



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Análise Térmica e Microestrutural do Processo de Soldagem TIG usando
Problema Inverso não Linear e Método da Entalpia**

Elisan dos Santos Magalhães

Itajubá, Fevereiro de 2016

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA MECÂNICA**

Elisan dos Santos Magalhães

**Análise Térmica e Microestrutural usando Problema Inverso não Linear e
Método da Entalpia em Processo de Soldagem TIG**

**Dissertação submetida ao Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Mecânica como
parte dos requisitos para obtenção do Título
de Mestre em Ciências em Engenharia Mecânica.**

Área de Concentração: Conversão de Energia

**Orientador: Prof. Dr. Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva
Co-Orientadora: Profa. Dra. Ana Lúcia Fernandes de Lima e Silva**

**Fevereiro de 2016
Itajubá**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA MECÂNICA**

Elisan dos Santos Magalhães

**Análise Térmica e Microestrutural usando Problema Inverso não Linear e
Método da Entalpia em Processo de Soldagem TIG**

Dissertação aprovada por banca examinadora em 02 de
Fevereiro de 2016, conferindo ao autor o título de **Mestre
em Ciências em Engenharia Mecânica**

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Solidônio R. de Carvalho FEMEC/UFU – Uberlândia

Prof. Dr. Edmilson Otoni Corrêa IEM/UNIFEI – Itajubá

Prof. Dr. Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva –
IEM/UNIFEI (Orientador)

Profa. Dra. Ana Lúcia Fernandes de Lima e Silva –
IEM/UNIFEI (Co-Orientador)

Itajubá

2016

Dedicatória

Dedico este trabalho primeiramente ao Senhor Jesus sem o qual não conseguiria chegar até aqui. Dedico também a todos meus amigos da Banda Storge e da Igreja Ministério Adonai, aos meus irmãos Sidnei e Elisandra e em especial ao meu pai Claudinei Lopes Magalhães e minha mãe Erenice dos Santos Magalhães que me ensinaram que meus atos valem muito mais que minhas palavras.

Agradecimentos

Este trabalho não poderia ser terminado sem a ajuda de diversas pessoas às quais presto minha homenagem:

Aos meus pais Claudinei e Erenice pelo incentivo e a força dada em todos os momentos da minha vida.

Ao meu irmão Sidnei por seu empenho em sempre estar ao meu lado.

A minha irmã Elisandra por querer sempre o melhor para mim.

Ao meu primo Wesley Silva Magalhães, por todas as músicas que compomos durante esses meses.

Aos membros da Banda Storge e da Igreja Ministério Adonai, que foram minha válvula de escape durante todo o período do mestrado.

A meus amigos membros do Laboratório de Transferência de Calor da UNIFEI (LabTC), que me acompanharam durante a confecção deste trabalho.

Aos meus orientadores, professor Dr. Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva e sua esposa Dra. Ana Lúcia Fernandes de Lima e Silva, pelos laços de amizade criados e por todo apoio durante a elaboração do trabalho.

Ao professor Dr. Edmilson Otoni Corrêa por sua ajuda junto ao laboratório de materiais da UNIFEI.

Ao Laboratório de Transferência de Calor (LTCM) e Laboratório de Soldagem (LAPROSOLDA) da Universidade Federal de Uberlândia juntamente com o professor Dr. Solidônio Rodrigues de Carvalho, pela realização de uma grande parte dos experimentos descritos nesse trabalho.

Ao Conselho Nacional do desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), pelo apoio financeiro através da concessão de bolsa de iniciação científica durante três anos e um ano de mestrado.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), a Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais (FAPEMIG) e ao Conselho de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo suporte financeiro

A todos os professores e colegas, que ajudaram de forma direta ou indireta na conclusão deste trabalho.

“Pois os olhos do Senhor estão atentos sobre toda a terra para fortalecer aqueles que lhe dedicam totalmente o coração.”

2 Crônicas 16:9

Resumo

Magalhães, E.S. (2015), *Análise Térmica e Microestrutural Usando Problema Inverso não Linear e Método da Entalpia em Processo de Soldagem TIG*, Itajubá, 93p. Dissertação do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá.

Apresenta-se neste trabalho uma metodologia alternativa para a análise térmica do processo de soldagem TIG (Tungsten Inert Gas) em uma liga de alumínio 6061 T5. Para isso, desenvolveu-se um código numérico em C++ baseado na equação da difusão tridimensional transiente com perdas de calor por convecção e radiação, além da presença de uma fonte de calor móvel, denominado de IHWP3D. Também utilizou-se o Método da Entalpia para modelagem da zona de fusão. A estimação do fluxo de calor aplicado à chapa foi realizada pela técnica de solução de problemas inversos BFGS (Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno). A metodologia foi validada através da realização de experimentos controlados em laboratório. As amostras de alumínio foram suspensas no ar e submetidas a um fluxo de calor em uma superfície fornecido pela tocha do processo TIG. A tocha realiza um pequeno deslocamento na direção de maior comprimento da amostra simulando um processo real. Os sensores de temperatura foram fixados por descarga capacitiva na mesma superfície e na superfície oposta ao aquecimento. Quatro condições de polaridade positiva foram testadas com a finalidade de verificar a variação de temperatura em função da polaridade. Simulações numéricas foram realizadas através do programa IHWP3D. O software foi avaliado quanto a precisão dos resultados numéricos quando comparados com os experimentais. Também foram realizadas análises da variação do coeficiente de convecção natural com a temperatura. Apresenta-se também uma avaliação da taxa de resfriamento do processo por convecção e radiação. Determinou-se a troca de calor por radiação como sendo predominante enquanto a tocha de soldagem TIG está ligada. Correlacionou-se também a microestrutura encontrada em cada região da Zona Termicamente Afetada com a taxa de resfriamento do processo. O conjunto de resultados propostos bem como as análises de taxa de resfriamento e microestrutural comprova a versatilidade da metodologia desenvolvida para o estudo de processos de soldagem.

Palavras-chave: Problemas Inversos, Transferência de Calor, Estimação de Fluxo de Calor, Métodos Numéricos e Experimentais, Processo de Soldagem TIG.

Abstract

Magalhães, E.S. (2015), *Thermal and Microstructural Analysis Using Non-linear Inverse Problem and Enthalpy Method in TIG Welding Process*, Itajubá, 93p. Dissertação do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá.

This work presents an alternative approach for the thermal analysis of the GTA (Gas Tungsten Arc) welding process on a 6061 T5 aluminum alloy. For this purpose, a C++ code, named as IHWP3D, was developed based on a transient three-dimensional heat transfer model with heat losses by convection and radiation and a mobile heat source. The enthalpy method was used to model the fusion zone. To estimate the amount of heat delivered to the plate, the BFGS (Broydon-Fletcher-Goldfarb-Shanno) technique was used. The methodology was validated by accomplishing lab controlled experiments. The aluminum samples laid on four conical head screws and submitted to a heat flux on one surface by the GTAW process torch. The torch performed a small displacement towards the greater length of the sample simulating a real process. The thermocouples were fixed by capacitive discharge on the heated and opposite surface. Four positive polarities were tested aiming to check the temperature variation as a polarity function. Numeric simulations were performed through the IHWP3D. The software was validated as the accuracy of the numerical results when compared with the experimental data. An analysis of the heat transfer coefficient by free convection as temperature function was also performed. An evaluation of the cooling rate by convection and radiation is presented. The study found that the heat transfer by radiation is predominant while the GTAW torch is on. The microstructure of the Heated Affected Zone is correlated with the cooling rate of the process. The set of proposed results, cooling rate and microstructural analysis prove the developed methodology versatility for the welding studies.

Keywords: Inverse Problems, Heat Transfer, Heat Flux Estimation, Numerical and Experimental Methods, TIG Welding Process.

Lista de Figuras

Figura 2.1 - Diagrama Causa e Efeito.	22
Figura 3.1 - Processo de soldagem TIG: a) Arranjo da tocha e fonte durante o processo; b) Processo TIG em operação, (Adaptado de Lucas, 1990).	34
Figura 3.2 - Características operacionais de uma fonte de soldagem de corrente constante....	36
Figura 4.1 - Representação tridimensional de um processo de soldagem TIG em alumínio. ...	39
Figura 4.2 - Volume de controle infinitesimal em coordenadas cartesianas.	41
Figura 4.3 - Matrizes L e U do método MSI.	45
Figura 4.4 - Representação Geométrica de uma placa plana de comprimento característico (L_c).	49
Figura 5.1 - Representação da montagem experimental com posicionamento dos termopares e as marcas indicadoras do início e final do processo de soldagem na placa de alumínio.....	51
Figura 5.2 - Plano Cartesiano xy da malha não-uniforme aplicada na simulação.	55
Figura 5.3 - Temperatura em função do tempo para posição P_1 utilizando diferentes refinamentos de malha.....	55
Figura 5.4 - Posição dos sensores de temperatura coletados (vista transversal).	56
Figura 6.1 - Evolução temporal da temperatura numérica e experimental para as quatro condições de t_+ testadas.	58
Figura 6.2 - Largura e penetração do cordão de solda para $t_+ = 2\text{ms}$ a) calculados numericamente e b) experimentais.	59
Figura 6.3 - Evolução temporal dos campos de temperatura nos instantes: a) 6,6 s, b) 26,4 s, c) 33 s e d) 66 s, para a condição de soldagem $t_+ = 13\text{ms}$. (Sem mudança de fase).....	61
Figura 6.4 – Evolução temporal dos campos de temperatura, considerando mudança de fase, para os instantes: a) 6,6 s, b) 26,4 s, c) 33 s e d) 66 s para a condição de soldagem $t_+ = 13\text{ms}$	62
Figura 6.5 - Número de Nusselt médio em função do tempo.....	63
Figura 6.6 - Coeficiente médio de transferência de calor em função do tempo.....	64
Figura 6.7 - Variação da temperatura média e porcentagem de perda de calor devido a convecção natural e radiação para condição $t_+ = 13\text{ms}$	65

Figura 6.8 - Evolução temporal do coeficiente de transferência de calor, h W/m ² K, nos instantes: a) 6,6s b) 15,0s c) 26,4s e d) 33,0s para $t+ = 7,0$ ms.	66
Figura 6.9 - Evolução temporal do coeficiente de transferência de calor, h W/m ² K, nos instantes: a) 6,6s b) 15,0s c) 26,4s e d) 33,0s para $t+ = 13,0$ ms.	67
Figura 6.10 - Distribuição de temperatura [°C] para $t+ = 11$ ms, no instante 6,6s, para região aquecida pela tocha.....	68
Figura 6.11 - Temperaturas numéricas (°C) em função do tempo para as condições experimentais $t+$: a) 2ms, b) 7ms, c) 11ms e d) 13ms.	69
Figura 6.12 - Taxa de aquecimento numérica em função do tempo para $t+$: a) 2ms b) 7ms c) 11ms e d) 13ms.....	70
Figura 6.13 - Tamanho de grão em função da polaridade positiva.	72
Figura 6.14 - Taxa de resfriamento numérica para as condições testadas após a tocha de soldagem ser desligada.	72
Figura 6.15 - Micrografia para $t+$: a) 2ms, b) 7ms, c)11ms e d) 13 ms.	73
Figura 6.16 - Mudanças microestruturais para $t+ = 13$ ms: a) ZPF b) Dendrita equiaxial na ZF c) dendritas colunares e d) precipitação no contorno de grão.	75
Figura A.1 - Largura e penetração do cordão de solda para condição de $t+ = 2$ ms.	86
Figura A.2 - Largura e penetração do cordão de solda para condição de $t+ = 7$ ms.	86
Figura A.3 - Largura e penetração do cordão de solda para condição de $t+ = 11$ ms.	87
Figura A.4 - Largura e penetração do cordão de solda para condição de $t+ = 13$ ms.	87
Figura B.1 - Resíduos de temperatura em função do tempo para $t+ = 2$ ms.....	88
Figura B.2 - Resíduos de temperatura em função do tempo para $t+ = 7$ ms.....	89
Figura B.3 - Resíduos de temperatura em função do tempo para $t+ = 11$ ms.....	89
Figura B.4 - Resíduos de temperatura em função do tempo para $t+ = 13$ ms.....	90

Lista de Tabelas

Tabela 3.1 - Gases de proteção recomendados no processo de soldagem TIG	37
Tabela 5.1 - Condições de soldagem	52
Tabela 5.2 - Posição dos termopares na placa de alumínio	53
Tabela 5.3 - Propriedades térmicas e massa específica do Alumínio 6061T5	54
Tabela 5.4 - Coordenadas z dos pontos P para cada polaridade positiva testada	56
Tabela 6.1 - Temperaturas e resíduos médios obtidos para as condições de polaridade positiva analisadas.....	58
Tabela 6.2 - Comparação entre as dimensões do cordão de solda estimadas e medidas.....	60
Tabela 6.3 – Valores obtidos para o rendimento térmico e comparação entre as potências total e estimada para cada teste.....	63
Tabela 6.4 - Tamanho de grão médio para cada condição de soldagem	71

Lista de Abreviaturas e Siglas

Letras Latinas

<i>A</i>	Matriz do método MSI	
<i>A_{xy}</i>	Relativo a área de aplicação do fluxo de calor	m ²
<i>a</i>	Coefficiente da equação do método das diferenças finitas	
<i>B</i>	Matriz que contém apenas as entradas diagonais não nulas	
<i>b</i>	Termo fonte da equação do método das diferenças finitas	
<i>C</i>	Coefficiente de distribuição da gaussiana	
<i>c</i>	Calor específico	J/kgK
<i>C_p</i>	Calor específico a pressão constante	J/kgK
<i>D</i>	Função distribuição normal	
<i>d</i>	Vetor auxiliar do método BFGS	
<i>e</i>	Função exponencial	
<i>F</i>	Função objetivo	
<i>f</i>	Matriz Hessiana	
<i>g</i>	Vetor auxiliar do método BFGS	
<i>H</i>	Função de entalpia definida por Crank (1984)	J
<i>h</i>	Coefficiente de transferência de calor por convecção	W/m ² K
<i>I</i>	Matriz identidade	
<i>i</i>	Contador de iterações	
<i>L_{sol}</i>	Calor latente de solidificação	J/Kg
<i>L</i>	Matriz triangular inferior	
<i>L_c</i>	Comprimento característico da amostra	m
<i>M</i>	Função para o cálculo do máximo valor do fluxo de calor	
<i>n</i>	Tamanho da matriz simétrica	
<i>Nu_m</i>	Número de Nusselt	
<i>P</i>	Perímetro	
<i>Pr</i>	Número de Prandtl	

P_i	Ponto analisado na amostra	
pa	Coeficiente das matrizes L	
pb	Coeficiente das matrizes L	
pc	Coeficiente das matrizes L	
pd	Coeficiente das matrizes L	
pe	Coeficiente das matrizes L	
pp	Coeficiente das matrizes U	
pr	Coeficiente das matrizes U	
ps	Coeficiente das matrizes U	
pu	Coeficiente das matrizes U	
q	Fluxo de calor	W/m ²
R	Vetor de resíduos	
Ra	Número de Rayleigh	
Ri	Número de Richardson	
r	Raio da área de aplicação do fluxo de calor	m
S	Vetor auxiliar do método BFGS	
S_A	Área de superfície	
T	Relativo a variável de temperatura	K ou °C
T_{inf}	Temperatura inferior de fusão	K ou °C
T_{∞}	Temperatura ambiente	K ou °C
t	Relativo ao tempo	s
$t+$	Tempo que o eletrodo fica na polaridade positiva	
TG	Tamanho de grão	μm
U	Matriz triangular superior	
u	Componente da velocidade na direção x	m/s
V	Relativo ao volume	m ³
V_{int}	Vetor intermediário	
X	Vetor inicial ou função de fluxo de calor obtida do método BFGS	
x	Coordenada cartesiana x	m
Y	Temperaturas medidas na amostra	°C
y	Coordenada cartesiana y	m
z	Coordenada cartesiana z	m

Letras Gregas

α	Difusividade térmica	m^2/s
β	Aproximação inicial da inversa da matriz hessiana	
Δ	Varição de uma determinada variável	
λ	Condutividade térmica do material	$\text{W}/\text{m}^2\text{K}$
λ_{ar}	Condutividade térmica do ar	$\text{W}/\text{m}^2\text{K}$
λ_i^*	Comprimento ideal de passo	
ε	Emissividade	
ε_m	Tolerância do método	
ϕ	Coefficiente da equação do método MSI	
θ	Variável de integração da função de entalpia	
η	Direção normal	
ρ	Massa específica	kg/m^3
σ	Constante de Stefan-Boltzmann	
δ	Vetor diferença	
v_{ar}	Volume específico do ar	m^3/kg

Sobrescritos

n	Relativo a posição
nt	Número total de medidas de temperaturas
np	Número de sensores de temperatura
p	Relativo ao passo de tempo
t	Relativo a matriz transposta
"	Relativo ao fluxo de calor

Subscritos

<i>A</i>	Relativo a área
<i>a</i>	Relativo ao passo de tempo
<i>ar</i>	Relativo ao ar ambiente
<i>b</i>	Relativo a parte traseira
<i>e</i>	Relativo ao leste
<i>f</i>	Relativo a parte frontal
<i>inf</i>	Relativo ao inferior
<i>int</i>	Relativo a posição intermediária
<i>i</i>	Relativo a direção cartesiana referente ao eixo x
<i>j</i>	Relativo a direção cartesiana referente ao eixo y
<i>K</i>	Relativo a escala Kelvin
<i>k</i>	Relativo a direção cartesiana referente ao eixo z
<i>l</i>	Relativo ao local
<i>liq</i>	Relativo a fase líquida
<i>n</i>	Relativo ao norte
<i>o</i>	Relativo a origem
<i>P</i>	Relativo ao ponto
<i>placa</i>	Relativo a placa
<i>s</i>	Relativo ao sul
<i>sol</i>	Relativo a fase sólida
<i>x</i>	Relativo a coordenada cartesiana x
<i>y</i>	Relativo a coordenada cartesiana y
<i>w</i>	Relativo ao oeste
<i>z</i>	Relativo a coordenada cartesiana z
∞	Relativo ao ambiente
0	Relativo a posição ou temperatura inicial

Siglas

AC	Corrente Alternada
BFGS	Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno
DC	Corrente contínua
GTA	Gas Tungsten Arc
IHWP3D	Software desenvolvido: Inverse Heat Welding Problem (3D)
MB	Material de base
MSI	Modify Strongly Implicit procedure
TIG	Tungsten Inert Gas
ZF	Zona de fusão
ZTA	Zona Termicamente Afetada

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO.....	18
CAPÍTULO 2 - REVISÃO DA LITERATURA.....	21
2.1 Introdução aos Problemas Inversos	21
2.2 Técnicas de Problemas Inversos.....	23
2.3 Processos de Soldagem.....	25
2.3.1 Simulações em Soldagem, uma Introdução	26
2.3.2 Modelagem térmica em processos de soldagem	27
2.3.3 Análise microstrutural em processos TIG.....	28
2.4 Modelos Térmicos	29
2.4.1 Análise Térmica via Problemas Inversos	29
2.4.2 Modelagem térmica de processos de fabricação.....	30
CAPÍTULO 3 - FUNDAMENTOS DO PROCESSO DE SOLDAGEM TIG.....	33
3.1 TIG em Corrente Contínua (DC).....	33
3.2 TIG em Corrente Alternada (AC).....	35
3.3 Eletrodo	35
3.4 Fonte de Energia.....	36
3.5 Gás de Proteção	37
CAPÍTULO 4 – MODELAGEM TEÓRICA	39
4.1 Modelo Térmico Tridimensional (3D)	39
4.2 Solução Numérica para o Modelo 3D	41
4.3 Método de Solução de Sistemas Lineares: Modify Strongly Implicit procedure (MSI)	43
4.4 Método BFGS.....	46
4.5 Função Distribuição do Fluxo de Calor.....	48
4.6 Correlações Empíricas para Superfícies Planas e Horizontais	49
4.7 Propriedades Térmicas para o Ar	50
CAPÍTULO 5 - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO	51

5.1 Soldagem TIG em Alumínio	51
5.2 Microanálise	53
5.3 Simulações Numéricas	54
5.4 Análise da Zona Termicamente Afetada	56
CAPÍTULO 6 - RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	57
6.1 Validação do Modelo Térmico	57
6.2 Análise da Convecção Natural e Radiação.....	63
6.3 Análise Térmica da ZTA	67
6.4 Análise Microstrutural.....	73
CAPÍTULO 7 - CONCLUSÕES.....	76
7.1 Conclusões Gerais	76
7.2 Sugestões para Trabalhos Futuros	77
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	79
ANEXO A – Largura e penetração do cordão de solda para diferentes condições de soldagem.	86
ANEXO B – Resíduos numéricos em função da polaridade e do tempo	88

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

O desenvolvimento de técnicas numéricas que permitam a determinação dos campos de temperaturas em processos de fabricação tem se tornado comum nos últimos anos. Devido ao avanço recente da computação, a obtenção de soluções numéricas de equações complexas em curtos espaços de tempo tornou possível essa nova abordagem. Entre os processos de fabricação que continuam a ser estudados intensivamente está o processo de soldagem. A soldagem tem sido largamente utilizada na indústria devido a facilidade que o processo proporciona para união de materiais. Um dos processos que foram muito difundidos no início dos anos 80 e continua a ser massivamente aplicado é o processo de soldagem TIG em alumínio. O estudo dos campos térmicos desse processo permite a proposição de medidas para aumentar a sua produtividade e reduzir custos de produção. Uma das formas de aprimoramento do processo é a determinação de sua eficiência térmica em função de parâmetros de soldagem. A eficiência térmica pode ser obtida através da relação entre o calor entregue a chapa e a potência necessária pela operação. A potência necessária para a operação pode ser obtida através dos valores nominais de tensão e corrente da fonte de soldagem. Entretanto, o calor entregue a chapa é difícil de ser determinado.

Uma forma simples de determinar o aporte de calor é através do uso de calorímetros. Através desse equipamento, a taxa de calor fornecida à peça pode ser determinada através de medições experimentais. No entanto, o elevado custo do equipamento dificulta o acesso a essas medições. Outra maneira é utilizar modelo matemáticos de otimização para determinação desse parâmetro. Em transferência de calor esses modelos são chamados de problemas inversos. O uso de problemas inversos permite a determinação do fluxo de calor em geometrias complexas e de difícil acesso experimental para medidas. Por exemplo, a determinação do fluxo de calor entregue a uma chapa durante um processo de soldagem pode ser realizada através da medição da temperatura na zona de fusão. No entanto, devido ao alto gradiente térmico e fusão do termopar junto a solda essa possibilidade torna-se inviável. Nesse caso, a determinação do fluxo de calor através de técnicas de problemas inversos torna-se necessária.

Existem diversas técnicas de minimização de parâmetros. Neste trabalho foi utilizada a técnica de resolução de problema inversos Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno (BFGS) para a solução de um problema inverso em um processo de soldagem TIG em alumínio. Com essa finalidade desenvolveu-se um software na linguagem de programação C++ chamado de Inverse Heat Welding Problem 3D (IHWP3D). O software é baseado na solução da equação da difusão tridimensional em coordenadas cartesianas através do método de diferenças finitas com formulação implícita. Para solução do sistema algébrico de equações foi utilizado o método Modify Strongly Implicit procedure (MSI - SCHNEIDER e ZEDAN, 1981). Utilizou-se o método da entalpia para modelagem da mudança de fase do problema. Além disso, utilizou-se correlações empíricas para o cálculo da convecção natural do problema. Também considerou-se a radiação trocada com o ambiente. Utilizou-se uma distribuição gaussiana para modelagem da distribuição do fluxo de calor. No IHWP3D também foram usadas correlações experimentais não lineares para o cálculo das propriedades térmicas do alumínio 6061. Para validação da metodologia proposta, experimentos foram realizados e comparados com os valores obtidos através do IHWP3D.

Apresenta-se no Capítulo 2 do trabalho a revisão bibliográfica ressaltando a importância do uso de problemas inversos em transferência de calor. Também são mencionadas as técnicas de resolução de problemas inversos mais comuns. A revisão também visa introduzir o leitor ao uso de simulações numéricas nos processos de soldagem desde a modelagem térmica a análise microestrutural. Além disso, também é apresentada a análise térmica através do uso de problemas inversos em processos de fabricação. O Capítulo 3 descreve os fundamentos do processo de soldagem TIG em corrente contínua e alternada, bem como os principais equipamentos necessários para a realização da soldagem.

No Capítulo 4 são mostradas as equações do modelo térmico tridimensional utilizado e sua respectiva resolução por diferenças finitas. Também é apresentada resumidamente, método de solução de equações algébricas MSI para o espaço. Um detalhamento da técnica BFGS e a função objetivo utilizada também são descritas neste capítulo. Paralelamente, a função de distribuição de calor é também apresentada bem como a correlação empírica para o cálculo da convecção natural do processo. No final do capítulo apresenta-se as equações adotadas como aproximações para as propriedades térmicas do ar.

Os procedimentos experimentais e numéricos são descritos no Cap. 5. Nele são apresentados os experimentos conduzidos para realização do processo de soldagem TIG bem como os procedimentos realizados para análise microestrutural das chapas soldadas. Apresenta-se também as condições numéricas adotadas para simulação no IHWP3D e análise da microestrutura do material.

No Capítulo 6 são mostrados os resultados obtidos tanto numericamente como experimentalmente. Nele pode-se encontrar a metodologia utilizada para validação do modelo térmico proposto. Apresenta-se também a análise da taxa de resfriamento do material comparando-se a troca de calor por convecção e radiação durante o processo. Analisa-se também a Zona Termicamente Afetada (ZTA) e a microestrutura do material através das temperaturas obtidas numericamente para essa região. Conclui-se o trabalho no Cap. 7 e são feitas algumas etapas para a continuidade do trabalho.

Uma das grandes contribuições apresentadas nesse trabalho é o desenvolvimento de um código computacional na linguagem C++ capaz de simular a transferência de calor em um processo de soldagem. Outro importante destaque do trabalho é a análise térmica envolvendo a convecção natural do processo e a radiação. O acoplamento entre diversas técnicas matemáticas tais como o método da entalpia, a distribuição de calor não uniforme e o método inverso permite uma análise detalhada do processo de soldagem TIG em Alumínio. Além disso, o código IHWP3D pode ser adaptado a outros processos de soldagem o que possibilitaria o aprimoramento desses processos.

