.

A evolução dos processos de soldagem, desde a época das suas aplicações nas idades do Bronze e do Ferro até as técnicas mais recentes, é ilustrada na Figura 2.8. É interessante notar o surgimento de técnicas mais sofisticadas desde o início do século XX, resultado da ciência e alta tecnologia que foi sendo desenvolvida com a Segunda e Terceira Revoluções Industriais.

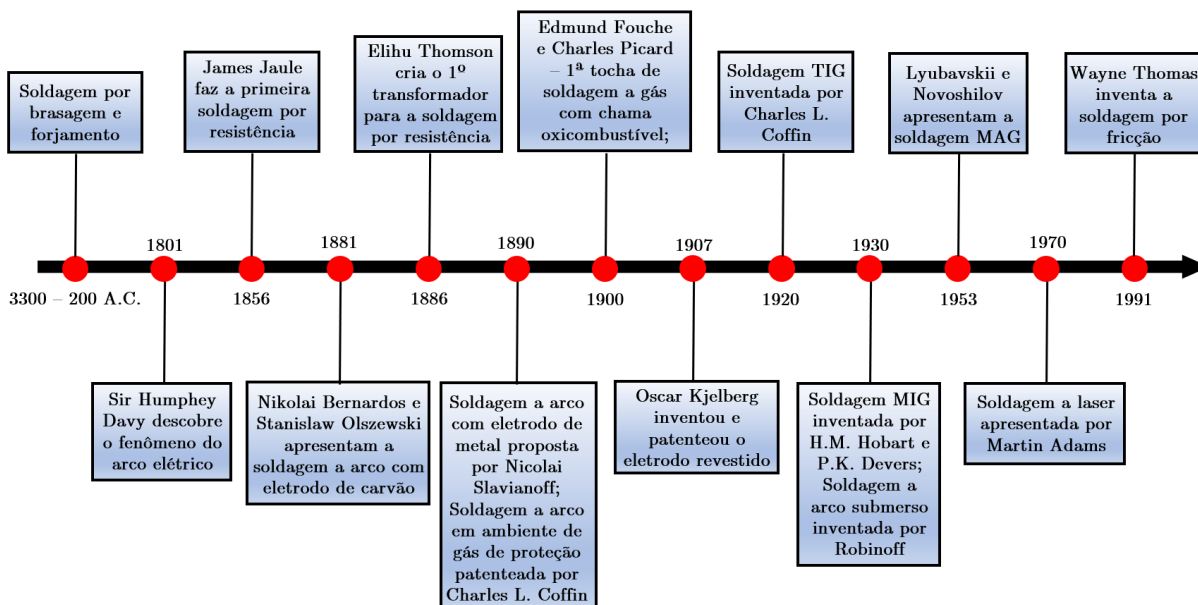


FIGURA 2.8 – Evolução dos processos de soldagem ao longo dos anos (WAINER *et al.*, 2004).

Os diversos setores industriais estão se inserindo na Quarta Revolução Industrial, mais conhecida como Indústria 4.0. Nesse momento, a inteligência artificial permite o monitoramento constante em todos os setores de produção, além da sua robotização. Com isso, os processos de soldagem seguem para esse caminho tecnológico, tornando possível a robotização de todo o processo, além de promover segurança e cuidados com a saúde do soldador. Como é constante a pesquisa por novos materiais, a busca por novos processos de soldagem segue o mesmo rumo, e sempre estará em constante evolução.

2.2 Classificações

Para se caracterizar um processo de soldagem, devem ser obedecidos alguns requisitos. Dentre eles, têm-se: a necessidade de uma geração de energia térmica suficiente que seja capaz de unir duas partes de um material; a utilização de um gás de proteção a fim de evitar a oxidação do material na região de soldagem durante o processo; e a carência de um controle da mudança de fase, para garantir propriedades mecânicas, físicas e químicas

desejadas para a solda.

Os processos de soldagem podem ser diferenciados de acordo com o tipo de fonte de energia, pela natureza da união, pela adição ou não de um material na união e o tipo de proteção. Como fontes de energia, podem ser citadas as de natureza mecânica, química, elétrica ou radiante. Por outro lado, uma maior gama de classificações encontra-se na natureza da união, que partem da distinção entre a soldagem no estado sólido e por fusão, sendo esta a mais utilizada atualmente. No entanto, quando ocorre a adição de um material para que seja feita a união, o processo é exógeno. No caso contrário, sem a adição de um material, o processo é autógeno. Os tipos de proteção podem ser os mais diversos, como: vácuo, gás inerte, fluxo (escória) e sem proteção (WAINER *et al.*, 2004). A Figura 2.9 apresenta a classificação dos processos de soldagem dada a natureza da união resultante. Percebe-se uma maior variedade de processos de soldagem por fusão, quando comparados aos processos de soldagem no estado sólido, que se diferenciam de acordo com a aplicação.

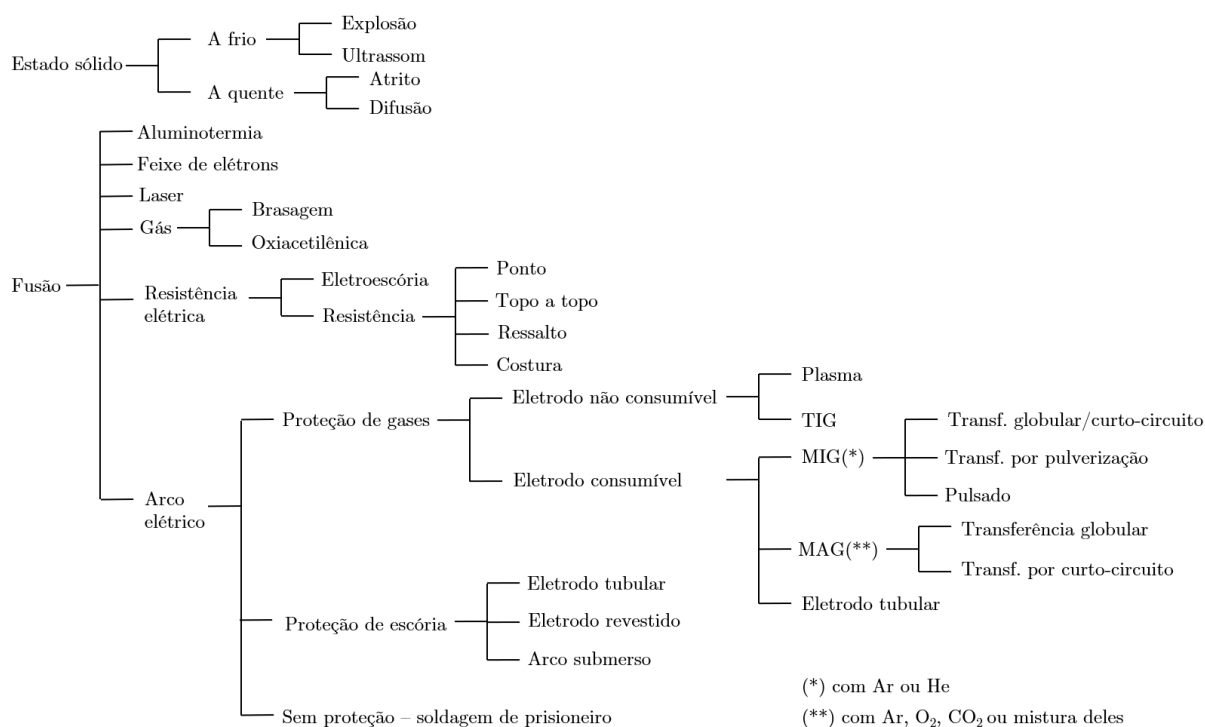


FIGURA 2.9 – Classificação dos processos de soldagem a partir da natureza da união (WAINER *et al.*, 2004).

2.3 Soldagem por fusão com fonte de calor focada

A invenção dos processos de soldagem não convencionais, na década de 70, estabeleceu uma nova tendência de pesquisas científicas na área. Com isso, a ênfase passa a ser dada aos processos que utilizam fontes de calor que concentram altos níveis de energia, como

a soldagem por feixe de elétrons, a plasma e por LASER. Esses processos vêm sendo aplicados em campos específicos, dadas as suas particularidades.

Para que ocorra a soldagem por fusão, a região do material a ser soldada deve ser aquecida a níveis de temperaturas que atinjam a fusão dos materiais envolvidos. No entanto, características específicas da fonte de calor devem ser respeitadas, tais como: a sua energia deve ser altamente concentrada; deve ser capaz de gerar potência específica que faça com que o local a ser soldado atinja a fusão; e as perdas de calor para a região vizinha (menos aquecida) devem ser equilibradas. Cada um dos processos de soldagem possui uma distribuição de potência específica, que define a concentração de calor por unidade de área. Quanto maior essa potência, mais concentrada é a fonte de calor utilizada e mais eficiente é a fusão localizada, o que pode ser observado na Tabela 2.1.

TABELA 2.1 – Potência específica de alguns processos de soldagem (WAINER *et al.*, 2004).

Processo(s) de soldagem	Potência específica [W/m²]
LASER	10 ⁸
Feixe de elétrons	10 ⁸
TIG	10 ⁵
Plasma	10 ⁵
MIG/MAG	10 ⁵
Eletrodo revestido	10 ⁴
Arco submerso	10 ³

Com isso, nos processos de soldagem com fonte de calor focada, são observadas as seguintes conclusões:

- cordão de solda com elevada relação profundidade/largura;
- soldagem de um passe, dependendo da espessura;
- baixa energia e elevada velocidade de soldagem;
- zona termicamente afetada (ZTA) estreita; e
- mínima deformação do corpo soldado.

Esses pontos conclusivos ressaltam as vantagens dos processos de soldagem por feixe de elétrons e a LASER, dadas as suas aplicações específicas, em relação aos processos de soldagem convencionais (WAINER *et al.*, 2004).

2.4 Soldagem a LASER

O equipamento a LASER pode ser utilizado para a realização de soldagem, usinagem de furos, corte, tratamento de modificação de superfícies, deposição de material metálico ou polimérico, além de aplicações médicas e odontológicas. Esses equipamentos podem ser específicos, tendo uma aplicação apenas, ou universal, o qual pode ser utilizado para diversas finalidades. Em especial, quando a aplicação é a soldagem, o equipamento universal é o mais utilizado.

O processo de soldagem a LASER é classificado como um processo autógeno que ocorre com fonte de energia radiante e focada, e possui a natureza da união de uma soldagem por fusão. De forma generalizada, o LASER é constituído por: uma fonte externa de bombeio, um meio LASER ativo e um ressoador. A fonte externa de bombeio alimenta o LASER com energia. O meio LASER ativo, por sua vez, pode consistir de uma mistura de gás (CO_2), um corpo de cristal Nd:YAG (*Neodymium-doped Yttrium Aluminium Garnet*) ou uma fibra de vidro. Por fim, o ressoador é responsável pela amplificação da energia na forma de radiação advinda do meio LASER ativo. A radiação agrupada por um espelho unidirecional forma a radiação LASER (HUETHER, 1983).

Dentre as técnicas de soldagem a LASER, pode-se destacar duas delas: por condução térmica e por penetração ou *keyhole*. Basicamente, elas se diferenciam por meio da poça de fusão. Enquanto a soldagem por condução mantém inalterada a superfície da poça, a soldagem por *keyhole* promove uma interação do feixe LASER com o material fundido. Nesse caso, existe a necessidade de impor uma densidade de potência relativamente alta, que irá produzir uma zona de vaporização na região de soldagem, além de fundir o material. De forma geral, parâmetros como intensidade do feixe LASER e duração do pulso do sinal (quando o LASER for pulsado) irão definir quais dessas técnicas estão sendo utilizadas.

Como características vantajosas desse processo de soldagem, têm-se: a utilização de fonte de energia altamente concentrada em qualquer atmosfera, não influenciada por campos magnéticos, e a possibilidade de ser realizado em lugares de difícil acesso. Por outro lado, não pode ser utilizado em superfícies que sofreram tratamento superficial de polimento, a espessura do material deve ser limitada e oferece dificuldade para alterar o ponto focal. Além disso, os equipamentos e consumíveis envolvidos nesse processo de fabricação possuem elevado custo e exigem manuseio por meio de mão de obra qualificada, que atendem aos padrões de segurança demandados (WAINER *et al.*, 2004).

2.4.1 Parâmetros de soldagem

Em comparação com os processos de soldagem convencionais, os processos com fonte de calor focada, em especial a soldagem a LASER, possui diferentes parâmetros de soldagem,

a saber: parâmetros do feixe LASER, parâmetros do processo, além dos parâmetros do material.

O feixe LASER é muito importante de ser considerado, dada a sua íntima ligação com a espessura do material a ser submetido ao processo. O seu comprimento de onda, por sua vez, deve ser ajustado de acordo com os materiais, pois o cada um deles se comporta de uma maneira. Um outro aspecto do feixe LASER é o seu modo, que define como a potência é distribuída ao longo do feixe. Conhecendo-se as características e a estrutura do modo do feixe, o diâmetro de incidência é melhor determinado. No entanto, esse diâmetro é primariamente determinado pelo sistema óptico, que relaciona a potência gerada com a potência que efetivamente atinge o material, dadas as perdas nos espelhos refletores do equipamento. Tais considerações e possíveis ajustes paramétricos, resultam na indicação da máxima potência a ser utilizada e definem a simetria do feixe.

Dentre os parâmetros do processo, pode-se citar a potência e o diâmetro do raio LASER incidente, a absorção, velocidade de soldagem, gás de proteção, distância focal e pulso. A potência e o diâmetro do raio determinam a densidade de energia desse raio, que por sua vez, definem a profundidade de penetração. No entanto, o diâmetro do raio é difícil de ser mensurado em altas potências do LASER. No caso da absorção, ela indica o quanto da radiação é absorvida pelo material. Esse parâmetro fornece informações para se determinar a potência feixe, além de definir se ele será ou não pulsado. Em relação à velocidade de soldagem, é evidente que velocidades reduzidas originam um aumento da penetração, fusões excessivas do metal, causando sua vaporização e nucleação de defeitos. Por outro lado, o inverso ocorre com velocidades elevadas, originando penetrações insuficientes. O papel do gás de proteção e sua escolha também é importante, pois ele remove o plasma formado na poça de fusão. A sua composição e vazão influenciam diretamente na penetração. No caso da soldagem a LASER, os gases mais comuns são o argônio ou hélio. Outro parâmetro que define aumento de penetração é o sinal ser pulsado. Para o seu ajuste, são definidas a duração e a frequência de pulso. Finalmente, a união de todas essas predefinições será eficaz com o ajuste focal do feixe LASER, que geralmente possui ponto ótimo quando selecionado com 1 mm abaixo do nível da superfície do corpo.

Por fim, os parâmetros do material serão definidos por meio da localização do corpo em relação ao feixe LASER, a configuração das juntas e as suas propriedades. O corpo a ser soldado deve estar posicionado de forma que o feixe LASER incida perpendicularmente à sua superfície, garantindo que a densidade de energia, definida pelos parâmetros do processo, consiga de fato ser totalmente concentrada e consumida. Esse ajuste fino evitará falhas na penetração desejada. No âmbito da configuração das juntas, deve-se dar especial atenção às tolerâncias dimensionais. Como o feixe LASER possui alta concentração, qualquer falha na preparação das juntas pode resultar em não interação do LASER com o corpo e solda não ocorrerá. As propriedades do material a ser submetido ao processo

é o último parâmetro a ser observado. Diferentes materiais, possuem diferentes índices de absorvância. Essa propriedade merece destaque, pois dependendo da quantidade de energia que o material é capaz de absorver, será determinada a potência do feixe LASER a ser consumida, além da necessidade de ter um sinal pulsado ou não (INFOSOLDA, 2013).

2.4.2 Zona termicamente afetada

A zona termicamente afetada (ZTA), conhecida no inglês como HAZ (*Heat-Affected Zone*), pode ser definida como a região do material (metal-base) adjacente à poça de fusão. Em processos de soldagem convencionais, essa região é sempre submetida a um rápido aquecimento e resfriamento, formando um ciclo térmico. Com isso, o recozimento provocado por esse ciclo leva a alterações microestruturais na ZTA. Essas, por sua vez, podem gerar severas mudanças de propriedades mecânicas. Dentre as possíveis alterações nessa região, pode-se citar (CALLISTER; RETHWISCH, 2012):

- a possibilidade de recristalização e crescimento de grão, caso os corpos a serem soldados tenham sido previamente submetidos a trabalho a frio. Como consequência desses tratamentos térmicos, têm-se diminuição da resistência à tração, dureza e tenacidade;
- provável formação de tensões residuais na parcela de resfriamento do ciclo térmico, tornando o material mais suscetível a falhas na ZTA;
- o aquecimento suficientemente elevado pode alcançar a zona de austenitização em aços. Caso o material seja aço carbono comum, quando resfriado, formariam a perlita e uma fase proeutetóide. Por outro lado, em materiais de aços liga um dos produtos microestruturais pode ser a indesejada martensita, dada a sua fragilidade. Percebe-se que diferentes materiais resultam em diferentes produtos microestruturais, dependendo também da taxa de resfriamento imposta; e
- possível corrosão intergranular em aços inoxidáveis.

A Figura 2.10 ilustra as zonas e regiões presentes na ZTA, em um processo de soldagem convencional que utiliza metal de solda, a saber: zona de grãos grosseiros (CGHAZ), zona de grãos finos (FGHAZ), zona intercrítica (ICHAZ) e zona subcrítica (*Over-tempered*). As regiões adjacentes à ZTA são: zona de solidificação do metal de solda ou zona de fusão (ZF), zona de transição das fases sólido-líquido (linha de fusão) e zona não afetada do metal base. Na CGHAZ o tamanho do grão e a microestrutura resultante estão intimamente relacionados ao ciclo térmico de aquecimento e resfriamento, além do nível de temperatura para a formação do grão grosseiro. A FGHAZ, por sua vez, o crescimento do grão é relativamente lento, tornando possível o seu finamento. A microestrutura resultante também

dependerá do ciclo térmico do processo, assim como do tipo de material (aço carbono comum ou ligas de aço). Na ICHAZ, têm-se a finalização de transformações parciais. Por outro lado, na zona subcrítica não são observáveis e significativas as transformações de fase que promovam mudança microestrutural, com exceção de precipitações de impurezas que podem fragilizar a estrutura (FRANCIS *et al.*, 2007).

