

GUILHERME BARROS AMELOTI

TERMOGRAFIA E PROBLEMAS INVERSOS
APLICADOS NA ANÁLISE TÉRMICA DO
PROCESSO DE SOLDAGEM TIG



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2014

GUILHERME BARROS AMELOTI

**TEMOGRAFIA E PROBLEMAS INVERSOS APLICADOS NA ANÁLISE
TÉRMICA DO PROCESSO DE SOLDAGEM TIG**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para obtenção do título de **MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA.**

Área de concentração: Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos.

Orientador: Prof. Dr. Solidônio R. de Carvalho
Co-orientador: Prof. Dr. Valério Luiz Borges

**UBERLÂNDIA - MG
2014**

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

A499t
2014 Ameloti, Guilherme Barros, 1988-
Temografia e problemas inversos aplicados na análise térmica do
processo de soldagem TIG / Guilherme Barros Ameloti. - 2014.
109 f. : il.

Orientador: Solidônio R. de Carvalho.
Coorientador: Valério Luiz Borges.
Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia,
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Soldagem - Teses. 3. Aço
inoxidável - Teses. I. Carvalho, Solidônio R. de, 1978- II. Borges,
Valério Luiz, 1979- III. Universidade Federal de Uberlândia. Programa
de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

CDU: 621

DEDICATÓRIA

Eu dedico esta dissertação a minha irmã, Ana Carolina em suas vitórias pela vida.

AGRADECIMENTOS

Aos meus irmãos que sempre estiveram presentes (mesmo que à distância), Xará, FHC, Alcântara e Cabelo.

Ao meu amigo Manuel Junex, grande Manel, pela sua ajuda nesta batalha e seus conselhos de mestre nas letras.

Aos amigos que ganhei, Franco e Saimon, pela broderagem em todas as ocasiões.

O meu grande agradecimento a todos da Equipe ASCAU Granada, em especial: Habu, Borboleta, Risadinha, Titânio, Estrella, Cabaça, Jamaica e Magya que me acompanharam todo esse tempo e me ensinaram que é realmente ser um mestre.

O meu maior agradecimento a especialista em soldagem Dra Olga Liskevych, com quem eu compartilhei a execução experimental. Por toda, disposição, alegrias e companherismo nesses anos.

Ao meu grande colega e mestre da programação, Alexandre Xandão, que com o seu conhecimento sempre esteve disposto a me ajudar.

Ao todos os colegas que fiz do MAPL: o professor Jean, João, Desligou, Marquinho, Baby, Willian e Hiroshi, dividindo entre outras grandes experiências, a de compartilhar o local de trabalho.

A todos os meus colegas/companheiros/amigos do LTCM: Danilão, Rogério, Edson, Bruno Livia e Michelle cuja boa vontade de dividir os seus conhecimentos e angústias, auxiliaram um amigo nos momentos de dificuldades.

A imensa colaboração dos professores Gilmar Guimarães, e Américo Scotti, auxiliando na busca pelos resultados, colaborando diretamente com a minha evolução no trabalho.

Aos meus orientadores Solidônio e Valério, pela paciência e todo conhecimento compartilhado, me orientando para as mais variadas possibilidades de solução.

A Universidade Federal de Uberlândia e à Faculdade de Engenharia Mecânica pelo espaço físico e os recursos necessários.

Ao CNPQ pelo auxílio financeiro.

Ameloti, G. B. **Termografia e Problemas inversos Aplicados na Análise Térmica do Processo de Soldagem TIG**. 2014. 109 p. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Uberlândia. Uberlândia – MG.

Resumo

Neste trabalho, o processo de soldagem TIG de chapas de aço inoxidável da série 304 foi abordado numericamente. A partir de temperaturas experimentais medidas por uma câmera termográfica, foi aplicado uma técnica de problemas inversos para estimar a taxa de transferência de calor no modelo e, consequentemente, calcular o rendimento térmico do processo. Adotou-se um modelo numérico capaz de resolver a equação transiente tridimensional de difusão de calor com mudança de fase e fonte móvel. Considerou-se ainda a dependência das propriedades térmicas com a temperatura e condições de contorno de perdas de calor por convecção natural. A fonte de calor foi considerada bidimensional com velocidade constante ao longo de todo comprimento útil e sua geometria foi definida pelo aspecto geométrico do cordão de solda. A técnica inversa recorre ao método da secção áurea para solucionar o problema inverso, com a finalidade de minimizar a função erro quadrática definida pela diferença entre as temperaturas experimentais e calculadas pelo modelo teórico. A aquisição das temperaturas experimentais por termografia é realizada filmando a face oposta à da soldagem. A técnica exige uma calibração experimental prévia da câmera e a retificação digital das imagens termográficas. Os resultados obtidos foram comparados a dados experimentais e a valores obtidos por outros autores, o que confirmou a viabilidade da técnica na análise térmica de processos de soldagem.

Palavras Chave: Eficiência térmica em soldagem TIG, Termografia, Problemas inversos, Mudança de fase.

Ameloti, G. B. . **Thermography and Inverse Problems Applied in TIG Welding Thermal Analysis**. 2014. 109 p. M. Sc. Dissertation. Federal University of Uberlandia. Uberlandia – MG.

Abstract

In this work the TIG welding process of 304 stainless steel was approached numerically. An inverse problem was solved to estimate the heat transfer rate and the thermal efficiency of the welding process based on experimental temperatures measured by a thermographic camera. It was adopted a numerical model to solve the three-dimensional transient heat diffusion equation with phase change and moving source. The model took into account the dependence of thermal properties on the temperature and also the boundary conditions of heat loss by convection. A two-dimensional constant speed moving heat source along the length was considered and its geometry was defined by the geometrical appearance of the weld bead according to experimental data. The golden section method was used to solve the inverse problem in order to minimize a least square error function defined by the difference between experimental and calculated temperatures. The measurement of the experimental temperature by thermography was accomplished by shooting the opposite face of welding sample. The technique requires prior experimental camera calibration and digital correction of thermographic images. The results were compared with experimental data and values obtained by other authors which confirmed the feasibility of the technique in thermal analysis of welding processes.

Keywords: GTAW thermal efficiency, Thermography, Inverse problems, Phase change.

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras Gregas

Σ	Somatório	
α	Fator de sobre-relaxação	
ϕ_x	Diâmetro do fluxo de calor na direção x	[mm]
ϕ_z	Diâmetro do fluxo de calor na direção z	[mm]
τ	Transmissividade	
ε	Emissividade	
η	Eficiência térmica	[%]
ρ	Densidade	[kg/m ³]

Letras Latinas

A	Área submetida à taxa de transferência de calor	[m ²]
A_{fl}	Área submetida ao fluxo de calor	[m ²]
a, b, c	Dimensões do modelo	[mm]
A_{xy}	Área circular da poça de fusão	[m ²]
C	Calor específico	[J/kgK]
f	Fração mássica	
h	Coeficiente de transferência de calor por convecção	[W/m ² K]
H	Entalpia	[J/kg]
i	Intensidade de corrente elétrica	[A]
k	Condutividade térmica	[W/m°C]
L	Calor latente	[J/kgK]
$q''(x,z,t)$	Fluxo de calor no modelo	[W/m ²]
Q_{est}	Taxa de Transferencia de calor estimada	[W]
$R_\alpha, R_\beta, R_\gamma$	Matrizes de rotação em torno dos eixos coordenados	
R_{pixel}	Razão pixel por distância	[pixel/s/cm]
$T(x, y, z, t)$	Temperatura calculada numericamente	[°C]
T_{obj}	Temperatura do objeto na câmera	[°C]

T_{atm}	Temperatura atmosférica	[°C]
T_{refl}	Temperatura de reflexão na câmera	[°C]
t	tempo	[s]
T_{∞}	Temperatura ambiente	[°C]
T_{ca}	Temperatura da câmera antes calibração	[°C]
T_{cb}	Temperatura da câmera após a calibração	[°C]
T_f	Temperatura na face	[°C]
T_{min}, T_{max}	Temperatura mínima e máxima para cada <i>frame</i>	[°C]
T_p	Temperatura dos termopares na calibração	[°C]
T_o	Temperatura inicial	[°C]
T_m	Temperatura de fusão	[°C]
U_{tot}	Tensão total na câmera	[V]
U_{obj}	Tensão do objeto na câmera	[V]
U_{refl}	Tensão de reflexão na câmera	[V]
U_{atm}	Tensão atmosférica	[V]
W_{tot}	Emissão total	[W/m ²]
W_{obj}	Emissão do objeto	[W/m ²]
W_{refl}	Emissão de reflexões	[W/m ²]
W_{atm}	Emissão da atmosfera	[W/m ²]
v	velocidade média no modelo	[m/s]
x, y, z	Sistema de coordenadas	
$Y(x,y,z,t)$	Temperatura dos termopares na soldagem	[°C]

Sumário

CAPÍTULO I – Introdução	1
1.1 Objetivo	3
1.2 Justificativa	3
CAPÍTULO II – Revisão Bibliográfica	5
2.1 Medição de temperatura via termografia em processos de soldagem	5
2.2 Transferência de calor do processo de soldagem	8
2.2.1 Modelagem termica e numérica do processo de soldagem	8
2.2.2 Problemas inversos em transferencia de calor aplicados em processo de soldagem	11
CAPÍTULO III - Procedimento Experimental	14
3.1 Preparação das chapas de aço inoxidável AISI 304	14
3.2 Montagem de bancada experimental de soldagem TIG	16
3.3 Definição dos Sistema de Aquisição de Temperatura	19
3.3.1 Aquisição de temperaturas utilizando termopares	20
3.3.2 Aquisição de temperaturas utilizando a câmera termográfica	21
CAPÍTULO IV - Calibração e Correção das Imagens termográficas e Preparação para o Problema Inverso	25
4.1 Fundamentação teórica de medição de temperatura por IR	26
4.2 Procedimento experimental para calibração da câmera termográfica	28
4.3 Algoritmo computacional para correção projetiva das imagens termográficas	33
5	
4.4 Entrada de dados no <i>software</i> de processamento e análise – DPT	42
CAPÍTULO V - Abordagem Numérica do Processo de Soldagem TIG	44
5.1 Análise do problema direto: modelo térmico para solução do problema de transferência de calor com mudança de fase e fonte móve	44

5.1.1 Análise da malha numérica	46
5.1.2 Análise do SOR e fração mássica	48
5.1.3 Análise de conservação de energia do modelo	49
5.2 Problema Inverso: análise de convergência e custo computacional...	51
CAPÍTULO VI - Ajuste de parâmetros experimentais para a solução do problema inverso	53
6.1 Análise da influência das coordenadas experimentais dos termopares na solução do problema inverso.....	53
6.2 Análise da velocidade da tocha de soldagem na solução do problema térmico.....	55
6.3 Determinação da área experimental de soldagem	59
CAPÍTULO VII - Resultados	63
7.1 Análise dos campos térmicos e do fenômeno de mudança de fase durante o processo de soldagem	63
7.2 Comparação entre campos termográficos e campos simulados.....	66
7.3 Solução do problema inverso: Estimativa da taxa de transferência de calor.....	68
7.4 Comparação com resultados Calorimétricos.	69
CAPÍTULO VIII - Conclusões	71
8.1 Propostas de trabalhos futuros	72
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	74
APÊNDICE A - Desenvolvimento Matemático do Modelo Numérico Proposto.....	79
APÊNDICE B – Algoritmo Computacional para Calibração e Correção Projetiva.....	94

CAPITULO I

Introdução

A soldagem, de acordo com Mondanesi e Marques (2006), é um processo industrial de fabricação de peças metálicas, o seu sucesso está associado a diversos fatores e, em particular, com a sua relativa simplicidade operacional. Entretanto, para eles, apesar desta simplicidade não se pode esquecer que a soldagem pode ser muitas vezes um processo “traumático” para o material, envolvendo, em geral, a aplicação de um elevado aporte de energia em um pequeno volume do material, o que pode levar a alterações estruturais e também a alterações de propriedades importantes dentro e próximo da região da solda.

Dentre os diversos processos de soldagem existentes, segundo os pesquisadores, destaca-se a soldagem TIG (sigla em inglês de *Tungsten Inert Gas*) que consiste em um processo a arco elétrico entre um eletrodo não consumível de Tungstênio e uma peça metálica. Entretanto, pode ser utilizado no processo, se necessário, um metal de adição e uma proteção gasosa de Argônio ou Hélio.

De forma mais específica, a soldagem TIG do aço inox AISI 304 é discutida nesse trabalho. Para Maia Neto (2012), o aço inoxidável é um termo empregado para identificar uma família de aços contendo no mínimo 11% de cromo e outros elementos, como Níquel, Molibdênio e Titânio, por exemplo, que permitem que o inox seja dobrado, soldado, estampado e trabalhado.