CAPÍTULO 2 - REVISÃO DA LITERATURA

2.1 Introdução aos Problemas Inversos

Muitos processos de fabricação empregados em diversas operações da engenharia, tais como os processos de fusão, corte e usinagem de materiais, operam em condições de estresse térmico. Essas condições levaram a necessidade do aumento da vida útil das ferramentas necessárias para realização desses processos. A investigação desses processos através da transferência de calor pode fornecer qual a carga térmica aceitável para um determinado processo. Essa etapa tem um importante espaço no projeto e desenvolvimento de processos de fabricação envolvendo aquecimento e resfriamento de materiais, como por exemplo, na fundição do aço, nas diferentes técnicas de tratamento térmico em metais, na produção do vidro, na injeção de plásticos, dentre outros. O modelo térmico que engloba esses processos deve ser considerado, na maioria das vezes, como sendo um regime não-permanente e não-linear. Essas considerações reduzem drasticamente o uso de muitos métodos teóricos e experimentais tradicionais. Portanto, torna-se necessário o desenvolvimento de novas abordagens no estudo de transferência de calor. Entre elas existem as técnicas baseadas nas soluções de problemas inversos, nos quais são requeridas medições do sistema ou do processo, para especificar uma ou mais características causando esse estado. Em outras palavras, esses modelos visam encontrar uma causa a partir de um efeito ou uma observação.

A vantagem desses métodos é que eles ajudam a aprimorar os estudos experimentais em condições muito similares a testes em grande escala. As técnicas também possibilitam a determinação de uma propriedade em uma localização de difícil acesso em um determinado corpo. Além disso, novas informações a partir dessas investigações podem ajudar a acelerar o trabalho experimental e ainda reduzir os custos quando comparados as técnicas tradicionais. Essas características são muito importantes no processo de soldagem de materiais, no qual a determinação da eficiência do processo ainda é um entrave para o aprimoramento do processo. A determinação experimental do fluxo de calor em um processo de soldagem através das técnicas convencionais é complexa e requer o uso de equipamentos especiais como por exemplo os calorímetros. Para um processo de soldagem, a abordagem inversa seria

determinar o fluxo de calor prescrito pela tocha do processo através da observação dos gradientes de temperatura na peça. Apresenta-se na Figura 2.1, um diagrama causa efeito exibindo as duas abordagens possíveis para análise de um processo de soldagem.

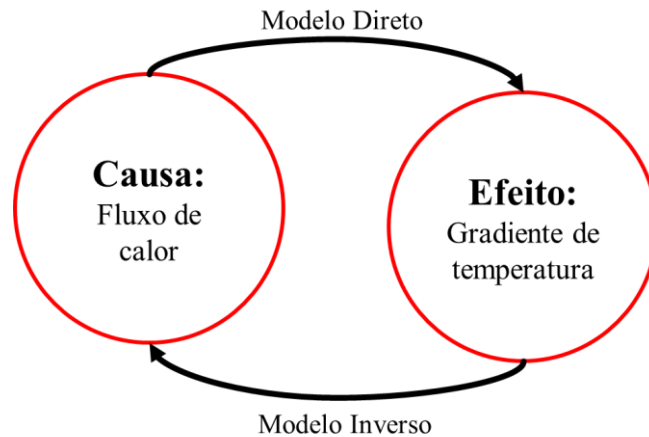


Figura 2.1 - Diagrama Causa e Efeito.

Uma breve retrospectiva dos métodos de solução de Problemas Inversos em Transferência de Calor e suas aplicações aponta para um rápido desenvolvimento em termos científicos. O interesse e atenção dados pelos pesquisadores a esses problemas apareceram incidentalmente. As primeiras formulações e tentativas de resolver os problemas inversos talvez são relacionadas a determinação do clima e a condutividade da camada terrestre (CARSLAW E JAEGER, 1959).

A formulação lógica para qualquer problema físico matemático foi introduzida por Hadamard em 1902 (HADAMARD, 1923). Anteriormente, era assumido que se a formulação matemática de um problema não satisfazia nenhuma condição inicial, não havia meios para se obter uma solução. Gradualmente, a atitude dos matemáticos e físicos em relação aos problemas inversos começaram a mudar. Em 1926, Carleman apresentou a primeira tentativa para resolver qualquer problema inverso (CARLEMAN, 1926). Nos anos 30, novos modelos de determinação do clima foram propostos por Tikhonov. Em 1943, Tikhonov formulou pela primeira vez um método completo de classificação para um problema bem-posto (TIKHONOV, 1943). O peso matemático resultante dessa classificação levou Tikhonov a desenvolver em 1963 seu método de regularização (TIKHONOV, 1963), aumentando assim a aplicação de problemas inversos em vários campos da ciência e tecnologia.

Alguns dos métodos inversos mais utilizados atualmente são baseados nas soluções ou nos métodos conhecidos a muito tempo, um exemplo é a solução de problemas lineares de condução usando as integrais de Duhamel, com sua inversão numérica relacionada a solução do problema inverso. No entanto, métodos numéricos para determinação de fluxo de calor em processos instáveis apareceram muito depois começando por Mirsepassi (1958), Stolz (1960), Beck (1962), Aldoshin, Golosov e Zhunk (1968), Alifanov (1969) dentre outros autores. No entanto, apesar do fato de que os métodos de solução de problemas inversos começaram a surgir em meados do século passado, as aplicações práticas começaram a ser produzidas recentemente. Isso se deve aos recentes progressos na modelagem matemática e ao grande avanço computacional desenvolvido nos últimos 15 anos.

Algumas técnicas de problemas inversos mais empregadas em problemas de transferência de calor são apresentadas a seguir.

2.2 Técnicas de Problemas Inversos

Um dos primeiros métodos de solução de problemas inversos envolvendo aplicações práticas em transferência de calor foi proposto por Stolz (1960). Em seu trabalho, Stolz apresentou um método matemático de estimação do fluxo de calor prescrito em uma superfície. Como aplicação prática, Stolz estimou o aporte de calor na superfície de esferas durante o processo de têmpera tendo como dado principal a temperatura no interior da amostra. O modelo também pode ser estendido a cilindros e chapas. O método considera as propriedades termofísicas constantes e a ausência de geração de calor interna. Essas hipóteses foram adotadas para se obter uma aproximação linear para o problema, podendo assim utilizar as equações de Duhamel para a elaboração do método (BECK, BACKWELL E CLAIR, 1985). Este método apresenta bons resultados para um grande número de casos, é de fácil implementação, não necessita de um grande poder de processamento para executá-lo. No entanto, quando os dados possuem algum tipo de ruído ou intervalos de amostragem de tempo pequenos o método falha, pois, os fluxos calculados tendem ao infinito, o que não mostra a verdadeira solução do problema.

Uma evolução da técnica proposta por Stolz (1960) foi feita por Beck, Blackwell e Clair (1985) utilizando o método dos mínimos quadrados e também o modelo de Duhamel. Esse

processo iterativo tornou-se conhecido como método da Função Especificada Sequencial. Essa metodologia analisa previamente a evolução das temperaturas experimentais e calculadas conforme o número de tempos futuros definido pelo usuário. Consequentemente, a Função Especificada Sequencial apresenta resultados estáveis e também não muito influenciados por ruídos experimentais. O fluxo de calor no tempo atual é calculado utilizando fluxos anteriores. Considera-se também que os fluxos posteriores são nulos e assume-se um fluxo fictício, que pode ser constante, linear ou quadrático, sobre certa quantidade de tempos futuros. Em alguns problemas o método da Função Especificada pode ser estabilizado introduzindo-se o critério da estabilização descrito em Tikhonov e Arsenin (1977).

Outra técnica que pode ser usada é o método do gradiente conjugado com equação adjunta (ALIFANOV, 1974). Também conhecido como Método Variacional, baseia-se num processo de otimização com regularização iterativa. E é bem estável as oscilações nos dados de entrada. Devido a uma significativa diminuição da taxa de convergência com relação ao aumento do número de iterações, o que de certa forma amortece as oscilações do fluxo de calor estimado (DOWDING E BLACKWELL, 1999). O método pode ser empregado para solução de problemas inversos lineares e não lineares, como também em problemas de estimação de parâmetros, que podem ser a partir de uma condição de contorno (fluxo de calor sob uma superfície, ou temperatura) ou ainda uma propriedade térmica (condutividade térmica ou capacidade de calor volumétrica).

Existe também o método da “marcha – espacial” (RAYNAUD E SASSI, 1998), que consiste na discretização do problema térmico em duas regiões, uma relacionada ao problema direto e a outra ao problema inverso. As regiões são divididas em nós, e a relação entre um nó da região direta e um nó da região inversa se dá através de um sentido de cálculo pré-determinado. Esse método é baseado em dois conceitos, sendo o primeiro levando em consideração a natureza difusiva do calor usando o conceito de tempo futuro de temperatura, e o segundo a condição de problema mal posto para aprimorar a estabilidade da solução do problema inverso.

O método chamado de otimização de Broyden–Fletcher–Goldfarb–Shanno ou BFGS (AVRIEL, 2003), é um método de otimização não linear, obtido a partir de uma variação do método de Newton. Ele possui alta taxa de convergência e permite trabalhar com várias

variáveis de projeto. Essa técnica requer que o gradiente da função analisada seja zero no ponto ótimo. A sua convergência somente é garantida se a função analisada puder ser aproximada por uma expansão em série de Taylor no ponto ótimo. Em aplicações práticas de transferência de calor, essa técnica permite a estimação simultânea de parâmetros como fluxo de calor e condutividade térmica em um determinado processo.

Há também técnicas que não usam derivadas, como o método da Seção Áurea (Golden-Section) (VANDERPLAATS, 2005). Este método estima o máximo, o mínimo ou o zero de uma função e é muito usado por diversas razões. Primeiro, a função é considerada unimodal, isto é, não precisa ter derivadas contínuas. Segundo, ao contrário de outras técnicas de ajuste de curvas, a taxa de convergência para o método é conhecida, por último o método é confiável e facilmente implementado.

A seguir é apresentado um histórico do estudo térmico dos processos de soldagem.

2.3 Processos de Soldagem

A soldagem por arco elétrico começou a ser difundida no final do século XIX com a maior disponibilidade da energia elétrica. Importantes estudos científicos nesse processo de união de materiais datam do começo dos anos 30. Um aprofundamento do estudo nesse processo de fabricação foi estimulado devido à quebra de pontes soldadas nos anos 30 na Europa. Outro fato que também contribuiu para o avanço da pesquisa em soldagem foram as falhas nas juntas soldadas dos cascos dos navios americanos na Segunda Guerra Mundial.

Nos Estados Unidos, o desenvolvimento do processo visou a pesquisa experimental com intuito de descobrir falhas nas juntas soldadas que ocorriam por esforços e fadiga mecânica. Os experimentos objetivavam desenvolver o aspecto metalúrgico do processo. Por isso raros estudos envolvendo uma análise térmica de transferência de calor são encontrados. Casos como a equação de estado de Rosenthal são uma exceção (ROSENTHAL, 1946). Já a União Soviética tomou um caminho diferente. Livros como Okerblom (1958) e Vinokurov (1977) são ricos em análises de estruturas soldadas incluindo soldagem multipasse e estruturas complexas.

2.3.1 Simulações em Soldagem, uma Introdução

Com o passar do tempo, os avanços computacionais começaram a tornar possível as análises de juntas soldadas por métodos computacionais. As análises numéricas por elementos e diferenças finitas começaram no final dos anos 60 com Westby (1968), Hibbitt e Marcal (1972), Friendman (1978), Andersson (1978) e Masubuchi (1980). Marcal (1972) obteve as primeiras respostas computacionais a problemas em soldagem. Chihoski propôs uma teoria para explicar porque juntas soldadas quebram em certas condições (CHIHOSKI, 1972a; CHIHOSKI, 1972b, CHIHOSKI, 1979). Sua teoria era baseada em uma junta soldada dividida em duas partes: longitudinal e transversal. Chihoski portanto calculou a expansão e contração térmica de cada uma dessas faixas devido ao campo de temperatura nas bordas da parte inferior da junta. O autor concluiu que existia uma zona de intensa compressão biaxial próxima da poça de soldagem. Acima do campo de compressão poderia haver uma fenda ou um campo de tensões residuais. Atrás do campo de compressão uma rachadura ou um campo de tensões poderia aparecer. A teoria de Chihoski estipulava que variando o procedimento de soldagem, a posição do campo de compressão podia ser controlada. Para validar a metodologia foi desenvolvida uma técnica de medição de deslocamento durante o processo de soldagem. Sua teoria foi usada para entender e resolver um grande número de problemas relativamente comuns em soldagem. Ele considerou a posição e pressão dos dedos do operador na tocha, a influência de pontos quentes ou frios na amostra e os efeitos de disparidade. Chihoski propôs que esses parâmetros poderiam ser otimizados para obter uma solda livre de falhas.

Muitos autores consideram os artigos de Chihoski como sendo os trabalhos mais importantes em soldagem computacional porque ele combinou a experiência na produção de soldagem com uma visão interna da soldagem. Essas características o levaram a conceber uma teoria que racionalizasse suas observações e predições de soluções para seus problemas.

A análise do processo de soldagem via métodos numéricos ganhou força no final dos anos 90 com o avanço computacional (WIKANDER, 1996; MOLTUBAK, 1999; RUNNEMALM, 1999; VOLDEN, 1999; PILIPENKO, 2001). Os métodos como elementos, diferenças e volumes finitos são excelentes técnicas para solução de processos de fabricação

termomecânicos como soldagem (GOLDAK *et al.*, 1991; GOLDAK *et al.*, 1996; GUNDERSEN, 1997).

Um histórico do desenvolvimento de modelos térmicos para o processo de soldagem é apresentado a seguir.

2.3.2 Modelagem térmica em processos de soldagem

A primeira geração de modelos teóricos de fluxo de calor nos processos de soldagem foi desenvolvida por Rosenthal (1946). O modelo desenvolvido por esse pesquisador foi o primeiro e mais conhecido para modelagem de fonte de calor em soldagem. Ele se adequa bem a pequenas poças de fusão e para placas finas. Também é útil para estimar temperaturas longe da poça de fusão. O modelo considera que a energia de soldagem é contida em apenas um ponto. Essa limitação impossibilita o cálculo da temperatura na região próxima a poça de fusão. Uma outra falha é que sua solução é baseada em modelos lineares, assumindo a temperatura como sendo independente da propriedade dos materiais. Esse modelo é estático e não considera o caráter transiente do material.

A segunda geração de modelos térmicos introduziu o caráter da função de distribuição do fluxo de calor, começando por Pavelic *et al.* (1969) e Rykalin (1974). Os modelos de fluxo de calor distribuído propostos por eles eram particularmente efetivos para baixas potências de soldagem. Portanto, esses modelos não podem ser aplicados para soldagem por elétrons, laser ou plasma. Goldak *et al.* (1985) propuseram um modelo de distribuição de densidade de potência que permitia obter uma melhor penetração para formas complexas de poça de fusão. Os modelos da segunda geração removeram as principais limitações dos modelos da primeira. Características do processo como não linearidades e evolução da microestrutura são facilmente incluídos ou agrupados. No entanto esses modelos ignoram a maior parte da física da poça de fusão. Sendo assim, cálculos como os de penetração e largura do cordão de solda não são realísticos.

Os modelos da terceira fase foram iniciados com as pesquisas desenvolvidas por Ohji, Ohkubo e Nishiguchi (1992). Em seu modelo os autores determinaram a poça líquida de fusão. A característica marcante dos modelos da terceira geração é que eles usam a entalpia

específica e a descontinuidade entre a interface líquida e sólida. A temperatura de fusão é usualmente definida para uma face estática, e o ângulo de curvatura das bordas reduz o ponto de fusão. A velocidade aumenta o ponto de fusão na parte frontal da poça de fusão e diminui a zona fundida na parte traseira da poça de solda. Esses modelos ignoram a força de Lorenz, a força de Marangoni e a força devido ao momento angular.

A geração atual de modelos térmicos inclui as equações de mecânica dos fluidos para modelagem da poça de fusão. Além disso, as forças de Lorentz agem no interior da fase líquida. Os efeitos das forças de Marangoni deformam a poça de fusão. Alguns modelos incluem eletrodos consumíveis. O uso de problemas inversos para determinação do rendimento dos processos também tem se tornado comum. Recentemente nota-se um esforço de vários pesquisadores para incluir um modelo do arco elétrico no modelo de transferência de calor dos processos de soldagem.

Outro ponto importante comentado a seguir diz respeito a análise microestrutural em processos de soldagem TIG.

2.3.3 Análise microestrutural em processos TIG

Apesar do crescente desenvolvimento de novas tecnologias para juntar metais, a soldagem por fusão ainda é muito importante no desenvolvimento da engenharia. Um profundo conhecimento do comportamento da microestrutura desse processo é extremamente importante para minimizar o risco de falhas. Uma região inevitável que afeta a microestrutura negativamente é a Zona Termicamente Afetada (ZTA). A ZTA é causada pelo superaquecimento e rápido resfriamento dos processos de soldagem. O ciclo térmico que conduz a recristalização na soldagem é composto basicamente de duas etapas, aquecimento e resfriamento (GOLDAK E AKHLAGHI, 2005). Apesar da etapa de aquecimento ser importante para atingir a fusão dos materiais, o resfriamento é de suma importância para qualidade na soldagem. Em soldagem, uma alta taxa de resfriamento pode ser associada com a perda de propriedades mecânicas (JORDATOS, FOURLARIS E PAPADIMITRIOU, 2001), corrosão intergranular (LEE E WU, 2009), trincas (WINARTO, ANIS, TAUFUQUILLA, 2011) e precipitação de fase (MANIKANDAN *et al.*, 2014).

Um processo comum usado para soldagem de materiais não ferrosos como o Alumínio é o de Tungstênio Gás Inerte (TIG). Ultimamente muitos autores têm conduzido estudos na microestrutura dos materiais soldados por esse processo. Kumar *et al.* (2007) apresentaram um modelo matemático para prever o tamanho de grão na zona de fusão em processo de soldagem TIG em Alumínio AA6061. Nesse trabalho, os autores correlacionaram a corrente de pico e a frequência de pulsação como sendo inversamente proporcional ao diâmetro do grão. Manti, Dwivedi e Argarwal (2008) estudaram a microestrutura e microdureza de uma barra de alumínio AA6061 considerando a variação de alguns parâmetros do processo de soldagem TIG pulsado. Parâmetros como duração do pulso, corrente de pico e frequência de pulsação foram alterados visando uma otimização do processo. Nesse trabalho, os autores encontraram um grão de tamanho mais fino no processo TIG pulsado quando comparado ao TIG convencional. Zervaki, Haidemenopoulos e Lambrakos (2008) analisaram a ZTA em um processo de soldagem de alumínio usando modelagem direta e inversa. Nesse trabalho, os autores analisaram a viabilidade de determinar os parâmetros de soldagem para estimar as propriedades de soldagem independente das condições do processo. O modelo inverso proposto no trabalho desses autores foi baseado em simplificações da equação da difusão descrita por Lambrakos e Milewski (2005). O modelo dos autores estimou a dureza na ZTA satisfatoriamente, o que atesta a viabilidade do uso de análises inversas como uma maneira de controle qualitativa do processo de soldagem.

2.4 Modelos Térmicos

2.4.1 Análise Térmica via Problemas Inversos

A aplicação das técnicas de solução de problemas inversos requer um modelo matemático que governe o problema estudado. Em transferência de calor esse modelo é dado pela equação da difusão de calor. A equação da difusão de calor pode ser analisada uni, bi e tridimensionalmente. Esta pode também ser linear ou não linear. O uso de problemas inversos em transferência de calor tem crescido significativamente nos últimos anos. Diversos pesquisadores têm usado essa fundamentação teórica para resolver problemas práticos. Por exemplo, Huang e Tsai (2005) utilizaram a equação da difusão de calor tridimensional e o método inverso da máxima descida para estimação do coeficiente de convecção em uma placa

plana fina. Chen, Yang e Lee (2007) obtiveram o coeficiente de transferência de calor por convecção, em qualquer posição e tempo, de uma aleta anular através do uso do método do gradiente conjugado.

Outros autores estudaram a teoria de transferência de calor utilizando as técnicas de problemas inversos em diferentes aplicações. Loulou e Scott (2006), estimaram através do método do gradiente conjugado o fluxo sanguíneo e a condutividade térmica de uma pessoa. Para isso, realizaram medidas de fluxo de calor obtidas através de um transdutor de fluxo acoplado a pele de um paciente. Shi e Wang (2009) estudaram um problema de resfriamento por transpiração através do método do gradiente conjugado e da equação da energia. Yu e Xu (2015) usaram o método de Fibonacci Parametrizado e o Algoritmo Genético para estimar a condutividade térmica em um modelo de transferência de calor e umidade em produtos têxteis.

Outra aplicação cada vez mais comum é no estudo de processos de fabricação. A seguir alguns trabalhos mais relevantes para modelagem térmica de processos de fabricação são apresentados.

2.4.2 Modelagem térmica de processos de fabricação

Uma forma de maximizar as aplicações e resultados obtidos através das técnicas de problemas inversos é utilizar a equação da difusão de calor na forma tridimensional não-linear. No entanto, devido à complexidade desta equação, a sua solução normalmente é feita numericamente. A aplicação de uma malha tridimensional permite analisar qualquer tipo de geometria, variando-se apenas as condições de contorno. Vale ressaltar que quanto mais complexa a geometria, maior será o custo computacional. Hoje há no mercado diferentes tipos de softwares para a análise de diversos processos térmicos. Esses softwares criam uma malha tridimensional geométrica na forma do objeto de estudo, assim, o usuário entra com as condições de contorno, e as variáveis a serem minimizadas. O software retorna os parâmetros que o usuário desejar. Todavia, esses softwares funcionam como uma caixa preta na qual os usuários não possuem nenhum tipo de acesso a sua metodologia implementada. Uma alternativa ao uso desses softwares é o desenvolvimento de um código em uma determinada linguagem de programação.

Radulescu e Kapoor, (1994) apresentaram um modelo tridimensional para determinar os campos de temperatura durante um processo de usinagem com corte interrompido e corte contínuo. O problema térmico foi subdividido em três subgrupos: obtenção do calor gerado no contato da ferramenta com a peça, comportamento da temperatura na ferramenta e comportamento da temperatura com a peça. O calor gerado na região de corte foi calculado aplicando um balanço de energia em função da força de corte. Conhecendo-se o fluxo de calor total gerado emprega-se um modelo tridimensional sobre a ferramenta e também sobre o cavaco para a obtenção da distribuição de temperatura nos dois meios. No modelo tridimensional transiente da ferramenta, as condições de contorno são simplificadas, desprezando-se efeitos convectivos e de resistência de contato. No modelo tridimensional do cavaco, a formulação é válida para o regime quase permanente.

Carvalho *et al.* (2009) compararam a estimação do fluxo de calor na ferramenta em um processo de usinagem real por torneamento, pelos métodos da Seção Áurea, Função Especificada, recozimento simulado, e observadores dinâmicos. Para esta estimação utilizaram a equação da difusão de calor tridimensional com solução aproximada pelo método dos volumes finitos. O experimento consistiu em duas etapas, a realização de um experimento controlado aplicando-se um fluxo de calor conhecido a uma ferramenta de corte de metal duro, e a realização de um processo de torneamento real. Para o experimento controlado a temperatura estimada diferiu da temperatura real em torno de 2%. Já para o processo real, essa diferença ficou um pouco acima de 10%. Essa diferença se deve ao fato de que ocorreram mudanças nas propriedades termofísicas da ferramenta de corte devido a temperatura da região de contato, que para este caso foi em torno de 950 °C, como justificaram os autores.

Gonçalves, Carvalho e Guimarães (2010) aplicaram técnicas de otimização e o método da entalpia para resolver um problema inverso tridimensional aplicado em um processo de soldagem TIG sem metal de adição. Os autores estimaram o fluxo de calor baseado na solução de um modelo tridimensional transiente de transferência de calor com fonte móvel. O campo térmico na região da placa ou em qualquer instante foi determinado a partir da estimação da taxa de deposição de calor entregue a peça. O problema direto foi resolvido pelo método de diferenças finitas com formulação implícita. Para a solução do sistema de equações algébricas os autores utilizaram o método das sobre-relaxações sucessivas (SOR) e a técnica de

problema inverso utilizada foi a Seção Áurea. As temperaturas experimentais foram obtidas a partir de pontos acessíveis de medição na placa e as temperaturas teóricas foram calculadas a partir do modelo térmico tridimensional.

Yu-Ching, When-Lin e Haw-Long (2011) usaram um problema inverso não linear para estimação da geração de calor num processo de soldagem por fricção. Para isso os autores implementaram um algoritmo, baseado no método do gradiente conjugado e no princípio da discrepância. Objetivaram estimar uma variável desconhecida e dependente do tempo da geração de calor na interface de barras cilíndricas, durante o processo de soldagem por fricção. Os dados de temperatura foram obtidos do problema direto e usados para simular as medições de temperatura. No estudo comprovou-se que a metodologia proposta pode ser aplicada para estimação de geração de calor em solda por fricção.

Pittner (2012) apresentou uma contribuição para solução de problemas inversos em transferência de calor para uma simulação de soldagem. O autor propôs uma solução baseada num modelo para solução direta das equações diferenciais de transferência de calor a partir de uma solução computacional. Segundo o autor, este critério é fundamental para aplicação de algoritmos para detecção de parâmetros ótimos para a minimização. No trabalho observou-se que o estudo sensitivo e o comportamento da curva de otimização foram validados para os modelos numéricos utilizados.

CAPÍTULO 3 - FUNDAMENTOS DO PROCESSO DE SOLDAGEM TIG

3.1 TIG em Corrente Contínua (DC)

No processo de soldagem Tungstênio Gás Inerte (TIG ou GTA) o arco é formado entre a ponta do eletrodo de tungstênio e a peça em uma atmosfera de Argônio ou Hélio (Figura 3.1). Na soldagem em corrente contínua (DC), o eletrodo normalmente tem uma polaridade negativa. Sua emissão de elétrons num processo térmico e iônico reduz o risco de superaquecimento que pode ocorrer com um eletrodo de polaridade positiva (Figura 3.1a). O gás ionizado ou uma corrente de plasma pode ser formado e assim reter a temperatura de milhares de graus centígrados no mínimo no centro do núcleo do arco perto do eletrodo. Conseqüentemente, através da gama de correntes que pode ser aplicada, desde uma fração de um Ampère até centenas de Ampères (selecionado de acordo com a espessura do material), uma rápida fusão pode ser obtida. O calor requerido para fusão do processo é determinado experimentalmente relacionando a corrente com a velocidade de soldagem, normalmente entre 0,1-300A (LUCAS, 1990).

Como o eletrodo não é consumido durante o processo de soldagem, o metal de adição quando requerido para preencher uma junta deve ser adicionado separadamente em forma de uma vareta (Figura 3.1b).

O gás fornecido ao arco tem duas funções; ionizar o gás e proteger o eletrodo, a poça de fusão e o cordão de soldagem de uma oxidação indesejável. O arco é em forma de um cone (Figura 3.1b). O tamanho do cone é determinado pela corrente, pelo diâmetro do eletrodo, o apontamento e pelo ângulo da tocha. No entanto as características de penetração são determinadas principalmente pela intensidade da corrente, composição do gás de proteção e a velocidade de soldagem.