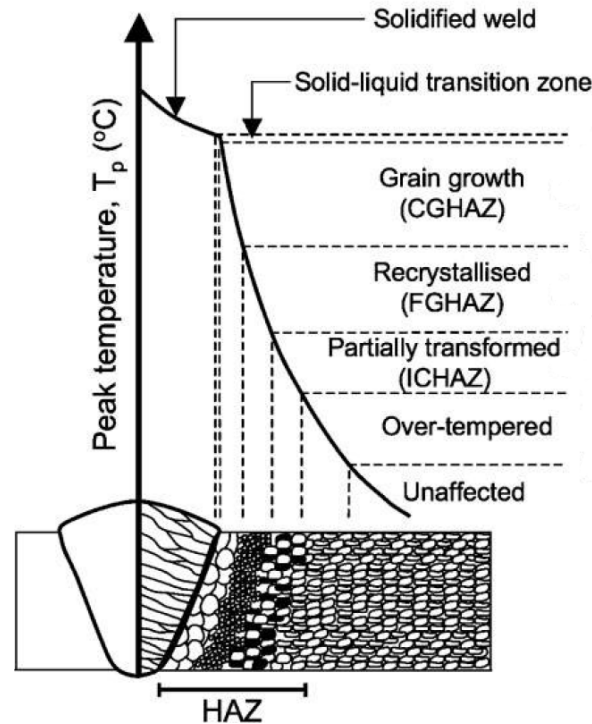


FIGURA 2.10 – Regiões da Zona Termicamente Afetada (FRANCIS *et al.*, 2007).

Diferentemente da soldagem convencional, o processo de soldagem a LASER promove altas taxas de aquecimento em curto intervalo de tempo, resultando em maior velocidade de resfriamento e, portanto, minimiza as alterações microestruturais devido o recozimento. Essa baixa energia transferida para o material desencadeia uma menor ZTA e, portanto, os efeitos de diminuição da resistência à tração, dureza e tenacidade são também minimizados (CALLISTER; RETHWISCH, 2012).

2.4.3 Aspectos do aporte de calor

Por definição, o aporte de calor, ou aporte térmico, é a quantidade de energia a ser transferida para o material a ser soldado, sendo neste transformada em calor. Sua caracterização é feita pela razão entre a potência da fonte de calor e a velocidade do processo, dada a sua eficiência térmica (η). Ou seja,

$$H = \frac{\text{Potência}}{\text{Velocidade}} \eta \text{ [KJ/mm]} \quad (2.1)$$

O aporte de calor afeta diretamente a microestrutura do material na região da solda, assim como a ZTA, pois a sua intensidade controla a taxa de resfriamento dessa região. Ou seja, um aumento no aporte de calor promove uma diminuição da taxa de resfriamento. A microestrutura e suas modificações, por sua vez, definem as propriedades mecânicas do material, tais como dureza, tenacidade e limites de escoamento e de resistência à tração. Com isso, de forma geral, o controle do aporte térmico definirá aspectos relevantes no processo de fabricação, como a qualidade e a produtividade. Desconsiderar a sua influência e efeitos no material, pode resultar em baixa qualidade do produto final. A diminuição da taxa de resfriamento, contribui significativamente para a diminuição da tenacidade do material, dadas as alterações no tamanho e quantidade de grãos. Com isso, têm-se um material com maior propensão à nucleação de trincas a frio, além da diminuição da resistência à corrosão em aços inoxidáveis, por exemplo. Da mesma forma, a diminuição do aporte térmico também resulta em resultados desfavoráveis. Essa diminuição pode ser origem de um aumento da velocidade de soldagem, que resulta em penetração não eficaz, solidificação acelerada do cordão de solda, além do comprometimento do refino de grão. Percebe-se a necessidade de se equilibrar os efeitos das escolhas dos parâmetros do processo de soldagem, para que inconvenientes como esses não sejam temerários. Dentre as formas de controle do aporte de calor, pode-se citar o preaquecimento do material, que diminui a taxa de resfriamento e a ZTA. Tal ação pode prevenir situações como: formação de microestruturas indesejadas, porosidade, nucleação de trincas, aumento de tensões residuais no cordão de solda e a necessidade de tratamento térmico pós-soldagem (AVENTA, 2018).

No caso do processo de soldagem a LASER, a alta concentração do feixe LASER é capaz de impor ao material uma radiação de excelente qualidade e, por consequência, um aporte de calor concentrado. Este, por sua vez, produz uma solda estreita e profunda, minimizando os efeitos metalúrgicos na ZTA. Dada a possibilidade de altas velocidades de soldagem, o aporte de calor da soldagem a LASER acaba sendo bastante inferior aos praticados nos processos de soldagem convencionais. No entanto, níveis inferiores são compensados pela alta concentração do aporte, além das altas taxas de resfriamento. Essas características específicas, promovem a formação de microestrutura martensítica na área de solda.

Tais características foram comprovadas por Kumar e Sinha (2018), que apresentam os efeitos do aporte de calor na soldagem a LASER Nd:YAG pulsada em uma liga de titânio Ti-6Al-4V. Nesse trabalho, ao serem impostos aportes de calor que variaram de 43.7 J/mm a 103.5 J/mm, foi observado maior largura da ZTA e ZF com o aumento do aporte de calor. Além disso, constatou-se que o aumento do aporte resultou em diminuição da microdureza da ZF, que por sua vez, é maior que a microdureza da ZTA. No que tange a microestrutura, percebeu-se formação martensítica na ZF. Por fim, a resistência à tração

primeiramente aumentou com o aumento do aporte de calor, atingindo o limite em 820.67 MPa a 49.98 J/mm. No entanto, acima desse aporte de calor, a resistência a tração passou a diminuir, além do aumento no tamanho das porosidades, resultando em elevada concentração de tensão na ZF.

3 Fluidodinâmica Computacional

3.1 Um breve histórico da CFD e sua aplicação na engenharia

A Fluidodinâmica Computacional, ou do inglês *Computational Fluid Dynamics* (CFD), analisa numericamente, por meio de simulações computacionais, sistemas físicos que envolvem escoamento de fluidos e transferência de calor. Trata-se de uma técnica que é amplamente aplicada nos ramos acadêmicos e industriais. Como exemplos de aplicação, pode-se citar os estudos de simulações em: aerodinâmica de aeronaves e veículos automotivos; hidrodinâmica de navios; combustão em turbinas a gás e em motores de combustão de interna; escoamento de fluidos em máquinas de fluxo; e problemas de transferência de calor envolvendo sua condução em meios sólidos e movimentos de fluidos que promovem a convecção natural ou forçada (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007).

Desde a década de 1960, a indústria aeroespacial vem integrando as técnicas de CFD em projetos, em P&D e na manufaturas de aeronaves e seus motores a jato. Com o avanço computacional, a aplicação da CFD passou a abranger simulações no âmbito dos motores de combustão interna e das câmaras de combustão das turbinas a gás. Inicialmente, esse avanço tinha como objetivo acompanhar a evolução das ferramentas de análises estruturais, por exemplo. No entanto, devido a complexidade dos mais diversos problemas, além das equações governantes da dinâmica dos fluidos, o desenvolvimento de plataformas com boa interação com o usuário acabou sendo um grande desafio, e não teve uma grande evolução como a observada nos CAE's (*Computer-Aided Engineering*). A partir dos anos 90, com o rápido crescimento computacional, que disponibilizou processadores de alto desempenho e novas formas de integração em microcomputadores, tornou-se possível a criação de plataformas a serem usadas como ferramentas de aplicação da CFD nos diversos ramos industriais exemplificados acima (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007).

Basicamente, os códigos em CFD possuem três principais elementos em sua estrutura: o pré-processamento, o *solver* e o pós-processamento. Primeiramente, no pré-processamento é definida a geometria da região de interesse, conhecida como domínio

computacional. Além disso, são escolhidas as formas de geração da malha que represente esse domínio computacional, dada a escolha da técnica de resolução utilizada no próximo elemento, o *solver*. Por último, ainda no pré-processamento, é identificado o fenômeno físico a ser modelado, suas propriedades e condições de contorno. No *solver*, por sua vez, é escolhido o método de solução numérica do problema: volumes finitos (MVF), diferenças finitas (MDF) ou elementos finitos (MEF). É importante destacar a importância dessa escolha. Especialmente em CFD, destaca-se a importância em se utilizar o MVF. As equações diferenciais governantes dos problemas de CFD representam a conservação das propriedades (massa, quantidade de movimento e energia) em nível infinitesimal. Da mesma forma, as equações aproximadas do método de solução numérica escolhido devem representar a conservação em níveis de volumes elementares. Portanto, a melhor forma de se obter tais equações aproximadas é utilizando o MVF (MALISKA, 2017). Escolhido o método de solução numérica, é calculada a integração das equações governantes em todo o domínio considerado. Posteriormente, é a fase da discretização do problema, que converte a forma integral obtida em um sistema de equações algébricas. Por fim, têm-se a solução dessas equações por meio de métodos iterativos. A fase de pós-processamento, traz consigo a apresentação dos resultados esperados e sua concordância com os resultados de experimentos laboratoriais (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007).

3.2 Aplicação em processos de soldagem

Considerando o avanço computacional das últimas décadas, a simulação em processos de soldagem é uma poderosa ferramenta a ser utilizada. Com a rápida evolução e aperfeiçoamento de poder computacional embarcado, as simulações ganham seu lugar no âmbito acadêmico e industrial. Por meio de *hardwares* mais rápidos ou mesmo os *clusters* de CPU's, que são arquiteturas que combinam vários computadores a trabalharem em conjunto e de forma simultânea, é possível otimizar o tempo computacional das simulações desejadas. Atualmente, como alternativa aos *clusters*, a utilização de GPU's vêm ganhado espaço no mundo científico para a solução numérica, e de forma paralelizada, de problemas de CFD. Kao e Sheu (2018) apresentam um *solver* para CFD baseado no MEF e como ferramenta de processamento múltiplas GPU's. O objetivo deles foi a solução das equações de Navier-Stokes para fluidos incompressíveis e em regime permanente.

Sendo assim, a microestrutura resultante de um processo de soldagem, os fluxos de fluido em uma poça de fusão, tensões residuais nas juntas soldadas, o campo de temperaturas em um furo controlado (*keyhole*) e muitos outros estudos de suma importância para a indústria do século XXI, podem ser desenvolvidos computacionalmente. A seguir, são apresentados diversos exemplos de aplicação das simulações computacionais nos processos de soldagem a arco elétrico e a LASER.

3.2.1 Soldagem a arco elétrico

Por meio das simulações, nos anos 90 já era possível analisar termicamente processos de soldagem a arco de plasma (PAW). Keanini e Rubinsky (1993) apresentam uma simulação em elementos finitos a fim de determinar, sob várias condições, a forma da superfície capilar tridimensional da poça de fusão, o limite aproximado da fase sólido-líquido, além de calcular o fluxo tridimensional da poça e os campos de temperatura.

A combinação entre dois tipos de soldagem a arco, de plasma (PAW) e Tungstênio Gás Inerte (GTAW ou TIG), denominada DSAW (*Double-sided arc welding*) foi explorada computacionalmente anos mais tarde. Com a finalidade de se determinar a distribuição do fluxo de fluido da poça de fusão e o campo de temperaturas no interior de um *keyhole*, Honggang, Hongming e Lin (2006) propuseram um modelo numérico tridimensional em regime permanente para estudo do problema em uma placa em aço inoxidável AISI 304 de 5mm de espessura. O modelo proposto leva em consideração o gradiente de tensão superficial, as forças eletromagnética e de empuxo, além de analisar a transferência de calor entre o *keyhole* e a poça de fusão como um contorno do interior do corpo de prova.

A demanda industrial por qualidade e produtividade nos processos de soldagem passam a motivar novos estudos, que propõem aperfeiçoamento de técnicas já existentes e novas metodologias complementares. Como é o caso da metodologia de problemas inversos proposta por Magalhães *et al.* (2018). Nesse trabalho, utilizando a técnica do sensor Móvel de Temperatura, foi realizada uma análise de eficiência térmica do processo de soldagem GTAW em aço inoxidável AISI 304L, que experimentalmente é algo de difícil alcance. Para a solução do modelo direto, equação não-linear da difusão de calor tridimensional, considerou-se o método das diferenças finitas por meio de rotinas computacionais criadas em Linguagem C++. Por outro lado, como modelo inverso, foram utilizados a técnica da Seção Áurea em conjunto com a Regularização de Viagem no Tempo (*Time Travelling Regularization* (TTR)), para a determinação da taxa de calor aplicada no processo GTAW. A TTR tem o intuito de reduzir o ruído na estimativa do calor aplicado. Esse estudo constatou que a eficiência térmica diminui com a movimentação da tocha, além de apresentar uma alternativa menos custosa para se determinar a eficiência da fusão nos processos de soldagem.

Contribuindo para a Engenharia de Materiais, uma análise de tensões residuais nas juntas soldadas, produzidas pelo processo de soldagem MIG (*metal inert-gas*), em diferentes estruturas em liga de alumínio A7N01 é apresentada por Lu *et al.* (2020). Para tanto, é utilizado o método térmico elástico-plástico que simulam os campos de temperatura de soldagem e os campos de tensão residual, além de calcular estes em juntas típicas. Para a previsão da tensão residual no modelo de casca é verificado que o método de deformação inerente pode ser aplicado de forma eficiente e precisa. Com isso, com base na deforma-

ção inerente, é proposto um método de previsão da tensão residual nas juntas soldadas de estruturas de chapa fina. Ele fornece, portanto, uma referência para avaliar o fenômeno de fadiga estrutural sob a influência da tensão residual.

3.2.2 Soldagem a LASER

A atual demanda industrial em alternativas mais precisas e eficazes, em processos de soldagem, leva à preferência do processo a LASER quando comparado aos processos por arco, mesmo com suas limitações. Mais uma vez, a simulação numérica tem a vantagem de estimar informações de extrema importância industrial, de acordo com os parâmetros impostos pela soldagem a LASER. Como exemplo, pode-se determinar a tensão residual e a distorção de soldagem induzidas pelo processo de soldagem, que são inevitáveis em finas placas estruturais em aço A1011, quando submetidas a esse processo de fabricação (DERAKHSHAN *et al.*, 2018). Neste trabalho, Derakhshan *et al.* (2018) desenvolveram um modelo numérico tridimensional termo-metalúrgico-mecânico por meio do método de elementos finitos proveniente da plataforma comercial SYSWELD®. As simulações consideraram três diferentes processos a LASER: ALW (*Autogeneous LASER Welding*), CWLAW (*Cold Wire Assisted LASER Welding*) e LASER-Arco híbrido. Os resultados obtidos por estes foram comparados a um processo convencional de Soldagem com arco submerso (SAW). Foi observado que um menor aporte de calor influencia significativamente as distorções induzidas na estrutura soldada. Com isso, tal resultado sustenta uma possível substituição dos processos de soldagem por arco pelos processos a LASER.

Estudos mais recentes apresentam também a possibilidade de analisar em detalhes o comportamento dinâmico do fluxo de fusão além da união entre dois *keyholes* em um processo bilateral de soldagem a LASER (DLBSW) na junta T de um corpo de prova em liga de alumínio 2219 (CHEN *et al.*, 2020). Para tanto, Chen *et al.* (2020) desenvolveram simulações que envolviam tanto a transferência de calor em fluidos quanto o seu fluxo. Para modelagem da energia proveniente do LASER no processo de soldagem foi considerada uma fonte de calor combinada, que considera duas fontes gaussianas: uma superficial e uma volumétrica (*Rotary-Gaussian*). Os resultados obtidos comprovam a existência contínua de oscilações no perfil dos *keyholes*, ou seja, antes e depois da união entre eles. Além disso, foi constatado que as velocidades do fluxo de fusão são significativamente maiores na parede do *keyhole* e na superfície da poça de fusão, do que a velocidade dentro dela.

Outra possibilidade promovida pela análise computacional é o estudo de parâmetros que controlam o perfil do cordão proveniente da soldagem a LASER (AYOOLA *et al.*, 2017). Com o intuito de otimizar a produtividade desse processo, importante aspecto a ser considerado na indústria, é proposta uma alternativa de escolha de parâmetros, que podem

ser usados em diferentes problemas. Os parâmetros usuais, como a potência do LASER e a velocidade da soldagem, ao serem otimizados, permitem que o processo seja realizado apenas em um problema específico. Por outro lado, a alternativa proposta apresenta, que a geometria do cordão de solda pode ser controlada pela distribuição espacial e temporal da energia do LASER, na superfície do corpo de prova, como a densidade de potência, tempo de interação e densidade de energia. Enquanto Ayoola *et al.* (2017) realiza o estudo de parâmetros controladores do perfil do cordão de solda, Magalhães *et al.* (2018) apresentam uma metodologia alternativa para prever o perfil do cordão de solda na soldagem a LASER de baixa penetração. Por meio de uma análise térmica tridimensional, realizada a partir da simulação computacional de problemas inversos, foi possível verificar a influência de diferentes modelos de distribuição de calor, na temperatura e perfil do cordão no processo. Com esse estudo, é constatado que a estimativa da taxa de calor é dependente da sua distribuição.

Por meio da análise dos diversos estudos citados anteriormente e como forma de aprimorar e propor alternativas de abordagem para os diversos estudos apresentados nesta Subseção 3.2.2, o presente trabalho descreve uma metodologia capaz de analisar termicamente, de forma computacional e otimizada, o processo de soldagem a LASER. Com o objetivo de verificar a influência da variação da condutividade térmica com a temperatura nessa análise, foram desenvolvidas rotinas em linguagem CUDA-C para o modelo numérico. As não-linearidades impostas e a utilização de um *desktop* com uma unidade de processamento (CPU) apenas, alternativa menos onerosa que um *cluster*, resultam em uma lenta convergência do problema. Isso justifica a ferramenta gráfica recorrida (GPU), que possibilita paralelizar as rotinas que mais consomem tempo computacional, a solução de sistemas lineares e a convergência das não-linearidades do problema.

4 Modelagem Matemática

A seguir é apresentado o modelo térmico do processo de soldagem, as condições inicial e de contorno consideradas, os modelos matemáticos para a transferência de calor por convecção natural em placas planas horizontal e vertical, além do modelo que representa a transferência de calor por radiação.

4.1 Modelo térmico do processo de soldagem

O processo de soldagem pode ser modelado matematicamente por meio da equação da difusão de calor tridimensional transiente não-linear com a função de entalpia (MAGALHÃES *et al.*, 2017), dada pela Equação 4.1,

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + S = \frac{\partial H}{\partial t} \quad (4.1)$$

onde $k = k(T)$ é condutividade térmica não linear do material, T a sua temperatura, S o termo fonte de calor gerado, x , y e z as coordenadas retangulares do plano cartesiano, t o tempo e H a função de entalpia.

A Figura 4.1 apresenta um esquema representativo do processo de soldagem a LASER, no qual são consideradas perdas de calor, entre do material para o meio, por convecção (q''_{conv}) e radiação (q''_{rad}), dado que o meio encontra-se a temperatura T_{∞} e possui o coeficiente de transferência de calor por convecção $h(T)$. A potência do feixe de LASER é representada por \dot{Q} .