Durante a soldagem, temperaturas excessivas podem prejudicar o cordão de solda, hora alterando a microestrutura dos materiais, hora fundindo inadequadamente a peça. Com

essa importância, esse trabalho foca o seu estudo na estimativa da taxa de transferência de calor do processo e a determinação dos campos de temperaturas tridimensionais na peça.

Diversos pesquisadores têm dedicado seus estudos à análise térmica de processos de soldagem, como Stenbacka (2012), por exemplo. Como se sabe, termopares e câmeras infravermelho são sensores térmicos típicos dentre os trabalhos analisados, mas quando se trata de trabalhos que envolvem modelagem térmica e problemas inversos, poucos são os trabalhos encontrados que aliem técnicas inversas à termografia.

Nesse sentido, propõe-se abordar numericamente o processo de soldagem TIG de chapas de aço inoxidável da série 304, considerando um modelo numérico tridimensional, com mudança de fase e fonte móvel de calor. A partir de uma técnica inversa e temperaturas experimentais medidas por uma câmera termográfica, será aplicado um método de otimização para estimar a taxa de transferência de calor no modelo.

Para tanto, este trabalho faz uso do software DPT (Determinação de Propriedades Térmicas), desenvolvido no Laboratório de Transferência de Calor e Massa (LTCM) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU) por Borges (2008). Outros autores como Sousa (2009) e Maia Neto (2012) também fizeram uso do DPT na simulação de problemas térmicos tridimensionais de furação e soldagem, respectivamente.

Assim, com base nas proposições estabelecidas para o desenvolvimento da pesquisa, apresentar-se-á no Capítulo 2 uma revisão bibliográfica com trabalhos relacionados à termografia e simulação numérica de transferência de calor aplicados em processos de soldagem.

No Capítulo 3, será apresentado a metodologia experimental aplicada ao processo robotizado de soldagem TIG visando a captura de temperaturas termográficas.

No Capítulo 4, será definida a metodologia experimental para a calibração das temperaturas termográficas a fim de utilizá-las na solução do problema inverso.

O Capítulo 5 apresentará o modelo térmico/numérico adotado para simular o processo de soldagem TIG em chapas de aço inox AISI 304. Será apresentado também uma análise de estabilidade do modelo e, para tanto, serão analisados os seguintes parâmetros: convergência da malha numérica, custo computacional e conservação de energia do modelo.

O Capítulo 6 vai analisar a influência de parâmetros experimentais considerados importantes para a solução do problema térmico, visando o ajuste do modelo.

O Capítulo 7 terá como objetivo a apresentação dos resultados obtidos em termos de campos de temperatura calculados, perfis de mudança de fase e eficiência térmica do processo.

Finalmente, no Capítulo 8, serão apresentadas as conclusões e propostas de trabalhos futuros, seguidas das referências bibliográficas encontradas no Capítulo 9.

Em anexo a este trabalho, são apresentados os detalhes do modelo matemático e as equações envolvidas na solução dos problemas direto e inverso. Além disso, são disponibilizados os algoritmos computacionais para a calibração e correção projetiva da imagem termográfica.

1.1 Justificativa

Para a medição de temperatura durante o processo de soldagem e solução do problema inverso de transferência de calor, diversos autores fazem uso de termopares. A termografia, por sua vez, é bastante usada na soldagem, todavia, na maioria dos trabalhos ela é usada somente para medição da temperatura. Dificilmente são encontrados na literatura trabalhos usando termografia com problemas inversos aplicados à soldagem.

Acredita-se que a partir de mapas térmicos da peça (ao invés de temperaturas pontuais), a modelagem térmica e as técnicas de problemas inversos sejam capazes de estimar as grandezas de interesse com maior acurácia.

Espera-se, portanto, que esse trabalho possa contribuir de forma a aprimorar ou melhorar a compreensão e o estudo do processo de soldagem TIG de chapas metálicas, de forma a estimar sua eficiência térmica e até mesmo prever o aspecto do cordão de solda.

1.2 Objetivo

O objetivo geral desta pesquisa é a aplicação da termografia na solução de problemas inversos em transferência de calor.

As imagens termográficas foram utilizadas, mais especificamente, como ferramentas para estimar a taxa de transferência de calor que incide na peça. Os resultados obtidos por termografia foram comparados àqueles obtidos a partir de termopares. Dessa forma, podem ser definidos os pontos positivos e negativos da metodologia proposta. Propôs-se também

comparar os resultados obtidos àqueles de Liskevych (2014), no qual foi usado um calorímetro para determinar a energia transferida à peça durante o processo de soldagem.

CAPITULO II

Revisão Bibliográfica

Considerando o objetivo geral deste trabalho, pode-se tratar o problema térmico de soldagem proposto como um problema inverso de condução de calor.

Experimentos de soldagem TIG foram realizados com intuito de se obter os valores de temperaturas experimentais com uso da câmera infravermelho.

Como já mencionado, dificilmente se encontra trabalhos desse tipo, que fazem uma aliança entre termografia e técnicas inversas de transferência de calor em um processo de soldagem.

Portanto, esta revisão bibliográfica apresenta trabalhos relacionados a medições experimentais de temperatura usando termografia infravermelho e trabalhos relacionados a modelagem numérica de processos de soldagem.

2.1 Medição de temperatura via termografia em processos de soldagem

A visão, de acordo com Mota (2011), com sua grande capacidade de captar, processar e interpretar grandes quantidades de dados de natureza visual, tem sido, ao longo dos anos, um grande estímulo para o desenvolvimento de técnicas e de dispositivos tecnológicos que permitem utilizar suas informações com eficácia. Nos processos de soldagem, estes equipamentos podem fornecer dados desde a avaliação da qualidade da solda e até no estudo dos fenômenos térmicos envolvidos no processo.

Huang et al. (2007) afirmaram que a termografia infravermelho pode ser usada como método conveniente, sensível e sem contato para medir campos de temperatura durante um processo de soldagem, porém, existem interferências inerentes ao processo como a radiação refletida pelo arco a qual pode prejudicar a aquisição dos campos termográficos. O objetivo do trabalho foi realizar um profundo entendimento sobre essas interferências e explorar um método de eliminá-las durante um processo laser-TIG em chapas de magnésio, a fim de se obter os campos de temperatura com acurácia. Os resultados experimentais mostram que as interferências causadas pela radiação da reflexão da luz do arco, pelo bocal de cerâmica, pelo eletrodo, e pelo o laser são retiradas do sistema quando o mesmo está posicionado de forma perpendicular ao cordão de solda. Essa interferência reflexiva diminui a precisão da medição de temperaturas, especialmente em materiais com uma reflectibilidade alta, como ligas de alumínio e ligas de magnésio. Uma calibração é realizada monitorando um ponto específico da peça por um sensor de contato. A distribuição de temperatura na soldagem capturada pelo sistema termográfico calibrado mostrou-se confiável para usos de soldagem laser-TIG em ligas de magnésio AZ31B, reafirmando a validade da técnica utilizada para remoção das interferências radioativas.

Em soldagem a laser, um controle *online* de distribuição de temperaturas dentro do material irradiado é essencial quando se busca a otimização deste processo. Segundo Speka et al. (2008), para todos os métodos de soldagem a laser que operam pelo princípio da transmissão, a dificuldade é monitorar as temperaturas na interface entre os materiais, devido ao fato de que os materiais estão em contato durante todo o processo. Sendo assim, o estudo propôs o uso de termografia infravermelho como uma medição sem contato para solucionar este problema. Aliando as temperaturas termográficas à distribuição das temperaturas simuladas do interior do processo, foi possível se obter os parâmetros otimizados. Embora este trabalho não tenha feito o uso de modelos inversos de transferência de calor, o modelo direto construído no *COMSOL Multiphysics software* foi puramente de condução tridimensional, transiente e com perdas de calor na face devido à radiação térmica, e à convecção natural. O principal propósito da simulação foi estimar a evolução dos campos de temperatura dentro do acoplamento entre os polímeros, durante o processo de soldagem, além de estimar a evolução da energia dissipada. O bom ajuste obtido entre os resultados experimentais e os calculados, validaram a medição via termografia como um método para o monitoramento em tempo real do processo de soldagem.

Com intuito de compreender as diferenças entre soldagem laser e laser-MIG, Mattei et al. (2009) fizeram uma comparação entre resultados de um modelo direto e campos de temperatura usando uma câmera termográfica. Os experimentos foram feitos em ligas metálicas de alumínio (em vigas de formato T) e a configuração da câmera foi voltada para a face oposta a de soldagem a fim de eliminar os problemas de interferências. A câmera usada foi a FLIR ThermoCAM S40. Além disso, foi utilizado o *COMSOL Multiphysics Software* que estimou o campo térmico na face filmada utilizando uma geometria de poça de fusão determinada por macrografia. A diferença entre a temperatura simulada e experimental não excedeu 6 °C comprovando um ajuste aceitável entre as temperaturas calculadas e as temperaturas medidas. As estimativas de temperaturas internas e zona afetada pelo calor, também foram comparadas com as experimentais e apresentaram resultados satisfatórios.

Nowacki e Wypych (2010), em seus trabalhos, tiveram o propósito de determinar a possibilidade da aplicação da termografia na análise do ciclo térmico de soldagem com um passo, ou vários passos de deposição do Inconel 625 no aço 13CrMo4-5. Os dados quantitativos da emissão de radiação infravermelha como base para a avaliação das temperaturas do objeto foram aplicados a fim de auxiliar a medição correta das temperaturas. Para isso, foi feita uma calibração do sistema de medição, levando em consideração a superfície do material, o ângulo de posicionamento e a temperatura da peça. As imagens foram obtidas por meio da câmera térmica SC2000 PAL *Flyr Systems*. Embora a adequação completa de análise termo/visual do ciclo térmico de soldagem de deposição ainda não foi determinada, como resultado da inspeção realizada, o trabalho foi capaz de traçar as curvas de resfriamento do material o qual possibilita uma melhor compreensão do ciclo térmico e a zona afetada pelo calor na peça.

Como pode ser observado, em geral, a utilização da termografia nas análises de soldagem ainda é uma área que tem sido muito explorada nos últimos anos. Por muitas vezes, os trabalhos que utilizam termografia fazem apenas uma análise qualitativa do processo, e os que propõem fazer uma análise de forma quantitativa, realizam em geral uma calibração do equipamento. Porém, não propõem aliar essas informações às técnicas de soluções inversas.

2.2 Transferência de calor do processo de soldagem

Embora o caráter experimental do processo de soldagem, é evidente o fato da potencialidade de se usar um modelo matemático. Normalmente, um modelo numérico oferece uma poderosa alternativa para checar os conceitos físicos do processo, para estimar parâmetros importantes e para calcular os efeitos da variação de qualquer um desses parâmetros, a um baixo custo e alta produtividade.

Visto isso, a seguir, será apresentada uma revisão sobre modelagem direta em processos de soldagem.

2.2.1 Modelagem térmica e numérica do processo de soldagem

Uma técnica numérica/experimental, usada para estimar a eficiência do processo de soldagem a arco elétrico com eletrodo de tungstênio, foi apresentada por Dutta et al. (1994). As medições instantâneas da geometria da poça de fusão foram obtidas a partir de imagens digitalizadas da superfície livre, utilizando um sistema de aquisição por laser pulsado. Esta técnica aplicada permitiu a determinação instantânea das dimensões da poça. As medições da largura e profundidade da poça foram obtidas a partir das secções através de microscopia óptica. Assim, as dimensões da geometria da poça determinadas foram usadas como parâmetros de entrada num modelo computacional tridimensional de transferência de calor que determina o campo de temperatura fora da poça de fusão, ou seja, somente na região sólida da peça, com temperatura de fusão setada como condição de contorno para a região da poça.

Ainda Dutta et al. (1994), a taxa de entrada de calor na peça de trabalho foi, então, calculada por meio da integração do fluxo de calor para o sólido não fundido por toda a superfície de fusão. Sob condições quase estacionárias, este cálculo representa a energia líquida do arco na peça de trabalho. A taxa de entrada de calor calculada foi, então, dividida pela dissipação de energia da máquina para se obter a eficiência de soldagem, que foi de aproximadamente 72%. Os resultados obtidos se encontraram condizentes com a literatura.

Uma observação precisa das temperaturas superficiais é extremamente difícil durante o processo de soldagem, segundo Kim e Basu (1998), por causa da presença do arco na superfície. Sendo assim, modelos matemáticos de processos de soldagem a arco podem ser aplicados para prever os parâmetros de soldagem, para obter a geometria da poça de fusão e estudar os efeitos dos parâmetros de soldagem na qualidade da solda.