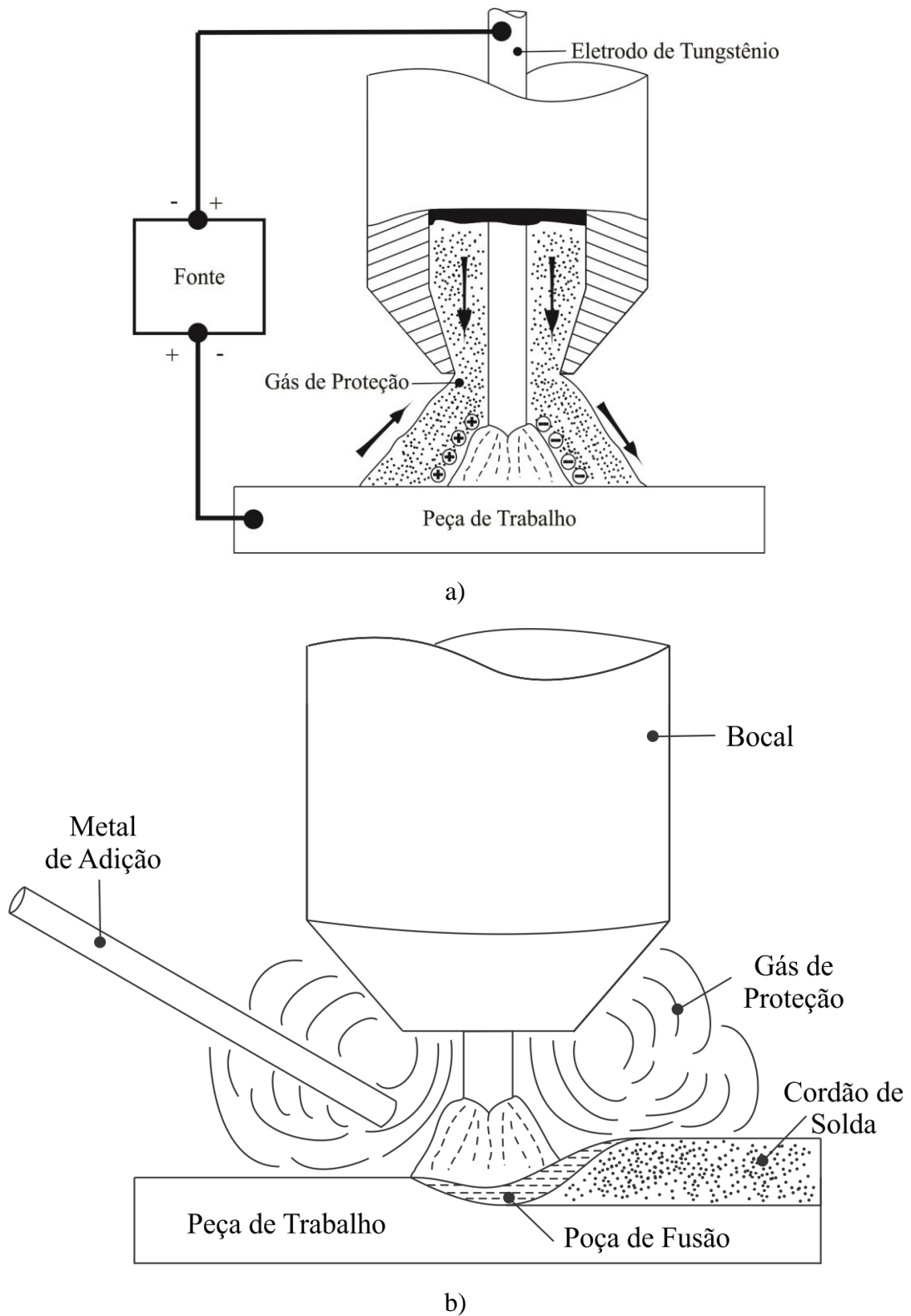


Figura 3.1 - Processo de soldagem TIG: a) Arranjo da tocha e fonte durante o processo; b) Processo TIG em operação, (Adaptado de Lucas, 1990).

3.2 TIG em Corrente Alternada (AC)

A soldagem TIG também é realizada em corrente alternada (AC) onde a polaridade do eletrodo oscila na frequência de 60Hz. A técnica é usada em soldagem de ligas de Alumínio e Magnésio devido ao período de oscilação positiva no eletrodo que influencia na eficiência da limpeza catódica do filme de óxido que se forma na superfície do material. Quando comparada a soldagem DC, a soldagem em AC apresenta menor penetração no material e o arco extingue a cada inversão de corrente, o que gera a necessidade de um circuito de alta frequência. A baixa penetração está relacionada a geometria abaulada ou arredondada do eletrodo. Essa forma é causada pelo alto gradiente de aquecimento no eletrodo durante parte positiva do ciclo (HINATA *et al.*, 1995).

Uma função adicional da soldagem em AC é a capacidade de desbalancear a forma da corrente, isto é, variar o tempo que o eletrodo fica na polaridade positiva e na polaridade negativa. Na prática, o percentual da polaridade positiva no eletrodo pode ser variado de 30 a 70% a uma frequência de 60Hz. A medida que o tempo que o eletrodo fica na polaridade negativa é aumentado, o aquecimento do eletrodo pode ser substancialmente reduzido. No entanto a limpeza catódica do óxido na superfície do material pode ser comprometida quando o tempo que o eletrodo resta na polaridade positiva diminui (SARRAFI E KOVACEVIC, 2010).

3.3 Eletrodo

A seleção da composição do eletrodo e do seu diâmetro deve ser considerada em relação ao modo de operação e a intensidade da corrente. Em processos de soldagem DC os eletrodos normalmente utilizados são de Tungstênio puro ou tungstênio com 1, 2 ou 4% de óxido de Tório (ThO_2). O óxido de Tório é adicionado visando aumentar a emissão de elétrons que facilita a ignição do arco. Existem ainda aditivos alternativos para aumentar a ignição do arco como o óxido de Lântano ou óxido de Cério. Esses elementos aumentam as características de ignição, fornecem uma excelente estabilidade, diminuem o consumo do eletrodo e substituem o Tório que é radioativo. Na soldagem DC, um eletrodo de diâmetro pequeno deve ser apontado (aproximadamente 30° com a base) para estabilizar arcos voltaicos com corrente

menores que 20A. A medida que a corrente diminui, o diâmetro do eletrodo e o ângulo de apontamento devem ser reajustados (LUCAS, 1990).

No processo de soldagem em AC, o eletrodo deve operar em maiores temperaturas. A parte positiva do ciclo gera proporcionalmente mais calor no eletrodo que na parte negativa. Neste caso, um eletrodo de Tungstênio puro ou de Tungstênio-Zircônio deve ser utilizado. Além disso, devido ao grande aquecimento do eletrodo, é difícil manter a ponta afiada do eletrodo e assim a ponta do eletrodo assume uma forma abaulada ou (LUCAS, 1990).

3.4 Fonte de Energia

A fonte de energia necessária para manter o arco aberto num processo de soldagem TIG possui uma característica de decrescimento da voltagem em função da corrente. Essa propriedade fornece uma corrente relativamente constante quando o comprimento do arco é variado de alguns milímetros (Figura 3.2). Portanto, as oscilações naturais do comprimento do arco que ocorrem em um processo manual possuem pequeno efeito na amplitude da corrente durante a soldagem. A capacidade de limitar a corrente ao valor estipulado é essencial quando o eletrodo é rapidamente tocado na peça. Senão, uma corrente muito alta seria formada, danificando o eletrodo e até fundindo o eletrodo na peça (LUCAS, 1990).

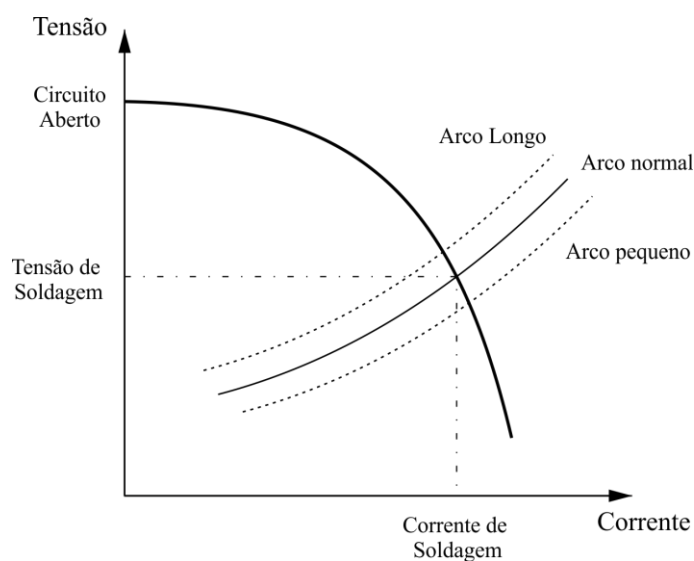


Figura 3.2 - Características operacionais de uma fonte de soldagem de corrente constante.

3.5 Gás de Proteção

A composição do gás de proteção é determinada de acordo com o material a ser soldado. Apresenta-se na Tabela 3.1 os gases mais usuais no processo de soldagem TIG (LUCAS, 1990).

Tabela 3.1 - Gases de proteção recomendados no processo de soldagem TIG

<i>Metal</i>	<i>Ar</i>	<i>Ar + H₂</i>	<i>He</i>	<i>He - Ar</i>	<i>N₂</i>	<i>Ar-N₂</i>
<i>Aço Doce</i>	•					
<i>Aço Carbono</i>	•					
<i>Aços de baixa liga</i>	•			•		
<i>Aços Inoxidáveis</i>	•	•	○	○		
<i>Alumínio</i>	•		•	•	○	○
<i>Cobre</i>	•		•	•		
<i>Ligas de Níquel</i>	○	•		○		
<i>Titânio e Magnésio</i>	•		○			

- *Gases mais utilizados*
- *Também utilizados*

A seleção do gás de proteção é feita com base em alguns critérios de como:

- O gás de proteção mais usual é o Argônio. Esse gás pode ser usado para uma ampla gama de materiais incluindo aços doces, aços inoxidáveis e materiais reativos como Alumínio, Titânio e Magnésio.
- Misturas de Argônio-Hidrogênio (2% ~ 5% H₂), podem ser usadas para soldagem de aços inox autênticos como também para algumas ligas de Níquel. As vantagens de se adicionar hidrogênio na composição se devem a diminuição do caráter de proteção do gás, a maior limpeza do cordão de solda, além de concentrar um pouco mais o arco de soldagem. Quando o arco é concentrado, pode-se aplicar maiores velocidades de soldagem e obter uma maior penetração.

No entanto essas misturas de Ar-H₂ induzem ao risco de trincas por hidrogênio em aços e ao aumento da porosidade em aços, alumínio e cobre.

- Misturas de He e He-Ar, usualmente 75/25 He/Ar, têm algumas vantagens particulares apesar do maior aporte de calor necessário. Esse fato é causado pelo maior potencial de ionização do He que é aproximadamente 25 eV, comparado com o 16 eV do Ar. Devido ao maior potencial de ionização do He, quando esse apenas é usado como gás de proteção, obtém-se maiores velocidades de soldagem bem como maiores penetrações. No entanto, a soldagem apenas com He ainda não é muito difundida devido ao custo relacionado a obtenção desse gás. Uma segunda desvantagem da aplicação do He é a maior dificuldade de abertura do arco, que pode ser bem severa quando o gás é utilizado em seu estado puro.
- Como o Nitrogênio é um gás diatômico, ele pode ser capaz de transferir maior energia que gases monoatômicos como o Ar e He. Portanto a adição de nitrogênio pode ser benéfica quando materiais de alta condutividade térmica são soldados, como o cobre. As vantagens são limitadas a alguns metais como aços ferríticos e inoxidáveis, devido ao Nitrogênio que se dissocia na poça de fusão e diminui significativamente a dureza e resistência a corrosão.

CAPÍTULO 4 – MODELAGEM TEÓRICA

4.1 Modelo Térmico Tridimensional (3D)

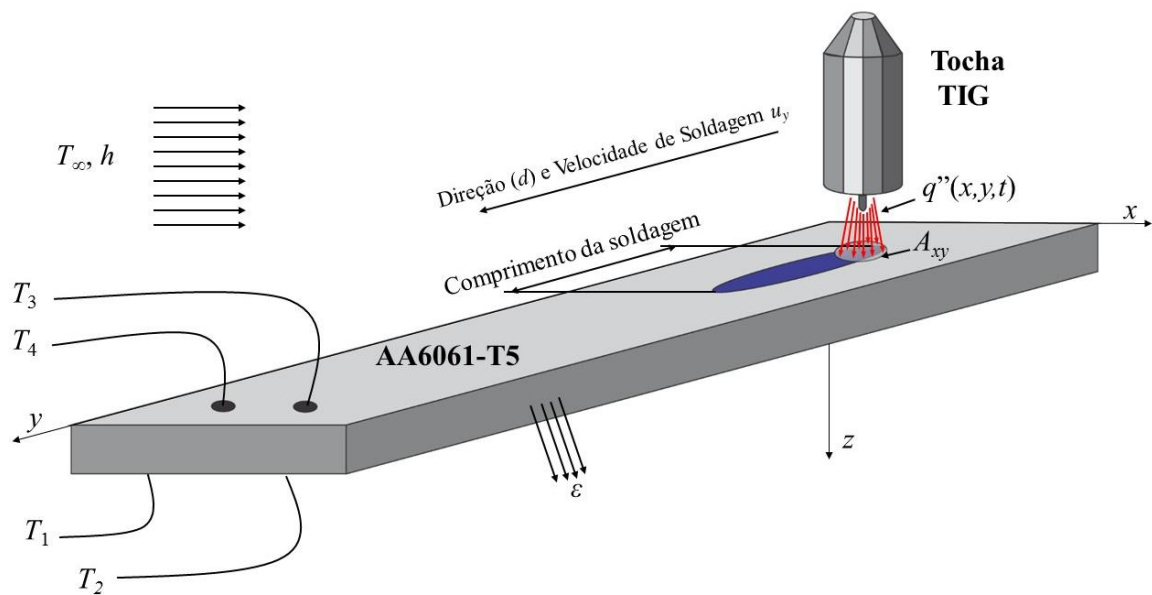


Figura 4.1 - Representação tridimensional de um processo de soldagem TIG em alumínio.

Na Figura 4.1 é apresentada uma representação tridimensional de um processo de soldagem TIG. O problema térmico induzido pelo processo TIG pode ser descrito pela equação da difusão. Uma fonte de calor móvel é utilizada como excitação térmica na direção x e y com as superfícies remanescentes sujeitas a perdas por convecção e radiação. O modelo térmico é estudado através da solução numérica da equação da difusão para um sistema tridimensional transiente e não-linear com temperatura, T , dependente da condutividade térmica $\lambda(T)$ e da massa específica $\rho(T)$ na região sólida como:

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

sendo $H(T)$ a função de entalpia definida por Crank (1984):

$$H(T) = \int_{T_0}^T [c(\theta) + L_{sol} \delta(\theta - T_{inf})] d\theta \quad (4.2)$$

Sendo que θ a variável de integração, T_0 a temperatura de referência que é menor que a temperatura de fusão T_{inf} , o calor específico $c(T)$ é dependente da temperatura numérica T , e L_{sol} é o calor latente de solidificação.

O problema apresentado na Figura 4.1 está sujeito as condições de contorno de convecção e radiação em todas as faces, exceto sob a área A_{xy} , e podem ser expressas por:

$$-\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial \eta} = h(T)(T - T_\infty) + \sigma \cdot \varepsilon(T)(T^4 - T_\infty^4) \quad (4.3)$$

sendo T a temperatura a ser calculada, η a direção normal, h o coeficiente de transferência de calor por convecção, σ a constante de Stefan-Boltzmann, ε a emissividade e T_∞ a temperatura ambiente .

Na área definida por A_{xy} , a seguinte condição de contorno é aplicada:

$$-\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} = q''(x, y, t) \quad (4.4)$$

sendo $q''(x, y, t)$ o fluxo de calor estimado.

A condição inicial de temperatura prescrita é empregada para o domínio inteiro como sendo:

$$T(x, y, z, 0) = T_0 \quad (4.5)$$

4.2 Solução Numérica para o Modelo 3D

A solução numérica para a Eq. (4.1) pode ser obtida através do método das diferenças finitas para volumes com formulação implícita. Esse método possui um baixo custo computacional quando comparado a outros métodos de solução de equações diferenciais (CARVALHO, 2005). Apresenta-se na Figura 4.2 uma representação de um volume de controle infinitesimal. A Equação (4.1) pode ser discretizada através de um balanço de energia aplicado no volume infinitesimal apresentado na Figura 4.2.

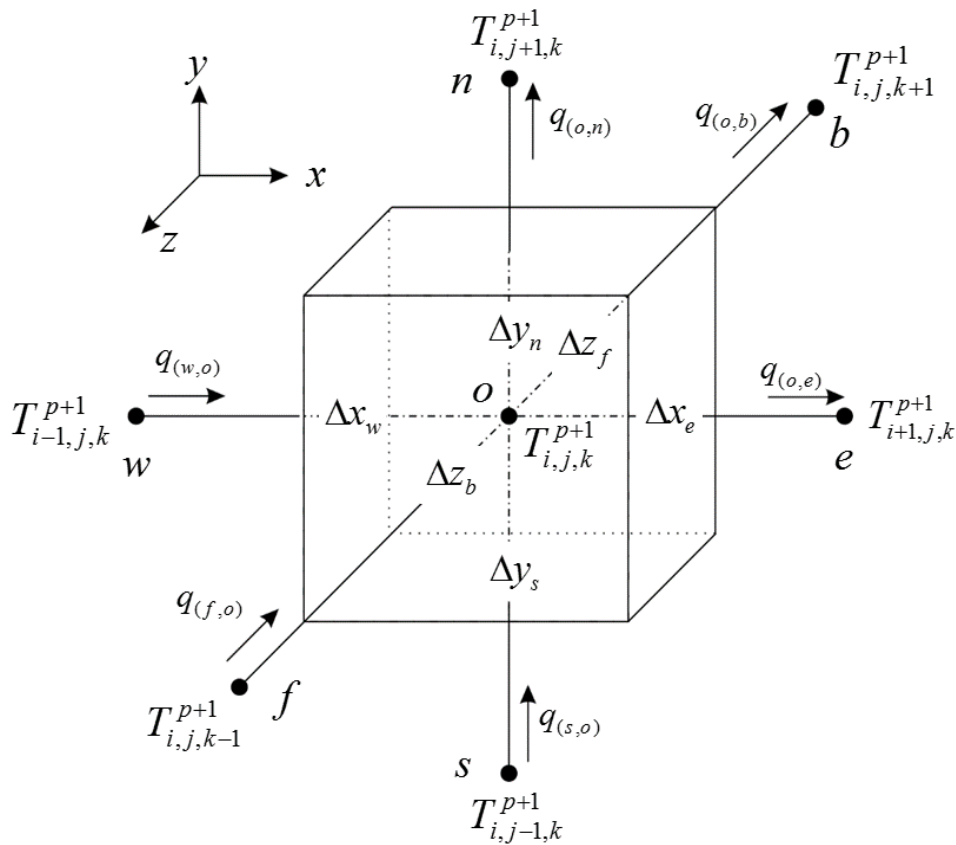


Figura 4.2 - Volume de controle infinitesimal em coordenadas cartesianas.

O volume de controle apresentado na Fig. 4.2 possui dimensões Δx , Δy e Δz e volume V . O nó central é representado pelo ponto o . Os nós vizinhos são denominados pelas letras, w , e , s , n , f e b que representam as coordenadas a oeste, leste, sul, norte, frontal e traseira respectivamente. O fluxo de calor entrando e saindo do volume de controle é representado por q .

Do balanço de energia para o volume de controle infinitesimal (Figura 4.2) tem-se:

$$q_{(w,o)} - q_{(o,e)} + q_{(s,o)} - q_{(o,n)} + q_{(f,o)} - q_{(o,b)} = \rho(T) \frac{\partial H(T)}{\partial t} \quad (4.6)$$

sendo q a taxa de transferência de calor por condução no elemento infinitesimal (Figura 4.2).

Da Equação (4.6) obtêm-se:

$$\begin{aligned} \lambda(T)A_{yz} \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_o^w - \lambda(T)A_{yz} \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_e^o + \lambda(T)A_{xz} \left. \frac{\partial T}{\partial y} \right|_o^s - \lambda(T)A_{xz} \left. \frac{\partial T}{\partial y} \right|_n^o + \lambda(T)A_{xy} \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_o^b + \\ - \lambda(T)A_{xy} \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_f^o = \rho(T) \frac{H_{i,j,k}^{p+1} - H_{i,j,k}^p}{\Delta t} \end{aligned} \quad (4.7)$$

sendo:

$A_{yz} = \frac{\Delta y_n + \Delta y_s}{2} \times \frac{\Delta z_f + \Delta z_b}{2}$, $A_{xz} = \frac{\Delta x_e + \Delta x_w}{2} \times \frac{\Delta z_f + \Delta z_b}{2}$, $A_{xy} = \frac{\Delta x_e + \Delta x_w}{2} \times \frac{\Delta y_n + \Delta y_s}{2}$, T a temperatura numérica do ponto analisado, H a função de entalpia, Δt o intervalo de medição da temperatura, i, j e k as coordenadas cartesianas do nó, p o passo de tempo, Δx_w a distância $o \leftrightarrow w$ (Figura 4.2), Δx_e a distância $o \leftrightarrow e$, Δy_s a distância $o \leftrightarrow s$, Δy_n a distância $o \leftrightarrow n$, Δz_b a distância $o \leftrightarrow b$, Δz_f a distância $o \leftrightarrow f$.

Escrevendo a Eq. (4.7) na forma implícita tem-se:

$$\begin{aligned} A_{yz} \frac{(T_{i-1,j,k}^{p+1} - T_{i,j,k}^{p+1})}{\Delta x_w} - A_{yz} \frac{(T_{i,j,k}^{p+1} - T_{i+1,j,k}^{p+1})}{\Delta x_e} + A_{xz} \frac{(T_{i,j-1,k}^{p+1} - T_{i,j,k}^{p+1})}{\Delta y_s} - A_{xz} \frac{(T_{i,j,k}^{p+1} - T_{i,j+1,k}^{p+1})}{\Delta y_n} + \\ A_{xy} \frac{(T_{i,j,k-1}^{p+1} - T_{i,j,k}^{p+1})}{\Delta z_b} - A_{xy} \frac{(T_{i,j,k}^{p+1} - T_{i,j,k+1}^{p+1})}{\Delta z_f} = \rho(T) \frac{(H_{i,j,k}^{p+1} - H_{i,j,k}^p)}{\Delta t} \end{aligned} \quad (4.8)$$

A função massa específica, $\rho(T)$, é calculada explicitamente na posição $T_{i,j,k}^p$.

Realizando-se as operações necessárias na Eq. (4.8), tem-se:

$$\begin{aligned}
& \frac{A_{yz}}{\Delta x_w} T_{i-1,j,k}^{p+1} + \frac{A_{yz}}{\Delta x_e} T_{i+1,j,k}^{p+1} - \frac{A_{yz}}{\Delta x_w} T_{i,j,k}^{p+1} - \frac{A_{yz}}{\Delta x_e} T_{i,j,k}^{p+1} + \frac{A_{xz}}{\Delta y_s} T_{i,j-1,k}^{p+1} + \\
& + \frac{A_{xz}}{\Delta y_n} T_{i,j+1,k}^{p+1} - \frac{A_{xz}}{\Delta y_s} T_{i,j,k}^{p+1} - \frac{A_{xz}}{\Delta y_n} T_{i,j,k}^{p+1} + \frac{A_{xy}}{\Delta z_b} T_{i,j,k-1}^{p+1} + \frac{A_{xy}}{\Delta z_f} T_{i,j,k+1}^{p+1} + \\
& - \frac{A_{xy}}{\Delta z_b} T_{i,j,k}^{p+1} - \frac{A_{xy}}{\Delta z_f} T_{i,j,k}^{p+1} = \rho(T) \frac{H_{i,j,k}^{p+1} - H_{i,j,k}^p}{\Delta t}
\end{aligned} \tag{4.9}$$

Agrupando-se os termos da Eq. (4.9) tem-se:

$$\begin{aligned}
& \left(-\frac{A_{yz}}{\Delta x_w} - \frac{A_{yz}}{\Delta x_e} - \frac{A_{xz}}{\Delta y_s} - \frac{A_{xz}}{\Delta y_n} - \frac{A_{xy}}{\Delta z_b} - \frac{A_{xy}}{\Delta z_f} \right) T_{i,j,k}^{p+1} + \\
& + \frac{A_{yz}}{\Delta x_w} T_{i-1,j,k}^{p+1} + \frac{A_{yz}}{\Delta x_e} T_{i+1,j,k}^{p+1} + \frac{A_{xz}}{\Delta y_s} T_{i,j-1,k}^{p+1} + \frac{A_{xz}}{\Delta y_n} T_{i,j+1,k}^{p+1} + \\
& + \frac{A_{xy}}{\Delta z_b} T_{i,j,k-1}^{p+1} + \frac{A_{xy}}{\Delta z_f} T_{i,j,k+1}^{p+1} = \rho(T) \frac{H_{i,j,k}^{p+1} - H_{i,j,k}^p}{\Delta t}
\end{aligned} \tag{4.10}$$

Reescrevendo a Eq. (4.10) na forma linear:

$$a_o T_{i,j,k}^{p+1} + a_w T_{i-1,j,k}^{p+1} + a_e T_{i+1,j,k}^{p+1} + a_s T_{i,j-1,k}^{p+1} + a_n T_{i,j+1,k}^{p+1} + a_b T_{i,j,k-1}^{p+1} + a_f T_{i,j,k+1}^{p+1} = b \tag{4.11}$$

sendo os coeficientes $a_o, a_w, a_e, a_s, a_n, a_b, a_f$ e b definidos de acordo com a Eq. (4.10).

A Equação (4.11) é resolvida em cada ponto da malha e a distribuição de temperaturas pode ser determinada através da solução do sistema de equações algébricas lineares representado pela Eq. (4.11). O método numérico MSI utilizado para solução das equações é apresentado a seguir.

4.3 Método de Solução de Sistemas Lineares: Modify Strongly Implicit procedure (MSI)

Dentre os vários métodos disponíveis na literatura optou-se pelo uso do Modify Strongly Implicit procedure (MSI) (SCHNEIDER E ZEDAN, 1981). Esse método de solução

de equações algébricas apresenta uma elevada taxa de convergência. Na Equação (4.11) é apresentada sua forma matricial geral do tipo:

$$[a]\{T\} = [b] \quad (4.12)$$

em que $[a]$ é a matriz de coeficientes, $\{T\}$ o campo de temperatura no domínio e $[b]$ o termo fonte.