A função de entalpia modela a consideração da mudança de fase controlada ao logo do processo de soldagem (CHIU; CALDWELL, 1996). Em seu trabalho, Chiu (1996) considera que o problema de mudança de fase pode ser aproximado como sendo puramente de condução, dado que os efeitos de convecção nas densidades da interface das fases ou na fase líquida podem ser desprezados. Portanto,

$$H(T) = \int \rho c_p dT + \rho L f(T) \quad (4.2)$$

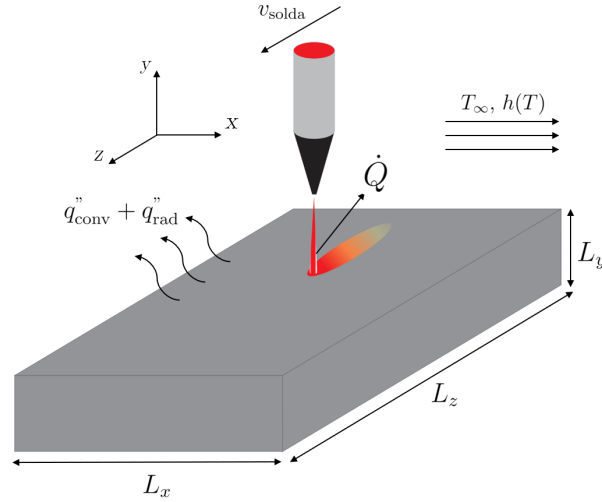


FIGURA 4.1 – Esquema representativo do processo de soldagem a LASER.

com,

$$f = f(T) = \begin{cases} 1 & \text{se } T > T_f \\ \text{Equação 5.33} & \text{se } T = T_f \\ 0 & \text{se } T < T_f \end{cases} \quad (4.3)$$

onde ρ é a densidade do material, c_p o calor específico do material à pressão constante, L o calor latente de fusão, f a fração de massa líquida e T_f a temperatura do ponto de fusão.

4.2 Condições inicial e de contorno

Considerando a transferência de calor por convecção e radiação, entre a superfície do material e o meio, assim como o aporte de calor da tocha de solda, pôde-se determinar, para a equação da difusão de calor, as condições de contorno e inicial (BERGMAN *et al.*, 2017), dadas por,

$$T(x, y, z, t = 0) = T_\infty \quad (4.4)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = h(T)(T - T_\infty) + \sigma \varepsilon(T)(T^4 - T_\infty^4) \quad (4.5)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=L_x} = h(T)(T - T_\infty) + \sigma \varepsilon(T)(T^4 - T_\infty^4) \quad (4.6)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=0} = h(T)(T - T_\infty) + \sigma \varepsilon(T)(T^4 - T_\infty^4) \quad (4.7)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=L_z} = h(T)(T - T_\infty) + \sigma \varepsilon(T)(T^4 - T_\infty^4) \quad (4.8)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y=0} = h(T)(T - T_\infty) + \sigma \varepsilon(T)(T^4 - T_\infty^4) \quad (4.9)$$

Convém observar que na face onde $y = L_y$, as influências da convecção e da radiação se combinam com a geração volumétrica de energia proveniente do movimento da tocha de solda. No entanto, na região complementar ao aporte de calor, ou seja, que não está sob sua influência,

$$-k \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y=L_y} = h(T)(T - T_\infty) + \sigma \varepsilon(T)(T^4 - T_\infty^4) \quad (4.10)$$

Nas Equações 4.4 a 4.10, h é o coeficiente de transferência de calor por convecção, σ a constante de Stefan-Boltzman, ε a emissividade do material e L_x , L_y e L_z as dimensões da amostra do material nas direções x , y e z , respectivamente.

4.3 Transferência de calor por convecção

A massa de ar quente, que envolve o material aquecido pelo processo de soldagem, é substituída de forma contínua pela massa de ar frio do ambiente. Considerando que esse movimento contínuo de massas quente e fria não se dá de forma forçada, tem-se a chamada corrente de convecção natural. Como resultado do seu movimento, ocorre a transferência de calor por convecção natural entre o material e o meio ao seu redor (CENGEL, 2002). A sua modelagem matemática é dividida em duas partes: convecção natural em placas planas vertical e horizontal, conforme apresentado a seguir.

4.3.1 Placa plana vertical

No caso de uma placa vertical, foi determinado $h_y(T)$, que é o coeficiente de transferência de calor local (BERGMAN *et al.*, 2017), necessário para se calcular as condições de contorno apresentadas na Seção 4.2.

$$h_y(T) = N_{u,y} \frac{k_{ar}}{y} \quad (4.11)$$

onde $N_{u,y}$ é o número de Nusselt local, k_{ar} a condutividade térmica do ar puro e y a coordenada ao longo do comprimento da placa vertical.

O cálculo de $N_{u,y}$, é dado por:

$$N_{u,y} = \left(\frac{Gr_y}{4} \right)^{1/4} f(Pr) \quad (4.12)$$

onde, Gr_y é o número de Grashof em y e $f(Pr)$ uma função do número de Prandtl. Estes, por sua vez são definidos como,

$$Gr_y = \frac{g\beta(T_{s,y} - T_\infty)y^3}{\nu^2} \quad (4.13)$$

$$f(Pr) = \frac{0,75Pr^{1/2}}{(0,609 + 1,221Pr^{1/2} + 1,238Pr)^{1/4}}, \quad 0 \leq Pr \leq \infty \quad (4.14)$$

onde g é a aceleração da gravidade, β é o coeficiente de expansão térmica, $T_{s,y}$ a temperatura local na coordenada y sobre a superfície da placa, ν e a viscosidade cinemática e Pr o número de Prandtl.

Finalmente, β é determinado por,

$$\beta = \frac{1}{T_{filme}} \quad (4.15)$$

onde T_{filme} é a temperatura de filme definida como a média aritmética entre a $T_{s,y}$ e T_∞ ,

$$T_{filme} = \frac{T_{s,y} + T_\infty}{2} \quad (4.16)$$

Da Equação 4.11, $h_y(T)$ foi aplicado nas condições de contorno das Equações 4.5, 4.6, 4.7 e 4.8, que são as placas verticais da Figura 4.1.

4.3.2 Placa plana horizontal

Para o caso de uma placa horizontal, foi determinado $\overline{h(T)}$ (CENGEL, 2002), que é o coeficiente de transferência de calor médio,

$$\overline{h(T)} = \overline{N_{u,L}} \frac{k_{ar}}{L_c} \quad (4.17)$$

onde $\overline{N_{u,L}}$ é o número de Nusselt médio e L_c é o comprimento característico, que para esse caso,

$$L_c = \frac{A_s}{P_{er}} \quad (4.18)$$

onde A_s é a área da superfície da placa horizontal e P_{er} o seu perímetro. Da Equação 4.17, $\overline{h(T)}$ foi aplicado nas condições de contorno das Equações 4.9 e 4.10, que são as placas horizontais da Figura 4.1. Para a sua superfície superior,

$$\overline{N_{u,L}} = 0,54Ra_L^{1/4}, \quad 10^4 \leq Ra_L \leq 10^7 \quad (4.19)$$

$$\overline{N_{u,L}} = 0,15Ra_L^{1/3}, \quad 10^7 \leq Ra_L \leq 10^{11}$$

Para a sua superfície inferior,

$$\overline{N_{u,L}} = 0,27Ra_L^{1/4}, \quad 10^5 \leq Ra_L \leq 10^{11} \quad (4.20)$$

onde Ra_L é o número de Rayleigh, tal que,

$$Ra_L = Gr_L Pr \quad (4.21)$$

4.4 Transferência de calor por radiação

Diferentemente dos fenômenos de transferência de calor por condução e convecção, a radiação não depende de um meio para ocorrer, na qual a energia é transportada por ondas eletromagnéticas. No problema em análise, o aporte de calor promove o aquecimento de todo o corpo de prova. Com isso, a sua superfície emite energia que se propaga por meio das ondas eletromagnéticas, transferindo o calor para a vizinhança. Como observado na Seção 4.2, as parcelas de transferência de calor por radiação das condições de contorno dependem da emissividade do material. Ela está relacionada ao acabamento superficial do material e varia de acordo com a temperatura em que ele se encontra, além do comprimento de onda da radiação emitida (BERGMAN *et al.*, 2017). Por questões de simplificação, foi considerada a emissividade dependente da temperatura ($\varepsilon = \varepsilon(T)$). Dado que o material utilizado neste trabalho é o aço AISI 1020, $\varepsilon(T)$ é expresso por (MAGALHÃES *et al.*, 2018):

$$\varepsilon(T) = 8.47 \times 10^{-2} \ln(T) - 39.32 \times 10^{-2} \quad (4.22)$$

4.5 Distribuição do fluxo de calor

O calor proveniente da tocha de soldagem determina o fluxo de calor ao qual o material está submetido. A distribuição desse fluxo pode ser modelada matematicamente em duas formas bidimensionais: linear ou Gaussiana (MAGALHÃES, 2018). Em sua tese de doutorado, Magalhães (2018) também apresenta um modelo tridimensional representada por uma distribuição cônica de densidade de potência, sugerida por Goldak *et al.* (2005) para um processo de soldagem a LASER. Para esse caso, na superfície é utilizada distribuição de calor radial gaussiana e, na penetração, funções racionais.

Com isso, este trabalho teve o propósito de se ater, para a análise térmica, ao modelo de distribuição cônica tridimensional, que melhor representa o formato do cordão de solda, conforme proposto por Magalhães (2021).

$$S = \frac{Q}{0.460251h_p r_s^2} e^{\left[\frac{-4.5(z - v_{solda} \times t)^2}{r_s^2} \right]} e^{\left[\frac{-4.5(x - L_x/2)^2}{r_s^2} \right]} \left(1 - \frac{y^{1/2}}{h_p^{1/2}} \right) \quad (4.23)$$

onde \dot{Q} é a potência do feixe LASER, r_s o raio da área circular que delimita a aplicação do calor do processo de soldagem, h_p a dimensão da penetração do processo e v_{solda} a sua velocidade.

5 Modelagem Numérica

Neste capítulo são apresentados em detalhes a solução do modelo térmico pelo método dos volumes finitos, além dos métodos iterativos para a solução de sistemas lineares e do problema de mudança de fase.

5.1 Solução da equação da difusão de calor tridimensional pelo método dos volumes finitos

Para o desenvolvimento desta Seção 5.1, tomou-se como referência a teoria apresentada por Versteeg e Malalasekera (2007).

No MVF, as equações aproximadas são obtidas através de balanços de conservação da propriedade envolvida no volume elementar. A Figura 5.1 apresenta um esquema do volume elementar tridimensional a ser utilizado no método. Nesta figura, o nó central é indicado pelo ponto P e o poliedro tracejado no seu entorno é o seu volume de controle. Os seus nós vizinhos são indicados pelos pontos E (*east*), W (*west*), N (*north*), S (*south*), F (*front*) e B (*back*). Além disso, as dimensões desse volume são indicadas por Δx , Δy e Δz , nas direções x , y e z , respectivamente.

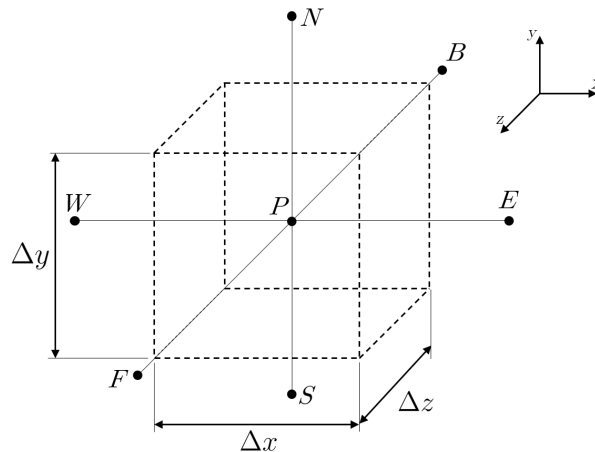


FIGURA 5.1 – Volume elementar tridimensional.

A Figura 5.2 apresenta um esquema bidimensional (plano xy) para uma melhor visualização das fronteiras dos volumes de controle adjacentes. Nesta figura, tais fronteiras são indicadas por letras minúsculas (e , w , n , s). O mesmo ocorreria no plano yz ou xz , ou seja, as fronteiras entre os volumes de controle a *front* e *back*, são representadas por f e b , respectivamente.

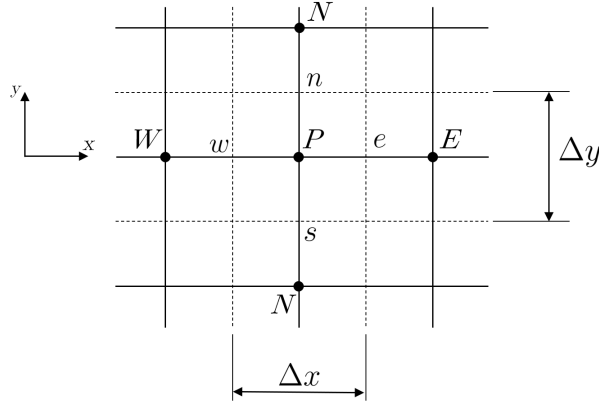


FIGURA 5.2 – Volume elementar bidimensional.

Substituindo a Equação 4.2 na Equação 4.1,

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + S = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho L \frac{\partial f}{\partial t} \quad (5.1)$$

Integrando a Equação 5.1 no intervalo de tempo de t até $t + \Delta t$ e no volume de controle (VC) da Figura 5.1,

$$\begin{aligned} & \int_t^{t+\Delta t} \int_{VC} \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) dV dt + \int_t^{t+\Delta t} \int_{VC} \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) dV dt + \\ & + \int_t^{t+\Delta t} \int_{VC} \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) dV dt + \int_t^{t+\Delta t} \int_{VC} S dV dt = \\ & = \int_t^{t+\Delta t} \int_{VC} \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} dV dt + \int_t^{t+\Delta t} \int_{VC} \rho L \frac{\partial f}{\partial t} dV dt \end{aligned} \quad (5.2)$$

Após o cálculo de integração no VC, a Equação 5.2 pode ser escrita como:

$$\begin{aligned}
& \int_t^{t+\Delta t} \left[\left(k_e A_e \frac{\partial T}{\partial x} \right)_e - \left(k_w A_w \frac{\partial T}{\partial x} \right)_w \right] dt + \\
& + \int_t^{t+\Delta t} \left[\left(k_n A_n \frac{\partial T}{\partial y} \right)_n - \left(k_s A_s \frac{\partial T}{\partial y} \right)_s \right] dt + \\
& + \int_t^{t+\Delta t} \left[\left(k_f A_f \frac{\partial T}{\partial z} \right)_f - \left(k_b A_b \frac{\partial T}{\partial z} \right)_b \right] dt + \int_t^{t+\Delta t} S \Delta V dt = \\
& = \int_{VC} \left[\int_t^{t+\Delta t} \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} dt \right] dV + \int_{VC} \left[\int_t^{t+\Delta t} \rho L \frac{\partial f}{\partial t} dt \right] dV
\end{aligned} \tag{5.3}$$

Assumindo que a temperatura em um nó é igual à temperatura do seu volume de controle, assim como a fração de massa líquida, os termos do segundo membro da igualdade da Equação 5.3 se resumem a:

$$\begin{aligned}
& \int_{VC} \left[\int_t^{t+\Delta t} \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} dt \right] dV + \int_{VC} \left[\int_t^{t+\Delta t} \rho L \frac{\partial f}{\partial t} dt \right] dV = \\
& \rho c_p (T_P^{p+1} - T_P^p) \Delta V + \rho L (f_P^{p+1} - f_P^p) \Delta V
\end{aligned} \tag{5.4}$$

onde o sobrescrito p indica o contador de passos dos intervalos de tempo, e o subscrito P indica que a informação, da variável que o recebe, se refere ao nó central do volume de controle.

Por outro lado, o termos de difusão, do primeiro membro da igualdade, podem ser aproximados por diferenciações centrais,

$$\begin{aligned}
\left(k_e A_e \frac{\partial T}{\partial x} \right)_e &= k_e A_e \frac{T_E^{p+1} - T_P^{p+1}}{\Delta x}, & \left(k_w A_w \frac{\partial T}{\partial x} \right)_w &= k_w A_w \frac{T_P^{p+1} - T_W^{p+1}}{\Delta x}, \\
\left(k_n A_n \frac{\partial T}{\partial y} \right)_n &= k_n A_n \frac{T_N^{p+1} - T_P^{p+1}}{\Delta y}, & \left(k_s A_s \frac{\partial T}{\partial y} \right)_s &= k_s A_s \frac{T_P^{p+1} - T_S^{p+1}}{\Delta y}, \\
\left(k_f A_f \frac{\partial T}{\partial z} \right)_f &= k_f A_f \frac{T_F^{p+1} - T_P^{p+1}}{\Delta z}, & \left(k_b A_b \frac{\partial T}{\partial z} \right)_b &= k_b A_b \frac{T_P^{p+1} - T_B^{p+1}}{\Delta z}
\end{aligned} \tag{5.5}$$

onde os subscritos E , W , N , S , F e B indicam que as informações, das variáveis que

os recebem, se referem aos nós a *east*, *west*, *north*, *south*, *front* e *back* do nó central, respectivamente. Substituindo as Equações 5.4 e 5.5 na Equação 5.3,

$$\begin{aligned}
& \int_t^{t+\Delta t} \left[\left(k_e A_e \frac{T_E^{p+1} - T_P^{p+1}}{\Delta x} \right) - \left(k_w A_w \frac{T_P^{p+1} - T_W^{p+1}}{\Delta x} \right) \right] dt + \\
& \int_t^{t+\Delta t} \left[\left(k_n A_n \frac{T_N^{p+1} - T_P^{p+1}}{\Delta y} \right) - \left(k_s A_s \frac{T_P^{p+1} - T_S^{p+1}}{\Delta y} \right) \right] dt + \\
& \int_t^{t+\Delta t} \left[\left(k_f A_f \frac{T_F^{p+1} - T_P^{p+1}}{\Delta z} \right) - \left(k_b A_b \frac{T_P^{p+1} - T_B^{p+1}}{\Delta z} \right) \right] dt + \int_t^{t+\Delta t} S \Delta V dt = \\
& \rho c_p (T_P^{p+1} - T_P^p) \Delta V + \rho L (f_P^{p+1} - f_P^p) \Delta V
\end{aligned} \tag{5.6}$$