Kim e Basu (1998) desenvolveram um modelo transiente bidimensional axissimétrico feito para investigar a transferência de calor e massa na poça de fusão e determinar a geometria da poça, os perfis de temperatura e a velocidade para GMAW através da solução das equações da continuidade, do momento linear e da energia com mudança de fase. Na modelagem foram tomadas as seguintes suposições: fluido newtoniano e incompressível e todas as propriedades do metal líquido ou sólido são constantes e independentes da temperatura com exceção da condutividade térmica. O modelo também leva em consideração uma fonte de calor aproximada por uma função matemática pré-definida de acordo com uma distribuição Gaussiana. Ao se comparar valores calculados e experimentais de comprimento e profundidade de solda, notou-se que quando se leva em consideração a convecção (e não somente a condução) de energia na peça, esta apresenta uma maior penetração do cordão de solda. A força eletromagnética assim como a tensão superficial e a adição de material são os principais parâmetros no movimento do material quando fundido e conseqüentemente importante na medição da geometria da poça de fusão. Em suma, os resultados estiveram razoavelmente de acordo com os medidos experimentalmente.

Wahab et al. (1998) calcularam os campos próximos à região do arco de soldagem, no processo soldagem por arco elétrico com gás de proteção (GMAW). O modelo proposto fornece uma estimativa da penetração da solda, da geometria da poça de fusão e das taxas de resfriamentos. No estudo foram desenvolvidos dois modelos de condução de calor, um 2D e outro 3D utilizando o método dos elementos finitos. O modelo 2D desenvolvido calculou a variação da temperatura ao longo de um plano normal ao arco. Já o modelo 3D, semi estacionário, levou em consideração perdas de calor por convecção. Os resultados comparados com dados experimentais mostraram que os modelos 2D e 3D desenvolvidos promoveram uma aceitável representação do processo em questão.

Vasconcelos et al. (2009) apresentaram um trabalho no qual ciclos térmicos de solda em aços SAR 120T e ABNT 1020 de várias espessuras foram obtidos por método direto. Um modelo computacional em linguagem FORTRAN utilizando o método dos volumes finitos foi desenvolvido para prever os ciclos térmicos do material. O modelo utilizado foi

tridimensional, considerando um eixo de simetria ao longo do comprimento com fonte móvel de calor. A mudança de fase não foi levada em conta e o autor considerou as propriedades termofísicas variáveis com a temperatura. Com esse intuito, a temperatura de pico e o tempo de resfriamento entre temperaturas bem estabelecidas em diferentes regiões da zona afetada pelo calor, foram obtidos por termopares. Estes valores experimentais foram comparados com valores obtidos por equações analíticas de fluxo de calor. A concordância entre os resultados experimentais e computacionais indicou a consistência do programa e do método para solucionar tais problemas validando minimamente, a técnica e o modelo utilizado.

Alguns modelos térmicos fazem uso de fonte de calor tridimensional, elipsoidal ou Gaussiana nas simulações de processo de soldagem por fusão, destacando neste caso, o processo TIG. No entanto, a grande dificuldade consiste em definir os parâmetros antes do início da simulação. É de prática comum definir os parâmetros dimensionais da fonte de calor experimentalmente. Em seus trabalhos, Yadaiah et al. (2012) afirmaram que a definição do comprimento dianteiro da poça de fusão é parcialmente arbitrária. Este problema foi abordado em seu trabalho, onde o valor ideal da geometria da fonte de calor foi projetado por um algoritmo de otimização que minimiza uma função erro quadrática entre dados experimentais e simulados das dimensões da poça. A geometria foi assumida como função da velocidade de soldagem e uma geometria adequada foi concebida ao longo de um intervalo de corrente e velocidade. O modelo utilizado é tridimensional, resolvido por meio do método dos elementos finitos, com condições de contorno de convecção livre e efeitos de perda de calor por radiação. As propriedades do material são dependentes da temperatura e o modelo levou em consideração o calor latente de fusão do metal. O trabalho apresentou resultados satisfatórios o que comprova a viabilidade do uso da geometria da poça de fusão na análise térmica do processo de soldagem TIG.

Conforme visto, para uma modelagem direta, é necessário predizer informações da fonte de calor (intensidade e geometria) ou talvez da frente de fusão.

Como as informações da fonte de calor são os atuais parâmetros de interesse, faz-se o uso da modelagem inversa, na qual avalia as causas (dados da fonte de calor) através das consequências (temperaturas experimentais).

2.2.2 Problemas inversos em transferência de calor aplicados em processos de soldagem

Lima e Silva et al. (2002) propuseram a aplicação de uma técnica inversa baseada no gradiente conjugado e na equação adjunta proposta inicialmente por Alifanov¹, e expandida por Jarny et al. para a obtenção do fluxo de calor em um processo de soldagem TIG em placas de espessuras finitas. O modelo direto, nesse caso, considera a transferência de calor tridimensional transiente levando em consideração as perdas por convecção nas faces, porém, efeitos como mudança de fase e perdas de calor por radiação não são considerados. O campo de temperatura, nesse caso, se deve a imposição de uma fonte móvel de calor. A placa soldada é representada por uma amostra de aço inoxidável AISI 304 com dez termopares fixados na face oposta do aquecimento. O uso dessas temperaturas em conjunto com a técnica inversa permitiu a obtenção do fluxo de calor que é imposto na superfície frontal da placa, e consequentemente da taxa de calor efetivamente necessária para a realização da soldagem. Para a determinação das componentes do fluxo de calor, um conjunto de experimentos foi usado para diferentes condições de soldagem como corrente elétrica, comprimento do arco, o gás usado e os ângulos de apontamento do eletrodo. Foi estimado uma taxa de transferência de calor média de 323 W. A técnica experimental mostrou-se adequada apesar da não consideração dos efeitos de mudança de fase e perdas de calor por radiação, obtendo assim, valores adequados e dentro da faixa esperada.

Gonçalves et al. (2006) apresentaram uma comparação entre duas técnicas para estudar os fenômenos térmicos da soldagem a arco elétrico com eletrodo de tungstênio (TIG) no aço inox AISI 304. A técnica combinou dois diferentes métodos de otimização, o *simulated annealing* (SA) e a secção áurea disposta a resolver o problema inverso. As duas técnicas foram aplicadas em dois diferentes modelos diretos. O primeiro consistiu num modelo térmico de condução de calor, quase estacionário com a equação de Rosenthal no interior do material onde o arco voltaico, ou seja, a fonte de calor é representada por um ponto. As propriedades térmicas foram consideradas constantes e levou-se em conta as perdas de calor por convecção e radiação nas faces. Já o segundo modelo fez o uso da equação transiente bidimensional de difusão de calor com mudança de fase, baseado no trabalho de Al Khalidy e levou em consideração a dependência das propriedades térmicas com a temperatura

¹ As equações citadas de Alifanov, Jarny et al., Rosenthal e Al Khalidy se encontram nas respectivas referências: LIMA e SILVA et al. (2002) e GONÇALVES et al. (2006).

e as condições de contorno de perdas de calor por convecção e radiação. Além disso, o uso de SA juntamente com modelo numérico permitiu a obtenção da geometria da poça de fusão. A aquisição das temperaturas experimentais foi feita através de termopares acoplados a face oposta de soldagem. A eficiência térmica foi estimada (pelo primeiro modelo) com um valor médio de $67\% \pm 0,09$ com uma grande variação (entre 56% e 77%). Concluiu-se que o modelo com mudança de fase, com propriedades térmicas variando com a temperatura e perdas de calor nas faces mostrou-se mais eficiente para a estimativa a eficiência térmica global em cada instante do processo, afirmando ainda que o modelo simplificado com a equação de Rosenthal é uma boa opção se tratando de valores médios, visto que o custo de implementação deste modelo foi muito reduzido.

Gonçalves et al. (2010) utilizaram uma técnica para estimar o fluxo de calor baseando-se na solução de um modelo inverso tridimensional transiente de condução de calor com a fonte móvel. O problema direto foi resolvido através de um método de diferenças finitas implícito e o modelo de mudança de fase adotado foi o mesmo definido por Crank². A condição de contorno de perdas por convecção natural foi modelada de acordo com Incropera onde o coeficiente de transferência de calor varia de acordo com o *Nusselt* e a geometria da peça. O sistema de equações algébricas lineares foi resolvido pelo método do SOR (*Sucessive over-relaxation*) e o problema inverso pela técnica da Seção Áurea. As medições de temperatura foram obtidas usando termopares em regiões acessíveis da superfície da peça de trabalho, enquanto as temperaturas teóricas foram calculadas a partir do modelo 3D. O modelo se mostrou eficiente para determinação do campo de temperaturas, estando este de acordo com os dados experimentais. Os valores adquiridos da solução do problema inverso não são mencionados.

Maia Neto (2012) teve o propósito de desenvolver de uma técnica para a obtenção do fluxo de calor, do perfil de temperatura e da geometria da poça de fusão durante o processo de soldagem TIG de amostras chanfradas em V de aço inoxidável AISI 304. Nesse sentido foi desenvolvido o modelo térmico que permite simular o processo referido, considerando a deposição de material durante a soldagem, mudança de fase sólido/líquido e perdas de calor por convecção livre. A partir de perfis de temperatura experimental e técnicas de problemas inversos em transferência de calor, estimou-se a energia térmica necessária para unir as chapas. Para a solução do problema direto foram fornecidos alguns parâmetros, tais como: dimensões das chapas metálicas, dimensões do chanfro, quantidade e posição dos termopares,

² As equações citadas de Crank e Incropera se encontra na respectiva referência: GONÇALVES et al. (2010).

amplitude, posição inicial, velocidade do fluxo de calor e temperatura inicial da amostra. Ressalta-se que a técnica inversa da Seção Áurea foi aplicada para determinar o aporte de calor durante o processo de soldagem, minimizando uma função objetivo que relaciona o erro entre as temperaturas experimentais com as temperaturas calculadas pelo modelo. A partir dos dados fornecidos pelo perfil térmico coletado pelos sensores virtuais localizados no lado oposto à aplicação da fonte de calor foi conhecida distribuição tridimensional da temperatura por toda a peça soldada. No processo de simulação, verificou-se que o algoritmo proposto neste trabalho atende às expectativas, no entanto, para que o mesmo seja efetivamente validado, propõe-se em trabalhos futuros aplicá-lo na análise térmica de um processo real de soldagem.

No capítulo seguinte, serão apresentadas as características do experimento realizado para compor este trabalho.

CAPÍTULO III

Procedimento Experimental

Os experimentos foram realizados em uma bancada robotizada do Centro para Pesquisa e Desenvolvimento de Processos de Soldagem (Laprosolda), na Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia. As etapas consistiram em preparar a chapa de aço, instrumentar a bancada experimental, executar o processo de soldagem e adiquirir a temperaturas experimentais.

3.1 Preparação da chapa de aço inoxidável AISI 304

A chapa de aço inoxidável AISI 304 usadas tinham 200 mm de comprimento, 100 mm de largura e 6 mm de espessura.

Com o uso de uma serra, fez-se um rasgo a 60 mm das extremidades da chapa de forma a delimitar uma região de 80 mm de comprimento para a análise térmica do processo de soldagem. Como esse trabalho prevê o uso de um modelo térmico com fonte de calor constante durante o processo de soldagem, torna-se necessário ajustar o experimento para que este reproduza tal condição. O rasgo na chapa tem como objetivo minimizar a condução de calor da região de “Início de soldagem” para a “Região de interesse”. Dessa forma, o arco elétrico é acionado na região de “Início de soldagem”, conforme apresentado na Fig. 3.1 (a), definindo uma condição adequada de entrada de calor constante na chamada “Região de interesse”. Percorrido os 80 mm, na região “Final de soldagem”, a tocha é finalmente desligada.

Tal prática foi baseada no trabalho de Maia Neto (2012), no qual o autor usou placas de teste, ao invés de rasgos na chapa, para criar as regiões de início e fim de soldagem.