Nesse método, uma solução iterativa engloba a solução direta e simultânea do conjunto de equações formadas pela modificação da matriz original. A equação da matriz modificada tem a forma:

$$[A + B]\{T\} = \{b'\} \quad (4.13)$$

sendo

$$\{b'\} = \{b\} + [B]\{T\} \quad (4.14)$$

No método MSI, uma decomposição em LU deve ser feita de modo que:

$$[L][U] = [A'] \quad (4.15)$$

sendo L e U matrizes triangulares inferior e superior respectivamente, com a matriz U possuindo diagonal principal igual a unidade. Durante a formação do produto LU aparecem doze coeficientes não nulos, ϕ_{1-12} . Chamando a matriz que contém apenas as entradas diagonais não nulas ϕ de B , a matriz A' pode ser escrita como:

$$[A'] = [A + B] \quad (4.16)$$

A partir da Eq. (4.11) pode-se determinar os coeficientes das matrizes L e U , bem como os coeficientes não nulos. As equações para determinação dos coeficientes das matrizes L e U são encontradas em Schineider e Zedan, (1981). Lembrando que a diagonal principal da matriz U é igual a unidade. Apresenta-se na Fig. 4.3 as matrizes L e U para o método MSI.

$$[L] = \begin{bmatrix}
 & & & & & \\
 & & & & & \\
 & & & & & \\
 & & & & & \\
 pa_{i,j} & pb_{i,j} & pc_{i,j} & pd_{i,j} & pe_{i,j} & 0 \\
 & & & & & \\
 & & & & & \\
 & & & & & \\
 & & & & & \\
 & & & & &
 \end{bmatrix}$$

$$[U] = \begin{bmatrix}
 & & & & & \\
 0 & 1 & pp_{i,j} & pr_{i,j} & ps_{i,j} & pu_{i,j} \\
 0 & 0 & & & & \\
 0 & 0 & 0 & & & \\
 0 & 0 & 0 & 0 & & \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 &
 \end{bmatrix}$$

Figura 4.3 - Matrizes L e U do método MSI.

A equação iterativa é dada por:

$$[A + B]T^{p+1} = [A + B]T^p - ([A]\{T\}^p - b) \quad (4.17)$$

Definindo um vetor diferença e um vetor resíduos de acordo com a relação:

$$\{\delta\}^{n+1} \equiv \{T\}^{n+1} - \{T\}^n \quad (4.18a)$$

$$\{R\}^n \equiv \{b\} - [A]\{T\}^n \quad (4.18b)$$

A equação iterativa, Eq. 4.19, torna-se:

$$[A + B]\{\delta\}^{n+1} = \{R\}^n \quad (4.19)$$

Substituindo o produto $[A+B]$ pela decomposição em LU tem-se:

$$[L][U]\{\delta\}^{n+1} = \{R\}^n \quad (4.20)$$

Definindo um vetor intermediário, V_{int} :

$$\{V_{int}\}^{n+1} \equiv [U]\{\delta\}^n \quad (4.21)$$

A solução do método é realizada em duas etapas no processo dado por:

$$[L]\{V_{int}\}^{n+1} = \{R\}^n \quad (4.22a)$$

$$[U]\{\delta\}^{n+1} = \{V_{int}\}^{n+1} \quad (4.22b)$$

No processo representado pelas Eqs. (4.22a e 4.23b) os coeficientes permanecem inalterados durante o processo e cada iteração requer um simples cálculo do novo vetor residual através de uma substituição triangular para frente e para trás.

A seguir a técnica de otimização utilizada para minimização do fluxo de calor é apresentada.

4.4 Método BFGS

O chamado método de otimização Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno (BFGS) é um método de resolução de problemas inversos não-lineares que parte de uma variação do método de Newton (AVRIEL, 2003). O método BFGS pode ser descrito seguindo as seguintes etapas:

1. Define-se um vetor inicial \bar{X}_i e uma matriz simétrica $n \times n$ positivamente definida, $\bar{\beta}_1$, como uma aproximação inicial da inversa da matriz Hessiana \bar{f} . Quando não há informações adicionais sobre $\bar{\beta}_1$, utiliza-se a matriz identidade \bar{I} . Calcula-se o vetor gradiente $\bar{\nabla}f_1 = \bar{\nabla}f(X_1)$, e define-se o contador de iterações, $i = 1$.
2. Calcula-se o gradiente da função $\bar{\nabla}f_1$, no ponto X_i , e calcula-se:

$$\vec{S}_i = \overline{\overline{\beta}}_i \vec{\nabla} f_i \quad (4.23)$$

3. Encontra-se o comprimento ideal de passo λ_i^* na direção S_i :

$$\vec{X}_{i+1} = \vec{X}_i + \lambda_i^* \vec{S}_i \quad (4.24)$$

4. Verifica-se se o ponto \vec{X}_{i+1} é ótimo. Se $\|\vec{\nabla} f_{i+1}\| < \varepsilon_m$, sendo ε_m a tolerância do método.

Quando $\vec{X}^* \approx \vec{X}_{i+1}$, o processo termina. Senão, executa-se o próximo passo.

5. Atualiza-se a matriz Hessiana:

$$\overline{\overline{\beta}}_{i+1} = \overline{\overline{\beta}}_i + \left(1 + \frac{\vec{g}_i^T \overline{\overline{\beta}}_i \vec{g}_i}{\vec{d}_i^T \vec{g}_i} \right) \frac{\vec{d}_i \vec{d}_i^T}{\vec{d}_i^T \vec{g}_i} - \frac{\vec{d}_i \vec{g}_i^T \overline{\overline{\beta}}_i}{\vec{d}_i^T \vec{g}_i} - \frac{\overline{\overline{\beta}}_i \vec{g}_i \vec{d}_i^T}{\vec{d}_i^T \vec{g}_i} \quad (4.25)$$

sendo:

$$\vec{d}_i = \vec{X}_{i+1} - \vec{X}_i = \lambda_i^* \vec{S}_i \quad (4.26)$$

$$\vec{g}_i = \vec{\nabla} f_{i+1} - \vec{\nabla} f_i = \vec{\nabla} f(\vec{X}_{i+1}) - \vec{\nabla} f(\vec{X}_i) \quad (4.27)$$

6. Define-se o contador de iterações como sendo $i = i + 1$ e retorna-se ao passo 2.

A aplicação da técnica BFGS (AVRIEL, 2003) requer uma Função Objetivo para ser minimizada, definida como a diferença entre as temperaturas medidas na amostra Y , e as temperaturas calculadas numericamente T . Portanto, a função pode ser escrita como:

$$F = \sum_{i=1}^{nt} \sum_{j=1}^{ns} (Y_{ij} - T_{ij})^2 \quad (4.28)$$

sendo F a função objetivo, i o índice para passos de tempo, nt representa o tempo total de medidas de temperatura, j é o contador para o número de sensores e ns representa o número de sensores de temperatura.

4.5 Função Distribuição do Fluxo de Calor

O fluxo de calor $q''(x,y,t)$ (Figura 4.1) é aplicado em uma região circular e lança sua energia continuamente durante o tempo em que a tocha se move com uma velocidade constante u na direção x :

$$q''(x, y, t) = D(x, y, t) \times ((x - u \times t)^2 + y^2) \quad (4.29)$$

sendo u a componente da velocidade na direção x e no tempo t . A função Gaussiana ou de distribuição normal $D(x,y,t)$ pode ser representada de acordo com Goldak e Akhalaghi (2005).

$$D(x, y, t) = M(t) \times e^{-C(x^2+y^2)} \quad (4.30)$$

sendo x e y as coordenadas cartesianas e C o coeficiente de distribuição. O coeficiente de distribuição pode ser diretamente relacionado à fonte de calor; Um menor diâmetro da fonte de calor tende a gerar uma emissão de calor mais concentrada e, portanto um maior valor de C (GOLDAK E AKHALAGI, 2005). $M(t)$ é o valor máximo do fluxo de calor no centro da tocha. Ele pode ser determinado através da expressão:

$$M(t) = \frac{Cr^2 X(t)}{1 - e^{-Cr^2}} \quad (4.31)$$

em que $X(t)$ é a função de fluxo de calor obtida da técnica inversa BFGS e r é o raio da área A_{xy} .

Para comparar os resultados numéricos obtidos no presente trabalho foram utilizadas correlações empíricas mostradas a seguir.

4.6 Correlações Empíricas para Superfícies Planas e Horizontais

Devido aos gradientes de temperatura no ar e ao campo gravitacional, uma indução de correntes de convecção natural surge ao redor da amostra. A seguinte relação empírica retirada de Incropera *et al.* (2007) foi usada para determinar o coeficiente de convecção h :

$$h = \frac{Nu_l \lambda_{ar}}{L_c} \quad (4.32)$$

sendo Nu_l o número local de Nusselt, λ_{ar} a condutividade térmica do ar e L_c o comprimento característico da amostra. Nu_l e L_c são valores dependentes da geometria da amostra. O comprimento característico é definido como:

$$L_c = \frac{S_A}{P} \quad (4.33)$$

sendo S_A , a área da superfície e P o perímetro.

Correlações empíricas apropriadas foram desenvolvidas para geometrias e fluxos externos comuns com a finalidade de calcular o número de Nusselt local Nu_l . Levando em conta que a placa apresentada na Figura 4.4 está aquecida, $T_{placa} > T_\infty$, é possível determinar as seguintes condições básicas de convecção natural; i) superfície superior da placa quente ou superfície inferior da placa fria e ii) superfície inferior da placa quente ou superfície superior da placa fria.

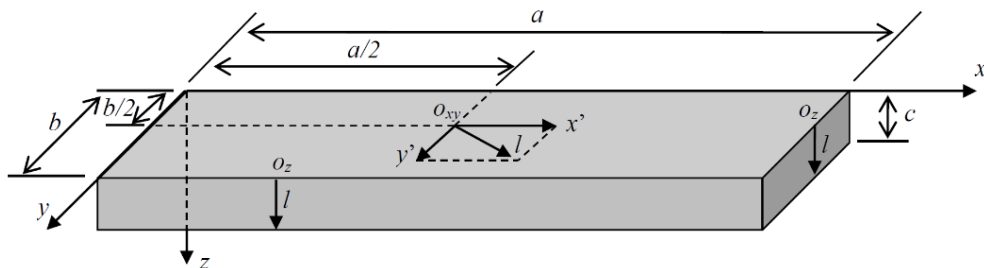


Figura 4.4 - Representação Geométrica de uma placa plana de comprimento característico (L_c).

A correlação empírica para o caso de convecção natural para uma superfície aquecida verticalmente pode ser expressa por:

$$Nu_l = 0,68 + \frac{0,67 Ra_l^{1/4}}{\left[1 + (0,492 / Pr)^{9/16}\right]^{4/9}} \quad Ra_l \leq 10^9 \quad (4.34)$$

sendo Ra_l o número de Rayleigh e Pr o número de Prandtl.

Para a condição de superfície superior aquecida:

$$Nu_l = 0,54 Ra_l^{1/4} \quad 10^4 \leq Ra_l \leq 10^7 \quad (4.35)$$

$$Nu_l = 0,15 Ra_l^{1/3} \quad 10^7 \leq Ra_l \leq 10^{11} \quad (4.36)$$

Para a condição de superfície inferior aquecida:

$$Nu_l = 0,27 Ra_l^{1/4} \quad 10^5 \leq Ra_l \leq 10^{10} \quad (4.37)$$

4.7 Propriedades Térmicas para o Ar

As seguintes equações baseadas em aproximações numéricas de dados de tabelas de propriedades térmicas descritas por Moran *et al.* (2014) foram utilizadas:

$$\nu_{ar} = 8 \times 10^{-10} \times T_K^{1,7235} \quad (4.38)$$

$$\alpha_{ar} = 9 \times 10^{-10} \times T_K^{1,7735} \quad (4.39)$$

$$Pr_{ar} = -3 \times 10^{-11} \times T_K^3 + 8 \times 10^{-8} \times T_K^2 - 1 \times 10^{-4} \times T_K + 0,7455 \quad (4.40)$$

sendo ν_{ar} a viscosidade cinemática, α_{ar} a difusividade térmica, Pr_{ar} o número de Prandtl do ar e T_K a temperatura em K.

CAPÍTULO 5 - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO

5.1 Soldagem TIG em Alumínio

Os experimentos realizados visaram coletar dados de temperatura para validação do software IHWP_3D desenvolvido. A validação proposta foi através do comparativo entre as temperaturas obtidas experimentalmente e numericamente.

Apresenta-se na Fig. 5.1 uma representação esquemática da bancada experimental utilizada. O aparato experimental mostrado nessa figura consiste em uma aquisição de dados acoplada a um microcomputador que está conectada por termopares a chapa a ser soldada. A chapa é suspensa em uma mesa de coordenadas.

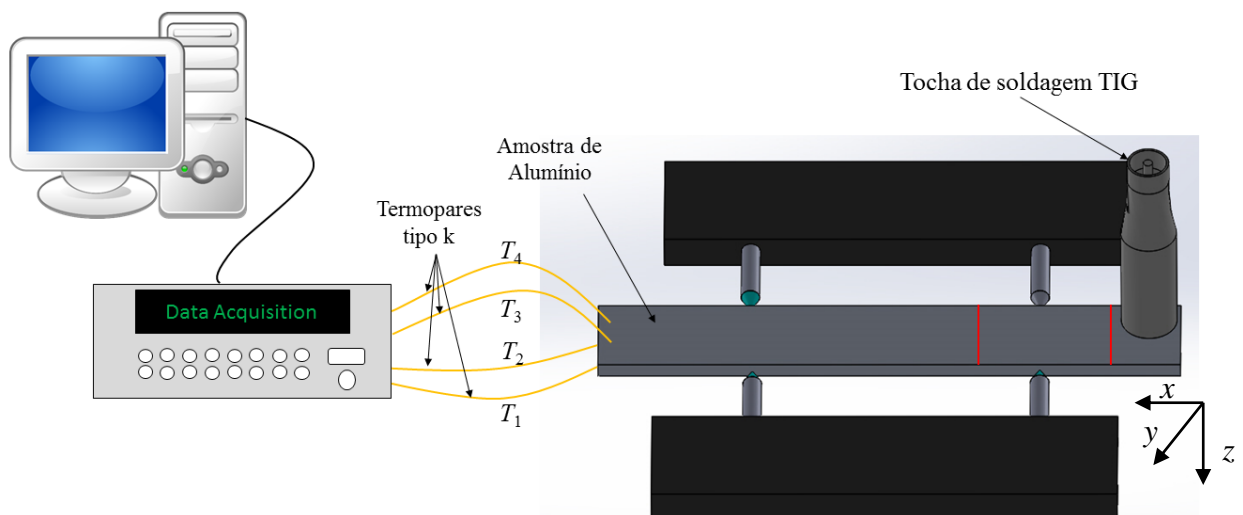


Figura 5.1 - Representação da montagem experimental com posicionamento dos termopares e as marcas indicadoras do início e final do processo de soldagem na placa de alumínio.

Os termopares tipo K (Chromel-Alumel) foram fixados a placa de metal por descarga capacitiva (LIMA E SILVA *et al.*, 2002). Esses devem ser posicionados em uma região específica da amostra tal que o arco voltaico não interfira na medida da temperatura. A placa de alumínio, os termopares, os fixadores e a tocha de soldagem TIG são apresentados na Fig.

5.1. Enfatiza-se que quando as placas de alumínio foram fixadas a mesa de coordenadas os fixadores tocam a menor área possível. Portanto, as condições de contorno podem ser consideradas como convecção natural e radiação em todas as superfícies. Na Figura 5.1 também são mostrados os detalhes da placa fixada pelos quatro parafusos cônicos, cobertos com uma camada de isolante térmico o que minimiza a área de contato entre o parafuso e a placa e ainda reduz o efeito aleta durante o processo de transferência de calor. Nota-se também que a camada de isolante térmico é aplicada em apenas três parafusos. O quarto parafuso é responsável pelo aterramento submetido pela placa no processo de soldagem. Verifica-se também a presença de linhas verificadoras na amostra com a finalidade de determinar o começo e final do processo de soldagem.

Quatro condições experimentais de $t+$ foram testadas e para cada experimento 482 pontos de temperatura foram coletados com um intervalo de tempo $\Delta t = 0,66s$. Para cada condição três experimentos foram realizados para verificar a repetitividade dos resultados. A velocidade da tocha foi de 62,5 mm/min. No processo de soldagem TIG em corrente alternada, o tempo que o eletrodo fica na polaridade $t+$ é responsável pela limpeza catódica do cordão de solda devido a emissão de um campo elétrico da placa para o eletrodo de tungstênio (SARRAFI E KOVACEVIC, 2010). Observa-se que a camada de óxido restante é isolada e refratada o que torna a soldagem em polaridade negativa ($t-$) difícil. Apesar das qualidades de limpeza, a polaridade positiva tem menor eficiência e tempo de vida que a polaridade negativa. Realizou-se um estudo da influência da polaridade no campo de temperatura. Para isso, quatro diferentes condições de soldagem foram analisadas (Tab. 5.1). Apresenta-se na Tab. 5.1, as condições de soldagem, a velocidade de soldagem, os parâmetros de tensão e corrente ajustados na fonte de alimentação e a potência de soldagem. Verifica-se na Tab. 5.1 que a potência gerada tende a aumentar a medida que o $t+$ cresce. Na Tabela 5.2 são apresentadas as posições para cada termopar. O sistema de coordenadas usado é o mesmo apresentado na Fig. 4.1 e referenciado na Fig. 5.1. Os experimentos foram conduzidos no LAPROSOLDA (Universidade Federal de Uberlândia – UFU).

Tabela 5.1 - Condições de soldagem

$(t+)$ ajustado (ms)	$(t-)$ ajustado (ms)	Velocidade de soldagem (u) (mm/min)	Corrente (A)	Tensão (V)	Potência gerada (W)
2	20	62,5	194	10,5	2037
7	20	62,5	193	11,3	2181
11	20	62,5	193	12,1	2335
13	20	62,5	193	14,0	2702

Tabela 5.2 - Posição dos termopares na placa de alumínio

Termopares	1	2	3	4
x [mm]	238,0	245,0	237,0	244,0
y [mm]	33,00	11,00	25,00	11,00
z [mm]	6,500	6,500	0,000	0,000

Para obtenção dos dados experimentais, os seguintes equipamentos foram usados:

- Um sistema de aquisição de dados HP 75000 Series B controlado por um computador;
- 4 Termopares tipo K para a medida das temperaturas experimentais;
- Doze placas de alumínio 6060 T5 com dimensões de 25,0 × 38,0 × 6,5 (mm);
- Uma mesa de coordenadas xy;
- Uma bancada para fixar a chapa de alumínio à mesa de coordenadas;
- Um sistema automatizado para mover a tocha de soldagem;
- Uma fonte de corrente alternada AC
- Um sistema de aquisição para medir a corrente elétrica e a tensão fornecida para solda.

Outro procedimento de validação do modelo teórico proposto foi a validação através do tamanho determinado da zona de fusão. A seguir é descrito o procedimento experimental realizado para a visualização da zona de fusão e ZTA.

5.2 Microanálise

Para realizar esta análise microscópica, as amostras de alumínio foram preparadas previamente seguindo alguns cuidados. As amostras foram cortadas com uma serra abrasiva na região soldada. Em seguida, foram lixadas e polidas. As amostras foram lixadas em uma máquina de lixamento e polimento acionada por correias, Struers DPA. Foram usadas lixas nº 400, 600 e 1200 de carboneto de silício em passos sucessivos. O polimento mecânico foi realizado em duas etapas: Na primeira, uma suspensão de alumina (Al_2O_3) em pó em água destilada foi usada na máquina da Struers DPA como um polimento bruto. Realizou-se o polimento final usando uma suspensão de 0,04 μm de dióxido de silício (SiO_2) em água destilada. Preparou-se uma solução concentrada de 50 ml do reagente de Poutron modificado (30ml HCl; 15ml HNO_3 ; 2,5 ml de HF; 2,5 ml H_2O); 25 ml HNO_3 e 40 ml de uma solução de 3g de ácido crômico em 10ml de H_2O) como reagente para visualização microscópica

(STEVENS, 2004). Realizou-se a análise microscópica através de um microscópio ótico Olympus BM41M-LED e um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) EVOMA15. Essas preparações e análises foram feitas no laboratório de Metalurgia e Materiais da Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI).

A seguir é descrito o procedimento numérico adotado para obtenção do campo de temperatura na amostra, assim como o estudo da Zona termicamente afetada.

5.3 Simulações Numéricas

Desenvolveu-se a partir do modelo térmico descrito no Cap. 4 um código computacional na linguagem de programação C++ visando a simulação numérica do processo de soldagem. Utilizou-se uma malha cartesiana de 225 000 volumes não-uniforme visando maximizar o número de nós na região aquecida (Fig. 5.2) onde o gradiente de temperatura é máximo. O número de volumes para a malha cartesiana foi definido a partir de um teste de convergência da malha. Realizou-se testes com 50.000, 100.000, 200.000, 225.000 e 250.000 volumes. A partir de 225.000 volumes verificou-se a convergência da malha. Apresenta-se na Figura 5.3 o teste de convergência com base na temperatura obtida para um nó na região de soldagem, para a condição $t+ = 13\text{ms}$.

As equações para condutividade térmica k , difusividade térmica α e emissividade ε foram obtidas através de aproximações polinomiais para dados apresentados por Jensen *et al.* (1980). Apresenta-se na Tabela 5.3 valores selecionados para as propriedades do Alumínio 6061 T5.

Tabela 5.3 - Propriedades térmicas e massa específica do Alumínio 6061T5

Temperatura K	k (W/m K)	cp (J/kg K)	ρ (kg/m ³)	ε
300	237	902	2368	0.20
400	240	956	2368	0.22
600	231	1042	2368	0.28
800	218	1143	2368	0.34
933	208	1260	2368	0.36
1000	93	1126	2345	0.40
1200	99	1126	2304	0.41

Fonte: Jensen et al. (1980)

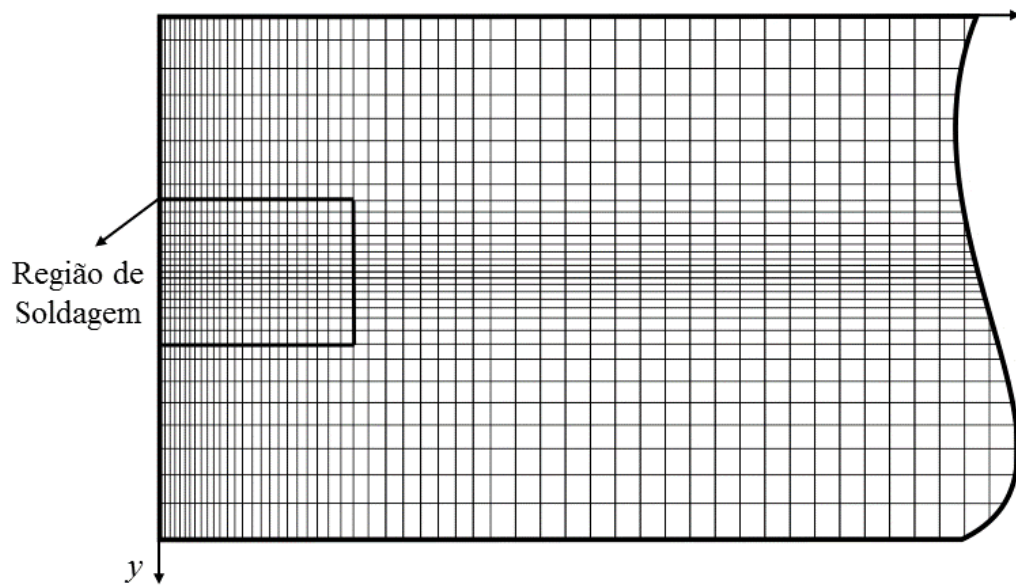


Figura 5.2 - Plano Cartesiano xy da malha não-uniforme aplicada na simulação.

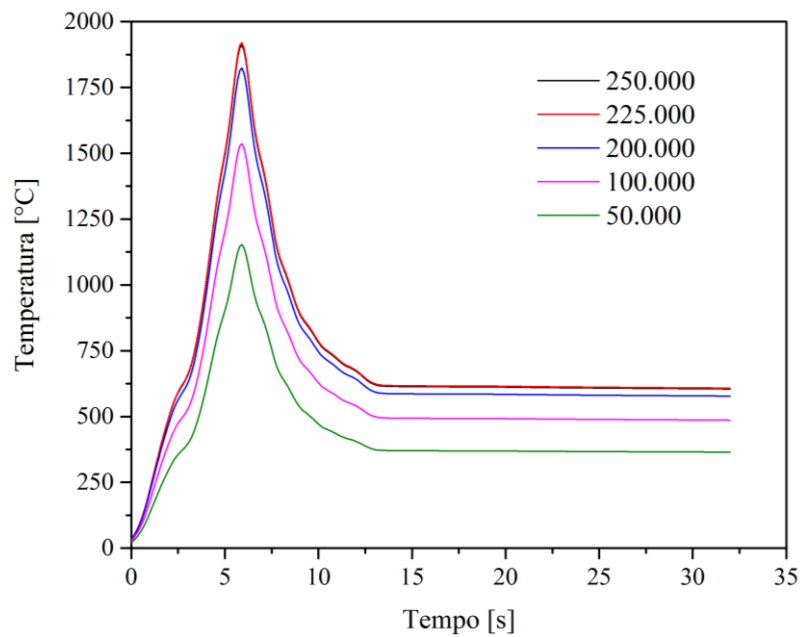


Figura 5.3 - Temperatura em função do tempo para posição P_1 utilizando diferentes refinamentos de malha.

A seguir é descrita a análise realizada na ZTA com o intuito de melhor entendimento do processo de soldagem.

5.4 Análise da Zona Termicamente Afetada

Para analisar a Zona Termicamente Afetada (ZTA), posicionou-se seis sondas para coletar as temperaturas numéricas, como mostrado na Fig. 5.4. A zona de fusão foi delimitada pela temperatura mínima de transição de sólido para líquido, $T_{sol} = 615 \text{ °C}$, e pela temperatura superior de transição $T_{liq} = 655 \text{ °C}$ (TOTEN E MACKENZIE, 2003). Os pontos P_1 e P_2 foram posicionados na Zona de Fusão (ZF), pontos P_3 e P_4 na ZTA, e pontos P_5 e P_6 no Material de Base (MB). Como as dimensões da ZF e da ZTA variam de acordo com a polaridade, adotou-se diferentes coordenadas para os pontos P para cada polaridade positiva analisada. As coordenadas dos pontos z são apresentadas na Tab. 5.4. A orientação do eixo z é definida como apresentado na Fig. 5.4.