Para se avaliar o primeiro membro da Equação 5.6 são necessárias considerações sobre a variação de T_P , T_E , T_W , T_N , T_S , T_F e T_B com o tempo. Pode-se usar as temperaturas no instante de tempo t ou $t + \Delta t$ ou mesmo uma combinação delas nestes instantes, para calcular a integral no tempo do primeiro membro da Equação 5.6. Nessa solução, será considerada, tomando como base uma abordagem totalmente implícita, ou seja, uma formulação que dá origem a um sistema de equações com todos os nós da malha acoplados entre si,

$$\int_t^{t+\Delta t} T_P dt = T_P^{p+1} \Delta t. \tag{5.7}$$

Adicionalmente, considerando uma malha estruturada e uniforme,

$$\begin{aligned}
A_e = A_w = \Delta y \cdot \Delta z, \quad A_n = A_s = \Delta x \cdot \Delta z, \quad A_f = A_b = \Delta x \cdot \Delta y, \\
\Delta V = \Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z
\end{aligned} \tag{5.8}$$

O termo fonte, por sua vez, pode ser linearizado,

$$S = S_u^{p+1} + S_P^{p+1} T_P^{p+1} \tag{5.9}$$

Com isso, substituindo as Equações 5.7, 5.8 e 5.9 na Equação 5.6 e integrando no

tempo,

$$\begin{aligned}
& \left[\left(k_e \Delta y \Delta z \frac{T_E^{p+1} - T_P^{p+1}}{\Delta x} \right) - \left(k_w \Delta y \Delta z \frac{T_P^{p+1} - T_W^{p+1}}{\Delta x} \right) \right] \Delta t + \\
& \left[\left(k_n \Delta x \Delta z \frac{T_N^{p+1} - T_P^{p+1}}{\Delta y} \right) - \left(k_s \Delta x \Delta z \frac{T_P^{p+1} - T_S^{p+1}}{\Delta y} \right) \right] \Delta t + \\
& \left[\left(k_f \Delta x \Delta y \frac{T_F^{p+1} - T_P^{p+1}}{\Delta z} \right) - \left(k_b \Delta x \Delta y \frac{T_P^{p+1} - T_B^{p+1}}{\Delta z} \right) \right] \Delta t + \\
& + (S_u^{p+1} + S_P^{p+1} T_P^{p+1}) \Delta V \Delta t = \rho c_p (T_P^{p+1} - T_P^p) \Delta V + \rho L (f_P^{p+1} - f_P^p) \Delta V
\end{aligned} \tag{5.10}$$

Dividindo os membros da Equação 5.10 por $\Delta V \Delta t$,

$$\begin{aligned}
& k_e \frac{T_E^{p+1} - T_P^{p+1}}{(\Delta x)^2} - k_w \frac{T_P^{p+1} - T_W^{p+1}}{(\Delta x)^2} + k_n \frac{T_N^{p+1} - T_P^{p+1}}{(\Delta y)^2} - k_s \frac{T_P^{p+1} - T_S^{p+1}}{(\Delta y)^2} + \\
& + k_f \frac{T_F^{p+1} - T_P^{p+1}}{(\Delta z)^2} - k_b \frac{T_P^{p+1} - T_B^{p+1}}{(\Delta z)^2} + S_u^{p+1} + S_P^{p+1} T_P^{p+1} = \\
& \frac{\rho c_p}{\Delta t} (T_P^{p+1} - T_P^p) + \frac{\rho L}{\Delta t} (f_P^{p+1} - f_P^p)
\end{aligned} \tag{5.11}$$

Considerando a estimativa da condutividade térmica de uma fronteira de dois volumes de controle por meio da média aritmética das condutividades desses dois volumes, os termos k_e , k_w , k_n , k_s , k_f e k_b podem ser interpolados em malha uniforme de forma que,

$$\begin{aligned}
k_e &= \frac{k_E + k_P}{2}, & k_w &= \frac{k_W + k_P}{2}, & k_n &= \frac{k_N + k_P}{2}, & k_s &= \frac{k_S + k_P}{2} \\
k_f &= \frac{k_F + k_P}{2}, & k_b &= \frac{k_B + k_P}{2}
\end{aligned} \tag{5.12}$$

Substituindo a Equação 5.12 nos termos de difusão da Equação 5.11 e rearranjando

os termos comuns,

$$\begin{aligned}
& \left[\frac{k_E + k_P}{(\Delta x)^2} + \frac{k_W + k_P}{(\Delta x)^2} + \frac{k_N + k_P}{(\Delta y)^2} + \frac{k_S + k_P}{(\Delta y)^2} + \frac{k_F + k_P}{(\Delta z)^2} + \frac{k_B + k_P}{(\Delta z)^2} \right] T_P^{p+1} + \\
& + \left[\frac{2\rho c_p}{\Delta t} - 2S_P^{p+1} \right] T_P^{p+1} = \frac{k_E + k_P}{(\Delta x)^2} T_E + \frac{k_W + k_P}{(\Delta x)^2} T_W + \frac{k_N + k_P}{(\Delta y)^2} T_N + \\
& + \frac{k_S + k_P}{(\Delta y)^2} T_S + \frac{k_F + k_P}{(\Delta z)^2} T_F + \frac{k_B + k_P}{(\Delta z)^2} T_B + 2S_u^{p+1} + \frac{2\rho c_p}{\Delta t} T_P^p - \\
& - \frac{2\rho L}{\Delta t} (f_P^{p+1} - f_P^p)
\end{aligned} \tag{5.13}$$

Com isso, a Equação 5.13 pode ser escrita como,

$$a_P T_P^{p+1} = a_E T_E^{p+1} + a_W T_W^{p+1} + a_N T_N^{p+1} + a_S T_S^{p+1} + a_F T_F^{p+1} + a_B T_B^{p+1} + b \tag{5.14}$$

onde,

$$\begin{aligned}
a_E &= \frac{k_E + k_P}{(\Delta x)^2}, & a_W &= \frac{k_W + k_P}{(\Delta x)^2}, & a_N &= \frac{k_N + k_P}{(\Delta y)^2}, \\
a_S &= \frac{k_S + k_P}{(\Delta y)^2}, & a_F &= \frac{k_F + k_P}{(\Delta z)^2}, & a_B &= \frac{k_B + k_P}{(\Delta z)^2}
\end{aligned} \tag{5.15}$$

$$a_P = a_E + a_W + a_N + a_S + a_F + a_B + \frac{2\rho c_p}{\Delta t} - 2S_P^{p+1} \tag{5.16}$$

$$b = 2S_u^{p+1} + \frac{2\rho c_p}{\Delta t} T_P^p - \frac{2\rho L}{\Delta t} (f_P^{p+1} - f_P^p) \tag{5.17}$$

Em uma malha tridimensional composta por volumes de controle da Figura 5.1, cada um dos seus nós P , tem a sua temperatura T_P^{p+1} que pode ser determinada pela Equação 5.14. Além disso, a Equação 5.14 é formada por coeficientes que relacionam as condutividades térmicas de dois nós adjacentes entre si e pelo termo independente b que carrega consigo a expressão da fração mássica, caracterizando não linearidades para o problema. Com isso, é formado um sistema de equações não lineares e com o número de incógnitas igual ao número de nós da referida malha. Entretanto, como mencionado anteriormente, o método totalmente implícito resulta em equações acopladas, e as temperaturas T_P^{p+1} , T_E^{p+1} , T_W^{p+1} , T_N^{p+1} , T_S^{p+1} , T_F^{p+1} e T_B^{p+1} são incógnitas de cada equação do sistema. Portanto, o sistema de equações, o problema da mudança de fase e o condutividade térmica não linear requerem um método iterativo para convergência das suas soluções. Mesmo que esse sistema seja composto por equações não lineares, a proposta de convergência desacoplada

de cada não linearidade, permite o uso do método SOR (*Successive Over-Relaxation*), desenvolvido para solução de sistemas lineares. A seguir são apresentados os métodos numéricos para tais soluções, exceto para a condutividade térmica não linear, que será apresentada em detalhes por meio do seu algoritmo no Capítulo 6.

5.2 Método iterativo para a solução de sistemas de equações

Com o objetivo de se resolver o sistema de equações formado pela Equação 5.14, foi utilizado o método SOR, que representa uma variação do método iterativo Gauss-Seidel (MALISKA, 2017).

Fazendo,

$$a_E T_E^{p+1} + a_W T_W^{p+1} + a_N T_N^{p+1} + a_S T_S^{p+1} + a_F T_F^{p+1} + a_B T_B^{p+1} + b = R \quad (5.18)$$

a Equação 5.14 se resume a:

$$a_P T_P^{p+1} = R \quad (5.19)$$

A forma genérica para a atualização de T_P^{p+1} pode ser dada por,

$$T_P^{e+1} = T_P^e + \zeta \cdot W_P \quad (5.20)$$

onde e é o índice de iteração da temperatura, ζ o fator de sobre-relaxação e W_P a correção. Ocorre a convergência quando $W_P \rightarrow 0$. Com isso, pode ser considerado,

$$T_P^{p+1} = T_P^{e+1} + W_P \quad (5.21)$$

Substituindo a Equação 5.21 na Equação 5.19,

$$a_P (T_P^{e+1} + W_P) = R \quad (5.22)$$

Isolando W_P na Equação 5.22,

$$W_P = \frac{R}{a_P} - T_P^{e+1} \quad (5.23)$$

Por fim, substituindo a Equação 5.23 na Equação 5.20 e isolando T_P^{e+1} ,

$$T_P^{e+1} = \frac{T_P^e + \zeta \left(\frac{R}{a_P} \right)}{1 + \zeta} \quad (5.24)$$

E como critério de tolerância para a convergência, foi assumido,

$$|T_P^{e+1} - T_P^e| < \epsilon = 1 \cdot 10^{-5} \quad (5.25)$$

A escolha do método é justificada por possibilitar o tratamento independente para cada um dos nós da malha, como observado na Equação 5.24. Com isso, é possível determinar as suas temperaturas do passo $p + 1$ de forma simultânea, ou seja, o problema é passível de ser paralelizado em uma GPU.

5.3 Solução do problema da mudança de fase

Para que o sistema não linear, composto pelas equações advindas da Equação 5.14, seja resolvido, é necessário que a fração mássica f_P^{p+1} seja conhecida, dado que o seu instante anterior f_P^p já está determinado. Para isso, foi utilizado um método iterativo (MAGALHÃES; LEMOS, 2020), de forma análoga ao apresentado na Seção 5.2.

Fazendo,

$$a_E T_E^{p+1} + a_W T_W^{p+1} + a_N T_N^{p+1} + a_S T_S^{p+1} + a_F T_F^{p+1} + a_B T_B^{p+1} = Y \quad (5.26)$$

e

$$C = b + \frac{2\rho L}{\Delta t} f_P^{p+1} \quad (5.27)$$

a Equação 5.14 se resume a:

$$a_P T_P^{p+1} - Y = C - \frac{2\rho L}{\Delta t} f_P^{p+1} \quad (5.28)$$

A forma genérica de atualização para a fração mássica pode ser dada por,

$$f_P^{g+1} = f_P^g + \xi \cdot Z_P \quad (5.29)$$

onde g é o índice de iteração da fração mássica, ξ o fator de sobre-relaxação e Z_P a

correção. Ocorre a convergência quando $Z_P \rightarrow 0$. Com isso, pode ser considerado,

$$f_P^{p+1} = f_P^{g+1} + Z_P \quad (5.30)$$

Para se obter coerência entre a correção e o modelo térmico, deve-se tomar $T_P^{p+1} = T_f$, que é a temperatura de fusão, e considerar a função de entalpia dada pela Equação 4.3.

Substituindo a Equação 5.30 na Equação 5.28,

$$a_P T_P^{p+1} - Y = C - \frac{2\rho L}{\Delta t} (f_P^{g+1} + Z_P) \quad (5.31)$$

Na Equação 5.31, isolando Z_P ,

$$Z_P = (C + Y - a_P T_P^{p+1}) \frac{\Delta t}{2\rho L} - f_P^{g+1} \quad (5.32)$$

Por fim, substituindo a Equação 5.32 na Equação 5.29 e isolando f_P^{g+1} ,

$$f_P^{g+1} = \frac{f_P^g + \xi \frac{\Delta t}{2\rho L} (C + Y - a_P T_f)}{\xi + 1} \quad (5.33)$$

E como critério de tolerância para a convergência, foi assumido,

$$|f_P^{g+1} - f_P^g| < \epsilon = 1 \cdot 10^{-3} \quad (5.34)$$

Como observado na Seção 5.2, por obedecer o seu mesmo princípio, o problema da mudança de fase também pode ser resolvido de forma paralelizada na GPU.

6 Programação em Linguagem CUDA-C

Esse capítulo tem o propósito de apresentar a linguagem utilizada nas simulações computacionais. A execução das rotinas que requerem alguma convergência (solução de sistema de equações, solução do problema da mudança de fase e tratamento da condutividade térmica não linear) consomem praticamente 99% do tempo computacional para a solução de uma análise térmica. Com a finalidade de otimizar o tempo computacional de execução dessas rotinas, optou-se em programá-las em linguagem CUDA-C. Para tanto, conforme mencionado na Subseção 3.2.2, recorreu-se ao emprego de uma GPU GeForce GTX 1660 Ti 6GB da NVIDIA[®]. A sua arquitetura de processamento é basicamente composta *grids*, *blocks* e *threads*.

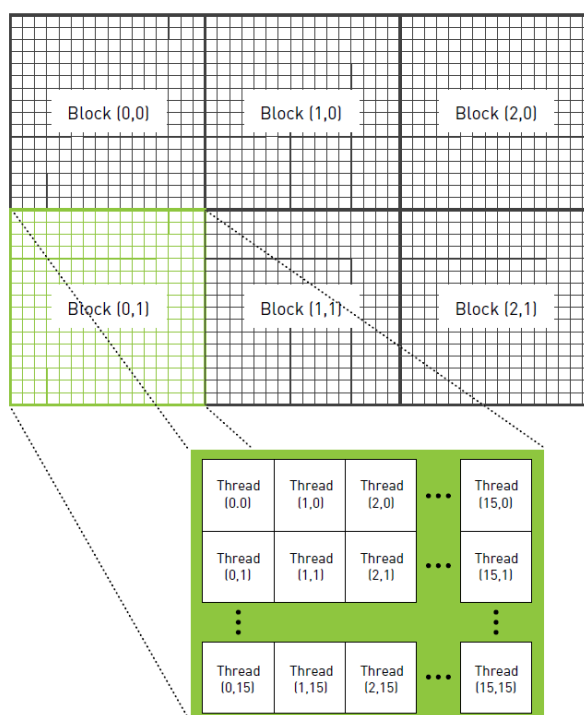


FIGURA 6.1 – Representação bidimensional da arquitetura de processamento de uma GPU (SANDERS; KANDROT, 2010).

Na Figura 6.1 é apresentada uma pequena porção de um *grid* bidimensional. Este acomoda os *blocks*, que por sua vez acomodam os *threads*. Em uma GPU, tal arquitetura é, na realidade, organizada tridimensionalmente. No caso do hardware utilizado nesse

trabalho, têm-se aproximadamente 2,15 bilhões de *blocks*, na direção *x*, e 65.535 *blocks*, nas direções *y* e *z*. Em cada um dos *blocks* têm-se 1.024 *threads*, nas direções *x* e *y*, e 64 *threads* na direção *z*. Como cada *thread* é uma unidade de processamento, percebe-se tamanho poder para a execução paralela das rotinas. Como forma de evitar possíveis instabilidades do *hardware* e limitações *threads* disponíveis para a execução paralelizada, recorreu-se a alternativa estável de utilização de 256 *blocks* com 256 *threads*, o que permite liberdade de alocação de memória das rotinas, sendo limitada apenas pela quantidade de VRAM (*Video Random-Access Memory*) disponível na GPU, que no caso são 6GB.

O fluxograma da Figura 6.2 apresenta os passos de execução do programa *in house* desenvolvido. As cores azul e verde das figuras do fluxograma indicam que o processamento das rotinas ocorreu na CPU e na GPU, respectivamente. De forma resumida, o programa inicia-se com a declaração das variáveis que são alocadas na CPU e na GPU. Após isso, são impostas as condições do problema e definidas as tolerâncias aceitáveis para a convergência de temperatura, propriedades termofísicas e fração mássica. O próximo passo é o cálculo das temperaturas e fração mássica para cada instante de tempo. Percebe-se que existe a necessidade de solução do sistema linear (execução e convergência do SOR-M) para cada iteração de convergência da fração mássica *f* e das propriedades *k* e *c_p*.

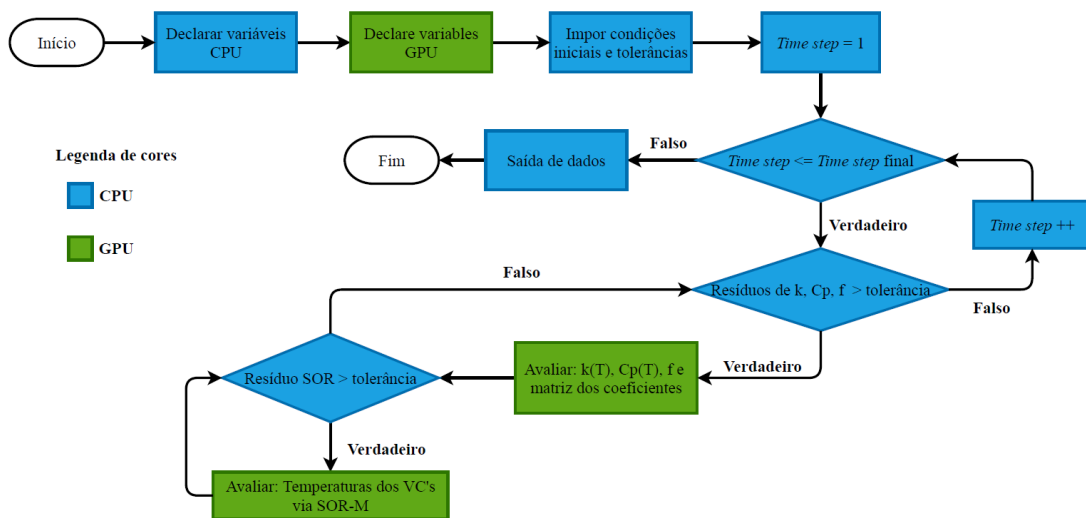


FIGURA 6.2 – Fluxograma do programa *in house* desenvolvido.

A seguir, são apresentados os detalhes dos principais algoritmos utilizados para a solução do modelo numérico apresentado no Capítulo 5. Além desses, o programa comporta rotinas destinadas à criação de malhas tridimensionais estruturas e uniformes, alocação de memória em vetores para as variáveis necessárias, leitura de dados de entrada e exportação de resultados.