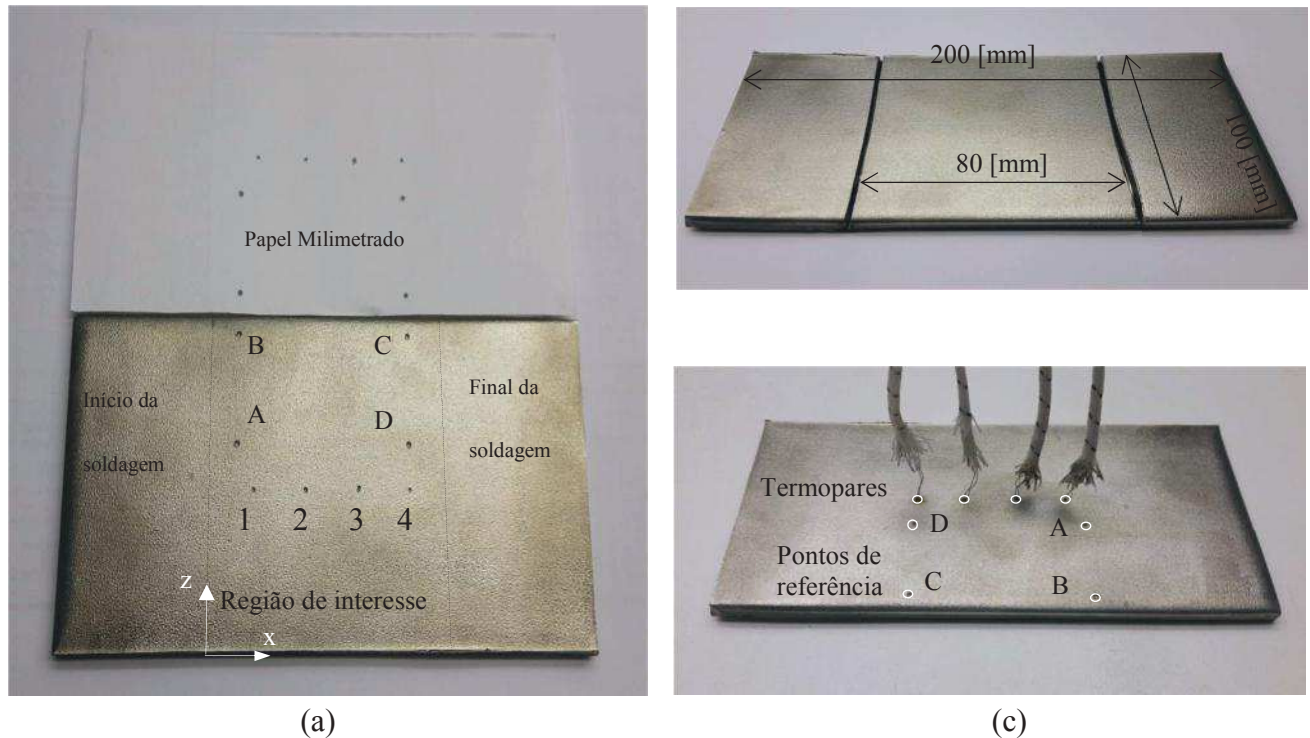


Figura 3.1 – Demonstrativo de pontos na peça: a) Detalhe das marcações; b) Detalhes do rasgo na peça; c) Detalhes dos pontos de referência

Antes de montar as chapas na bancada, elas foram escovadas buscando uma superfície com uma aparência uniforme. Na sequência, os pontos 1, 2, 3 e 4 e os pontos A, B, C e D foram marcados com o auxílio de um papel milimetrado e uma broca de aço rápido de 1,5 mm de diâmetro, seguindo a orientação nas Tabelas. 3.1 e 3.2. Em seguida, por meio de descarga capacitiva, foram soldados 4 termopares tipo J nos pontos 1, 2, 3, e 4, como é mostrado na Fig. 3.1(c).

Os pontos A, B, C e D foram utilizados como referenciais na correção projetiva da imagem termográfica, além disso estes pontos delimitam a parcela da imagem termográfica utilizada na solução do problema inverso. No Capítulo 4 será apresentado os detalhes do algoritmo computacional contruido para a correção das imagens.

Tabela 3.1 – Posição nominal dos termopares partindo do referencial adotado

	1	2	3	4
x [m]	0,0100	0,0300	0,0500	0,0700
y [m]	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
z [m]	0,0500	0,0500	0,0500	0,0500

Apresenta-se na Tabela 3.2 o posicionamento dos pontos de referência segundo o referencial adotado.

Tabela 3.2 – Posição dos pontos de referência partindo do referencial adotado

	A	B	C	D
x [m]	0,0102	0,0101	0,0710	0,0705
y [m]	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
z [m]	0,0603	0,0894	0,0900	0,0595

3.2 Montagem de bancada experimental de soldagem TIG

Nesse trabalho, o processo de soldagem TIG foi escolhido baseado em pesquisas e experiências anteriores do LTCM (Laboratório de Transferência de Calor e Massa) e do Laprosolda da Universidade Federal de Uberlândia. Isto porque o processo de soldagem TIG apresenta como principais vantagens para este tipo de trabalho, uma boa estabilidade do arco elétrico e sem transferência metálica (homogenização do comprimento do arco durante toda a soldagem). Outra característica importante do processo de soldagem TIG, de acordo com Cângani (2010), é o fato dele oferecer um arco concentrado e estável, resultando em parâmetros confiáveis na soldagem.

Para essa pesquisa, usou-se a bancada de soldagem de Liskevich et al. (2014). Trata-se de uma bancada automatizada, que a partir da regulação dos parâmetros de entrada, realiza o processo de soldagem do início ao fim, a uma velocidade constante. Além disso, esta bancada

é um calorímetro que permite medir o calor absorvido pela chapa ao final da soldagem. Maiores detalhes desse calorímetro e da técnica de medição do calor absorvido são encontrados no trabalho de Liskevich (2014).

De acordo com Liskevich (2014), neste equipamento, o movimento da tocha começa e termina após uma distância pré-determinada de cordão de solda. Um sistema de aquisição de dados computadorizado e um programa dedicado a ele, capta simultaneamente os parâmetros de soldagem (corrente e tensão), a uma taxa de 2,0 kHz. Além disso, a bancada permite determinar o tempo de soldagem, os parâmetros necessários para calcular o calor absorvido por unidade de comprimento de solda e a eficiência térmica experimental do processo. Um esquema da bancada de testes em soldagem é apresentado na Fig. 3.2

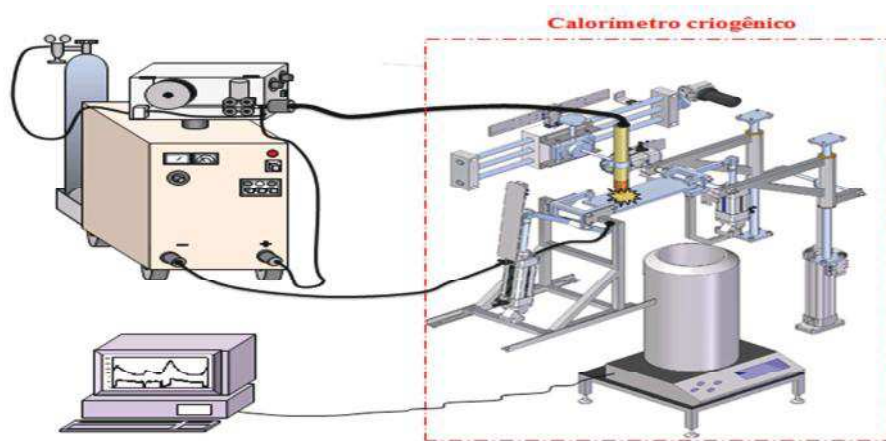


Figura 3.2 – Representação da Bancada Experimental para Soldagem³ (LISKEVICH et al., 2014)

A peça é fixada na bancada de modo que tenha o mínimo de contato possível com as garras de fixação. Determinado o início e o fim de curso, inicia-se o movimento da tocha, e em seguida o arco é acionado manualmente. Ao atingir o fim do percurso, o arco é automaticamente desligado, e só então o movimento da tocha é cessado. Ressalta-se que o experimento foi executado por um especialista em soldagem.

Considerou-se neste trabalho os seguintes parâmetros regulados e monitorados na soldagem:

- Polaridade direta (CC-);

³ Maiores detalhes desta bancada experimental em Arevaldo (2011)

- Corrente média de soldagem: 105 A;
- Tensão média do arco: 10,5 V;
- Distância entre o eletrodo e a chapa: 2 mm;
- Eletrodo de 1,2 mm de diâmetro, AWS EWTh-2, tungstênio dopado com 2% de tório;
- Gás de proteção: Ar puro;
- Vazão de gás de proteção de 15 l/min;
- Velocidade de soldagem de 32 cm/min.

A Figura 3.3 apresenta imagens da bancada experimental, com detalhes da tocha, da peça e do posicionamento da câmera termográfica.

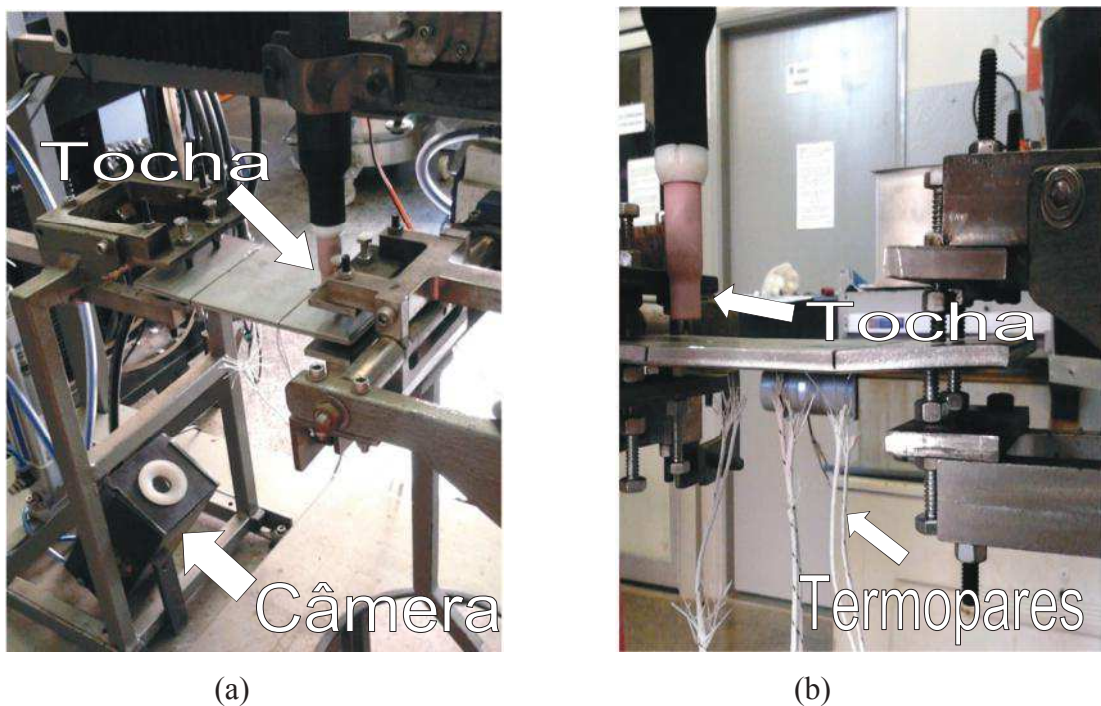
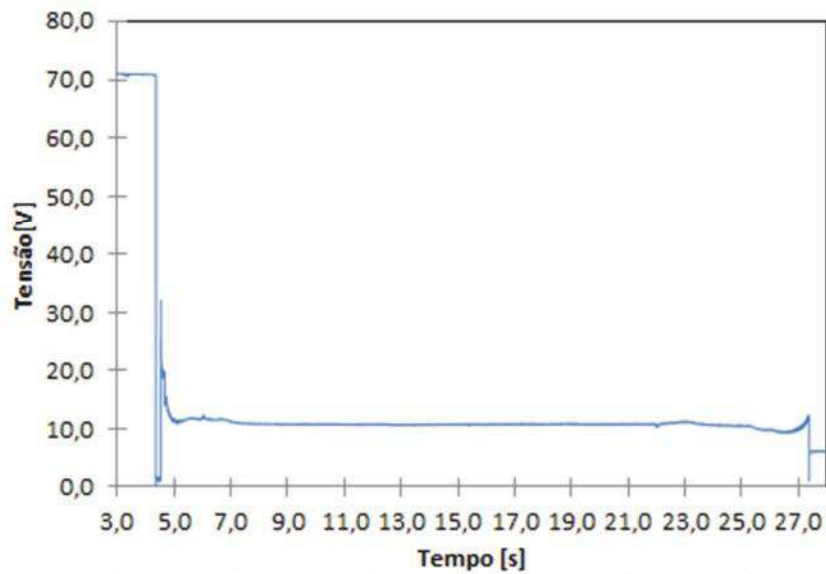
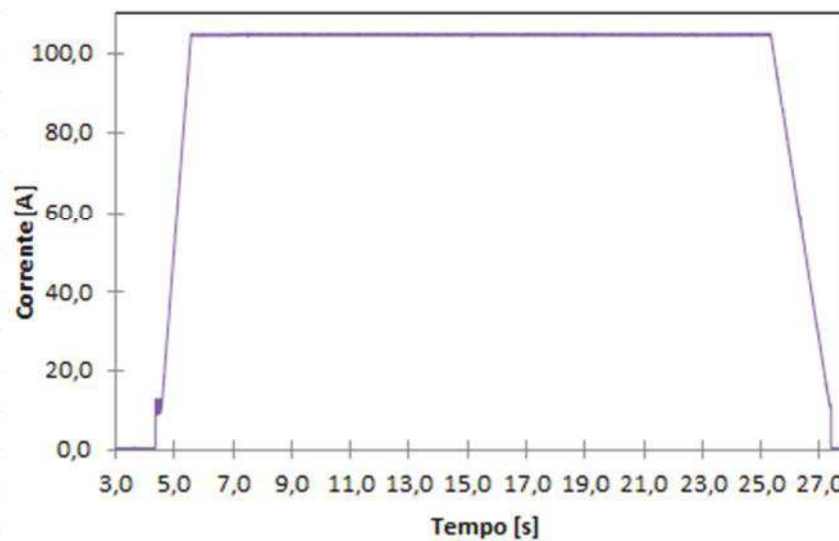


Figura 3.3 – Bancada experimental: a) Detalhes da Bancada; b) Detalhes da placa a ser soldada e o posicionamento dos termopares

Na Figura 3.4 é apresentado os oscilogramas de tensão e corrente monitorados durante um experimento típico nas condições de soldagem citadas anteriormente. Nota-se que tais parâmetros se mantêm praticamente constantes durante os experimentos, o que proporciona um fluxo de calor também constante, adequado para o problema térmico proposto neste trabalho.