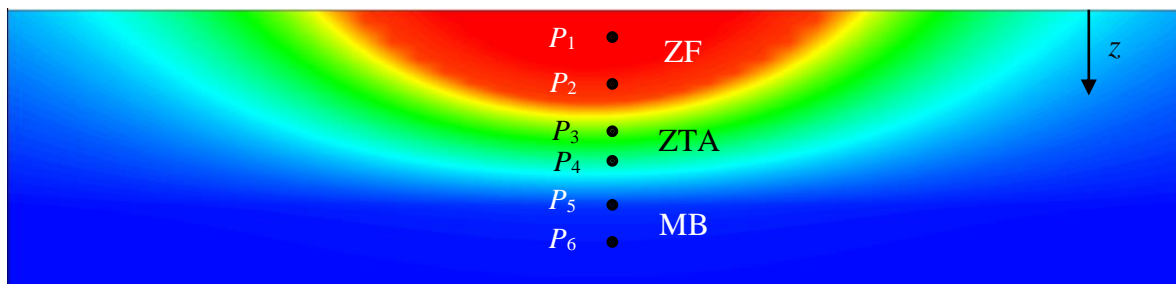


Figura 5.4 - Posição dos sensores de temperatura coletados (vista transversal).

Tabela 5.4 - Coordenadas z dos pontos P para cada polaridade positiva testada

$t+$ ajustado (ms)	P_1 (mm)	P_2 (mm)	P_3 (mm)	P_4 (mm)	P_5 (mm)	P_6 (mm)
2	0.30	1.3	1.4	1.5	2.0	2.5
7	0.30	1.4	1.5	1.6	2.0	2.5
11	0.40	1.6	1.8	1.9	2.5	3.0
13	0.40	1.7	1.9	2.0	2.5	3.0

A taxa de aquecimento definida como a derivada numérica positiva dos pontos considerados pode ser expressa por:

$$\frac{\partial T(x, y, z, t)}{\partial t} = \frac{T_{P_i}^{p+1} - T_{P_i}^p}{\Delta t}, \quad (5.1)$$

sendo i o índice dos pontos P e p o passo de tempo.

No capítulo seguinte são descritos os resultados e análises obtidos durante o trabalho.

CAPÍTULO 6 - RESULTADOS E DISCUSSÕES

6.1 Validação do Modelo Térmico

Para cada condição de t_+ , três experimentos foram realizados com o objetivo de verificar a repetitividade dos resultados estimados para o fluxo de calor. Como mencionado anteriormente, para cada experimento 482 pontos de temperatura foram medidos num intervalo de tempo, Δt , de 0,66 s. O software em C++ desenvolvido (IHWP3D, ver Apêndice A), considera os valores de condutividade térmica e a difusividade térmica para o AA 6061 T5 variáveis, para a solução numérica da Eq. (4.1) (Seção 4.1). Ambos o coeficiente de transferência de calor por convecção em todas superfícies e a emissividade do material também foram considerados variáveis, ver Seções (4.6) e (5.3), respectivamente. A técnica de problema inverso utilizada foi a BFGS (Seção 4.4) com múltiplos sensores. O uso da técnica para múltiplos sensores permite uma melhor determinação do fluxo de calor aplicado a superfície. Essa técnica tem por finalidade minimizar a Função Objetivo (Seção **Erro! Fonte de referência não encontrada.**). Outro fator a se considerar no processo de simulação é o tempo total de soldagem que inclui o começo (fonte parada e arco ligado), o meio (fonte móvel e arco ligado) e o fim (fonte parada e arco desligado).

Apresenta-se na Figura 6.1 os sinais de temperatura medidos na posição T_2 em comparação com os calculados numericamente pelo software IHWP3D, para as quatro condições de soldagem apresentadas na Tab. 5.1. Observa-se que altas temperaturas são medidas pelos termopares após o arco voltaico ser desligado em $t = 24$ s. Também na Figura 6.1, nota-se um aumento de temperatura com o aumento da polaridade positiva (t_+). Teoricamente esse acréscimo de temperatura tende a diminuir quando o tempo que o eletrodo fica na polaridade ultrapassa 13ms. Isso pode ser explicado devido ao fato que para valores de t_+ mais elevados, uma grande parte do calor gerado fica no eletrodo, o que é indesejável tanto para eficiência do processo como para vida útil do eletrodo (SARRAFI E KOVACEVIC, 2010).

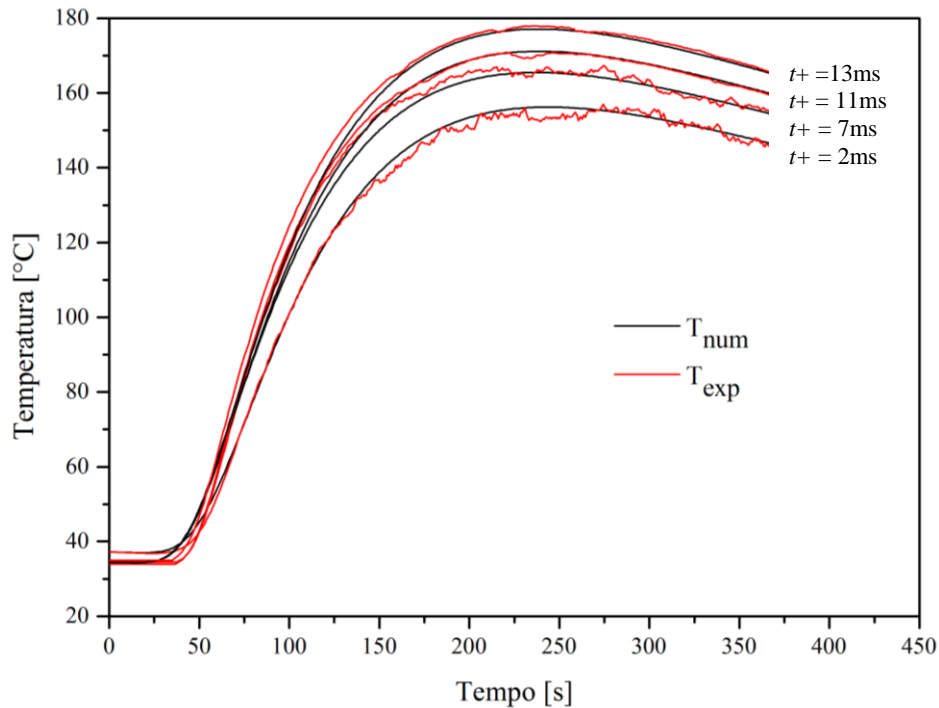


Figura 6.1 - Evolução temporal da temperatura numérica e experimental para as quatro condições de $t+$ testadas.

Uma comparação entre as médias das temperaturas calculadas e temperaturas experimentais para as condições de soldagem analisadas é apresentada na Tab. 6.1. Os respectivos extremos dos intervalos de resíduos de temperatura também são apresentados. Analisando-se os resíduos de temperatura da Tab. 6.1 Tabela 6.1 observa-se que o IHWP3D apresentou resultados satisfatórios. Os gráficos com os resíduos de temperatura em função do tempo são apresentados no Anexo B. Para os casos analisados, o máximo resíduo de temperatura foi de aproximadamente de 8 °C, o que representa um erro menor que 8%, valor este que está dentro da margem de erro proposta por Goldak e Akhlaghi (2005), para uma análise numérica de um processo de soldagem, 15%.

Tabela 6.1 - Temperaturas e resíduos médios obtidos para as condições de polaridade positiva analisadas.

Ajustado ($t+$) (ms)	Temperatura média experimental (°C)	Temperatura média numérica (°C)	Resíduos (°C)
2	120,0	121,9	[-3,0;3,0]
7	130,9	130,0	[-3,0;3,5]
11	133,9	133,7	[-3,5;4,0]
13	138,4	138,0	[-3,5;5,0]

Uma maneira de validação da metodologia desse trabalho é comparar a largura e profundidade de penetração do cordão da solda com os valores calculados numericamente (Fig. 6.2). Para obter esses dados experimentalmente, as placas foram cortadas transversalmente no plano y-z como apresentado na Fig. 6.2b. A largura e penetração foram medidas utilizando um microscópio ótico, para cada condição específica de soldagem (por exemplo $t+ = 2$ ms). No IHWP3D, o método da entalpia proporcionou o cálculo dos valores de largura e profundidade do cordão de solda. Os valores calculados foram 6,12 mm para largura e 1,38 mm para profundidade para a condição de $t+ = 2$ ms (Fig. 6.2a). Esses resultados apresentaram uma boa concordância quando comparados com os valores experimentais (Fig. 6.2b). Outras condições são apresentadas no Anexo A. Os desvios foram de 1,7 % para largura e 2,9 % para penetração. Visualiza-se uma pequena diferença quando considera-se a mudança de fase, a temperatura dependente das propriedades térmicas e os efeitos de radiação térmica no modelo térmico.

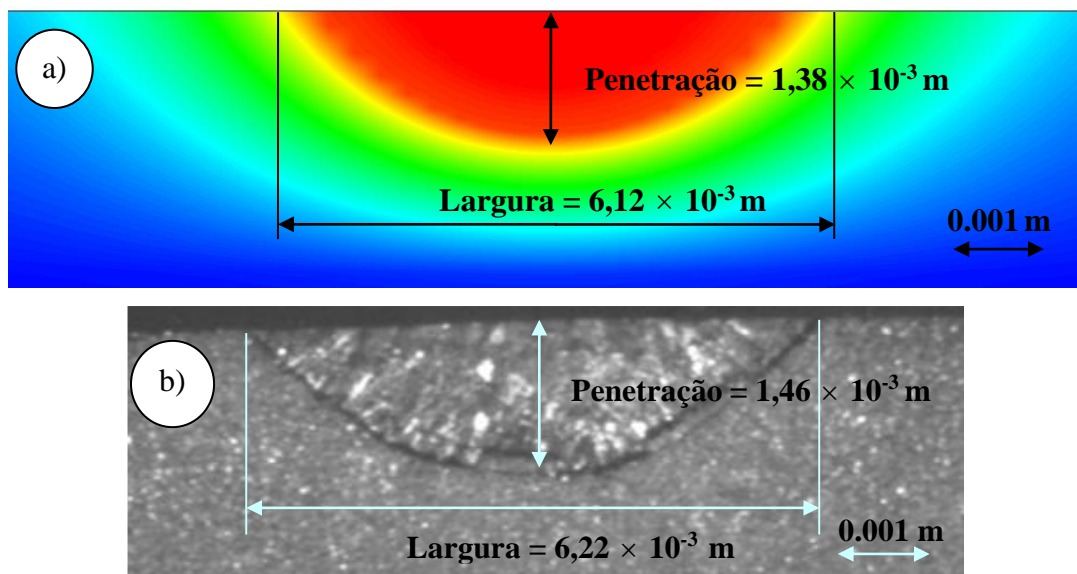


Figura 6.2 - Largura e penetração do cordão de solda para $t+ = 2$ ms a) calculados numericamente e b) experimentais.

Apresenta-se na Tabela 6.2 um comparativo entre as dimensões do cordão de solda medidas experimentalmente e calculadas numericamente para cada condição de polaridade positiva ajustada. Observa-se que a taxa de penetração do processo de soldagem em função da polaridade tende a aumentar a medida que o tempo que o eletrodo permanece na polaridade positiva cresce. Nota-se também que os resultados numéricos apresentam um baixo desvio

quando comparados aos experimentais. A diferença em todos os casos é menor que 4%, o que é considerado um bom resultado.

Tabela 6.2 - Comparação entre as dimensões do cordão de solda estimadas e medidas.

Ajustado ($t+$) (ms)	Penetração estimada (mm)	Penetração experimental (mm)	Largura estimada (mm)	Largura experimental (mm)
2	1,38	1,46	6,12	6,22
7	1,58	1,61	6,59	6,66
11	1,70	1,72	6,70	6,76
13	1,71	1,73	6,74	6,77

Pode-se verificar também que a penetração e largura estimadas é ligeiramente menor que a penetração e largura experimentais. Devido a algumas características do processo experimental tais como o comprimento do cordão de solda e a velocidade de soldagem, o efeito de Marangoni (Mills *et al.*, 1998) pode ser desprezado. O efeito da convecção termocapilar é responsável pela transferência de massa entre o metal líquido e o gás de proteção devido ao gradiente de tensão na superfície do fluido. Quando esse efeito é considerado, a convecção termocapilar é induzida no metal líquido promovendo a recirculação do fluido. Essa recirculação aumenta ligeiramente a penetração do processo. Devido à complexidade das equações desse modelo, o IHWP3D não realizou essa análise.

Uma das contribuições do modelo desenvolvido é o método da entalpia e a distribuição do fluxo de calor em forma de uma Gaussiana. O método da entalpia é responsável por temperaturas mais realistas na zona de fusão. A distribuição Gaussiana proporciona um melhor direcionamento do fluxo de calor. No processo de soldagem, o calor tende a ser mais concentrado no centro da zona de fusão. Visando observar a interferência desses resultados, apresenta-se na Fig. 6.3 os campos de temperatura calculados pelo IHWP3D sem considerar a mudança de fase e com distribuição de calor seguindo uma função constante para $t+ = 13$ ms. Pode-se verificar que o gradiente de temperatura atinge o topo no ponto de deslocamento da tocha. Nesse caso, não considerando a mudança de fase no modelo térmico, a temperatura no centro da tocha atinge aproximadamente 1400°C.

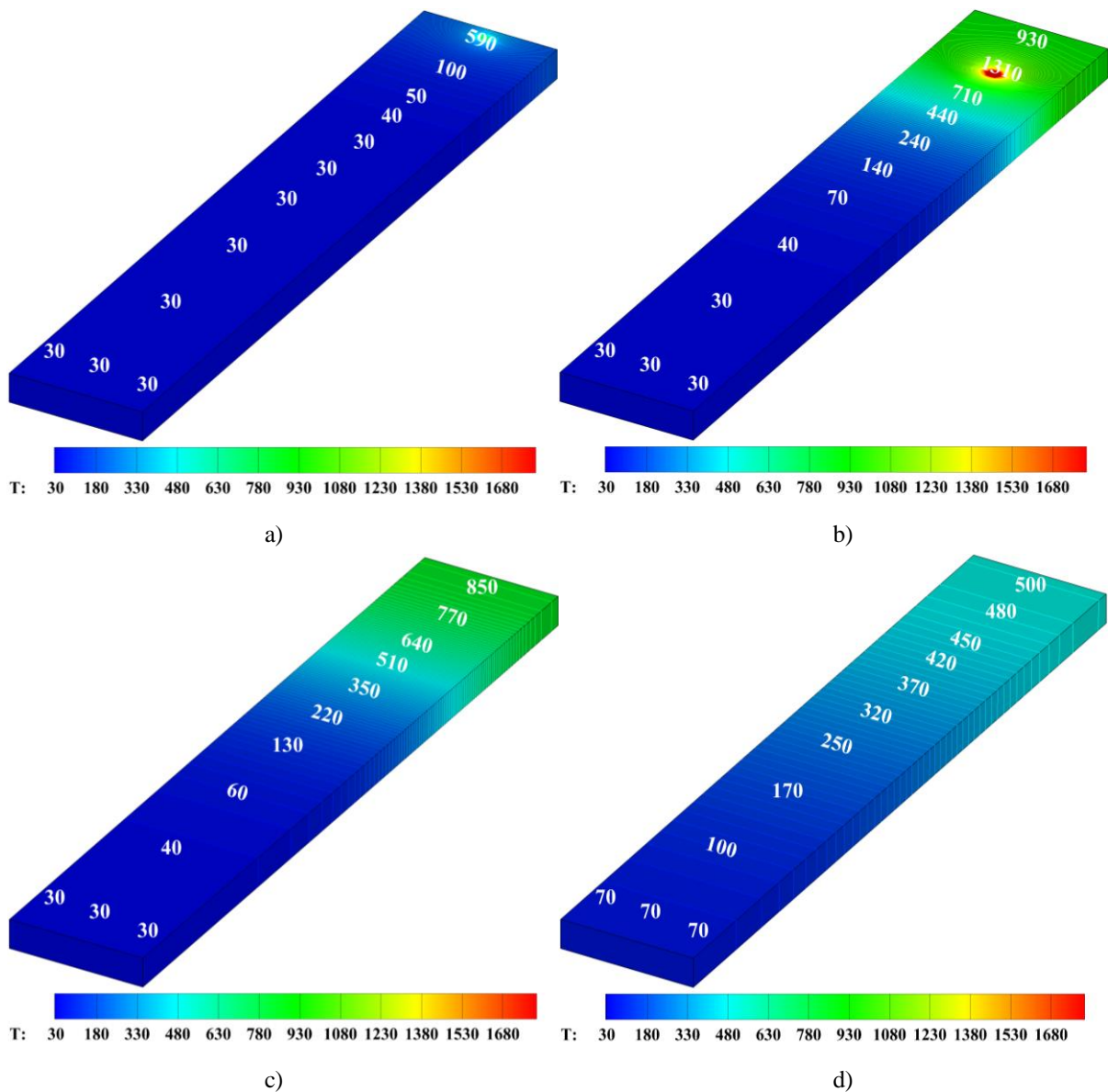


Figura 6.3 - Evolução temporal dos campos de temperatura nos instantes: a) 6,6 s, b) 26,4 s, c) 33 s e d) 66 s, para a condição de soldagem $t+ = 13\text{ms}$. (Sem mudança de fase)

Por outro lado, quando a mudança de fase e a distribuição Gaussiana do fluxo de calor são consideradas a temperatura máxima é em torno de $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ (Fig. 6.4). Esse valor é mais real, e representa melhor o processo de soldagem real. Nota-se também que a zona de fusão é melhor definida quando comparada à mostrada na Fig. 6.3. Na Figura 6.3 não se pode definir com precisão a largura e penetração do cordão de solda. Já na Figura 6.4, pode-se claramente verificar a zona de fusão e temperaturas mais baixas no entorno do cordão de solda.

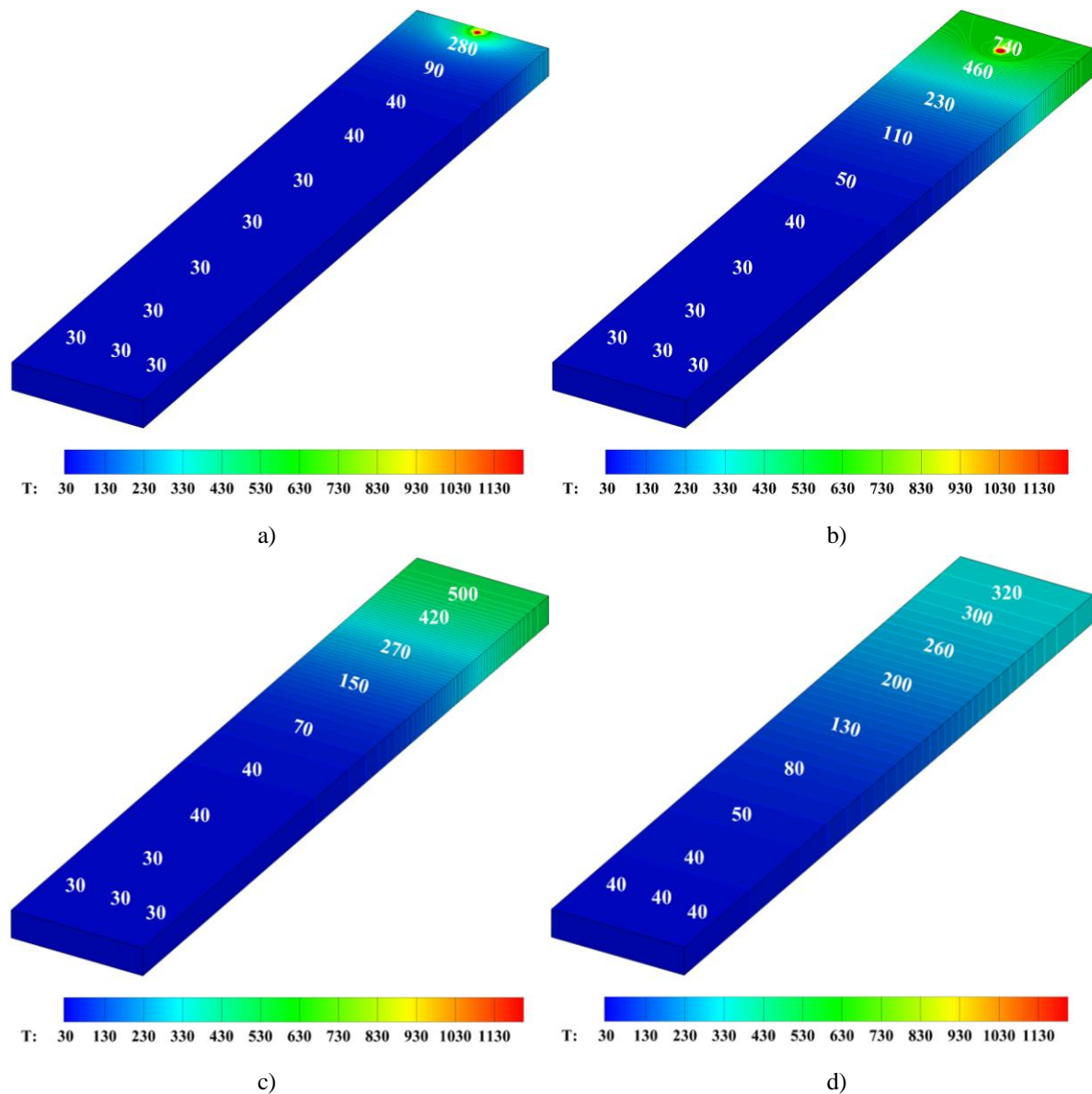


Figura 6.4 – Evolução temporal dos campos de temperatura, considerando mudança de fase, para os instantes: a) 6,6 s, b) 26,4 s, c) 33 s e d) 66 s para a condição de soldagem $t+ = 13$ ms.

Analisando a Tabela 6.3, observa-se que a potência total e a estimada crescem com o aumento de $t+$. Isso ocorre basicamente devido ao acréscimo da tensão que vai de 10,5 V ($t+ = 2,2$ ms) para 14,0 V ($t+ = 13$ ms). Isso representa um acréscimo de 33,3 % na voltagem e quase o mesmo percentual, 32,6 %, na potência gerada. O mesmo comportamento acontece com a média da transferência de calor estimada. Na Tabela 6.3 também apresenta-se essa taxa estimada que parte de 926,2 W para condição $t+ = 2$ ms e atinge 1256,3 W para condição $t+ = 13$ ms, respectivamente. Para os valores médios do fluxo de calor estimado, houve um acréscimo de 36,6%. Vale a pena frisar que o melhor rendimento térmico foi obtido para a condição $t+ = 13$ ms, sendo igual a 46,4%. Sabendo que o rendimento para um processo de

soldagem TIG em alumínio é de cerca de 45% para condições ótimas (LUCAS, 1990), a partir do valor calculado nota-se que os experimentos foram satisfatórios.

Tabela 6.3 – Valores obtidos para o rendimento térmico e comparação entre as potências total e estimada para cada teste.

Ajustado ($t+$) (ms)	Obtido ($t+$) (ms)	Potência total (W)	Potência estimada (W)	Rendimento térmico (%)
2	2,2	2037	926,2	45,5
7	6,9	2181	991,3	45,5
11	11,3	2335	1071,4	45,9
13	13,3	2702	1253,6	46,4

6.2 Análise da Convecção Natural e Radiação

A partir das correlações empíricas apresentadas na Seção 4.6, o número de Nusselt local, Nu_l e o coeficiente de transferência de calor por convecção local h foram calculados para todos os pontos da placa. Apresenta-se na Figura 6.5 a curva do número de Nusselt médio, Nu_m , em função do tempo. O Nu_m dado pela média aritmética do Nu_l em todas as superfícies da placa.

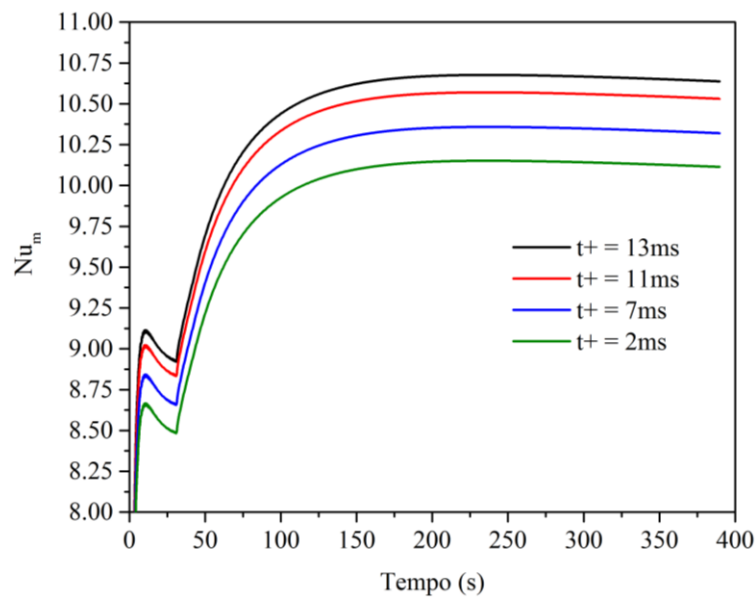


Figura 6.5 - Número de Nusselt médio em função do tempo.

Observa-se que o Nu_m tende a crescer nos primeiros segundos do processo e começa a cair logo em seguida. Após a tocha de soldagem TIG ser desligada o Nu_m retorna a crescer. Isso se deve ao caráter não linear das propriedades térmicas adotadas para o ar ambiente (Seção 4.8). Outra análise importante a ser feita é que no problema analisado o número adimensional de Richardson, Gr_l/Re_l^2 , é muito maior que a unidade em todos os pontos calculados ($Ri > 1000$), portanto o problema pode ser tratado como um caso de somente convecção natural (INCROPERA *et al.*, 2007).

Na Figura 6.6 apresenta-se o coeficiente médio de transferência de calor por convecção, \bar{h} , para as quatro condições de t_+ ensaiadas. Nota-se que o \bar{h} atinge seu valor máximo quando a tocha de soldagem TIG é desligada. Após esse momento, o coeficiente tende a decrescer suavemente. Observa-se também que a taxa de transferência de calor por convecção tende a crescer com o aumento de t_+ . Como a taxa de transferência de calor é diretamente proporcional a temperatura, implica-se que a temperatura média das amostras deve crescer com o aumento de t_+ . Fato esse que foi verificado na seção anterior.

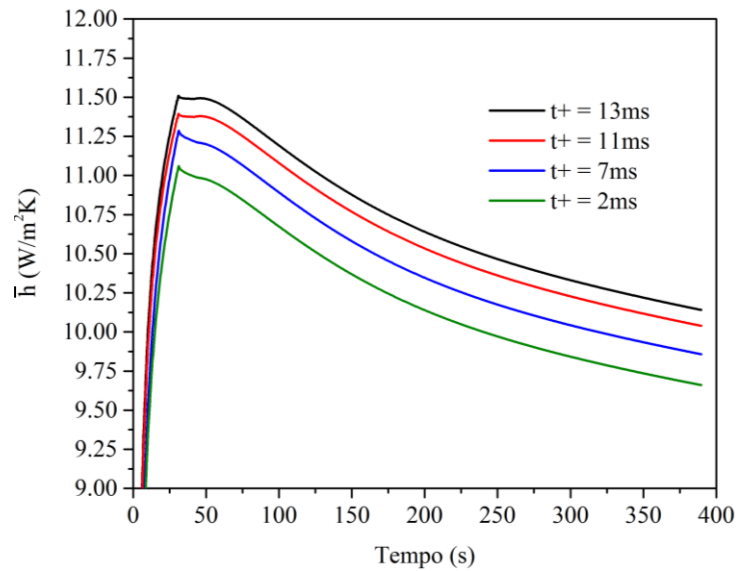


Figura 6.6 - Coeficiente médio de transferência de calor em função do tempo.