6.1 Algoritmo – SOR-M

O Algoritmo 6.1 apresenta as rotinas para execução do SOR-M na GPU. Com o intuito de otimizar ainda mais o tempo computacional para a convergência do método iterativo SOR, optou-se por uma sutil modificação em seu algoritmo com o uso de um *loop for* (linha 6) que repete SM vezes a convergência do método para cada iteração das propriedades termofísicas (k e c_p) e da fração mássica (MAGALHÃES; LEMOS, 2020). Dentro do *loop while* entre as linhas 5 e 18 do Algoritmo 6.1, as Equações 5.18 e 5.20 são executadas de forma paralela em cada um dos *threads* identificados pela variável i . Para que esse dinamismo seja síncrono, ou seja, os *threads* sejam todos executados antes da próxima instrução, a função `_syncthreads()` é utilizada. Por outro lado, a função `atomicAdd` é responsável por adicionar todos os resíduos provenientes de res , que, por sua vez, recebe paralelamente o resíduo para a temperatura de cada nó P . Por fim, para concentrar a convergência nos locais de maior variação térmica, são executadas as linhas 14 a 16 do Algoritmo 6.1. Com as informações da variável `resExt`, o resíduo que verifica a convergência do SOR-M é calculado externamente ao CUDA, de forma que o resíduo avaliado seja `resExt[0]/resExt[1]` na CPU.

Algoritmo 6.1: SOR-M (linguagem CUDA-C)

```

1 _global_ SOR-M ( $a_P, a_E, a_W, a_N, a_S, a_F, a_B, b, \zeta, SM, T_P, Nodes, resExt$ );
2 double res;
3 int  $i = threadIdx.x + blockIdx.x * blockDim.x$ ;
4 int  $a = 1$ ;
5 while  $i < Nodes$  do
6     for  $j = 1 : SM$  do
7          $T_P^p(i) = T_P^{p+1}(i)$ ;
8         Avaliar a Equação 5.18;
9         Avaliar a Equação 5.24;
10        _syncthreads();
11    end
12     $res(i) = \sqrt{[T_P^p(i) - T_P^{p+1}(i)]^2}$ ;
13    atomicAdd(&resExt[0], res(i));
14    if  $res(i) > 10^{-3}$  then
15        atomicAdd(&resExt[1], a);
16    end
17     $i = i + blockDim.x * gridDim.x$ ;
18 end

```

6.2 Algoritmo – Mudança de fase

O Algoritmo 6.2 apresenta as rotinas para a solução do problema de mudança de fase, também executado na GPU e que possui certa semelhança com os recursos do Algoritmo 6.1. Para cada nó da malha, as Equações 5.26, 5.27, 5.33 e 4.3 serão avaliadas para se obter o resíduo indicado na linha 12. Os resíduos de todos os nós são somados pela função *atomicAdd* da linha 13. Para se garantir a convergência da mudança de fase, as linhas 14 a 16 identificam a região de interesse, ou seja, que possui a quantidade de nós que ainda não convergiram.

Algoritmo 6.2: Mudança de fase (linguagem CUDA-C)

```

1  _global_ mudFase ( $a_P, a_E, a_W, a_N, a_S, a_F, a_B, b, \xi, f_P, T_P, T_f, Nodes, resExt$ );
2  double res;
3  int  $i = threadIdx.x + blockIdx.x * blockDim.x$ ;
4  int  $a = 1$ ;
5  while  $i < Nodes$  do
6       $f_P^g(i) = f_P^{g+1}(i)$ ;
7      Avaliar a Equação 5.26;
8      Avaliar a Equação 5.27;
9      Avaliar a Equação 5.33;
10     Avaliar a Equação 4.3;
11     _syncthreads();
12      $res = \sqrt{[f_P^g(i) - f_P^{g+1}(i)]^2}$ ;
13     atomicAdd(&resExt[0], res(i));
14     if  $res(i) > 10^{-3}$  then
15         | atomicAdd(&resExt[1], a);
16     end
17      $i = i + blockDim.x * gridDim.x$ ;
18 end

```

6.3 Algoritmo – Propriedades termofísicas não lineares

Para o cálculo da condutividade térmica e do calor específico a pressão contante do material, recorreu-se às funções que representam as suas variações com a temperatura, conforme apresentado no Capítulo 4 pelas Equações 7.1 e 7.2. As rotinas para essas não linearidades compõem o Algoritmo 6.3. De forma análoga, para cada um dos nós da malha 3D, são avaliados os valores da sua condutividade térmica e calor específico. Com

o intuito de convergir os resultados, as instruções das linhas 11 a 18 são executadas.

Algoritmo 6.3: Propriedades termofísicas não lineares (linguagem CUDA-C)

```

1  _global_ nonLinearProp ( $T_P$ ,  $k$ ,  $Nodes$ ,  $resExtk$ ,  $resExtCp$ );
2  double  $resk$ ,  $resCp$ ;
3  int  $i = threadIdx.x + blockIdx.x * blockDim.x$ ;
4  int  $a = 1$ ;
5  while  $i < Nodes$  do
6       $k^g(i) = k^{g+1}(i)$ ;
7       $C_p^g(i) = C_p^{g+1}(i)$ ;
8       $k^{g+1}(i) = \text{Equação 7.1}$ ;
9       $C_p^{g+1}(i) = \text{Equação 7.2}$ ;
10     _syncthreads();
11      $resk(i) = \sqrt{(k^p(i) - k^{p+1}(i))^2}$ ;
12      $resCp(i) = \sqrt{(C_p^p(i) - C_p^{p+1}(i))^2}$ ;
13     atomicAdd(& $resExtk[0]$ ,  $res(i)$ );
14     atomicAdd(& $resExtCp[0]$ ,  $res(i)$ );
15     if  $res(i) > 10^{-5}$  then
16         atomicAdd(& $resExtk[1]$ ,  $a$ );
17         atomicAdd(& $resExtCp[1]$ ,  $a$ );
18     end
19      $i = i + blockDim.x * gridDim.x$ ;
20 end

```

6.4 Algoritmo – Processo iterativo de convergência das não linearidades

O Algoritmo 6.4 apresenta as rotinas para cada intervalo de tempo do processo de soldagem. Para que as funções executadas na GPU estejam sincronizadas com a execução da função principal da CPU, utiliza-se a função `cudaDeviceSynchronize()`. Inicialmente são realizadas as alocações de memória para as variáveis da CPU e da GPU (linhas 2 e 3). Na linha 4, são definidas as tolerâncias desejadas para o *solver* SOR-M, para a mudança de fase, e propriedades termofísicas. O processo iterativo se inicia com um *loop while* na linha 7 com a verificação das tolerâncias estipuladas. Internamente a esse *while* são calculados, na linha 8, os coeficientes das Equações 5.15, 5.16 e 5.17. O cálculo de convergência do SOR-M é realizado no seu *loop* da linha 9 a 13. Resolvido o sistema linear, calcula-se a condutividade térmica, o calor específico e a fração mássica, obtendo-se assim os seus resíduos, que serão avaliados e verificados pela condição da linha 7. Esse processo

é executado para cada instante de tempo previamente escolhido e desejado para a solução do modelo.

Do Algoritmo 6.4 nota-se que existe a necessidade de convergência do SOR-M para cada atualização da fração mássica f e das propriedades não lineares. As temperaturas dos nós em um instante de tempo $p+1$ só atinge sua convergência quando as tolerâncias de f , k e c_p forem respeitadas. A possibilidade de serem paralelizadas essas rotinas, que são repetidamente executadas, reduz significativamente o tempo computacional para solução do problema térmico.

Algoritmo 6.4: Iteração das não linearidades para cada instante de tempo

```

1 Início;
2 Tolerâncias já definidas (SOR-M, mudança de fase –  $f$ , condutividade térmica –  $k$ 
   e calor específico –  $c_p$ );
3  $T^p = T^{p+1}$ ;
4  $f^p = f^{p+1}$ ;
5 while  $resf > tolerância\ f \ || \ resk > tolerância\ k \ || \ resc_p > tolerância\ c_p$  do
6   Cálculo dos coeficientes  $a_P, a_E, a_W, a_N, a_S, a_F, a_B, b$ ;
7   while  $resSOR[0] > tolerância\ SOR$  do
8     Execução do Algoritmo 6.1  $cudaDeviceSynchronize()$ ;
9      $resSOR[0] = resSOR[0]/resSOR[1]$ ;
10  end
11  Execução do Algoritmo 6.3;
12   $cudaDeviceSynchronize()$ ;
13  Execução do Algoritmo 6.2;
14   $cudaDeviceSynchronize()$ ;
15   $resf[0] = resf[0]/resf[1]$ ;
16   $resk[0] = resk[0]/resk[1]$ ;
17   $resc_p[0] = resc_p[0]/resc_p[1]$ ;
18 end

```

7 Procedimento Experimental

Neste capítulo são apresentados os equipamentos utilizados no processo de soldagem a LASER, assim como os procedimentos e propriedades adotados para a solução e validação do modelo numérico proposto. Como apoio a este trabalho, é apresentado um experimento do processo de soldagem a LASER em aço AISI 1020, realizado pelo Laboratório de Mecânica de Precisão (LPM), da Universidade Federal de Santa Catarina.

7.1 Equipamentos e material utilizados

O experimento foi realizado com um equipamento composto por uma fonte de LASER de fibra IPG – YLS 10kW, fixada a uma fibra ótica e um cabeçote de processamento Precitec YW52. Para a aquisição das temperaturas, utilizou-se uma placa National USB 6218 de 32 *inputs* com 16 bits cada e 250 Kbps de velocidade de transferência. Associados à placa de aquisição, utilizou-se termopares do tipo k, considerado o mais resistente à oxidação em altas temperaturas, como é o caso deste experimento. A taxa de aquisição do equipamento foi ajustada em 10 Hz ($\Delta t = 0.1$ s). Como parâmetros de soldagem no modo de condução, ajustou-se a sua velocidade em 3 m/min, a potência em 3 kW e o diâmetro focal em 880 μm com distribuição Gaussiana. Como amostra, utilizou-se uma chapa em aço AISI 1020 de dimensões 9.5 mm \times 31 mm \times 207 mm. A Figura 7.1 apresenta o aparato experimental utilizado, sendo indicado o cabeçote de soldagem a LASER e o posicionamento da amostra, sobre uma mesa que se movimenta de acordo com a velocidade de soldagem escolhida. A Figura 7.2 apresenta a amostra com os dez termopares posicionados além do aspecto superficial do cordão de solda com o processo de soldagem já finalizado. Esquemáticamente, os termopares foram igualmente espaçados e posicionados como apresentado na Figura 7.3, onde $\Delta z = (5.0 \pm 0.5)$ mm e $\Delta x = (1.8 \pm 0.2)$ mm. Os termopares, identificados por T_i com $i = 0$ a 9, permitiram a aquisição das temperaturas por um período de 5 segundos, que compreende o percurso da tocha de solda, entre o início e término da soldagem, e o tempo de resfriamento.

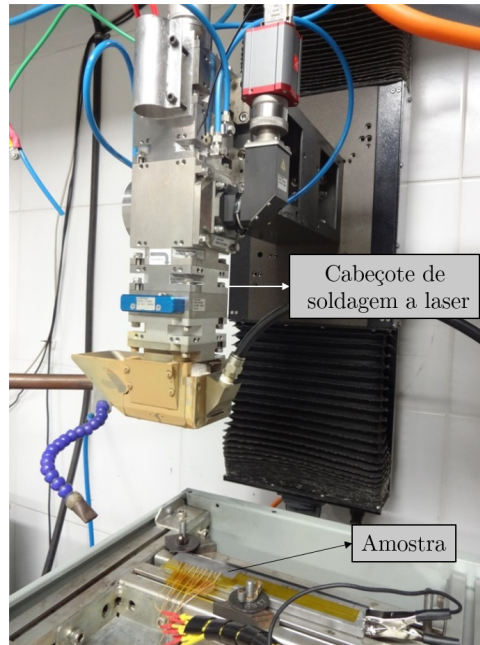


FIGURA 7.1 – Bancada experimental com o cabeçote de soldagem a LASER, amostra com os termopares posicionados e aspecto superficial do cordão de solda.



FIGURA 7.2 – Amostra com os termopares posicionados e aspecto superficial do cordão de solda.

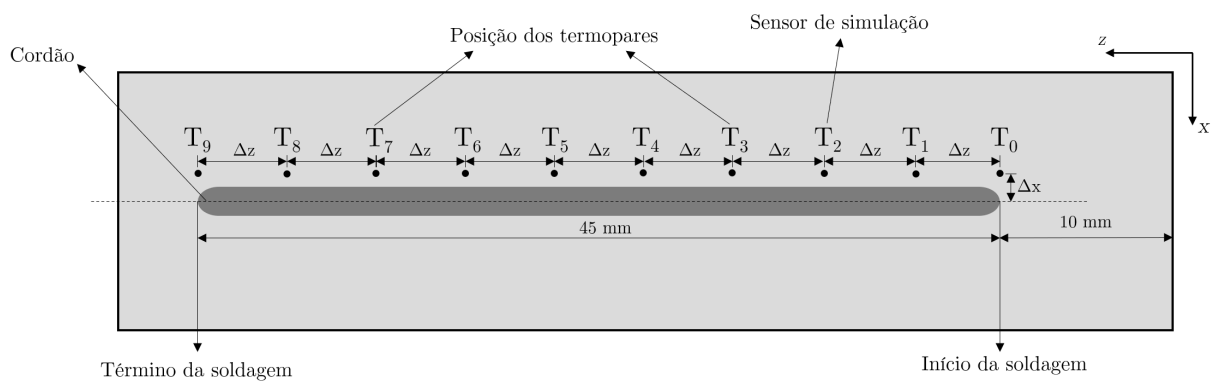


FIGURA 7.3 – Esquema de posicionamento dos termopares sobre a amostra e posição do sensor de simulação de temperaturas.

7.2 Propriedades termofísicas do aço AISI 1020

De forma geral, as propriedades termofísicas de um material refere-se a sua resposta quando uma fonte de calor transfere energia para ele. Dentre elas, foram consideradas sensíveis à mudança de temperatura a condutividade térmica e o calor específico a pressão constante.

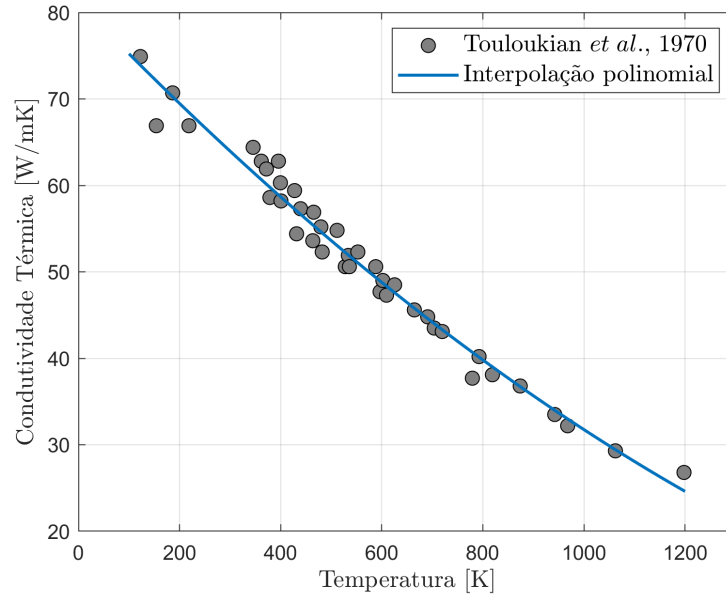


FIGURA 7.4 – Condutividade térmica do aço AISI 1020 em função da temperatura (TOULOUKIAN *et al.*, 1970).

Desta forma, a partir da curva de ajuste aos dados da Figura 7.4, obteve-se $k = k(T)$:

$$k(T) = 1.144 \times 10^{-5} \cdot T^2 - 0.06088 \cdot T + 81.19 \text{ [W/mK]} \quad (7.1)$$

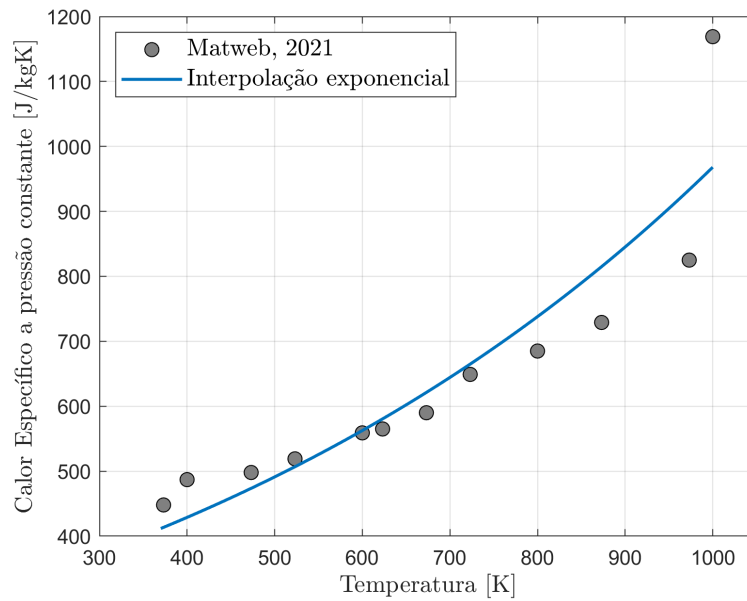


FIGURA 7.5 – Calor específico a pressão constante do aço AISI 1020 em função da temperatura (MATWEB, 2021).

Analogamente, $C_p = C_p(T)$ foi estimado por meio da curva de ajuste aos dados da Figura 7.5,

$$C_p(T) = 278.7e^{1.196 \times 10^{-3}T} \text{ [J/kgK]} \quad (7.2)$$

As propriedades termofísicas consideradas constantes são as apresentadas na Tabela 7.1.

TABELA 7.1 – Propriedades termofísicas do aço AISI 1020 (MATWEB, 2021).

Densidade [kg/m ³]	7870
Calor Latente [J/kg]	2.5×10^5
Temperatura de fusão [°C]	1450

7.3 Propriedades termofísicas do ar a pressão atmosférica

Para a solução do modelo matemático de transferência de calor por convecção, apresentado na Seção 4.3, torna-se necessário o conhecimento das propriedades termofísicas do ar (Pr , k_{ar} , ν), que foram consideradas sensíveis à mudança de temperatura e nas condições de pressão atmosférica. Com auxílio da ferramenta *CoolProp* (BELL *et al.*, 2014) obtiveram-se tais propriedades.