(a)



(b)

Figura 3.4 – Oscilograma tensão, (a); e corrente, (b) de Soldagem TIG CC⁺ (100% de Ar com fluxo de 15 l/min; velocidade de soldagem de 32 cm/min).

3.3 Definição do Sistema de Aquisição de Temperatura

Neste subtópico, é realizado o detalhamento dos equipamentos utilizados para aquisição de dados de temperatura necessários para a solução do problema inverso.

3.3.1 Aquisição de temperaturas utilizando termopares

Para a aquisição das temperaturas experimentais, utilizou-se um sistema de aquisição de dados do Laboratório de Transferência de Calor e Massa da Faculdade de Engenharia Mecânica, da Universidade Federal de Uberlândia, especificado por Agilent 34970A – Data acquisition / Switch Unit, Fig. 3.5.



Figura 3.5 – Equipamento para medição de temperatura com termopares: Agilent 34970A – Data acquisition / Switch Unit

Um esquema de montagem do sistema de aquisição e dos termopares na chapa durante o processo de soldagem é mostrado na Fig. 3.6. Nota-se que os sensores foram fixados em regiões acessíveis da chapa, na face oposta à soldagem.

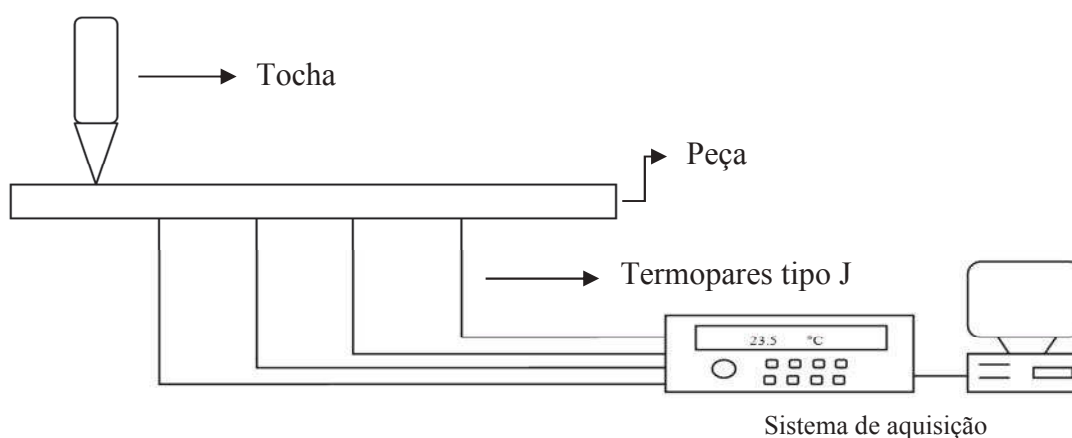


Figura 3.6 - Desenho esquemático do sistema de aquisição de temperatura.

Optou-se por utilizar termopares do tipo J, formado por fios de ferro puro, como termo-elemento positivo, e cobre-níquel, como termo-elemento negativo. Tal sensor é adequado para medição contínua de temperaturas de $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ até $750\text{ }^{\circ}\text{C}$, com incerteza de aproximadamente $\pm 2,2\text{ }^{\circ}\text{C}$ ou $\pm 0,75\%$ (Características dos termopares - IOPE, 2014). O equipamento Agilent 34970A foi ajustado de forma a adquirir as temperaturas em intervalos de 0,25 s ou 4 Hz.

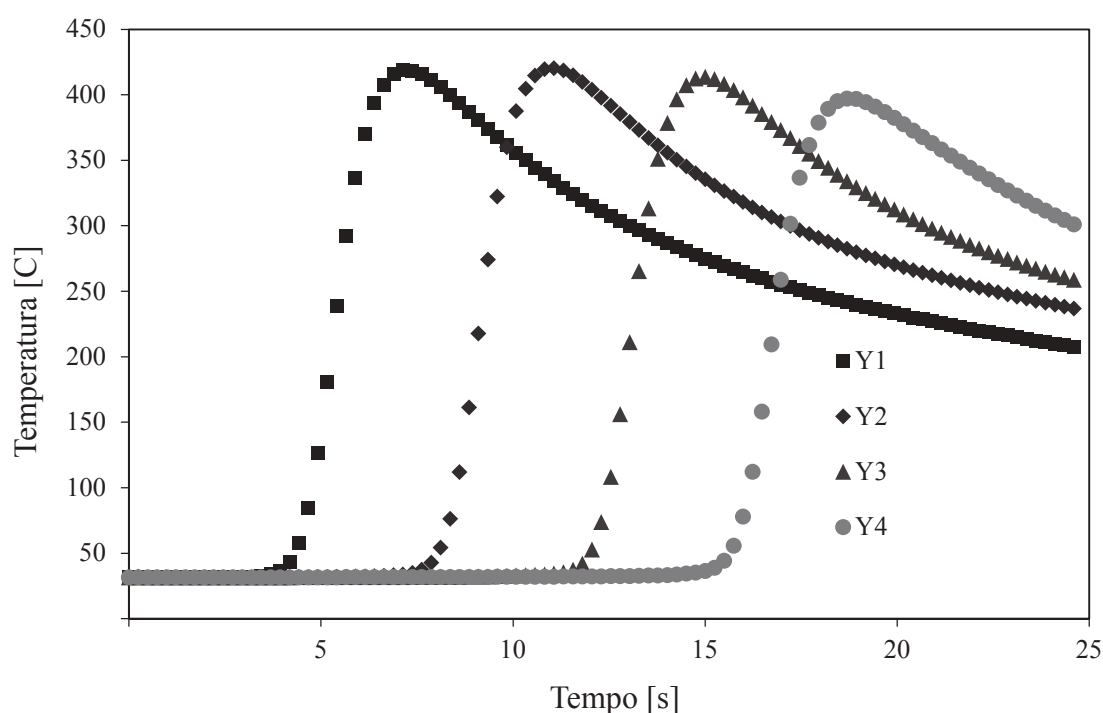


Figura 3.7 – Perfis de temperatura experimental ao longo do tempo.

Apresenta-se na Fig. 3.7 as temperaturas experimentais medidas na peça conforme a posição dos termopares indicada na Tab. 3.1. É possível observar com clareza as curvas de aquecimento e resfriamento para cada termopar. Observa-se uma boa linearidade entre os valores máximos de temperatura para cada sensor, indicando que os sensores estão em um bom posicionamento.

3.3.2 Aquisição de temperaturas utilizando a câmera termográfica

A câmera termográfica (modelo FLIR A325), por sua vez, foi posicionada a 30 cm de distância da chapa com um ângulo de inclinação de 42° em relação a um eixo horizontal,

paralelo à chapa. Esta foi ajustada de modo a capturar as imagens da peça também em intervalos de 0,25 s durante todo o processo de soldagem. Além disso, para a aquisição das temperaturas experimentais, adotou-se na câmera:

- Emissividade: $\varepsilon = 0,3$;
- Transmissividade: $\tau = 1$;
- Temperatura Atmosférica: $T_{atm} = 25\text{ }^{\circ}\text{C}$;
- Humidade Relativa do ar: 65 %;
- Temperatura de Reflexão: $T_{refl} = 25\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Na Figura 3.8 apresenta-se um esquema do sistema de aquisição das imagens termográficas. Na Figura. 3.9, por sua vez, é apresentada uma imagem típica gerada pelo *software* da câmera.

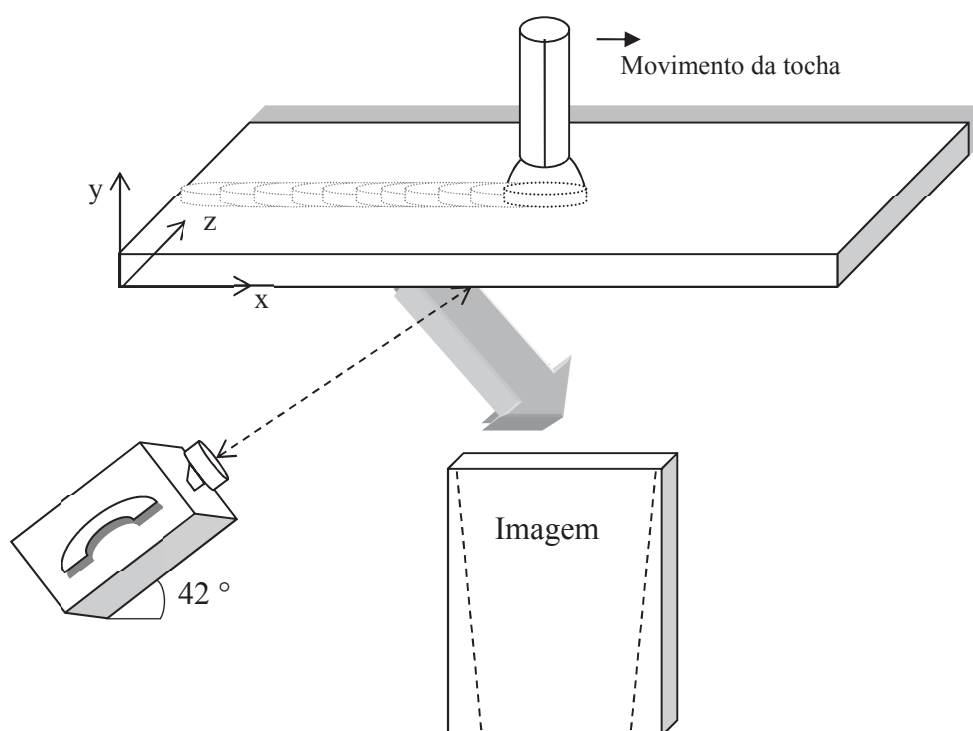


Figura 3.8 – Representação do sistema de aquisição de imagens termográficas



Figura 3.9 – Imagem termográfica da peça submetida ao processo de soldagem

Após monitorar as temperaturas, a etapa seguinte consistiu em extrair os *frames* do vídeo gerado pela câmera. A partir desses, primeiro é realizada a correção dos valores de temperatura conforme a curva de calibração apresentada no Capítulo 4.

Em virtude da inclinação adotada, a câmera gera imagens que precisam ser corrigidas, portanto, com base nos pontos de referências apresentados na Fig. 3.1 (c), é feita a retificação da imagem gerada pela câmera termográfica, Fig. 3.10 (a), gerando assim uma imagem retificada, Fig. 3.10 (b). Finalmente é feita uma mudança para uma escala de cor que representa a distribuição de temperatura na peça, Fig. 3.10 (c). Para a solução do problema inverso, gerou-se uma malha cartesiana que fornece as coordenadas das temperaturas monitoradas pela câmera, Fig. 3.10 (d).

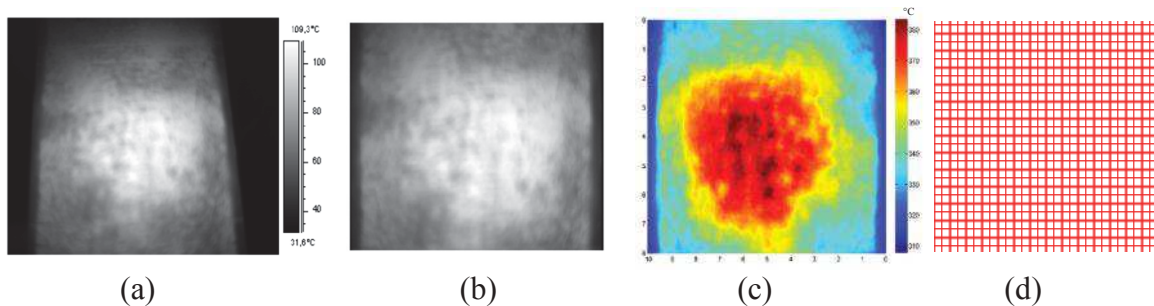


Figura 3.10 – Esquema utilizado para correção de imagens e utilização dos dados na solução do problema inverso

Assim, com base no exposto anteriormente, o Capítulo 4 apresentará a metodologia adotada para a calibração e processamento das imagens termográficas.