A taxa de transferência de calor perdida para o ambiente considerando o coeficiente de transferência de calor transiente também foi determinada. Apresenta-se na Figura 6.7 a porcentagem de transferência de calor por convecção e radiação e a temperatura média em função do tempo. Analisando a variação de temperatura média do corpo, como sendo a média

da temperatura numérica em todos os pontos, e do coeficiente de transferência de calor médio de convecção e radiação em função do tempo, observou-se que a parcela de convecção representa quase 65% de toda a taxa de transferência de calor perdida durante o processo de soldagem. Esse comportamento foi observado em todas as condições de soldagem estudadas. No entanto, observa-se pela Fig. 6.7 que a taxa de transferência de calor por radiação afeta significativamente o resfriamento do processo de soldagem TIG enquanto a tocha de soldagem está ligada. Analisando a Figura 6.7 nota-se que a taxa de transferência de calor por radiação atinge seu ápice quando a tocha é desligada, ou seja, para a maior temperatura média. Como será apresentado na seção a seguir, as mudanças na microestrutura da Zona Termicamente Afetada (ZTA) ocorrem devido ao resfriamento rápido característico do processo de soldagem que ocorrem enquanto a tocha de soldagem está ligada. Como nesse intervalo de tempo a perda por radiação é dominante, a troca de calor por radiação pode ser considerada um dos principais efeitos causadores da ZTA.

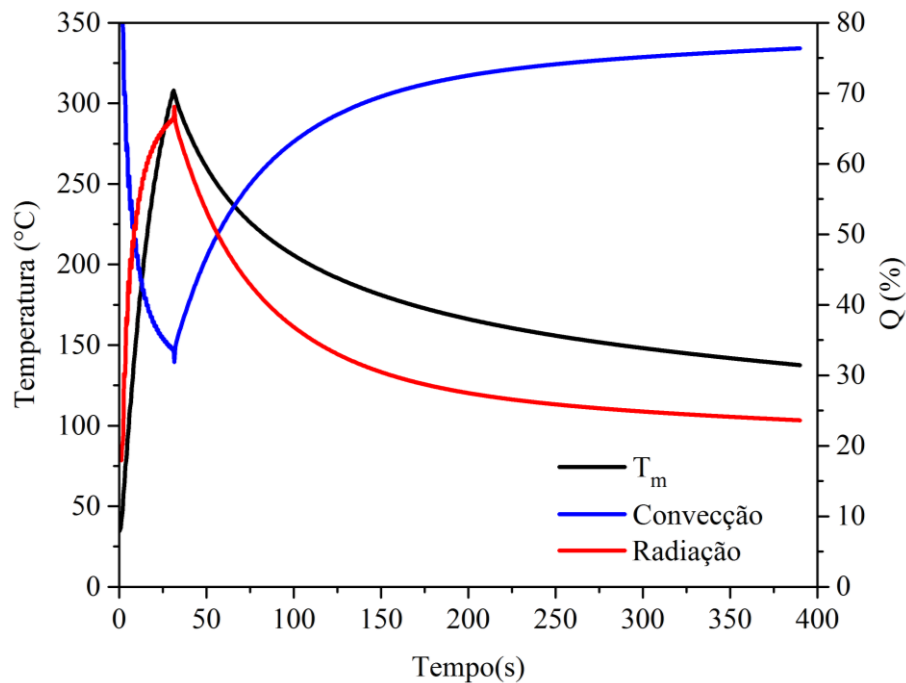


Figura 6.7 - Variação da temperatura média e porcentagem de perda de calor devido a convecção natural e radiação para condição $t+ = 13\text{ms}$.

Nas Figuras 6.8 e 6.9 são mostradas a distribuição bidimensional do coeficiente de transferência de calor por convecção para quatro passos de tempo nas condições de soldagem $t+ = 7\text{ms}$ e $t+ = 13\text{ms}$, respectivamente. Nota-se que o valor médio do coeficiente de

transferência de calor por convecção atinge seu valor máximo um pouco antes da tocha ser desligada (Fig. 6.8c e 6.9c). Após 50s, esse valor médio tende a decrescer lentamente e se uniformizar em todos os pontos da superfície. Essa característica é associada à alta condutividade térmica do alumínio. Portanto, todos os pontos da superfície tenderão a mesma temperatura e o coeficiente de transferência de calor por convecção tenderá para um mesmo valor para qualquer posição da superfície da amostra. O coeficiente de transferência de calor tenderá a zero quando o corpo for analisado para um tempo infinito. Para esta condição a temperatura do corpo será igual a temperatura ambiente.

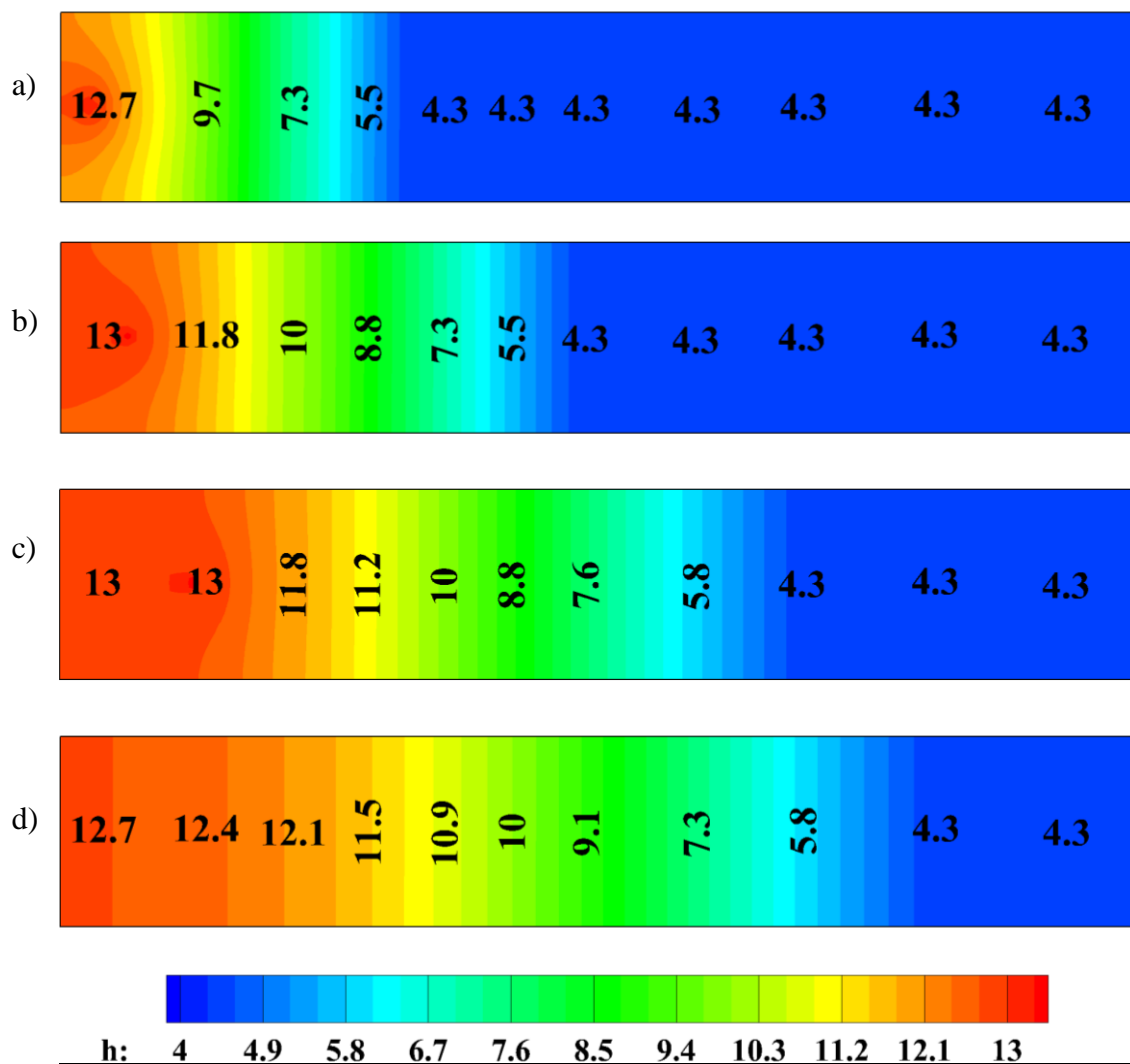


Figura 6.8 - Evolução temporal do coeficiente de transferência de calor, h W/m²K, nos instantes: a) 6,6s b) 15,0s c) 26,4s e d) 33,0s para $t+ = 7,0$ ms.

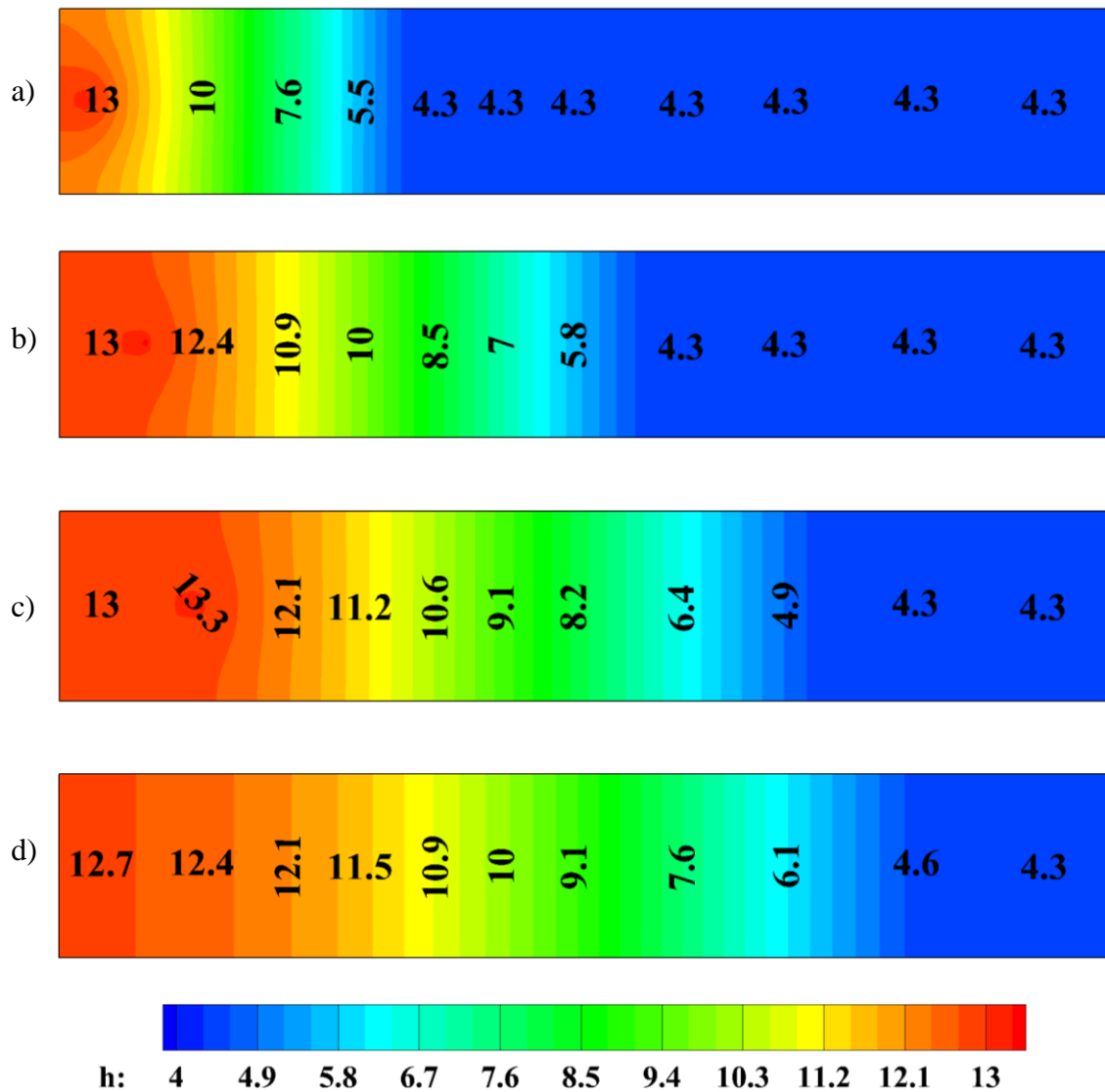


Figura 6.9 - Evolução temporal do coeficiente de transferência de calor, h W/m²K, nos instantes: a) 6,6s b) 15,0s c) 26,4s e d) 33,0s para $t+ = 13,0$ ms.

A seguir são apresentados os resultados para análise térmica da poça de fusão.

6.3 Análise Térmica da ZTA

Para cada condição de polaridade positiva $t+$, o campo de temperaturas foi determinado pelo IHWP_3D (Seção 6.1). Apresenta-se na Figura 6.10 o campo instantâneo de temperatura para a condição experimental $t+ = 11$ ms, no tempo 6,6s. A orientação dos eixos na Fig. 6.10

segue a orientação proposta na Fig. 4.1. Nessa figura também é mostrado que as maiores temperaturas na placa são obtidas perto da tocha de soldagem TIG.

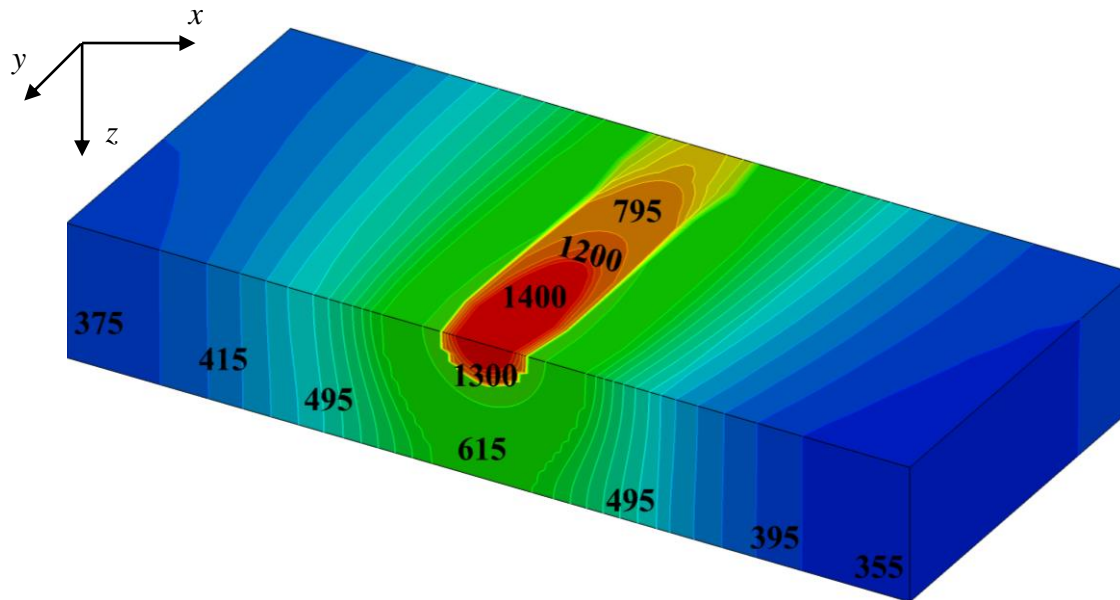


Figura 6.10 - Distribuição de temperatura [$^{\circ}\text{C}$] para $t+ = 11\text{ ms}$, no instante 6,6s, para região aquecida pela tocha.

Como mencionado na Seção 5.4, seis sensores numéricos de temperatura foram implementados no software (ver Fig. 5.4). A taxa de aquecimento calculada através das temperaturas numéricas é mais precisa do que os valores constantes normalmente adotados a partir de valores constantes tabelados. As temperaturas numéricas para os seis sensores nas quatro condições testadas experimentalmente são apresentadas na Fig. 6.11. Como mencionado na Seção 6.1, a temperatura média na placa tende a crescer a medida que a polaridade positiva na placa aumenta. A temperatura de pico, nesse caso, representada pelo ponto mais próximo a superfície da placa P_1 , começa a aproximadamente $1400\text{ }^{\circ}\text{C}$ para $t+ = 2\text{ ms}$, e atinge $2240\text{ }^{\circ}\text{C}$ para $t+ = 13\text{ ms}$. A medida que a temperatura aumenta, uma maior mudança microestrutural ocorre. O efeito responsável por essas mudanças é a taxa de aquecimento e resfriamento do material.

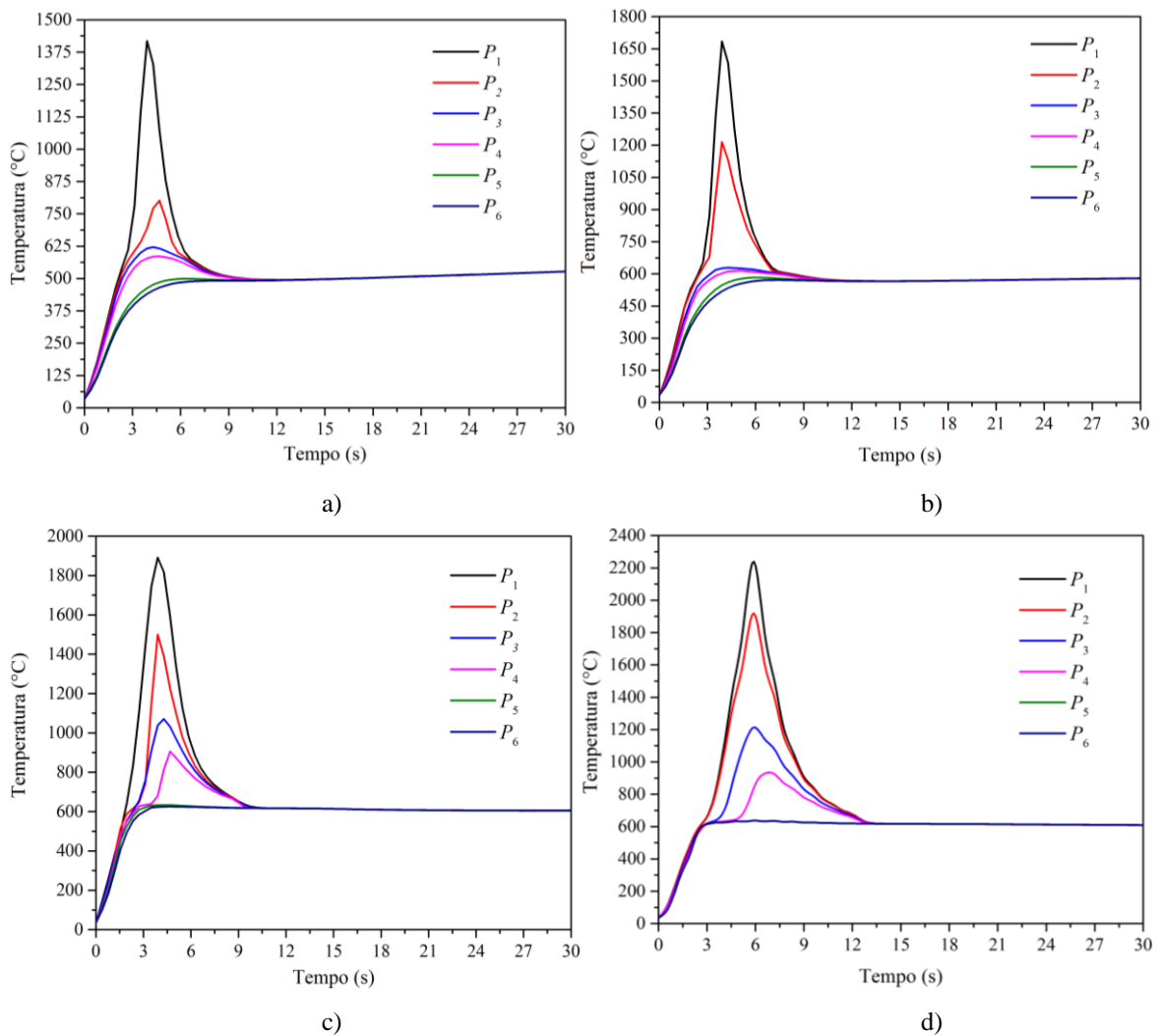


Figura 6.11 - Temperaturas numéricas (°C) em função do tempo para as condições experimentais t^+ : a) 2ms, b) 7ms, c) 11ms e d) 13ms.

Apresenta-se na Figura 6.12 a taxa de resfriamento para as quatro polaridades positivas na amostra testada. Para todos os casos, o ponto P_1 é sujeito ao maior gradiente de temperatura. De fato, este ponto é mais próximo a superfície e, portanto, mais influenciado pela tocha de soldagem TIG. Apesar do ponto P_2 também estar na zona de fusão, ele apresenta uma menor taxa de aquecimento quando comparado a P_1 . Naturalmente, a temperatura de P_2 tende a ser menos influenciada pelo arco voltaico, devido a distribuição do fluxo de calor na zona de fusão. Os pontos na ZTA, P_3 e P_4 , possuem uma menor taxa de aquecimento quando comparados a P_1 e P_2 . A partir da análise gráfica, a taxa de resfriamento desses pontos, isto é, a taxa de aquecimento negativa apresentada na Figura 6.12, tende a ser mais estável que as taxas de resfriamentos de P_1 e P_2 . Devido ao fato desses pontos estarem na ZTA, o calor fornecido pela tocha não é suficiente para fazer com que eles atinjam o ponto de fusão. No entanto, esses pontos são aquecidos o suficiente para atingir o ponto de

recristalização, isto é, esses pontos possuem um maior tamanho de grão quando comparados ao material de base. Os pontos P_5 e P_6 estão no material de base da amostra; consequentemente, eles não são afetados significativamente pelo gradiente de temperatura na amostra. A partir da análise da taxa de aquecimento (Figura 6.12), esses pontos são aquecidos no começo do processo. No entanto, esses pontos não apresentam uma taxa de resfriamento significativa após 4s. Esses pontos não atingem o ponto de fusão ou a temperatura de recristalização. A medida que a tocha continua seu movimento, a temperatura tende a estabilizar nessas regiões. Consequentemente, após o arco voltaico ser desligado, essas regiões possuem uma estável taxa de resfriamento, levando assim a mesma microestrutura encontrada no material de base.

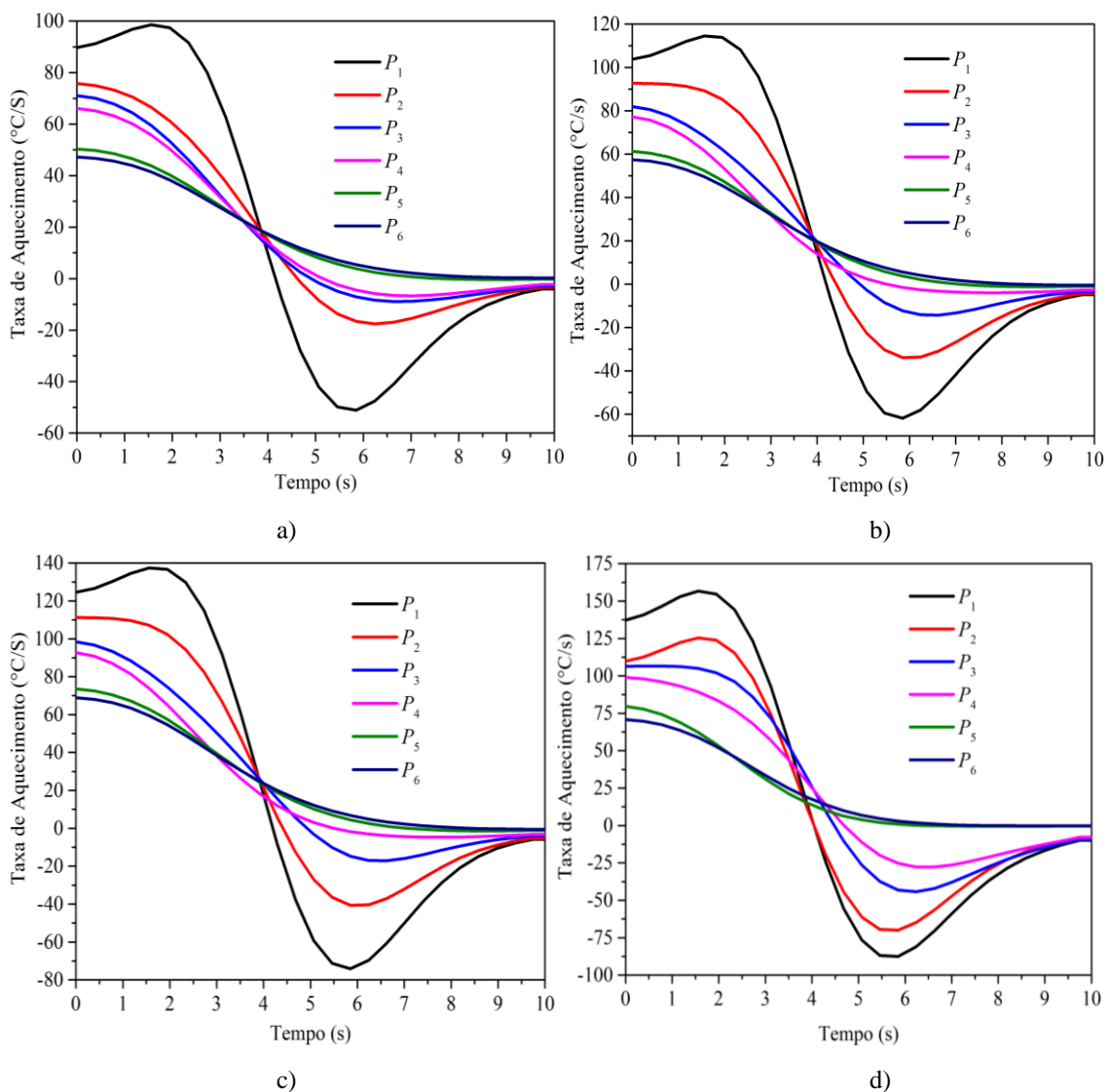


Figura 6.12 - Taxa de aquecimento numérica em função do tempo para $t+$: a) 2ms b) 7ms c) 11ms e d) 13ms.

Analisando as Figuras 6.11 e 6.12, a taxa de aquecimento tende a aumentar proporcionalmente com a polaridade positiva. A condição de soldagem $t+ = 13\text{ms}$ atinge a maior temperatura e, portanto, a maior taxa de aquecimento. Para determinar os efeitos apresentados pela análise térmica, o tamanho de grão da ZTA foi medido. Na Tabela 6.4 mostra-se o tamanho de grão médio para cada condição experimental de soldagem.