As curvas de ajuste aos dados das Figuras 7.6, 7.7 e 7.8, para o número de Prandtl do

ar, com seus respectivos intervalos de validade são expressas por,

$$Pr(T) = \begin{cases} -4.448 \times 10^{-10}T^3 + 9.166 \times 10^{-7}T^2 - \\ \quad -5.584 \times 10^{-4}T + 0.8041, & \text{para } 200 \leq T \leq 600 \text{ K} \\ -1.018 \times 10^{-11}T^3 - 1.246 \times 10^{-8}T^2 + \\ \quad +1.067 \times 10^{-4}T + 0.6453, & \text{para } 600 < T \leq 1500 \text{ K} \\ 4.230 \times 10^{-12}T^3 - 3.268 \times 10^{-8}T^2 + \\ \quad +7.521 \times 10^{-5}T + 0.6898, & \text{para } 1500 < T \leq 3000 \text{ K} \\ 0.7354, & \text{para } T > 3000 \text{ K} \end{cases} \quad (7.3)$$

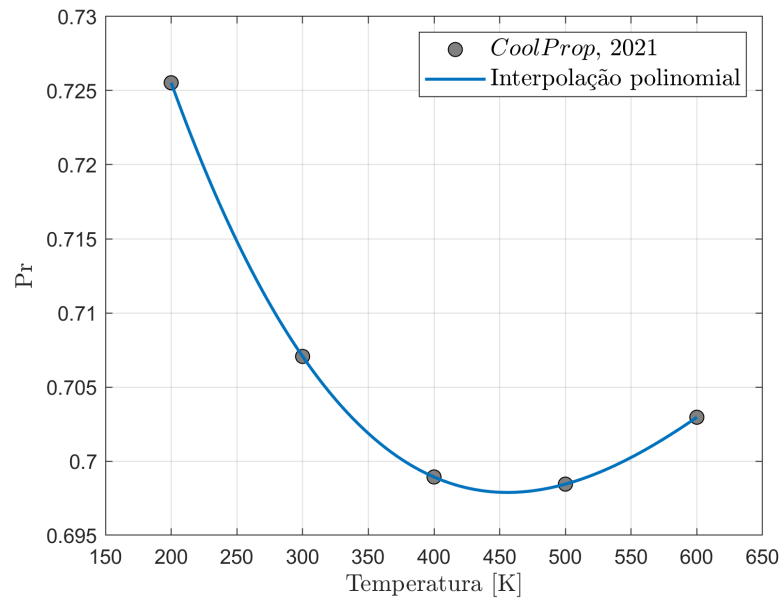


FIGURA 7.6 – Número de Prandtl do ar a pressão atmosférica para $200 \leq T \leq 600$ K (Fonte: *CoolProp*).

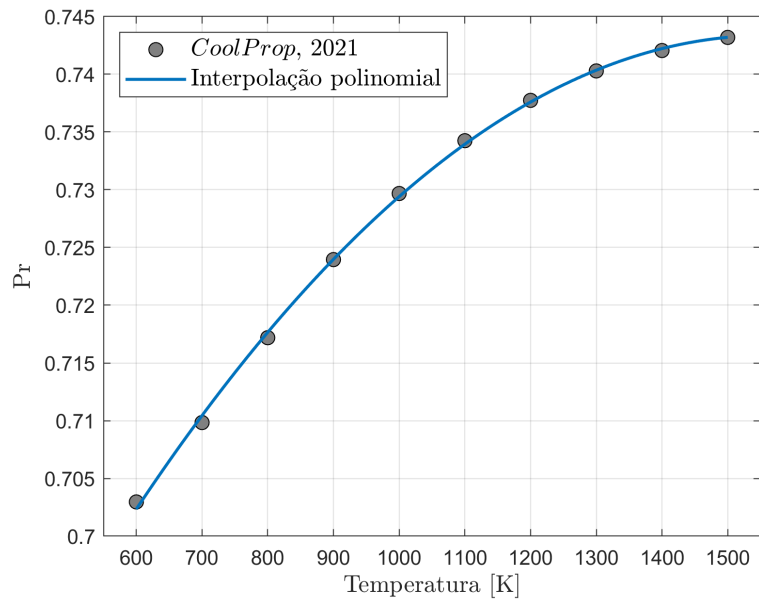


FIGURA 7.7 – Número de Prandtl do ar a pressão atmosférica para $600 < T \leq 1500$ K (Fonte: *CoolProp*).

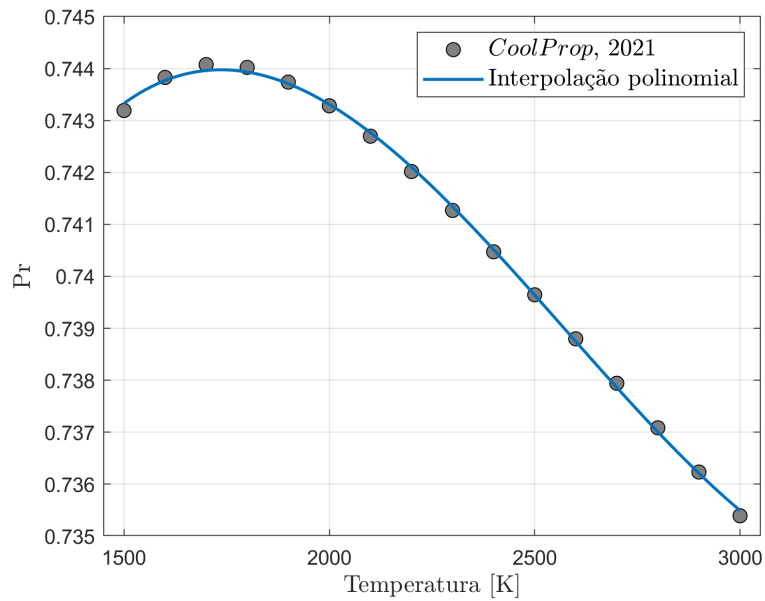


FIGURA 7.8 – Número de Prandtl do ar a pressão atmosférica para $1500 < T \leq 3000$ K (Fonte: *CoolProp*).

De forma análoga, as equações para a condutividade térmica do ar foram obtidas a partir da Figura 7.9 e são expressas por,

$$k_{ar}(T) = \begin{cases} 2.241 \times 10^{-12}T^3 - 1.449 \times 10^{-8}T^2 + \\ + 7.458 \times 10^{-5}T + 0.00536 \text{ [W/mK]}, & \text{para } 200 \leq T \leq 3000 \\ 0.1586 \text{ [W/mK]}, & \text{para } T > 3000 \end{cases} \quad (7.4)$$

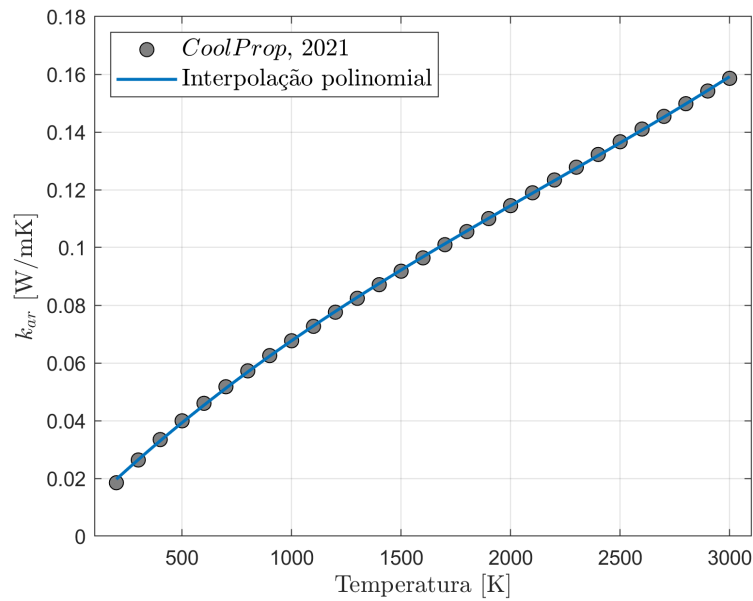


FIGURA 7.9 – Condutividade térmica do ar a pressão atmosférica para $200 \leq T \leq 3000$ K (Fonte: *CoolProp*).

Por fim, a viscosidade cinemática foi estimada a partir do ajuste da Figura 7.10 sendo expressa por,

$$\nu_{ar}(T) = \begin{cases} 6.097 \times 10^{-11}T^2 + 7.771 \times 10^{-8}T - \\ \quad -1.466 \times 10^{-5} \text{ [m}^2\text{/s]}, & \text{para } 200 \leq T \leq 3000 \\ 7.6567 \times 10^{-4} \text{ [m}^2\text{/s]}, & \text{para } T > 3000 \end{cases} \quad (7.5)$$

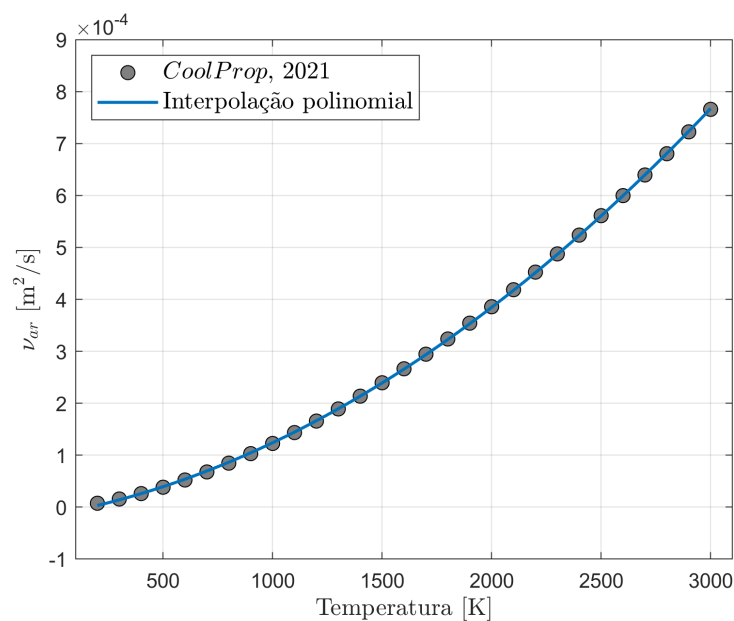


FIGURA 7.10 – Viscosidade cinemática do ar a pressão atmosférica para $200 \leq T \leq 3000$ K (Fonte: *CoolProp*).

8 Resultados e Discussões

A seguir, são apresentados os resultados numéricos obtidos e suas comparações com os resultados experimentais do processo de soldagem a LASER. A Tabela 8.1 resume os dados utilizados na solução do modelo numérico.

TABELA 8.1 – Resumo dos dados utilizados no modelo numérico.

Condições		
Inicial	Contorno	Aporte de calor
$T(x, y, z, t = 0) = T_\infty$	Equações 4.5 a 4.10	Equação 4.23
Parâmetros de Soldagem		
Velocidade	3.0 m/min	
Potência LASER	3.0 kW	
Diâmetro focal	0.88 mm	
Penetração	1.91 mm	
Dimensões da amostra em aço AISI 1020		
L_x	31.0 mm	
L_y	9.5 mm	
L_z	207.0 mm	

8.1 Teste de convergência da malha uniforme tridimensional

Para a solução do modelo numérico apresentado no Capítulo 5, existe a necessidade de criação de malhas tridimensionais. No caso deste trabalho, foram utilizadas malhas estruturadas e uniformes criadas a partir do programa *in house* desenvolvido. Com o intuito de se obter uma melhor representação numérica do processo de soldagem a LASER, realizou-se um teste de convergência da malha. Ele consistiu em variar a quantidade de VC's alocados para a malha e verificar o comportamento da curva de temperatura \times tempo. Para tanto, utilizou-se o sensor de simulação de temperatura, conforme apresen-

tado na Figura 7.3 na mesma posição do termopar T_2 . Esse sensor de simulação exibe a variação da temperatura da sua localização sobre a superfície de aplicação do fluxo de calor. O teste é considerado satisfatório, ou seja, a malha converge, quando é minimizada a maior diferença de temperaturas identificadas pelas malhas selecionadas. A sua execução baseou-se em variar a quantidade de VC's entre 21,000 e 7,203,000, conforme observado na Figura 8.1, que apresenta a variação da temperatura do sensor de simulação com o tempo.

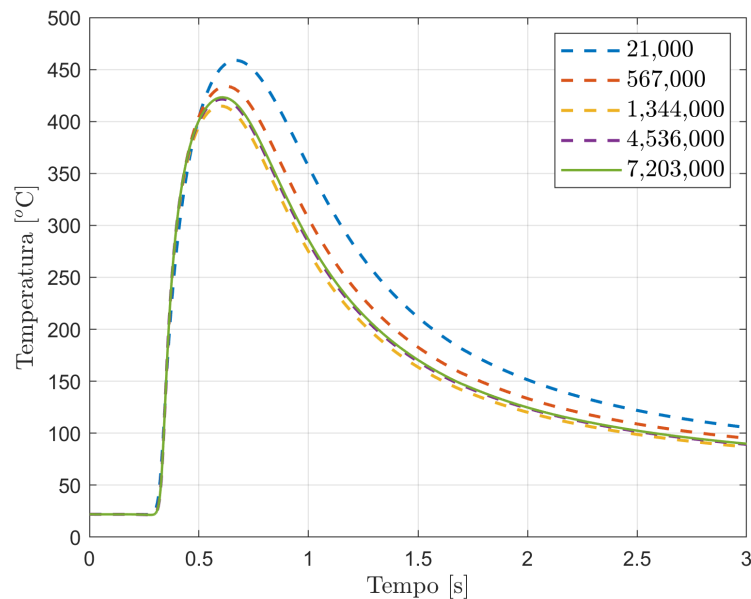


FIGURA 8.1 – Variação da temperatura do sensor de simulação (termopar T_2) em cada uma das malhas selecionadas.

A verificação da convergência foi observada pelo gráfico da Figura 8.2, que exibe as diferenças de temperatura entre a malha de 7,203,000 de VC's e as demais. Como auxílio à decisão, coletou-se os dados apresentados na Tabela 8.2, que indica as comparações entre a malha de 7,203,000 de VC's com as demais. Para tanto, são apresentados: o percentual da máxima variação de temperaturas ΔT , o tempo computacional requerido para se obter três segundos de simulação, além da utilização de VRAM da GPU. Como o máximo ΔT entre as malhas com 4,536,000 e 7,203,000 de VC's apresentou uma diferença de 0.76%, e o aumento do tempo computacional foi de 69%, escolheu-se 4,536,000 de VC's para as simulações numéricas deste trabalho.

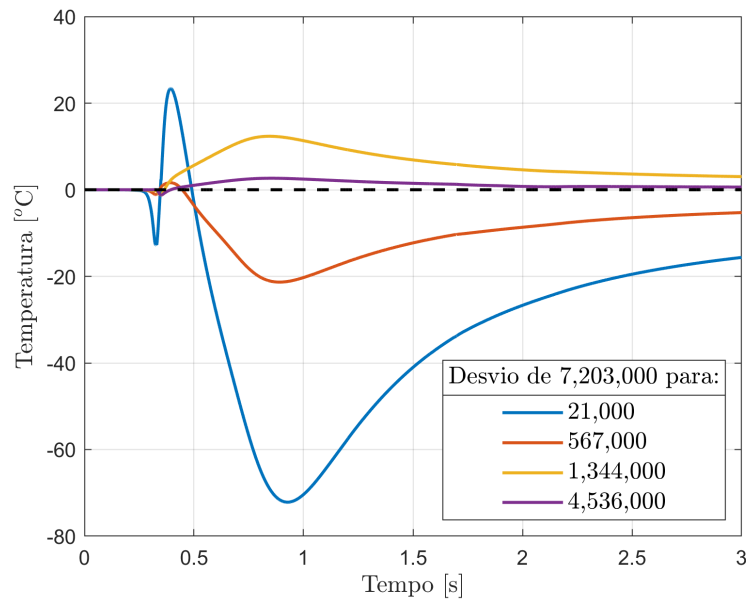


FIGURA 8.2 – Desvio da variação da temperatura do sensor de simulação (termopar T_2) entre a malha de 7,203,000 VC's e as demais.

TABELA 8.2 – Percentual da máxima variação de temperatura, tempo computacional de execução para as malhas testadas e seus consumos de VRAM.

Quantidade de VC's	Máxima ΔT em relação à malha de 7.2 milhões de VC's [%]	Tempo computacional	Utilização de VRAM
21,000	22.89	22 s	188 MB
567,000	6.44	4 min e 31 s	335 MB
1,344,000	3.51	10 min e 11 s	524 MB
4,536,000	0.76	37 min e 12 s	1.3 GB
7,203,000	–	1 h, 2 min e 49 s	1.9 GB

8.2 Otimização do tempo computacional

O tempo computacional é considerado um dos fatores mais importantes em uma simulação. A execução dos algoritmos de forma paralelizada já apresenta um enorme ganho, quando comparada ao uso de apenas um *thread* da CPU. Em termos de custo, também apresenta suas vantagens quando comparada aos *clusters*, que possuem elevado valor agregado, fazendo deles ferramentas de difícil acesso.

Com o intuito de maximizar o desempenho da solução do modelo numérico proposto no Capítulo 5, a modificação no *solver* SOR apresentada no Algoritmo 6.1 permite minimizar o tempo computacional (MAGALHÃES; LEMOS, 2020). A solução do sistema linear do problema executada SM vezes dentro da GPU resulta em agilidade de processamento. Isso

ocorre pois a avaliação dos resíduos das temperaturas necessita ser realizada externamente à GPU, ou seja, na CPU. Essa troca de núcleo de processamento induz aumento de tempo computacional. No entanto, o aumento excessivo no valor da variável SM pode comprometer tal objetivo. Além disso, deve ser realizada a sua relaxação conforme o resíduo do SOR for diminuindo. Caso contrário, mesmo que o método numérico convirja, a solução não será precisa. Esse artifício consiste em basicamente avaliar o resíduo antes da execução do SOR, combinando-o com a relaxação de SM , até que $SM = 1$.

Neste trabalho, a escolha de SM baseou-se em variar o seu valor de 1 até 20 e avaliar o tempo de execução do programa. Todos os testes utilizaram a técnica de relaxação mencionada e foram realizados para os primeiros 0.3 s de simulação, com passo de tempo $dt = 0.01$ s. Neste instante, todas as não linearidades do problema fazem parte da solução, ou seja, existe uma maior demanda do *solver*. Com isso, foi identificado para $SM = 1$, o instante de tempo crítico da simulação em $t = 0.22$ s, ou seja, nesse instante têm-se o maior tempo gasto para a convergência de um passo de tempo, representado pelo Algoritmo 6.4. Após isso, verificou-se o tempo gasto para o mesmo instante de tempo, dado $SM = \{2, 3, \dots, 19, 20\}$.