CAPITULO IV

Calibração e Correção das Imagens termográficas e Preparação para o Problema Inverso

Para Araújo et al. (2008), fatores como segurança, distância entre sensor e objeto, agilidade na obtenção da medida e o caráter não destrutivo do método, fazem da medição termográfica uma opção bastante atraente e, em certos casos, a única viável

Além disso, durante o processo de soldagem a arco, este produz elevadas temperaturas ao material de base, além de uma série de interferências radiativas, exigindo que a câmera seja utilizada adequadamente, principalmente quando se deseja medir a temperatura com acurácia.

Assim, combinar o uso de termografia no processo de soldagem é de grande interesse prático, devido à facilidade e à alta produtividade na obtenção de dados. Porém, devido a dificuldade de levar em consideração a variação da emissividade da superfície, muitos pesquisadores utilizam da ferramenta termográfica como algo qualitativo, sem se preocupar com a precisão nos campos de temperatura medidos.

Esta etapa do trabalho consistiu em analisar as medições de temperatura realizadas durante um processo de soldagem TIG, usando termografia infravermelho, ou seja, calibrar a câmera infravermelho para este caso específico, de forma que os valores mensurados possam ser usados qualitativa e quantitativamente. Nesse sentido, as imagens termográficas foram calibradas através do ajuste de temperaturas oriundas de sensores de contato em um experimento controlado em laboratório e corrigidas a partir de técnicas envolvendo distorções projetivas relativas ao posicionamento da câmera.

Os resultados obtidos nesta fase, acoplados às técnicas inversas em transferência de calor serão futuramente aplicados no estudo térmico do processo de soldagem proposto nesse trabalho.

A seguir, é ilustrada uma breve teoria por trás das medições de temperatura por Infravermelho (IR)

4.1 Fundamentação teórica de medição de temperatura por IR.

Durante a filmagem de um objeto com uma câmera termográfica, o equipamento recebe radiação do objeto filmado e da vizinhança. Ambas as formas de radiação são atenuadas ou não, conforme o meio de propagação e a distância entre o objeto e a câmera.

Assim, as parcelas de radiação recebidas pela câmera são definidas na Eq. (4.1) conforme (FLIR System, 2007):

$$W_{tot} = \varepsilon\tau W_{obj} + (1 - \varepsilon)\tau W_{refl} + (1 - \tau)W_{atm} \quad (4.1)$$

onde os termos são descritos abaixo:

- Emissão do objeto = $\varepsilon\tau W_{obj}$, onde ε é a emissividade térmica do objeto, e τ é a transmissividade;
- Emissão refletida de fontes aos redores = $(1 - \varepsilon)\tau W_{refl}$, onde $(1 - \varepsilon)$ é a reflectância do objeto;
- Emissão da atmosfera = $(1 - \tau)W_{atm}$, onde $(1 - \tau)$ é a emissividade da atmosfera.

A Figura 4.1 ilustra o fenômeno em questão

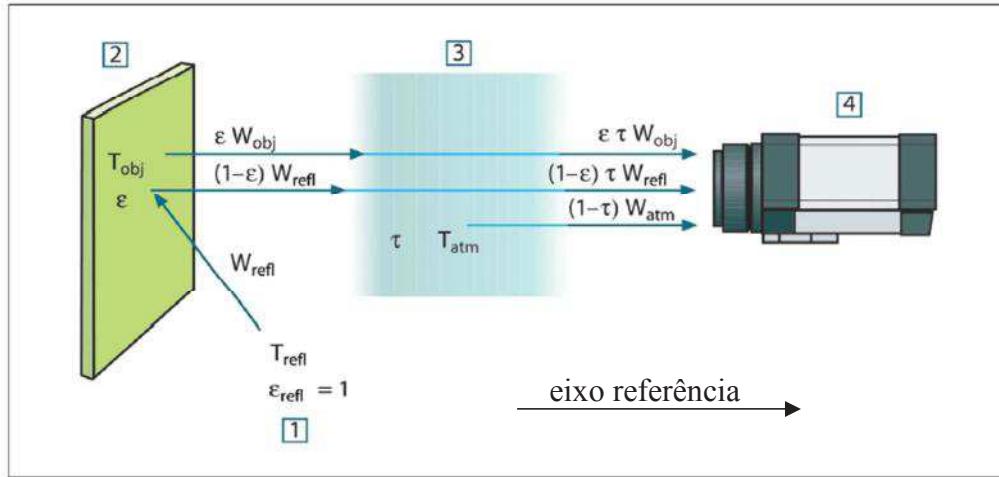


Figura 4.1 - Esquema do fenômeno em medições de temperatura por infravermelho (FLIR System, 2007)

Assumindo que a radiação recebida de um corpo negro W com uma temperatura T em curtas distâncias gera na câmera um sinal de saída U_{fonte} que é linearmente proporcional ao sinal de entrada, tem-se:

$$W_{fonte} = K \cdot U_{fonte} \quad (4.2)$$

Substituindo a Eq. (4.2) na Eq. (4.1), tem-se:

$$U_{tot} = \epsilon \tau U_{obj} + (1 - \epsilon) \tau U_{refl} + (1 - \tau) U_{atm} \quad (4.3)$$

Isolando U_{obj} tem-se:

$$U_{obj} = \frac{1}{\epsilon \tau} U_{tot} - \frac{1-\epsilon}{\epsilon} U_{refl} - \frac{1-\tau}{\epsilon \tau} U_{atm} \quad (4.4)$$

onde, U_{obj} representa a tensão que pode ser convertida em temperatura do objeto T_{obj} , U_{tot} a tensão monitorada, U_{refl} a tensão teórica devido a radiação refletida e U_{atm} a tensão teórica devido a radiação do meio.

Logo, assumindo que as tensões monitoradas e teóricas são linearmente proporcionais às temperaturas envolvidas, tem-se finalmente que:

$$T_{obj} = \frac{1}{\varepsilon\tau} T_{tot} - \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} T_{refl} - \frac{1-\tau}{\varepsilon\tau} T_{atm} \quad (4.5)$$

Portanto, a partir da Eq. (4.5) é possível determinar a temperatura do objeto T_{obj} conhecendo as temperaturas de entrada T_{refl} e T_{atm} , a emissividade do material e a transmissividade do meio.

Assim, conhecidas as variáveis que envolvem o processo de medição de temperatura a partir de uma câmera termográfica, foi definida uma bancada experimental para calibração do equipamento na determinação das temperaturas em chapas de aço.

4.2 Procedimento experimental para calibração da câmera termográfica.

A calibração consiste em reproduzir em laboratório um aquecimento controlado da superfície da peça soldada. Sendo assim, usou-se o mesma placa de teste de aço AISI 304, o qual é submetido pelo aquecedor, à temperaturas conhecidas. Esse processo, por sua vez, é filmado com a câmera termográfica seguindo as mesmas condições previstas para o processo de soldagem TIG .

No processo de calibração das temperaturas medidas pela câmera, foram usados os equipamentos definidos na Fig. 4.2.

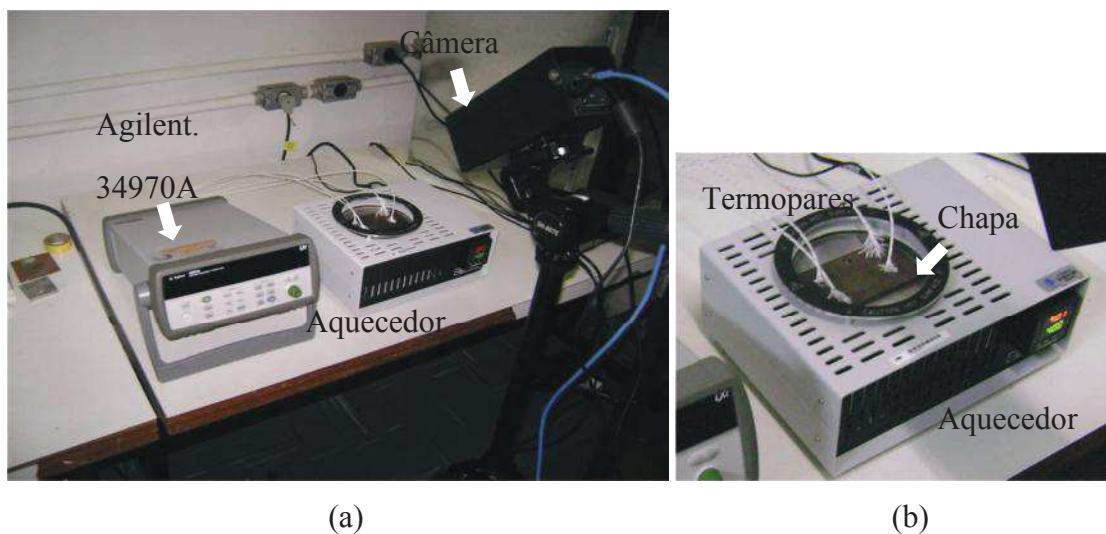


Figura 4.2 – Calibração da câmera infravermelho: a) Bancada e equipamentos; b) Detalhe dos termopares tipo J fixados à chapa de aço inoxidável 304 e do sistema de aquecimento

O procedimento experimental consistiu em manter a temperatura do corpo constante fixada pelo aquecedor *Omega CL1600* (*Surface Probe Tester*) apresentado na Fig. 4.2 (b). Feito isso, a temperatura superficial da chapa foi monitorada usando a câmera FLIR A325 e 04 sensores de contato (termopares do tipo J) conectados a um sistema de aquisição Agilent 34970A, como mostra o esboço na Fig 4.3:

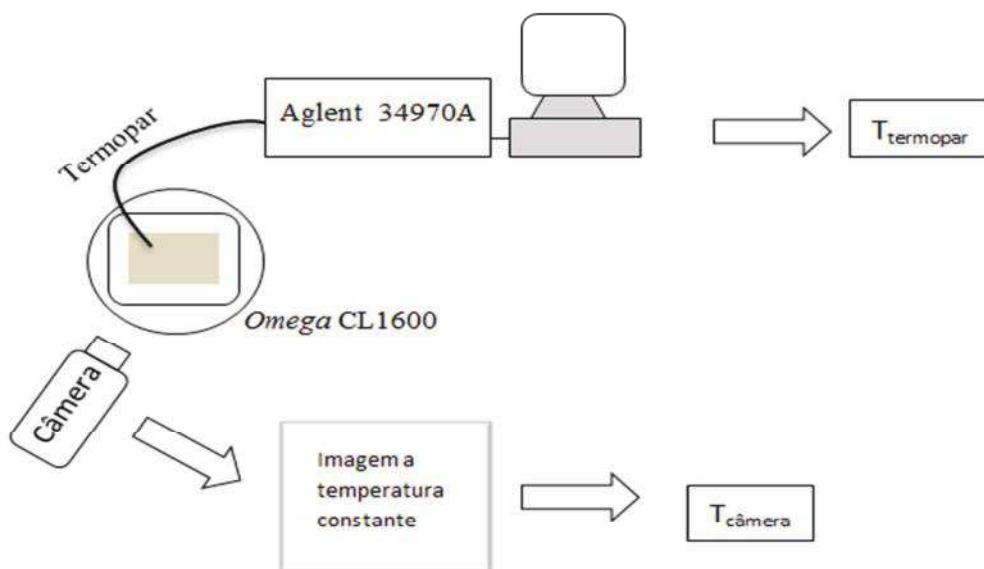


Figura 4.3 – Esboço da bancada experimental para calibração das temperaturas termográficas

Variou-se a temperatura do aquecedor de 60 °C à 380 °C. Para cada temperatura regulada, aguardou-se a peça entrar em regime permanente (respeitando um limite de máxima diferença entre as temperaturas capturadas de 5 °C) para posteriormente anotar as temperaturas dos termopares e aumentar a temperatura do aquecedor.

As temperaturas medidas pelos termopares são apresentadas na Fig. 4.4 e verifica-se que o gráfico adquiriu um formato de degraus, o que é esperado, visto que, para cada nível de temperatura, aguardou-se no mínimo 15 minutos até o regime permanente ser alcançado na peça.