Uma correlação entre o tamanho de grão e a evolução da polaridade positiva pode ser notada. O tamanho de grão tende a diminuir linearmente a medida que a polaridade positiva do processo aumenta. Esse fato pode ser explicado devido a característica térmica do processo. A condição experimental $t+ = 13\text{ms}$ possui o maior calor estimado, consequentemente, ela também induz a maior temperatura na placa. Como mostrado na Fig. 6.12d, essa condição apresenta a maior taxa de resfriamento e aquecimento. Portanto, o rápido resfriamento resulta numa maior região de nucleação do material, o que leva a um menor tamanho de grão. No entanto, a condição experimental $t+ = 2\text{ms}$ possui um menor aporte de calor, desta forma, ela induz a uma menor temperatura na placa. Como mostrado na Fig. 6.12a essa condição possui a menor taxa de aquecimento e resfriamento dos casos analisados. Uma correlação linear entre o tamanho de grão e a polaridade positiva foi encontrada. O coeficiente da correlação foi de 0,98 o que apresenta uma excelente aproximação linear. Na Figura 6.13 apresenta uma aproximação linear para os dados apresentados na Tab. 6.4.

Tabela 6.4 - Tamanho de grão médio para cada condição de soldagem

Ajustado ($t+$) (ms)	Ajustado ($t-$) (ms)	Tamanho de grão (μm)
2	20	80,01
7	20	57,39
11	20	46,96
13	20	40,00

A Figura 6.14 apresenta uma correlação linear que é válida apenas na faixa de trabalho, $t+ = 2\text{ ms}$ a $t+ = 13\text{ ms}$, descrita pela seguinte equação:

$$TG = -3,57 \times t^+ + 85,55 \quad (4.21)$$

sendo TG o tamanho do grão e t^+ o parâmetro de ajuste experimental.

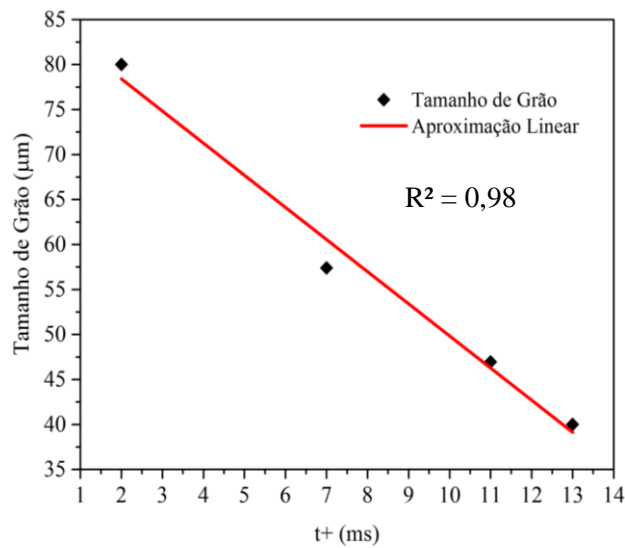


Figura 6.13 - Tamanho de grão em função da polaridade positiva.

A taxa de resfriamento também foi estudada após a tocha ser desligada. Nessa análise, os pontos P não apresentaram diferenças significativas para mesma condição de soldagem, isto é, todos os pontos P apresentam a mesma taxa de resfriamento. Conseqüentemente, a mudança microestrutural para os experimentos ocorreram quando a tocha ainda estava ligada. A taxa de resfriamento também apresentou um perfil similar para diferentes condições experimentais de soldagem. A taxa de resfriamento, anteriormente mencionada como a taxa de aquecimento negativa, para as diferentes condições de soldagem em relação ao tempo é mostrada na Fig. 6.14.

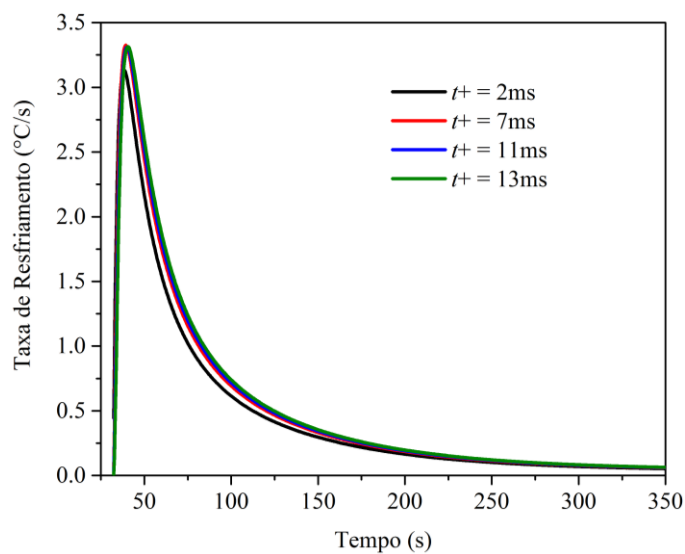


Figura 6.14 - Taxa de resfriamento numérica para as condições testadas após a tocha de soldagem ser desligada.

Na seção seguinte apresenta-se qualitativamente as diferentes características das três regiões mencionadas: ZF, ZTA e MB.

6.4 Análise Microstrutural

Como mostrado anteriormente pela análise dos resultados obtidos pelo software IHWP3D, a ZTA tende a crescer a medida que a polaridade positiva aumenta. Esse fenômeno é verificado na Figura 6.15, onde as micrografias para cada amostra são apresentadas. A microestrutura encontrada na Zona de Fusão (ZF) e mudada no Material de Base (MB), depende da temperatura atingida em cada condição de soldagem. A microestrutura encontrada em todos os casos possui grãos dendríticos indicando que a direção de solidificação aponta para o centro da zona de fusão.

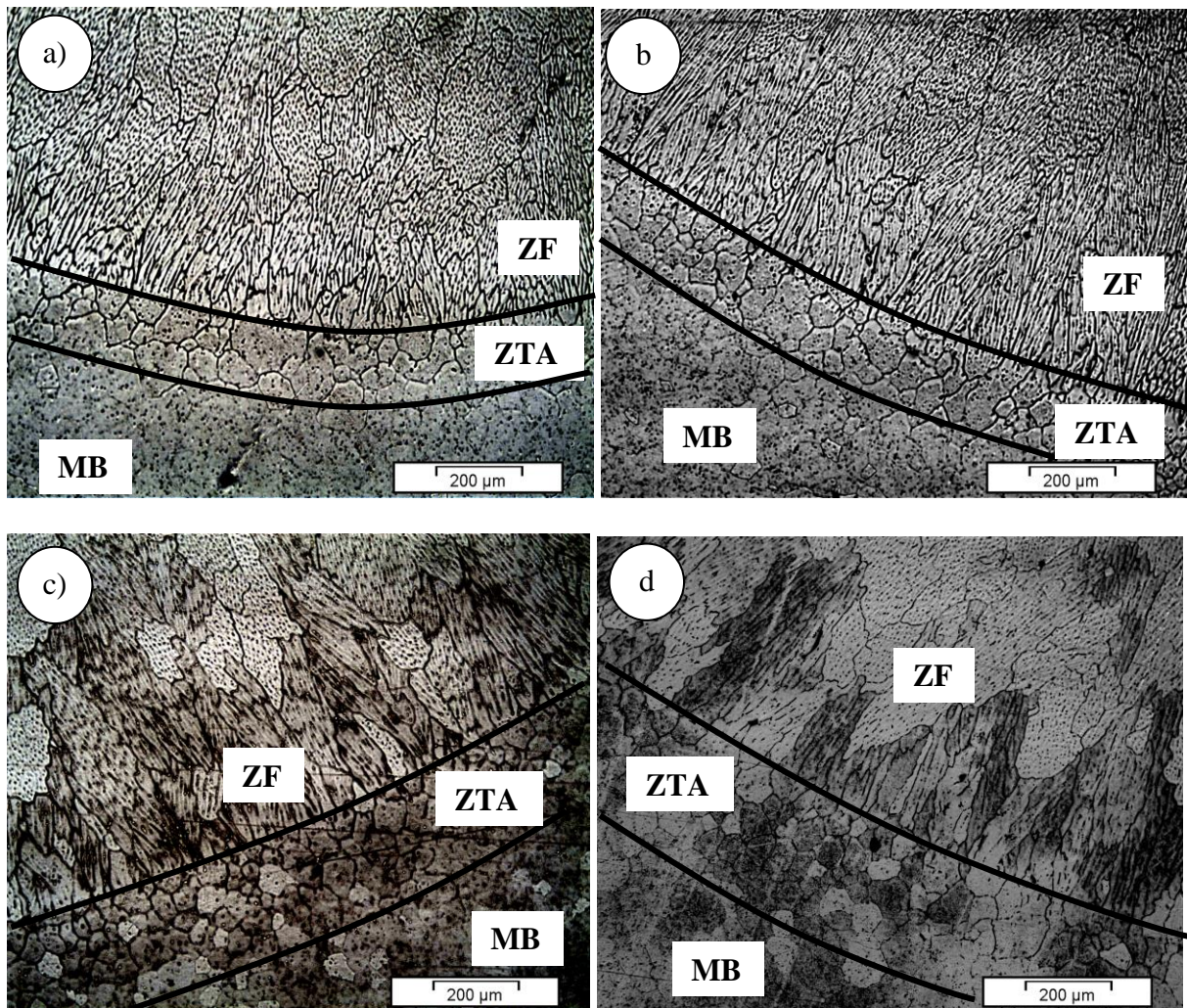


Figura 6.15 - Micrografia para $t+$: a) 2ms, b) 7ms, c) 11ms e d) 13 ms.

Como descrito por Kou (2003), em um processo de rápida solidificação os grãos mudam de formações planares para celulares, celular para dendrita colunar, e dendrita equiaxial. Como a ZTA é diretamente relacionada ao gradiente térmico, é esperado que as amostras soldadas na condição $t_+ = 13\text{ms}$ apresentem uma maior ZTA que as amostras soldadas em $t_+ = 2\text{ms}$. Como mencionado previamente, devido ao aumento do gradiente térmico, o tamanho de grão tende a diminuir. Essa diminuição é atribuída a maior presença de precipitados intermetálicos devido ao maior gradiente térmico.

O código IHWP3D também pode ser aplicado para determinar o tamanho da Zona Parcialmente Fundida (ZPF). Como mencionado na Seção 4.1, o IHWP3D foi baseado no método da Entalpia. Essa aproximação matemática considera a zona de transição, isto é, a região localizada entre a interface do líquido e a fase sólida. Devido ao refinamento da malha adotado, o IHWP3D indicou a formação da ZPF apenas nas polaridades $t_+ = 11\text{ms}$ e $t_+ = 13\text{ms}$. Durante a soldagem, essa região é identificada no contorno da dendrita colunar e na ZTA. Devido a essa zona ser aquecida as temperaturas um pouco maiores que as da temperatura de fusão inferior, o grão dessa região tende a ficar aquecido por um maior período de tempo. Esse efeito pode ser claramente identificado nas condições mais severas de soldagem, como em, $t_+ = 11\text{ms}$ e $t_+ = 13\text{ms}$. Como identificado pelo IHWP3D, uma análise com um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) indicou que para as condições de soldagem $t_+ = 2\text{ms}$ e $t_+ = 7\text{ms}$, o tamanho de grão da ZPF é similar ao tamanho de grão da ZTA, portanto, ela pode ser considerada como parte da ZTA. Usando uma resolução apropriada no MEV, na Figura 6.16a mostra-se uma vista interna da Zona Parcialmente Fundida para a condição de $t_+ = 13\text{ms}$. Na Figura 6.16b apresenta-se as dendritas equiaxiais encontradas no centro da ZF para condição de soldagem $t_+ = 13\text{ms}$. Estruturas similares foram encontradas nas demais condições de soldagem. Na Figura 6.16c podem ser vistas as dendritas colunares encontradas na interface da ZF e da ZTA. Como os precipitados ocorrem geralmente nos contornos de grãos, traços de Mg e Si foram encontrados nos contornos de grãos da ZTA. Notou-se que a relação de Mg:Si tende a crescer a medida que a polaridade positiva aumenta. No entanto um novo estudo deve ser realizado para determinar a porcentagem de Mg:Si em função da polaridade positiva. Na Figura 6.16d é apresentada uma vista da microestrutura dos grãos da ZTA. Identificou-se precipitados de Mg e Si como sendo as regiões claras no contorno de grão mostrado na Figura 6.16d.

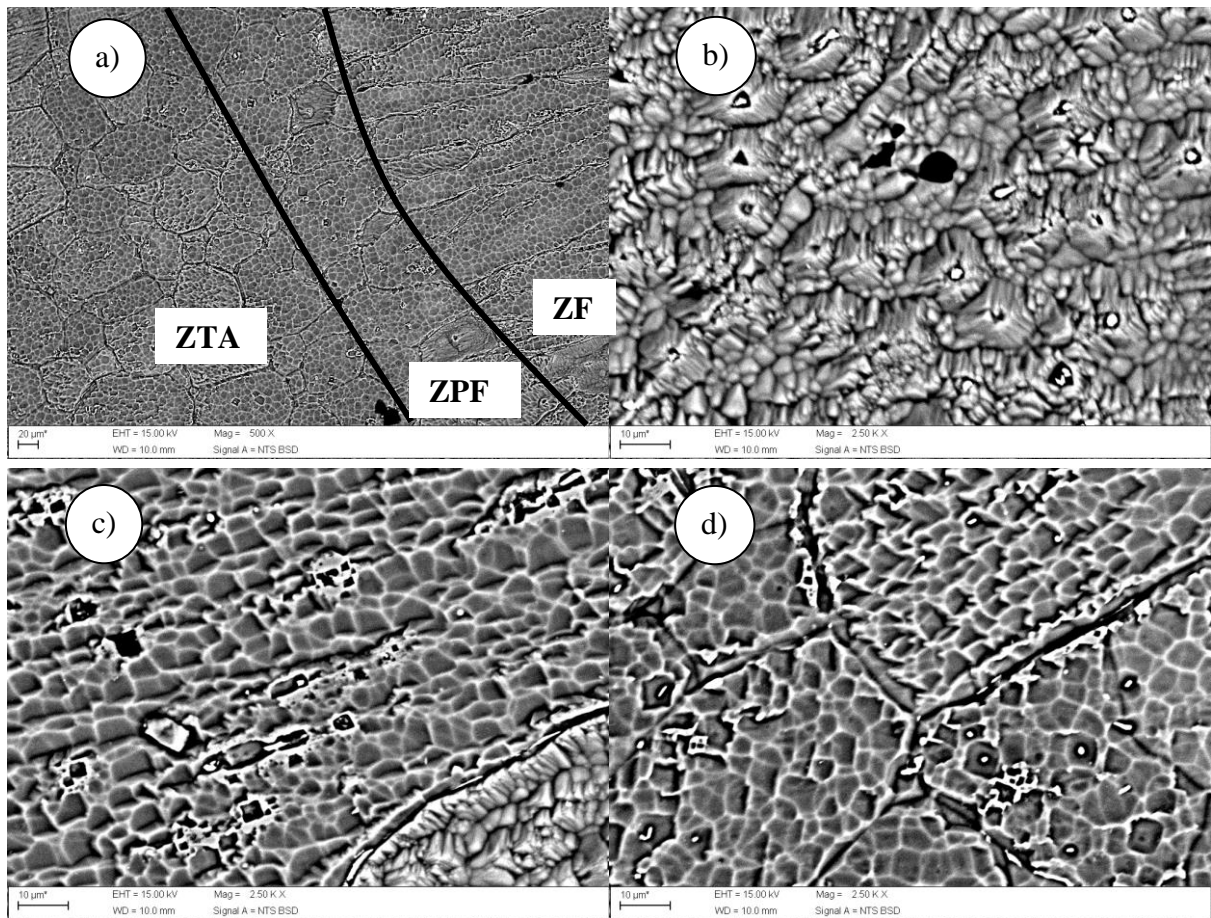


Figura 6.16 - Mudanças microestruturais para $t+ = 13\text{ms}$: a) ZPF b) Dendrita equiaxial na ZF
c) dendritas colunares e d) precipitação no contorno de grão.

CAPÍTULO 7 - CONCLUSÕES

7.1 Conclusões Gerais

Apresentou-se neste trabalho uma metodologia alternativa para o estudo do fenômeno de transferência de calor em placas de Alumínio 6061 T5 sujeitas a um processo de soldagem TIG autógeno. Um diferencial proposto neste trabalho foi a medição das temperaturas, utilizadas na resolução do problema inverso, logo após o arco voltaico ser desligado. Esse procedimento eliminou um dos grandes obstáculos na medição das temperaturas experimentais durante a soldagem das placas de alumínio: ruídos experimentais. O trabalho também relacionou as microestruturas encontradas nas amostras de Alumínio 6061 T5 com a análise térmica feita pelo código computacional.

Para a análise numérica desenvolveu-se um código computacional na linguagem de programação C++ chamado de IHWP3D, para a solução da equação da difusão de calor tridimensional, com fonte de calor móvel e sujeita as condições de contorno de convecção e radiação em todas as faces. Além disso utilizou-se o método da Entalpia para modelar a mudança de fase no processo. Considerou-se também para o modelo aproximações polinomiais para as propriedades térmicas do ar e do alumínio 6061 T5. Essas aproximações permitiram que o modelo fosse tratado como não linear. A equação da difusão de calor tridimensional foi resolvida utilizando o método das diferenças finitas com formulação implícita no tempo. Para a solução do sistema de equações algébricas do modelo, utilizou-se o método MSI. Estimou-se o aporte de calor a chapa através da técnica BFGS.

A proximidade entre os parâmetros experimentais e calculados validaram e provaram a eficiência do código desenvolvido quanto sua aplicação para resolução de problemas térmicos em soldagem. A técnica utilizada provou ser satisfatória para identificação da largura e penetração do cordão de solda. Além disso, o programa desenvolvido possibilitou a análise da eficiência térmica o que comprova o potencial apresentado pelo método que é uma alternativa mais barata que as técnicas convencionais baseadas em calorímetros.

Outra inovação apresentada nesse trabalho foi a análise da taxa de resfriamento por convecção e radiação durante o processo de soldagem TIG em alumínio. A convecção natural provou ser o efeito dominante no resfriamento do processo. Somente esse efeito representa cerca de 65% do total de energia perdida para o ambiente no processo. No entanto, a radiação tem papel fundamental na mudança microestrutural. O estudo mostrou que as mudanças microestruturais ocorrem quando a taxa de transferência de calor por radiação representa cerca de 70% do total transferido para o ambiente. Esse pico de radiação é encontrado quando a tocha de soldagem TIG está ligada. Como a radiação é um efeito espontâneo, e também difícil de ser controlada, ela representa a principal causa de mudanças na microestrutura do material. A análise da taxa de resfriamento do material pode ser usada para minimizar a Zona Termicamente Afetada em todos os processos de soldagem.

O IHWP3D também provou sua versatilidade quando foi usado para a análise térmica da ZTA. Durante esse estudo verificou-se uma dependência linear do tamanho de grão em relação ao aumento da polaridade positiva para faixa de valores $t+$ estudados. A taxa de resfriamento dos seis pontos analisados foi determinada visando analisar as microestruturas encontradas. O estudo determinou que as mudanças microestruturais ocorreram enquanto a tocha de soldagem TIG ainda estava ligada. A taxa de resfriamento depois que a tocha foi desligada é a mesma para os pontos da ZF, ZTA e MB. Essas análises provam que o software desenvolvido pode ser empregado para análise térmica de vários processos que envolvem transferência de calor.

7.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

O IHWP3D também pode ser empregado para simulação de um processo de soldagem envolvendo deposição de materiais. Para esse trabalho, uma malha com um rasgo em “V” deve ser implementada. Além disso, a malha deve ser mudada iterativamente (malha dinâmica) simulando assim a deposição de material. Essa nova técnica, permitiria o estudo da ZTA em processos de soldagem mais comuns.

Outra proposta é a validação da correlação empírica utilizada nesse trabalho. Para isso, o Nusselt numérico em cada ponto deve ser calculado para ser comparado com os valores das correlações empíricas. Para esse caso, a solução da equação da quantidade de movimento em coordenadas cartesianas deve ser acoplada ao programa para o cálculo do Nusselt numérico. Conseqüentemente, uma visualização tridimensional da convecção natural em volta da amostra poderá ser analisada.

Pode-se também implementar a técnica do sensor móvel de temperatura. Essa técnica permitiria estimar a curva de rendimento térmico do processo em função do tempo. No entanto, para utilização dessa técnica novos experimentos devem ser realizados. É aconselhável a adoção de um material mais estável para medições térmica, por exemplo o Aço Inoxidável.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ALDOSHIN, G.T.; GOLOSOV, A.S.; ZHUK, V.I. **Solution of an inverse problem of transient heat conduction for a slab.** Heat and Mass transfer (em Russo) Minsk, Nauka I Teknika, Vol. 8, 1968, pp. 186-199.
- ALIFANOV, O.M. **Solution of an unsteady-state heat conduction problem for investigation of ablation of heat protection materials.** (Em Russo) Preprints to the All-Union conference of young scientists on heat-and-mass transfer, Minsk, 1969, p.187.
- ALIFANOV, O.M. **Solution of an inverse problem of heat conduction by iteration methods.** Journal of Engineering Physics, Vol. 26, No. 4, 1974, pp. 471-476.
- ANDERSSON, B.A.B. **Thermal stresses in a submerged-arc welded joint considering phase transformations.** J. Eng. & Tech. Trans. ASME, Vol. 100, 1978, pp. 356-362.
- AVRIEL, M. **Nonlinear programming: analysis and methods.** Dover Publishing, 2003.
- BECK, J.V. **Calculation of surface heat flux from an internal temperature history.** ASME Paper 62-HT-46, 1962.
- BECK, J.V.; BLACKWELL, B.; CLAIR, C.R.St.Jr. **Inverse heat conduction: ill-posed problems.** Wiley, New York, 1985, 308 p.
- CARLEMAN, T. **Les fonction quasi analytiques.** Paris, 1926.
- CARSLAW, H.S.; JAEGER, J.C. **Conduction of heat in solids.** Oxford University Press, New York, 2 ed., 1959.
- CARVALHO, S.R. **Determinação do campo de temperatura em ferramentas de corte durante um processo de usinagem por torneamento.** Tese de Doutorado, Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica – Universidade Federal de Uberlândia, 2005, 151p.
- CARVALHO, S.R.; SANTOS, M.R.; SOUZA, P.F.B.; GUIMARÃES, G.; SILVA, S.M.M.L. **Comparison of inverse methods in the determination of heat flux and**

- temperature in cutting tool during a machining process.** High Temperatures High Pressures, Vol. 38, 2009, pp. 119-136.
- CHEN, W.-L.; YANG, Y.C.; LEE, H.-L. **Inverse problem in determining convection heat transfer coefficient of an annular fin.** Energy Conversion & Management, Vol. 48, 2007, pp. 1081-1088.
- CHIHOSKI R.A. **Understanding weld cracking in aluminum sheet.** Welding Journal, Vol. 25, 1972a, pp. 24-30.
- CHIHOSKI R.A. **The character of stress fields around a weld arc moving on aluminum sheet.** Welding Research Supplement, 1972b, pp. 9s-18s.
- CHIHOSKI R.A. **Expansion and stress around aluminum weld puddles.** Welding Research Supplement, 1979, pp. 263s-276s.
- CRANK, J. **Free and moving boundary problems.** Clarendon Press, Oxford University Press, New York, United States, 1984.
- DOWDING, K.J.; BLACKWELL, B.E. **Sensitivity analysis for nonlinear heat conduction.** 33rd National Heat Transfer Conference, 1999, Albuquerque.
- FRIENDMAN, E. **Analysis of weld puddle distortion.** Welding J. Research Suppl., 1978, pp. 161s-166s.
- GONÇALVES, C.V.; CARVALHO, S.R.; GUIMARÃES, G. **Application of optimization techniques and the enthalpy method to solve a 3d-inverse problem during a TIG welding process.** Materials and Design Vol 30, July, 2010, pp 2398-2402.
- GOLDAK, J.A.; PATEL, B.; BIBBY, M.; MOORE, J. **Computational weld mechanics.** Proceedings of AGARD Conference, June 1985.
- GOLDAK, J.A.; ODDY, A.; GU, M.; MA, W.; MASHAIE, A.; HUGHES, E. **Coupling heat transfer, microstructure evolution and thermal stress analysis in weld mechanics.** IUTAM Symposium, Mechanical Effects of Welding, Lulea Sweden, 1991.

- GOLDAK, J.; BREIGUINE, V.; DAI, N.; ZHOU, J. **Thermal stress analysis in welds for hot cracking**. ASME, Pressure Vessels and Piping Division PVP, Proceeding of the 1996 ASME PVP Cong., Montreal.
- GOLDAK, J.A.; AKHLAGHI, M. **Computation welding mechanics**. Springer, 2005, 325p.
- GUNDERSEN, O. **Mathematical modeling of welding. A state of the art review**. Tese de doutorado, SINTEF Material Technology, Trondheim, 1997.
- HADAMARD, J. **Lectures on Cauchy's problem in linear partial differential equations**. Yale University Press, New Haven, USA, 1923.
- HIBBITT H.D.; MARCAL P.V. **A numerical thermos-mechanical model for the welding and subsequent loading of a fabricated structure**. *Comp. & Struct*, Vol. 3, 1973, pp. 1145-1174.
- HINATA, T.; YASUDA, K.; YASUGA, K.; ONZAWA, T. **Penetration form of DC TIG arc welding using flux-cored wire filler. Study of low-speed DC TIG welding (3rd Report)**. *Welding International*, Vol. 9, 1995, pp. 870-875.
- HUANG, C.-H.; TSAI Y.-L. **A transient 3-D inverse problem in imaging the time-dependent local heat transfer coefficients for plate fin**. *Applied Thermal Engineering*, Vol. 25, 1995, pp. 2478-2495.
- INCROPERA, F.P.; DeWITT, D. P.; BERGMAN, T. L.; LAVINE, A. S. **Fundamentals of heat and mass transfer**. John Wiley & Sons, 6th ed., USA, 2007, 997 p.
- JENSEN, J.E.; TUTTLE, W.A.; STEWART, R.; BRECHNA, H.; PRODEL, A.G. **Selected cryogenic data notebook**. Brookhaven National Laboratory, United States Department of Energy, Vol. II, Section XV, 1980.
- JORDATOS, J.D.; FOURLARIS, G.; PAPADIMITRIOU, G. **The effect of cooling rate on the mechanical and corrosion properties of SAT 2205 (UNS 31803) duplex stainless steel welds**. *Scripta Materialia*, 44, 2001, 401-408.
- KOU, S. **Welding metallurgy**. J. Wiley & Sons, Hoboken, NJ, 2003.