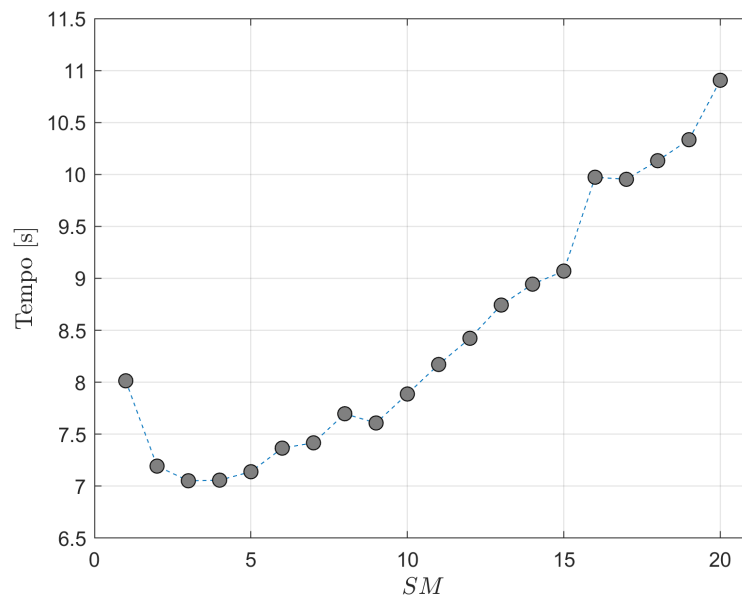


FIGURA 8.3 – Variação do tempo computacional com SM .

Ao observar o gráfico da Figura 8.3, é notável a sua otimização em $SM = 3$, que proporciona uma redução de 12% no tempo computacional para o passo de tempo crítico. Levando-se em consideração uma simulação de 2 s com $dt = 0.01$ s, são necessários 200 intervalos de tempo para completá-la. No melhor dos casos, a economia de 12% no tempo computacional ocorrerá. É importante destacar que essa otimização depende do problema analisado, podendo SM assumir outro valor.

8.3 Simulação no processo de soldagem a LASER

Nesta seção, são apresentadas as comparações dos resultados experimentais com os obtidos na simulação computacional do processo de soldagem a LASER. Primeiramente, realiza-se a sua análise térmica por meio dessas comparações. Em seguida, é apresentado o campo de temperaturas e da fração mássica líquida obtidos computacionalmente, confrontando-os com a realidade. Por fim, os resultados numéricos obtidos a partir do modelo não linear são confrontados com o modelo que considera constantes a condutividade térmica e o calor específico.

8.3.1 Análise térmica do processo de soldagem a LASER

Com base no esquema da Figura 7.3, foram coletados os resultados numéricos para os termopares T_0 , T_2 e T_9 . Para tanto, considerou-se os parâmetros de soldagem apresentados na Seção 7.1, tais como: velocidade, potência e diâmetro focal. Para se obter estabilidade e melhor precisão numérica, foi considerado $dt = 0.001$ s para o intervalo temporal. Ao longo das simulações, o aumento da malha associado com taxas de amostragem menores do que essa, resultava em dificuldade de convergência do método. Isso ocorre dada a elevada taxa de aquecimento do material, que acarretam instabilidades nas não linearidades consideradas. As Figuras 8.4, 8.5 e 8.6 apresentam a comparação gráfica entre os resultados experimental e teórico para os termopares T_0 , T_2 e T_9 , respectivamente.

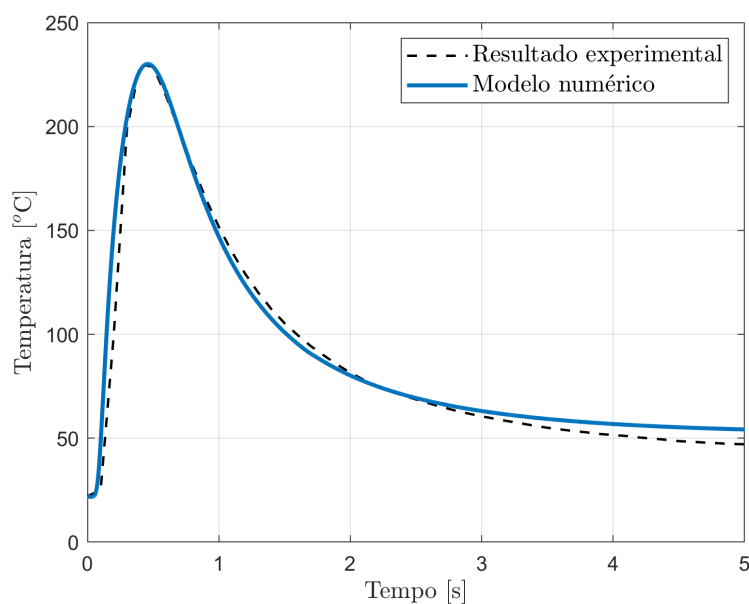
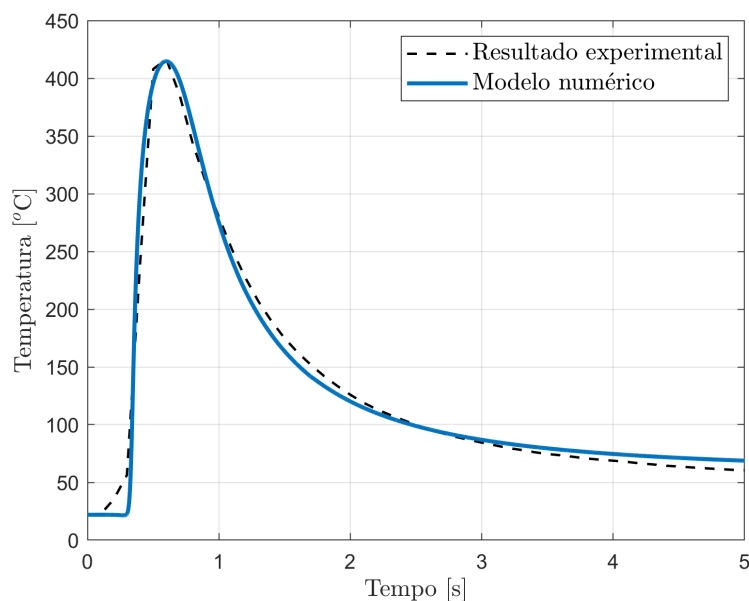
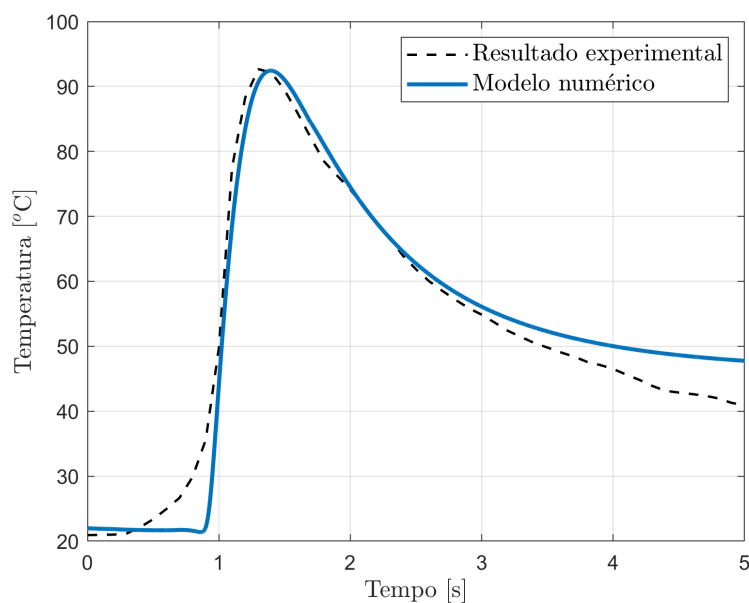


FIGURA 8.4 – Resultados experimental e teórico para o termopar T_0 .

FIGURA 8.5 – Resultados experimental e teórico para o termopar T_2 .FIGURA 8.6 – Resultados experimental e teórico para o termopar T_9 .

Destes resultados, constata-se boa concordância do experimento com o modelo numérico proposto, sendo a melhor delas a observada no resultado do termopar T_0 (Figura 8.4). Entretanto, são notáveis disparidades no tempo de resposta do modelo ao aquecimento imposto pela tocha de solda, conforme melhor observado no resultado numérico do termopar T_9 (Figura 8.6). Outro ponto a ser observado é a menor taxa de resfriamento em todos os resultados numéricos, o que pode ser verificada a partir do instante 2.4 s do termopar T_9 (Figura 8.6). Essas pequenas discordâncias são resultado da sensibilidade intrínseca

nas propriedades termofísicas do material, principalmente na condutividade térmica e no calor específico. Além disso, o campo de temperaturas da amostra possui gradientes extremamente elevados, fazendo com que exista acentuada sensibilidade no posicionamento dos termopares. Tais dificuldades podem ser contornadas numericamente com a aplicação de métodos inversos. Eles podem ser capazes de ajustar as propriedades termofísicas do material, associando os resultados experimentais com o modelo direto. Associado a isso, é possível a criação de um método numérico que faça o reposicionamento dos termopares, para assim obter um ajuste ótimo entre o experimento e o modelo numérico.

A Figura 8.7 apresenta o modelo tridimensional com a distribuição de temperaturas da superfície aquecida, aos $t = 0.9$ s. Neste modelo, é possível notar, para esse instante, a concentração de altas temperaturas em seu centro, enquanto grande parte do material ainda se encontra em temperatura ambiente.

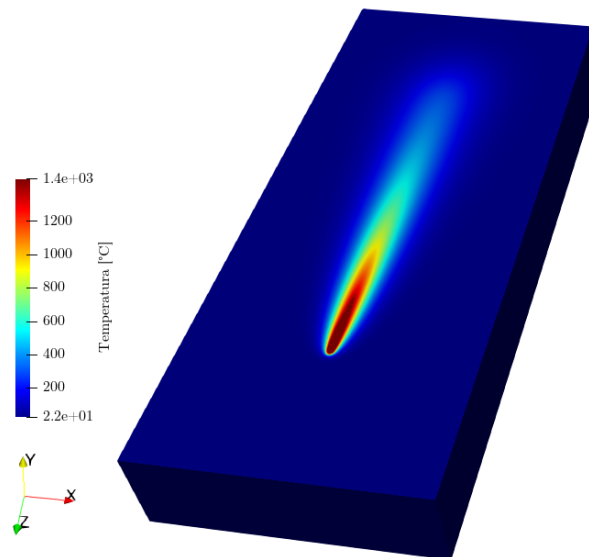


FIGURA 8.7 – Distribuição de temperaturas do modelo 3D para $t = 0.9$ s.

Com um estudo mais detalhado, pôde-se ilustrar graficamente a intensidade do gradiente de temperaturas, na direção da coordenada x da Figura 8.7. Para tanto, foi utilizado o esquema da Figura 8.8.

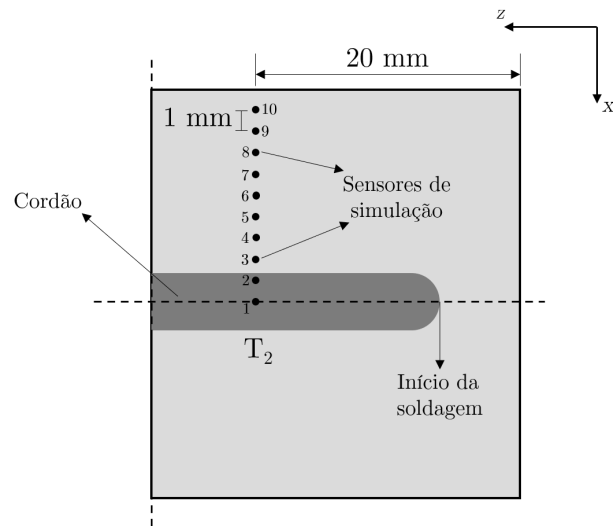


FIGURA 8.8 – Esquema de posicionamento dos sensores de simulação para análise do gradiente de temperaturas.

Ele apresenta o corte da amostra com 10 sensores de simulação de temperatura posicionados na direção x do termopar T_2 , e igualmente espaçados por 1 mm. A Figura 8.9 apresenta a simulação desses 10 pontos ao longo de 3 s de simulação. Considerando que a temperatura de pico para o termopar T_2 ocorre em $t = 0.6$ s, e coletando-se as temperaturas desse instante do gráfico da Figura 8.9, obtém-se a variação da temperatura com a distância do centro do cordão de solda (Figura 8.10).

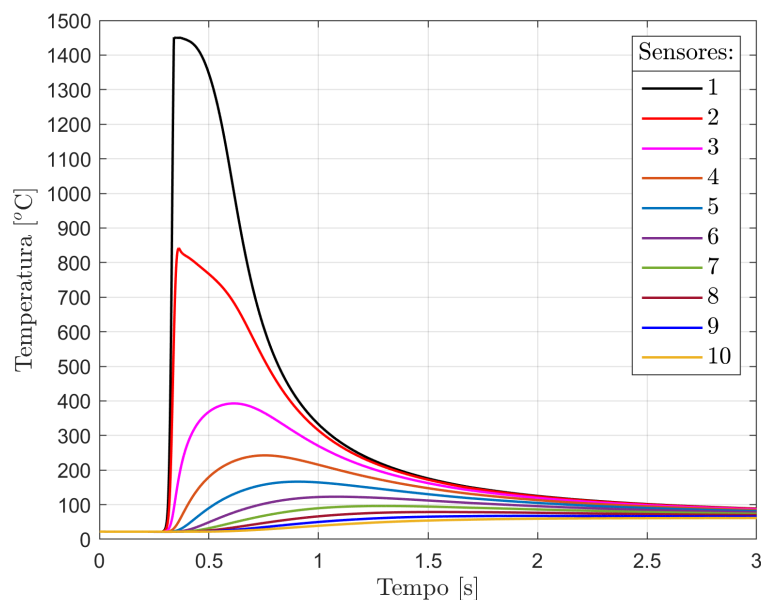


FIGURA 8.9 – Variação da temperatura no tempo para os 10 sensores de simulação da Figura 8.8.

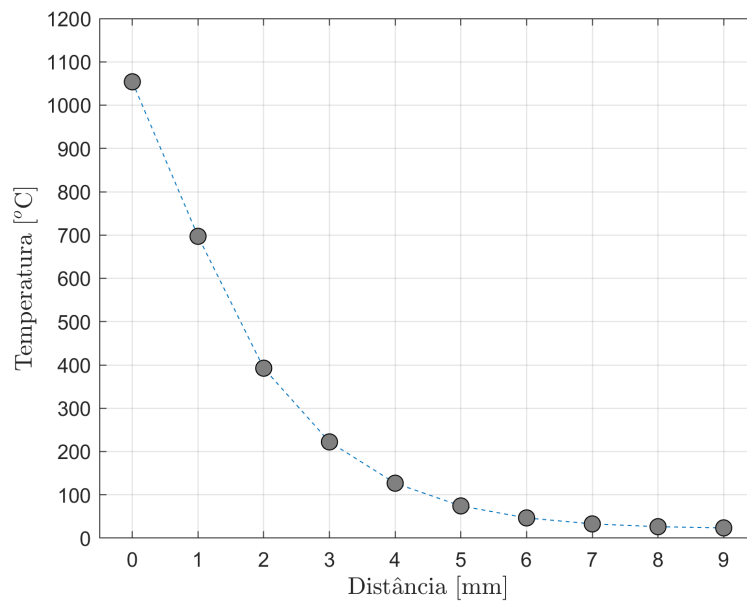


FIGURA 8.10 – Variação da temperatura com a distância do centro do cordão, no instante $t = 0.6$ s.

Destes últimos resultados, comprova-se a dificuldade de conhecer com exatidão o posicionamento dos termopares. A cada 1 mm, na região próxima ao cordão, têm-se variação na temperatura de pelo menos 300 °C.

8.3.2 Seção transversal do cordão de solda

A Figura 8.11 apresenta a identificação, na secção transversal do cordão, das Zonas de Fusão, Termicamente Afetada e a não afetada do metal base. Além disso, são indicadas a sua largura e penetração, dada a escala de 1 mm.

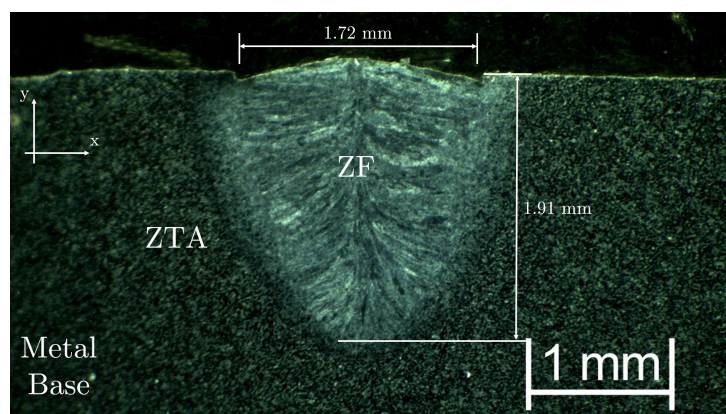


FIGURA 8.11 – Seção transversal do cordão de solda.

Para fins de comparação, a Figura 8.12 apresenta o campo de temperaturas sobreposto ao perfil do cordão da Figura 8.11. Confrontando os resultados da simulação com os

observados no experimento, obtiveram-se desvios relativos de 3.1 % e 4.7 % na largura e penetração do cordão, respectivamente. Esses resultados obtidos podem ser considerados satisfatórios e estão organizados na Tabela 8.3.

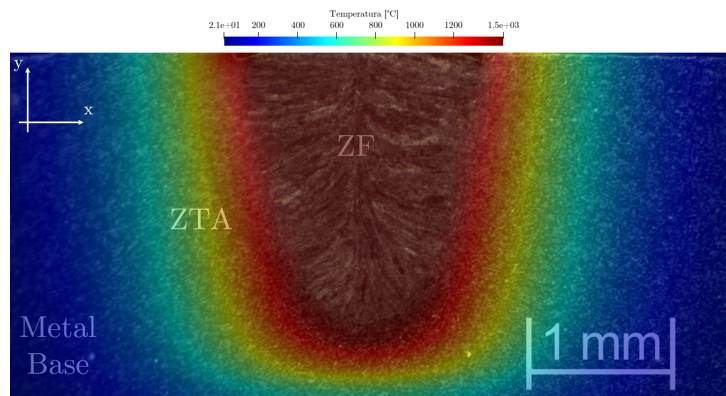


FIGURA 8.12 – Sobreposição do campo de temperaturas ao perfil do cordão.

TABELA 8.3 – Comparação dos resultados experimental e teórico da largura e penetração do cordão de solda.

	Experimental	Teórico	Desvio [%]
Largura [mm]	1.72	1.67	2.9
Penetração [mm]	1.91	2.00	4.5

O resultado numérico apresentado na Figura 8.12, permite prever a largura, penetração do cordão de solda, dados os parâmetros de soldagem. Além disso, auxilia na previsão das alterações microestruturais na ZTA. Isso é possível, confrontando as informações do diagrama de fases ferro carbono com o campo de temperaturas resultante. Por consequência, podem ser previstos efeitos nas propriedades mecânicas do material, como alterações na resistência à tração, dureza e tenacidade.