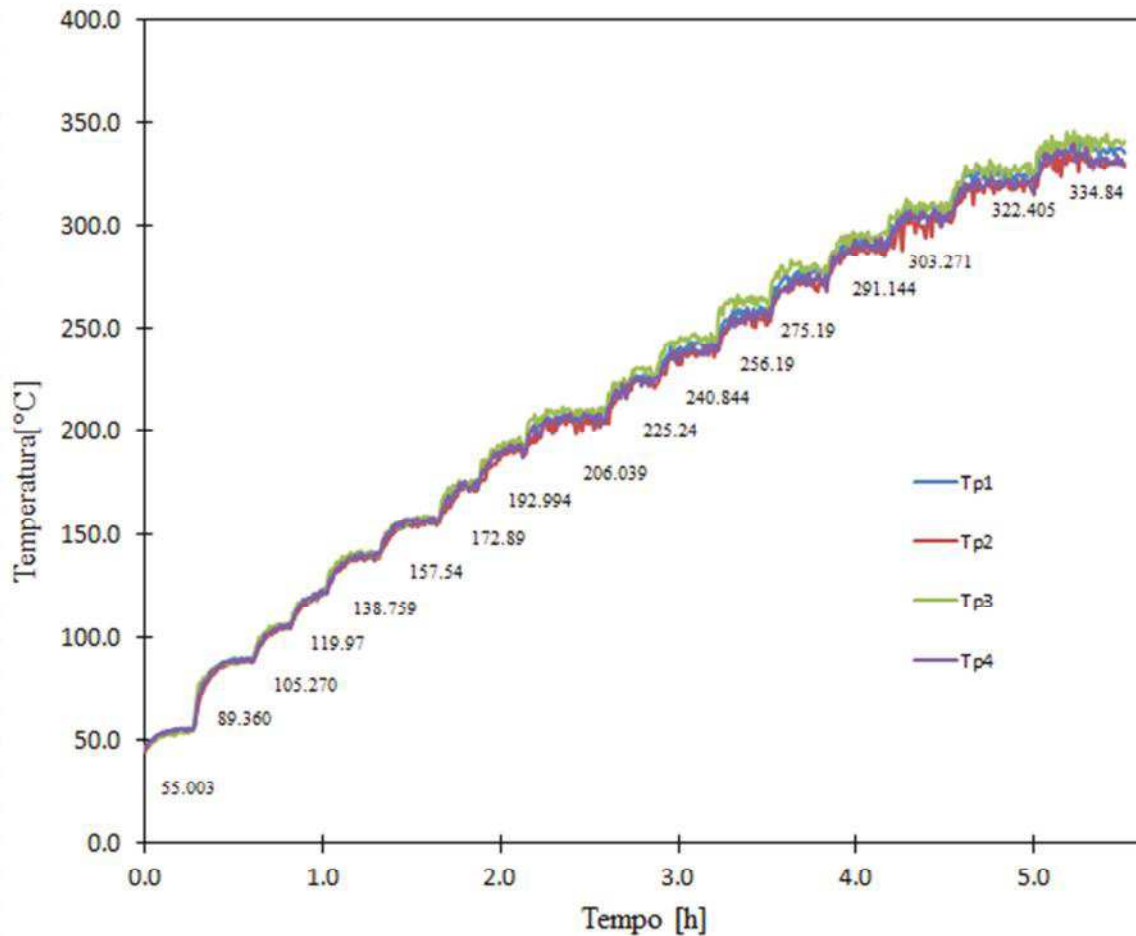


Figura 4.4 – Evolução temporal das temperaturas monitoradas pelos termopares no processo de calibração

A câmera possuiu um *software* de pós-processamento que permite ao usuário ajustar a emissividade do objeto. Basicamente, mantendo-se o objeto à temperatura constante e conhecida sua temperatura real T_p , monitorada por termopares, e a temperatura monitorada pela câmera T_c , o usuário pode adiquirir a emissividade calculada ε do objeto.

Na Figura 4.5 é mostrada uma imagem do software de pós-processamento da câmera em um instante de aquisição em que a peça está em equilíbrio térmico e a superfície do aquecedor está em 60 °C. Nota-se nesta imagem que as temperaturas monitoraras pela câmera estão na região denominada pela figura de AR01 onde a média da temperatura é de 53,4 °C e o desvio padrão é de 0,5.

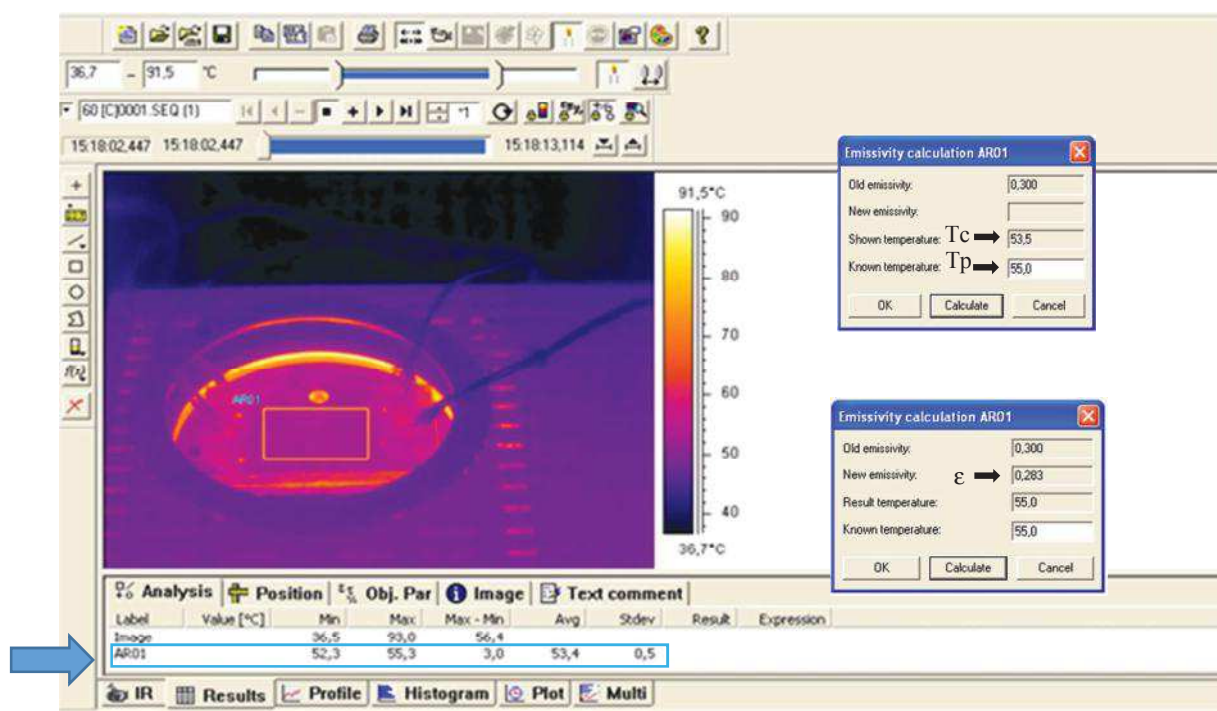


Figura 4.5 – Imagem do *software* de pós-processamento da câmera

A Figura 4.5 mostra que ao informar ao *software* o valor da temperatura medida pelos termopares (T_p), o mesmo calcula a emissividade da superfície, ajustando o valor medido pela câmera (T_c) com o valor de temperatura informado pelo usuário.

Esse procedimento pode ser repetido para cada um dos 16 níveis de temperatura, o que permite definir a variação da emissividade em função da temperatura superficial do objeto, conforme apresentado na Fig. 4.6. Ressalta-se que as imagens térmicas foram obtidas considerando a transmissividade padrão, $\tau = 1$, a emissividade da superfície, $\varepsilon = 0.3$, o ângulo de inclinação de 42° em relação a horizontal, uma distância fixa entre a câmera e chapa metálica de 30 cm, a temperatura atmosférica, $T_{atm} = 25^\circ\text{C}$ e a temperatura de reflexão, $T_{refl} = 25^\circ\text{C}$. Parâmetros iguais foram adotados durante os testes de soldagem.

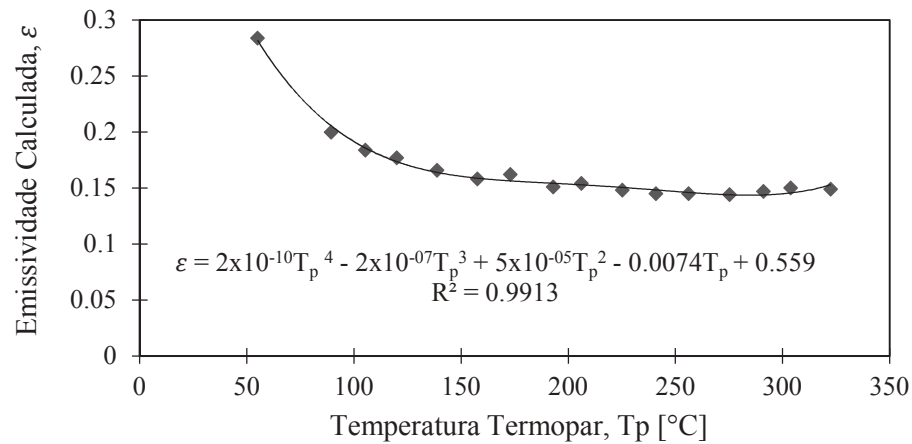


Figura 4.6 – Emissividade em função da temperatura da chapa de aço inoxidável da série 304

De outra maneira, na Fig. 4.7 apresenta-se a relação entre a temperatura média obtida pela câmera (T_c) e a temperatura média monitorada pelos termopares (T_p), para todos os níveis de temperatura da chapa.

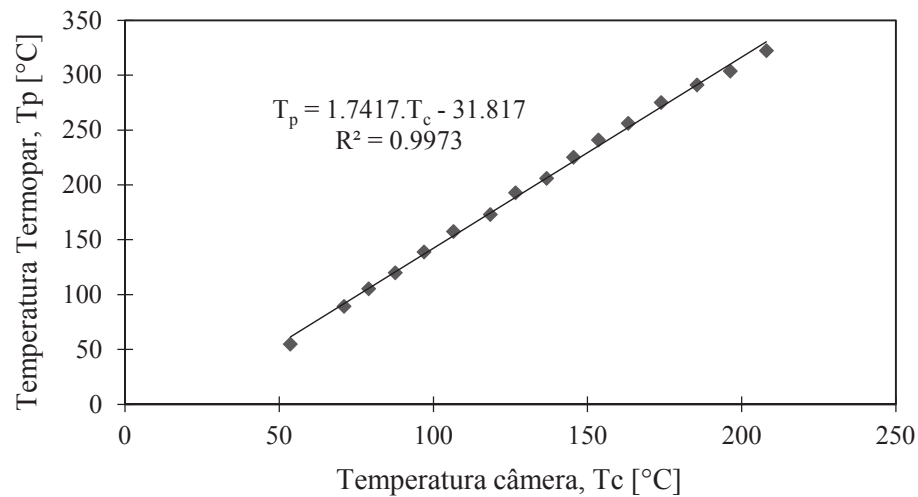


Figura 4.7 – Temperatura monitorada pelos termopares e temperatura obtida pela câmera infravermelho considerando a emissividade constante ($\varepsilon = 0.3$)

Por meio da análise na Fig. 4.7, considerando as temperaturas monitoradas pelos termopares como variável dependente, obtém-se uma equação de primeiro grau com correlação de 99% para os valores de temperaturas monitoradas pela câmera.

Assim, de acordo com os resultados apresentados nas Figs. 4.6 e 4.7, considerou-se a equação ajustada apresentada na Fig. 4.7 como ferramenta adequada para calibração do

processo de soldagem, uma vez que na filmagem dos experimentos, só é possível manter todos os parâmetros de aquisição constantes, inclusive a emissividade. Salienta-se que o fator de forma não foi analisado.

Para execução dos cálculos da calibração, tem-se que o processo de medição consiste em adquirir as imagens térmicas durante o processo de soldagem, que são armazenadas em forma de matrizes no *software* da câmera.

Cada matriz representa uma imagem, ou seja, um *frame*. Tais matrizes são, por sua vez, lidas usando um código desenvolvido em Matlab® (Apêndice B) e as temperaturas são ajustadas conforme a equação de calibração apresentada na Fig. 4.7.

Concluído o processo de calibração, as matrizes são novamente transformadas em imagens (*frames*) com o auxílio da função *surf* do Matlab®. Essas imagens são armazenadas para posterior correção projetiva das imagens.

Na Figura 4.8 (a) é apresentada uma imagem antes da calibração e na Fig 4.8 (b) é apresentada a mesma imagem após a calibração. Como pode ser observado, o efeito da calibração consiste em um aumento dos níveis de temperatura da peça.