- KUMAR, T.S.; BALASUBRAMANIAN, V.; BABU, S.; SANAVULLAH, M.Y. **Effect of pulsed current GTA welding parameters on the fusion zone microstructure of AA6061 aluminum alloy.** *Metals and Materials International*, 13, 2007, 345-351.
- LAMBRAKOS, S.G.; MILEWSKI, J.O. **Analysis of welding and heat deposition process using an inverse-problem approach.** In: *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 7*, Verlag der Technischen Universit Graz, 2005, Austria.
- LEE, H.T.; WU, J.L. **The effects of peak temperature and cooling rate on the susceptibility to intergranular corrosion of alloy 690 by laser beam and gas tungsten arc welding.** *Corrosion Science*, 51, 2009, 439-445.
- LIMA E SILVA, S.M.M.; BORGES, V.L.; VILARINHO, L.O.; SCOTTI, A.; GUIMARÃES, G. **Desenvolvimento de uma técnica experimental para a determinação do fluxo de calor em um processo de soldagem TIG.** 9th Brazilian Congress of Thermal Sciences and Engineering-ENCIT 2002, CDROM, Caxambu, Minas Gerais, Brasil.
- LOULOU, T.; SCOTT, E.P. **An inverse heat conduction problem with heat flux measurements.** *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 67, 2006, pp. 1587-1616.
- LUCAS, W. **TIG and PLASMA welding, process techniques, recommended practices and applications.** Abington Publishing, Cambridge, England, 1990.
- MANIKANDAN, S.G.K.; SIVAKUMAR, D.; PRASAD RAO, K.; KAMARAJ, M. 2014. **Effect of weld cooling rate on laves phase formation in Inconel 718 fusion zone.** *Journal of Materials Processing Technology*, 214, 258-264.
- MANTI, R.; DWIVEDI, D.K.; ARGARWAL, A. **Microstructure and hardness of Al-Mg-Si weldments produced by pulse GTA welding.** *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 36, 2008, 263-269.
- MARCAL, P. **Weld problems, structural mechanics programs.** Charlottesville, University Press, 1972, pp. 191-206.
- MASUBUCHI, K. **Analysis of welded structures.** Pergamon Press, 1980.

- MILLS, K.C., KEENE, B.J., BROOKS, R.F, SHIRALI, A. **Marangoni effects in welding.** Phil. Trans. R. Soc. Lond. A, Vol. 356, 1998, pp. 911-925.
- MIRSEPASSI, T.J. **Heat transfer charts for time-variable boundary conditions. Part I- semi-infinite solid.** ASME Paper 58-SA-7, 1958.
- MOLTUBAK T. **Strength mismatch effect on the cleavage fracture toughness of the heat affected zone of steel weld.** Doctoral thesis, Trondheim University, Norway, 1999.
- MORAN, J.M., SHAPIRO, H.N., BOETTNER, D.D., BAYLAY, M.B. **Fundamentals of engineering thermodynamics.** Willey, 2014.
- OHJI, T., OHKUBO, A., NISHIGUCHI, K. **Mathematical modeling of molten pool in arc welding.** Mechanical Effects of Welding – IUTAM symposium Sweden, Springer, 1992, pp. 207-214.
- OKERBLOM, N.O. **The calculations of deformations of welded metal structures.** London, Her Majesty's Stationary Office, 1958.
- PAVELIC, V.; TANBAKUCHI, R.; UYEHARA O.A.; MYERS. **Experimental and computed temperature histories in gas tungsten arc welding of thin plates.** Welding Journal Research Supplement, Vol. 48, 1969, pp. 295s-305s.
- PITTNER, A. **A contribution to the solution of the inverse heat conduction problem in welding simulation.** BAM-Dissertationsreihe, Band 85, Berlin, 2012, 108p.
- PILIPENKO, A. **Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multielectrode submerged arc welding.** Doctoral thesis, Norwegian University of Science and Technology, 2001.
- RADULESCU, R.; KAPOOR, S.G. **An analytical model for prediction of tool temperature fields during continuous and interrupted cutting.** Journal of Engineering for Industry, Vol. 116, 1994, pp. 135-142.
- RAYNAUD, M.; SASSI, M. **Space-marching method for inverse problems.** Numerical Heat Transfer, Part B: Fundamentals: An International Journal of Computation and Methodology, Vol. 34, pp. 31-38, 1998.

- ROSENTHAL, D. **The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments.** Trans ASM, Vol. 68, 1946, pp. 849-865.
- RUNNEMALM, H. **Efficient finite element modeling and simulation of welding.** Doctoral Thesis, Lulea University, Sweden, 1999.
- RYKALIN, R.R. Energy sources for welding. **Welding in the World**, Vol. 12, 1974, pp. 227-248.
- SARRAFI, R.; KOVACEVIC, R. **Cathodic cleaning of oxides from aluminum surface by variable-polarity arc.** Welding Journal, Vol. 89, 2010, 1–10.
- SCHNEIDER, G.E.; ZEDAN, M. **A modify strongly implicit procedure for the numerical solution of fields problems.** Numerical Heat Transfer, Vol. 4, 1981, pp. 1-19.
- SHI, J.; WANG, J. **Inverse problem of estimating space and time dependent hot surface heat flux in transient transpiration cooling process.** International Journal of Thermal Sciences, Vol. 48, 2009, pp.1398-1404.
- STEVENS, R.H. **Aluminum alloys: metallographic techniques and microstructures.** Metallography and Microstructures, 9, ASM Handbook, ASM International, 2004.
- STOLZ, G.Jr. **Numerical solutions to an inverse problem of heat conduction for simple shapes.** Journal of Heat Transfer, Vol. 82, 1960, pp. 20-26.
- TIKHONOV, A.N. **On the stability of inverse problems (in Russian).** Dokl. Akad. Nauk SSSR, Vol. 39, pp. 195-198, 1943.
- TIKHONOV, A.N. **Solution of incorrectly formulated problems and the regularization method.** Soviet Math. Dokl., Vol. 4, pp. 1035-1038, 1963.
- TIKHONOV, A. N.; ARSENIN, V.Y. **Solutions of ill-posed problems.** V. H. Winstons and Sons, Washington, DC, 1977, 272 p.
- TOTEN, E.F.; MACKENZIE, D. S. **Handbook of aluminum – physical metallurgy and process.** Marcel Dekker, Inc, Vol 1, 1309p, 2003.

- VANDERPLAATS, G. N. **Numerical Optimization Techniques for Engineering Desing.** Vanderplaats Research and Development Inc., 4th ed., USA, 466p, 2005.
- VINOKUROV, V.A. **Welding stress and distortion.** The British Library Board, 1977.
- VOLDEN, L. Residual stress in steel weldments. **Experiments, mechanism and modeling.** Doctoral Thesis, The Technical University, Trondheim, Norway, 1999.
- WESTBY O. **Temperature distribution in the workpiece by welding.** Department of Metallurgy and Metals Working. The Technical University, Trondheim, Norway, 1968.
- WIKANDER, L. **Efficient thermos-mechanical modeling of welding.** Doctoral Thesis, Lulea Univeristy, Sweden, 1996.
- WINARTO; ANIS, M.; TAUFUQUILLAH. **Cooling rate on cold cracking in welded thich HSLA steel plate.** Materials Science Forum, 689, 2011, 269-275.
- YU-CHING, Y.; WEN-LIN, C.; HAW-LONG, L. **A nonlinear inverse problem in estimating the heat generation in rotary friction welding.** Numerical Heat transfer, Part A, 59, 2011, pp. 130-149.
- YU, Y.; XU, D. **On the inverse problem of thermal conductivity determination in nonlinear heat and moisture transfer model within textiles.** Applied Mathematics and Computation, Vol. 264, 2015, pp. 284-299.
- ZERVAKI, A.D.; HAIDEMENOPOULOS, G.N.; LAMBRAKOS, S.G. **Analysis of heat affected zone in welded aluminum alloys using inverse and direct modeling.** Journal of Materials Engineering and Performance, 17, 2008, 402-410.

ANEXO A – Largura e penetração do cordão de solda para diferentes condições de soldagem.

Apresenta-se nas Figuras A.1, A.2, A.3 e A.4 as medidas de largura e penetração do cordão de solda para as condições de $t+ = 2\text{ms}$, 7ms , 11ms e 13ms . As fotos e medições experimentais foram feitas a partir de um microscópio óptico estéreo no laboratório de materiais metálicos da UNIFEI.

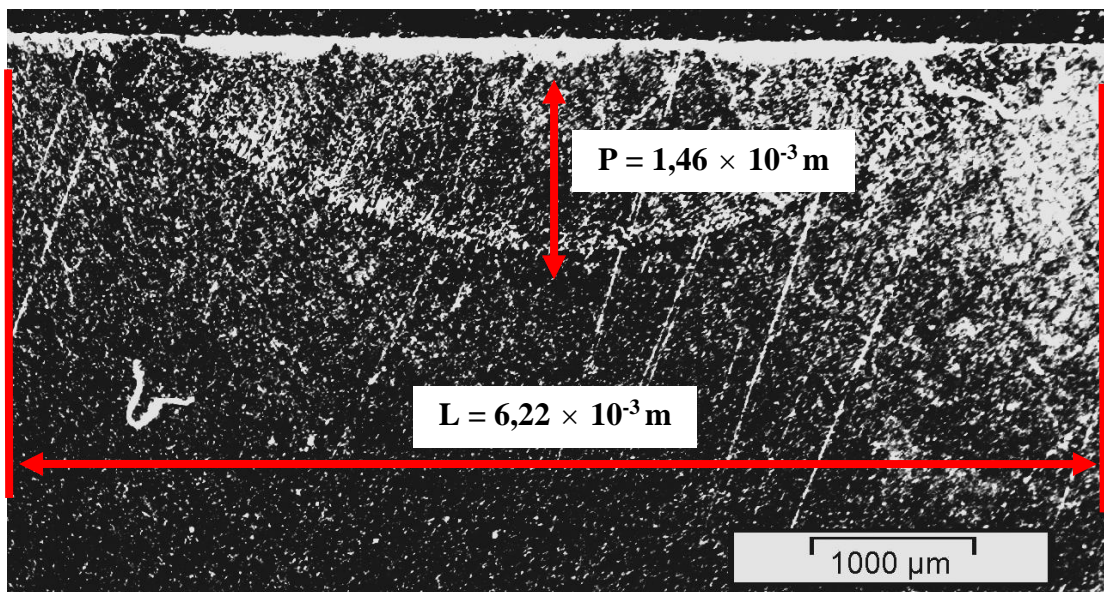


Figura A.1 - Largura e penetração do cordão de solda para condição de $t+ = 2\text{ms}$.

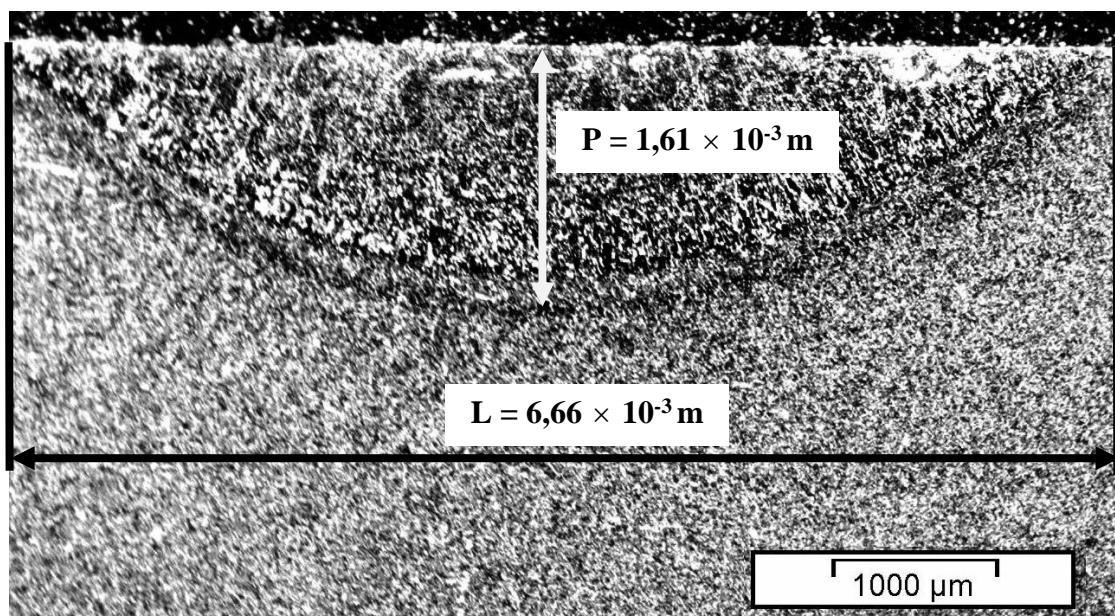


Figura A.2 - Largura e penetração do cordão de solda para condição de $t+ = 7\text{ms}$.

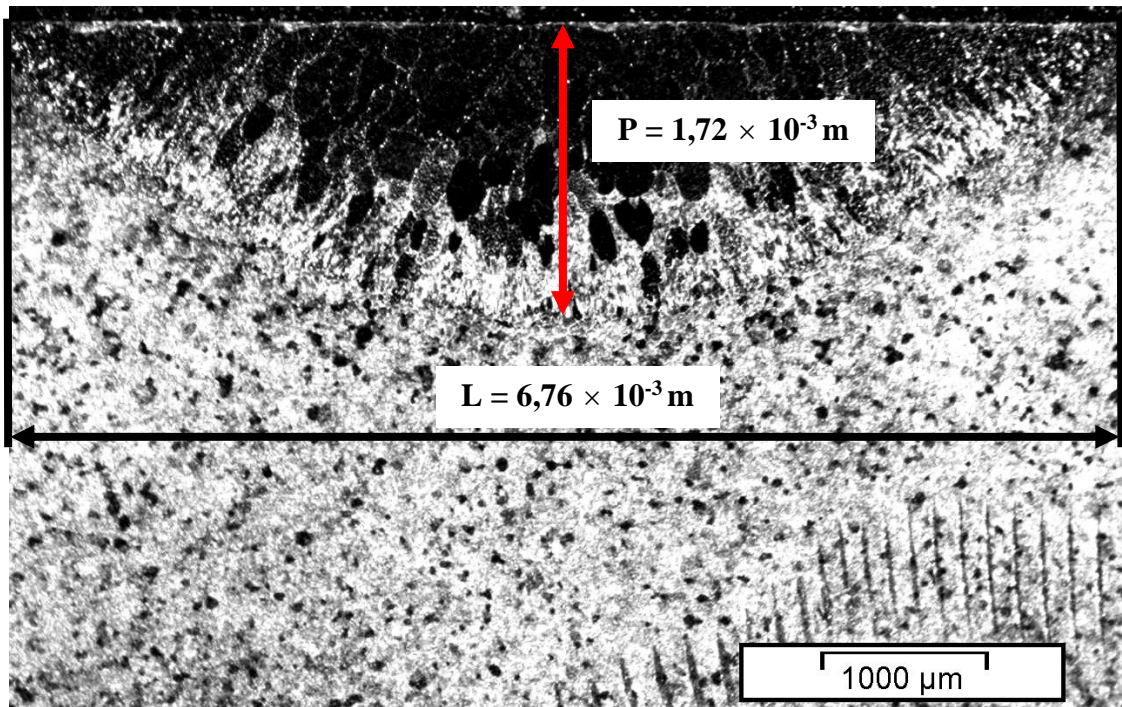


Figura A.3 - Largura e penetração do cordão de solda para condição de $t+ = 11 \text{ ms}$.

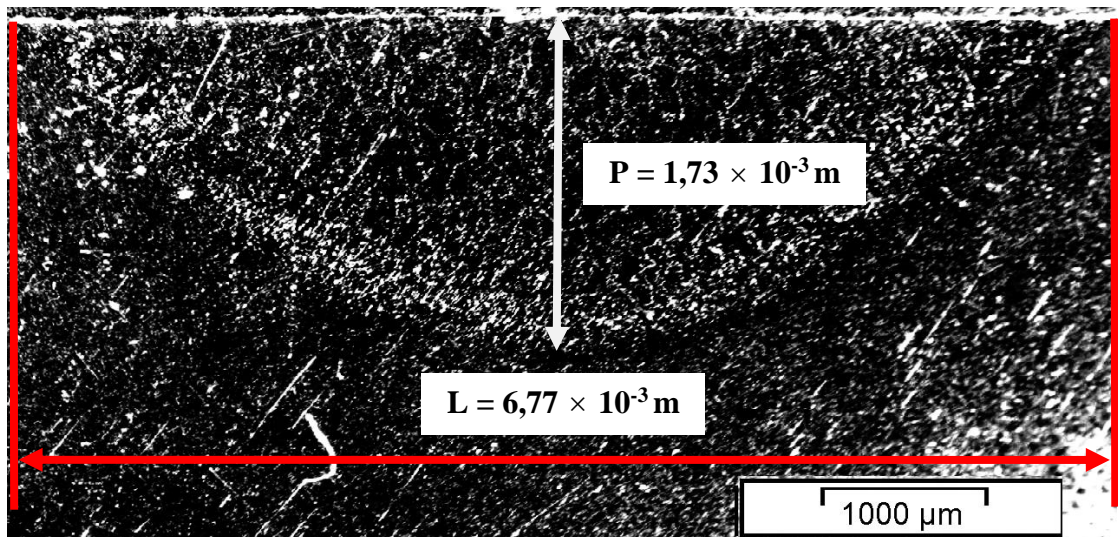


Figura A.4 - Largura e penetração do cordão de solda para condição de $t+ = 13 \text{ ms}$.

ANEXO B – Resíduos numéricos em função da polaridade e do tempo

Nas Figuras B.1, B.2, B.3 e B.4 são apresentados os resíduos de temperatura encontrados para as diferentes condições experimentais de polaridade positiva $t+ = 2\text{ms}$, 7ms , 11ms e 13ms . Estes resíduos foram calculados a partir da diferença das temperaturas experimental e numérica apresentada na Fig. 6.1 para cada polaridade. Verifica-se que a diferença entre a temperatura experimental e numérica tende a crescer conforme o aumento da polaridade positiva. De fato, como foi verificado o aumento da temperatura em função da polaridade positiva, a solução numérica tenderia a aumentar os resíduos para valores $t+$ maiores. Essa diferença é dada devido a incerteza que as aproximações polinomiais das propriedades térmicas adotadas, como por exemplo, condutividade térmica, difusividade térmica e emissividade, apresentam a altas temperaturas. Uma técnica acessível para a medição dessas propriedades a temperaturas acima de $1400\text{ }^\circ\text{C}$ é um desafio que tem movido diversos pesquisadores em todo mundo.

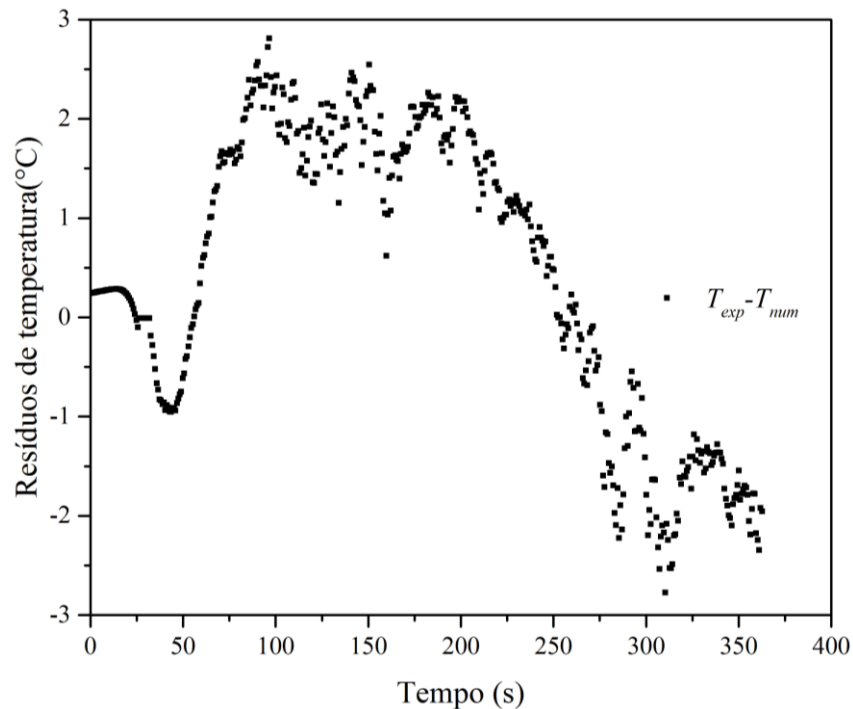


Figura B.1 - Resíduos de temperatura em função do tempo para $t+ = 2\text{ms}$.

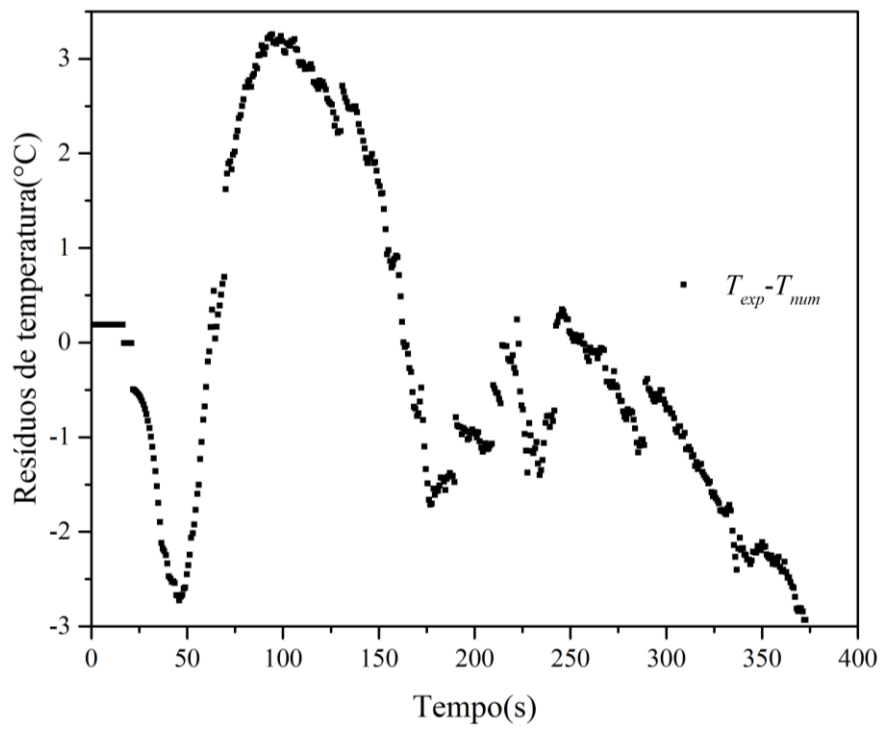


Figura B.2 - Resíduos de temperatura em função do tempo para $t+ = 7\text{ms}$.

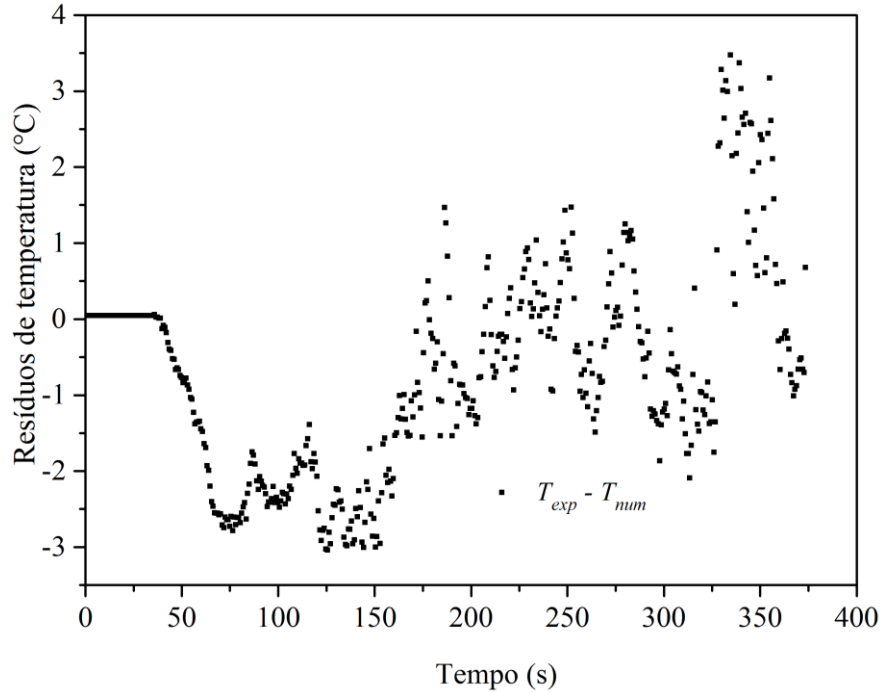


Figura B.3 - Resíduos de temperatura em função do tempo para $t+ = 11\text{ms}$.

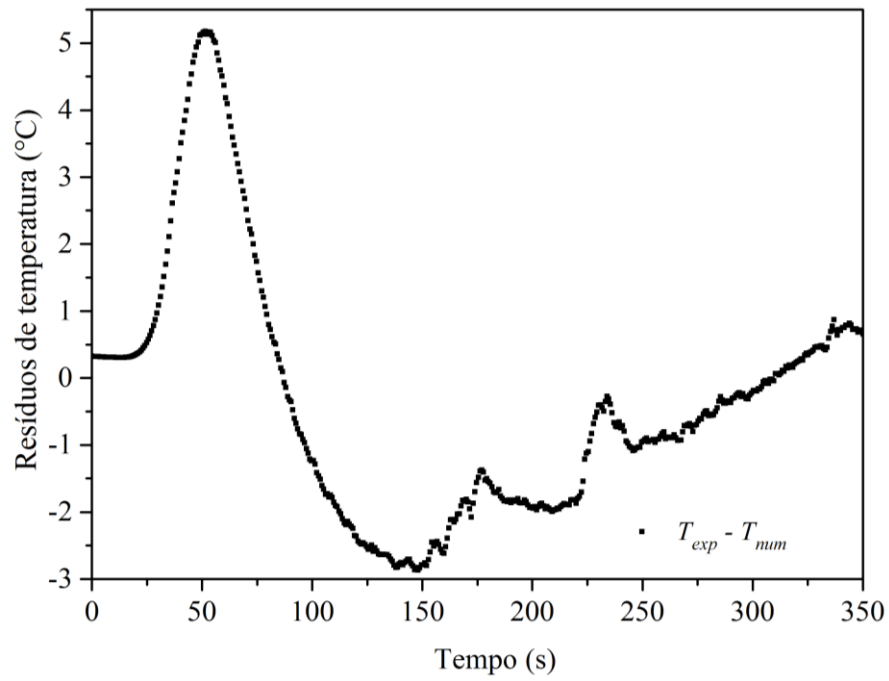


Figura B.4 - Resíduos de temperatura em função do tempo para $t+ = 13\text{ms}$.