8.4 Simulação considerando constantes as propriedades termofísicas do aço AISI 1020

Um dos principais objetivos deste trabalho foi apresentar um modelo térmico que seja capaz de representar termicamente o processo de soldagem a LASER. Dentre as inúmeras considerações apresentadas, é importante destacar as não linearidades impostas ao serem considerados sensíveis à temperatura a condutividade térmica e o calor específico. Entretanto, ao considerá-las constantes, os resultados não condizem com a realidade. Para a realização desta simulação, tomou-se $k = 51.9 \text{ W/mK}$ e $c_p = 470 \text{ J/kgK}$ (MATWEB, 2021).

A Figura 8.13 apresenta uma comparação gráfica entre as considerações das propriedades constante e variável, confrontando-os o resultado experimental para o termopar T_2 .

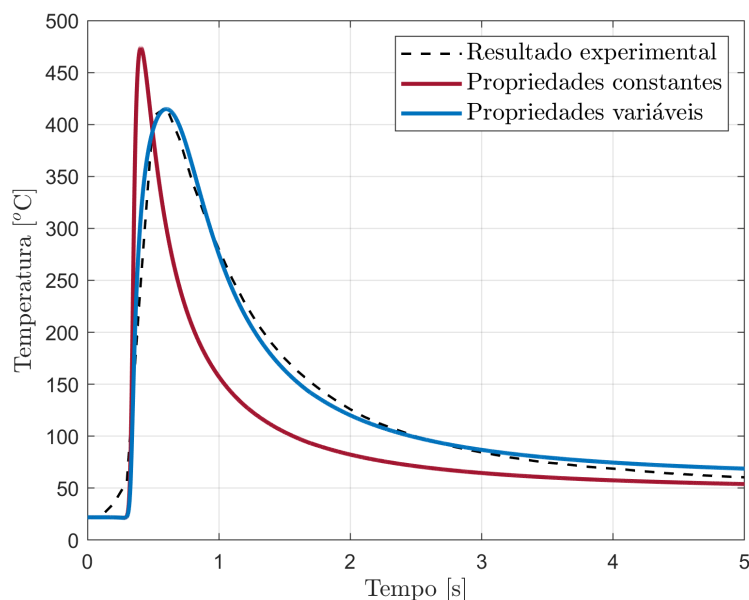


FIGURA 8.13 – Comparação dos resultados teóricos e experimental – termopar T_2 .

Da Figura 8.13 é notável a diferença entre as curvas azul e vermelha. Esta, por exemplo, alcançou temperatura de pico acima dos 470 °C, enquanto o esperado era entre 410°C e 420°C. Além disso, considerar as propriedades termofísicas constantes, acarretou em rápidos aquecimento e resfriamento. Comparando o gráfico da Figura 7.4 com a constante $k = 51.9 \text{ W/mK}$, percebe-se que, para altas temperaturas, o material possui a sua capacidade de conduzir calor reduzida. O efeito contrário também é válido. Da mesma forma, a Figura 7.5 mostra que, para altas temperaturas, são necessários altos níveis de energia para se ter a variação de 1 K em 1 kg de material, e vice-versa. No entanto, tais efeitos não são considerados quando o k e o c_p do material são constantes, resultando em um comportamento do material sem coerência com a realidade. Além da elevada diferença dos resultados simulados apresentados na Figura 8.13, têm-se também considerável discrepância na distribuição de temperaturas na superfície aquecida do material, como observado na Figura 8.14.

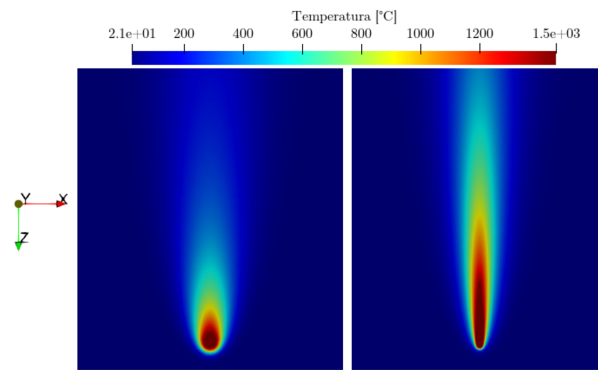


FIGURA 8.14 – Simulação com as propriedades termofísicas constantes (esq.) e variáveis (dir.).

9 Considerações Finais

9.1 Conclusões

Por meio deste trabalho, foi apresentado um programa *in house* desenvolvido para simulações do processo de soldagem a LASER. Para isso, foi utilizada a linguagem computacional CUDA-C, que executa as rotinas de programação de forma paralelizada em uma GPU, *hardware* de baixo custo e com grande poder computacional. Por meio de modificações no *solver* do programa, foi possível obter um ganho de tempo computacional ainda maior.

No que tange a análise térmica do processo de soldagem a LASER, foram obtidos resultados teóricos, em três diferentes pontos de medição, que se mostraram em concordância com a realidade. Além disso, verificou-se a dificuldade de posicionamento dos termopares, dado o elevado gradiente de temperaturas presente nesse processo de fabricação. Com o intuito de se obter melhora nos resultados, verificou-se a necessidade de utilização de uma técnica inversa que seja capaz de ajustar ao experimento, as propriedades termofísicas do material.

O modelo numérico proposto também foi capaz de analisar o perfil do cordão de solda, onde verificou-se coerência na estimativa dos seus valores de largura e penetração, além de expor o campo de temperaturas obtido numericamente. Tais resultados, demonstraram a importância das simulações no processo estudado. Por meio delas, por exemplo, pode-se prever o formato do cordão, identificação da ZF e da ZTA, assim como a distribuição de temperaturas.

Por fim, constatou-se que são relevantes as considerações da sensibilidade da condutividade térmica e do calor específico, a pressão constante, com a variação de temperatura do material. Considerá-las constantes, torna-se difícil a coerência entre os resultados numérico e experimental.

9.2 Sugestões para trabalhos futuros

Em trabalhos futuros, sugere-se a consideração, como condição de contorno, da convecção forçada imposta pelo gás de proteção utilizado no processo de soldagem. Além disso, com a finalidade de se obter maior precisão nos resultados obtidos numericamente, é sugerida a aplicação ou desenvolvimento de uma técnica de problema inverso associado com um método de reposicionamento dos termopares de forma iterativa. No que tange a otimização do tempo computacional para execução das rotinas, a implementação de malhas estruturas não uniformes é considerada uma excelente opção. Para fins de comparação, é de grande importância o confronto dos resultados numéricos obtidos com o modelo numérico proposto e os obtidos por meio de pacotes comerciais, tais como: COMSOL Multiphysics[®] e ANSYS Fluent[®].

Essas implementações podem promover maior robustez ao modelo numérico. No entanto, de forma geral, os processos de soldagem são muito complexos, e existem outros fenômenos presentes na sua aplicação. Como exemplo, têm-se a recirculação de fluido na poça de fusão, que provavelmente interfere consideravelmente nas estimativas apresentadas neste trabalho.

Referências

AMERICAN WELDING SOCIETY. **AWS D1.1/D1.1M, 2010: Structural Welding Code – Steel**. 550 N.W. LeJeune Road, Miami, FL 33126, 2010. 532 p.

AVENTA: Aventa – referência nacional em locação e venda de máquinas de solda. Campinas, SP: Aventa, 2018. Available at:

<https://aventa.com.br/novidades/aporte-termico-heat-input>. Accessed on: 13/07/2021.

AYOOLA, W.; SUDER, W.; WILLIAMS, S. Parameters controlling weld bead profile in conduction laser welding. **Journal of Materials Processing Technology**, Elsevier BV, v. 249, p. 522–530, nov. 2017.

BELL, I. H.; WRONSKI, J.; QUOILIN, S.; LEMORT, V. Pure and pseudo-pure fluid thermophysical property evaluation and the open-source thermophysical property library coolprop. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 53, n. 6, p. 2498–2508, 2014.

BERGMAN, T. L.; LAVINE, A. S.; INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P. **Fundamentals of Heat and Mass Transfer**. 8th. ed. [S.l.]: Wiley, 2017. ISBN 978-1118989173.

CALLISTER, W. D.; RETHWISCH, D. G. **Ciência e Engenharia de Materiais – Uma Introdução**. 8th. ed. [S.l.]: LTC, 2012. ISBN 978-0-470-41997-7.

CENGEL, Y. A. **Heat transfer: a practical approach**. 2. ed. [S.l.]: McGraw-Hill Science/Engineering/Math, 2002. ISBN 9780072826203.

CHEN, S.; ZHAO, Y.; TIAN, S.; GU, Y.; ZHAN, X. Study on keyhole coupling and melt flow dynamic behaviors simulation of 2219 aluminum alloy t-joint during the dual laser beam bilateral synchronous welding. **Journal of Manufacturing Processes**, Elsevier BV, v. 60, p. 200–212, dez. 2020.

CHIU, C.-K.; CALDWELL, J. APPLICATION OF BROYDEN'S METHOD TO THE ENTHALPY METHOD FOR PHASE CHANGE PROBLEMS. **Numerical Heat Transfer, Part A: Applications**, Informa UK Limited, v. 30, n. 6, p. 575–587, nov. 1996.

CWB Group. 2021. Available at:

<https://www.cwbgroup.org/association/how-it-works/what-submerged-arc-welding-saw>. Accessed on: 16/07/2021.

DERAKHSHAN, E. D.; YAZDIAN, N.; CRAFT, B.; SMITH, S.; KOVACEVIC, R. Numerical simulation and experimental validation of residual stress and welding

distortion induced by laser-based welding processes of thin structural steel plates in butt joint configuration. **Optics & Laser Technology**, Elsevier BV, v. 104, p. 170–182, ago. 2018.

ELECTRONICS Hub: A trusted hub for electronics enthusiasts. 2021. Available at: <https://www.electronicshub.org/mig-vs-tig-welding/>. Accessed on: 16/07/2021.

ENG-TIPS: Engineering forums. 2019. Available at: <https://www.eng-tips.com/viewthread.cfm?qid=460367>. Accessed on: 16/07/2021.

ESAB. 2021. Available at: <https://www.esab.com.br/br/pt/index.cfm>. Accessed on: 16/07/2021.

FRANCIS, J. A.; BHADESHIA, H. K. D. H.; WITHERS, P. J. Welding residual stresses in ferritic power plant steels. **Materials Science and Technology**, Informa UK Limited, v. 23, n. 9, p. 1009–1020, set. 2007.

GOLDAK, J. A.; AKHLAGHI, M. **Computational Welding Mechanics**. Ottawa, Canada: Springer, 2005.

HONGGANG, D.; HONGMING, G.; LIN, W. Numerical simulation of fluid flow and temperature field in keyhole double-sided arc welding process on stainless steel. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, Wiley, v. 65, n. 10, p. 1673–1687, 2006.

HUETHER, S. E. How lasers work. **AORN Journal**, Wiley, v. 38, n. 2, p. 207–215, ago. 1983.

INFOSOLDA: Infosolda – o portal brasileiro da soldagem. São Paulo, SP: Grupo INFOSOLDA, 2013. Available at: <https://infosolda.com.br/biblioteca-digital/livros-senai/processos/192-soldagem-a-laser-parametros-de-soldagem>. Accessed on: 12/07/2021.

KAO, N. S.-C.; SHEU, T. W.-H. Development of a finite element flow solver for solving three-dimensional incompressible navier–stokes solutions on multiple GPU cards. **Computers & Fluids**, Elsevier BV, v. 167, p. 285–291, maio 2018.

KEANINI, R. G.; RUBINSKY, B. Three-dimensional simulation of the plasma arc welding process. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Elsevier BV, v. 36, n. 13, p. 3283–3298, set. 1993.

KUMAR, P.; SINHA, A. N. Effect of heat input in pulsed nd:YAG laser welding of titanium alloy (ti6al4v) on microstructure and mechanical properties. **Welding in the World**, Springer Science and Business Media LLC, v. 63, n. 3, p. 673–689, dez. 2018.

LU, Y.; ZHU, S.; ZHAO, Z.; CHEN, T.; ZENG, J. Numerical simulation of residual stresses in aluminum alloy welded joints. **Journal of Manufacturing Processes**, Elsevier BV, v. 50, p. 380–393, fev. 2020.

MAGALHÃES, E. dos S. **Senor Móvel de Temperatura e Técnica de Problema Inverso não Linear para Estimação do Aporte de Calor em Processos de Soldagem Autógenos**. 2018. 107 f. Thesis (Doutorado em Ciências em Engenharia Mecânica) — Universidade Federal de Itajubá, Itajubá, MG, 2018.

- MAGALHÃES, E. S. A quadrilateral optimization method for non-linear thermal properties determination in materials at high temperatures. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Elsevier BV, v. 181, p. 121857, dez. 2021.
- MAGALHÃES, E. S.; LEMOS, M. J. de. A thermal study of a new oil well plugging & abandonment operation. **International Journal of Thermal Sciences**, Elsevier BV, v. 155, p. 106421, set. 2020.
- MAGALHÃES, E. S.; PAES, L. E. dos S.; PEREIRA, M.; SILVEIRA, C. A. da; PEREIRA, A. de S. P.; SILVA, S. M. M. L. e. A thermal analysis in laser welding using inverse problems. **International Communications in Heat and Mass Transfer**, Elsevier BV, v. 92, p. 112–119, mar. 2018.
- MAGALHÃES, E. S.; SILVA, A. L.; SILVA, S. L. A GTA welding cooling rate analysis on stainless steel and aluminum using inverse problems. **Applied Sciences**, MDPI AG, v. 7, n. 2, p. 122, jan. 2017.
- MAGALHÃES, E. S.; SILVA, A. L. F. de Lima e; SILVA, S. M. M. de Lima e. A thermal efficiency analysis of a gas tungsten arch welding process using a temperature moving sensor. **International Journal of Thermal Sciences**, Elsevier BV, v. 129, p. 47–55, jul. 2018.
- MALISKA, C. R. **Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional**. 2th. ed. [S.l.]: LTC, 2017.
- MATWEB: Material property data. 2021. Available at: <http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=025d4a04c2c640c9b0eaaef28318d761>. Accessed on: 19/07/2021.
- PEKKARI, B. O futuro da soldagem e da junção. **Revista Solução**, ESAB, p. 52–57, abr. 2005. Available at: http://www3.esab.com.br/revista_solucao_200505.pdf.
- SANDERS, J.; KANDROT, E. **CUDA by Example: An Introduction to General-Purpose GPU Programming**. 1. ed. [S.l.: s.n.], 2010. ISBN 0131387685,9780131387683.
- THE fabricator. 2020. Available at: <https://www.thefabricator.com/thefabricator/article/laserwelding/essential-considerations-for-laser-welding>. Accessed on: 16/07/2021.
- TOULOUKIAN, Y. S.; POWELL, R. W.; HO, C. Y.; KLEMENS, P. G. **Thermal Conductivity: Metallic Elements and Alloys**. [S.l.]: Springer US, 1970. (Thermophysical Properties of Matter 1, v. 1). ISBN 978-1-4615-9602-8,978-1-4615-9600-4.
- VERSTEEG, H.; MALALASEKERA, W. **Introduction to computational fluid dynamics. The finite volume method**. 2th. ed. [S.l.]: Longman, 2007. ISBN 978-0131274983.
- WAINER, E.; BRANDI, S. D.; MELLO, F. D. H. de. **Soldagem Processos e Metalurgia**. 4rd. ed. São Paulo: Edgard Blücher LTDA, 2004.
- WELD GURU. 2020. Available at: <https://weldguru.com/welding-history/>. Accessed on: 16/07/2021.

WEMAN, K. Uma história da soldagem. **Revista Solução**, ESAB, p. 30–33, abr. 2005.
Available at: http://www3.esab.com.br/revista_solucao_200505.pdf.

XIAODONG, N. **Laser Welding**. 1st. ed. Rijeka, Croatia: SCIYO, 2010.

FOLHA DE REGISTRO DO DOCUMENTO

1. CLASSIFICAÇÃO/TIPO TC	2. DATA 26 de outubro de 2021	3. DOCUMENTO Nº DCTA/ITA/TC-018/2021	4. Nº DE PÁGINAS 92
5. TÍTULO E SUBTÍTULO: Análise térmica tridimensional do processo de soldagem a LASER por meio de simulação computacional em linguagem CUDA-C			
6. AUTOR(ES): Arthur Mendonça de Azevedo			
7. INSTITUIÇÃO(ÕES)/ÓRGÃO(S) INTERNO(S)/DIVISÃO(ÕES): Instituto Tecnológico de Aeronáutica – ITA			
8. PALAVRAS-CHAVE SUGERIDAS PELO AUTOR: Análise térmica; Soldagem a LASER; Transferência de calor; Linguagem CUDA-C; Modelo numérico, Cordão de solda			
9. PALAVRAS-CHAVE RESULTANTES DE INDEXAÇÃO: Análise térmica; Soldagem a laser; Transferência de calor; Modelo numérico; Programas de computadores, Física			
10. APRESENTAÇÃO: <input checked="" type="checkbox"/> Nacional <input type="checkbox"/> Internacional ITA, São José dos Campos. Curso de Graduação em Engenharia Mecânica-Aeronáutica. Orientador: Prof. Dr. Elisam dos Santos Magalhães. Publicado em 2021.			
11. RESUMO: Este trabalho apresenta um modelo numérico para a análise térmica do processo de soldagem a LASER. O modelo matemático baseou-se na equação da difusão de calor tridimensional transiente não linear com a função de entalpia. Associados a esse modelo, foram considerados, como condições de contorno, os efeitos de transferência de calor por convecção natural e radiação, além de fenômenos físicos presentes no processo de soldagem analisado. Para a representação do fluxo de calor proveniente da tocha de solda a LASER, tomou-se como base a distribuição cônica tridimensional, com a finalidade de se obter melhor representação do formato do cordão de solda. A solução do modelo matemático, por sua vez, foi baseada no método dos volumes finitos. A sua aplicação é justificada por resultar em equações aproximadas obtidas por meio de balanços de conservação da energia no volume elementar. Esse modelo numérico foi organizado em rotinas de programação desenvolvidas em linguagem CUDA-C, que possibilitaram a execução das simulações numéricas em uma GPU GeForce GTX 1660 Ti da NVIDIA®. Com a sua utilização, constatou-se considerável diminuição do tempo computacional, dada a paralelização das rotinas de execução do <i>solver</i> SOR. Para a validação do modelo numérico proposto, foi realizada a análise térmica de um experimento do processo de soldagem a LASER de baixa penetração. A partir dos resultados obtidos, observou-se boa concordância entre o modelo proposto e o experimento. Além disso, as simulações realizadas permitiram a previsão do perfil do cordão de solda, apresentando baixos desvios para a sua largura e penetração, obtidos numericamente e experimentalmente. Por fim, com o modelo numérico, foi possível constatar a importância em considerar a variação, com a temperatura, da condutividade térmica e do calor específico a pressão constante.			
12. GRAU DE SIGILO: <input checked="" type="checkbox"/> OSTENSIVO <input type="checkbox"/> RESERVADO <input type="checkbox"/> SECRETO			