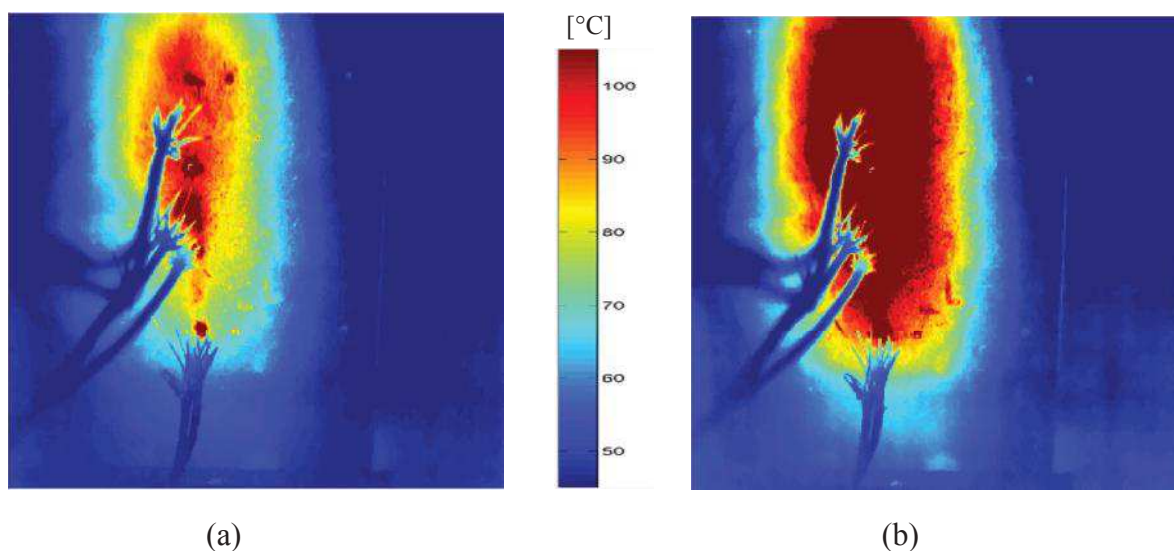


Figura 4.8 – Apresentação visual do efeito da calibração nas temperaturas termográficas

Para confirmar se o procedimento de calibração adotado neste trabalho é realmente adequado, comparou-se as temperaturas termográficas corrigidas às temperaturas medidas por termopares fixados à peça, durante o processo de soldagem.

Para isso, selecionou-se na imagem da câmera o *pixel* correspondente à coordenada de cada termopar. Ciente da existência de acúmulo de energia nas pontas dos termopares, que

por sua vez altera a temperatura nestes pontos, se torna inviável a seleção exata desses pontos. Tal fato se torna evidente por meio da análise da Fig. 4.9, onde pode ser observado um aumento da temperatura no ponto de contato termopar/peça.

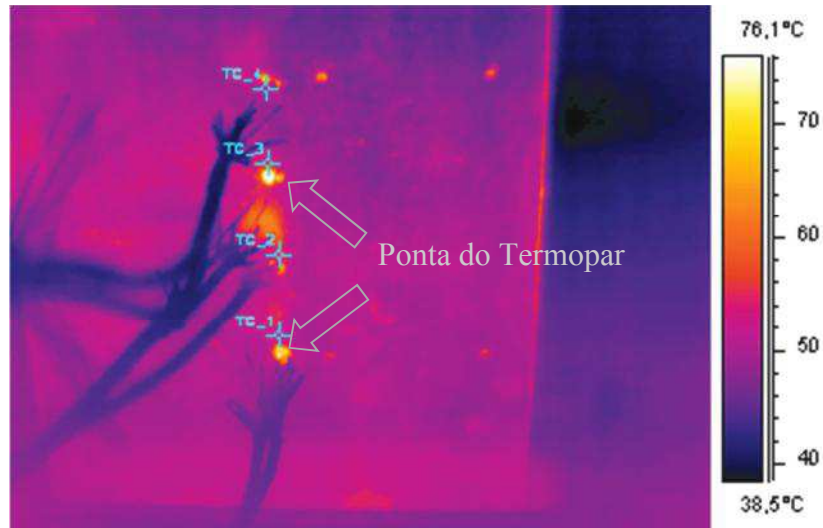


Figura 4.9 – Imagem Termográfica do processo de soldagem e aumento da temperatura na região de contato termopar/peça

Portanto, optou-se pela seleção de pontos próximos aos termopares. Tais pontos foram identificados como T_c , conforme apresentado na Fig 4.9.

Por fim, apresenta-se na Fig. 4.10 uma comparação entre as temperaturas monitoradas pela câmera (T_{ca} antes e T_{cb} após o tratamento digital e calibração) e medidas pelos termopares (Y).

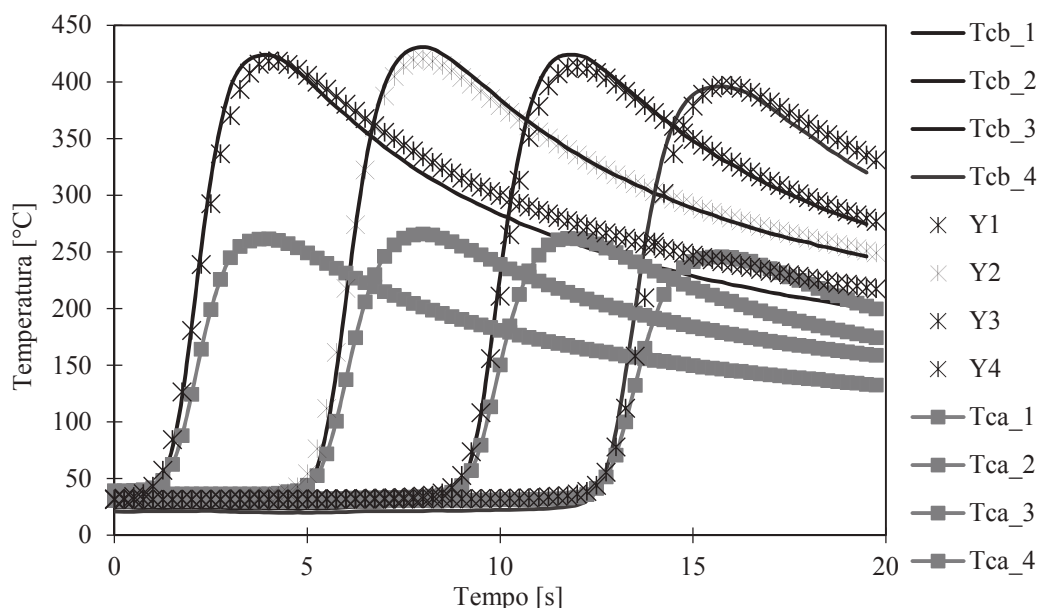


Figura 4.10 - Comparação entre as temperaturas monitoradas pela câmera (Tca antes e Tcb após o tratamento digital e calibração) e medidas pelos termopares (Y)

Com base nos resultados apresentados na Fig. 4.10, observa-se de uma forma geral que a calibração da temperatura monitorada pela câmera (Tca) foi realizada com êxito, dando origem às temperaturas corrigidas denominadas Tcb . Neste caso, as temperaturas corrigidas coincidem com aquelas monitoradas pelos termopares (Y). Nesse sentido, pode-se confirmar que a curva de calibração apresentada neste trabalho é apropriada e que, para uma análise térmica precisa do processo de soldagem, realmente é necessário calibrar as imagens termográficas.

Na sequência é apresentado o algoritmo para correção projetiva das imagens termográficas

4.3 Algoritmo computacional para correção projetiva das imagens termográficas

Além da calibração da câmera, propõe-se nesse trabalho uma correção projetiva da imagem térmica.

Por se tratar de um processo de soldagem, há o risco do metal líquido cair sobre a câmera e, com isso, danificá-la. Por isso, a câmera deve estar distante da peça e inclinada, ou

seja, fora da região de risco de possíveis gotejamentos de metal líquido. Logo, as imagens térmicas apresentadas pela câmera são distorcidas o que causa incerteza nas posições das temperaturas monitoradas.

Mais do que isso, propõe-se nesta etapa compreender do que se trata uma distorção projetiva e de que modo ela pode ser corrigida para que a posição dos *pixels* corresponda a posições utilizáveis como sensores na solução do problema inverso.

Segundo Disperati (1995) apud Mota (2011), as imagens filmadas devem ser corrigidas conforme a inclinação da câmera fotográfica. Neste contexto em particular, as imagens podem ser classificadas em verticais ou inclinadas.

Uma imagem é dita vertical quando, no momento de sua aquisição, o eixo óptico da câmera está apontado verticalmente, ou seja, seu eixo é coincidente com o eixo ortogonal ao plano que se deseja fotografar.

Quando se inclina a câmera, a área coberta no plano fotografado é maior e seu formato é trapezoidal e distorcido do formato quadrangular que teria a fotografia exatamente vertical. Isso resulta em uma imagem com distorções e para a recuperação das características principais da imagem e obtenção de uma escala única ao longo de toda sua extensão, deve-se realizar a retificação da imagem.

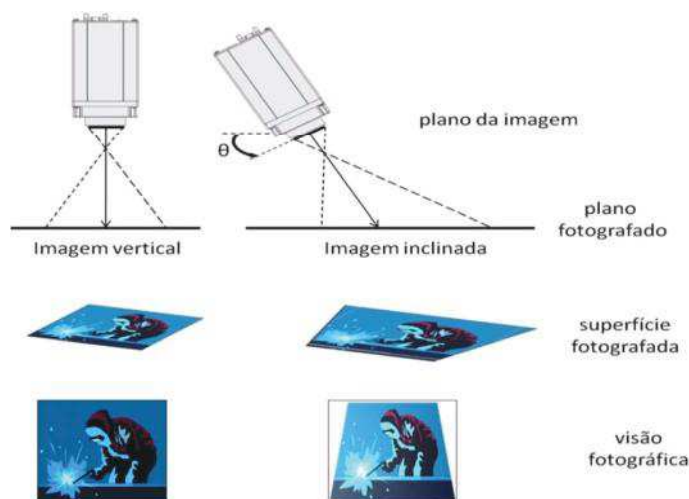


Figura 4.11 - Classificação das imagens como vertical ou inclinada (MOTA, 2011)

Segundo Andrade (1998), retificar uma imagem consiste em projetá-la, segundo seu próprio feixe perspectivo, para um plano horizontal. Isso significa que através da retificação é possível modificar e até mesmo eliminar completamente os ângulos da câmera em relação a um dado referencial.

Os valores de intensidade de níveis de cinza ou cor para cada pixel na nova grade de imagem transformada podem ser obtidos por um processo de interpolação. O método utilizado para interpolação de valores de intensidade dos pixels da imagem é a interpolação bicúbica. Os valores dos níveis de cinza, neste método, serão determinados a partir de quatro *pixels* vizinhos na imagem inicial, proposto por Novo (1992) apud Cerqueira (2004). Com este método, haverá uma maior precisão geométrica e o desaparecimento de discontinuidades.

Mota (2011) considera que em uma situação real e tridimensional, a câmera fotográfica pode ser inclinada em relação ao plano fotografado em cada um dos eixos de referência, ou na combinação deles. A título de padronização, foi proposto por Mota (2011) uma nomenclatura de α , β e γ para os ângulos de rotação em relação aos eixos x , y e z , respectivamente, como ilustra a Fig. 4.12.

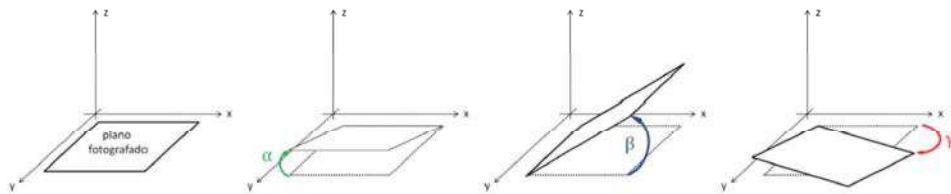


Figura 4.12 – Padronização dos ângulos medidos para cada eixo de rotação (MOTA, 2011)

De acordo com Angeles (2003), a transformação homogênea (M^{-1}) da imagem inclinada (P') para a imagem vertical (P) pode ser representada como:

$$P = M^{-1} \cdot P' \quad (4.6)$$

A matriz de transformação, por sua vez, pode ser decomposta em uma multiplicação de matrizes de rotação em torno dos eixos do sistema de coordenada na seguinte forma:

$$M = R_{\alpha} \cdot R_{\beta} \cdot R_{\gamma} \quad (4.7)$$

A rotação de um ponto em torno do eixo x por um ângulo α é realizada pela matriz de transformação:

$$R_{\alpha} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & \cos \alpha & -\sin \alpha & 1 \\ 0 & \sin \alpha & \cos \alpha & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

A rotação de um ponto em torno do eixo y por um ângulo β é realizada pela matriz transformação:

$$R_\beta = \begin{bmatrix} \cos \beta & -\sin \beta & 0 & 0 \\ \sin \beta & \cos \beta & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.9)$$

E, por fim, a rotação de um ponto em torno do eixo z por um ângulo γ é realizada pela matriz de transformação:

$$R_\gamma = \begin{bmatrix} \cos \gamma & 0 & \sin \gamma & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin \gamma & 0 & \cos \gamma & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.10)$$

Logo, com base nas Eqs. (4.8) a (4.10), a Eq. (4.6) pode ser escrita por:

$$\begin{pmatrix} X \\ Y \\ Z \\ 1 \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} m_{1,1} & m_{1,2} & m_{1,3} & m_{1,4} \\ m_{2,1} & m_{2,2} & m_{2,3} & m_{2,4} \\ m_{3,1} & m_{3,2} & m_{3,3} & m_{3,4} \\ m_{4,1} & m_{4,2} & m_{4,3} & m_{4,4} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} X' \\ Y' \\ Z' \\ 1 \end{pmatrix} \quad (4.11)$$

Sendo assim, a partir de quatro pontos não colineares em duas imagens correspondentes: a imagem inclinada e a correspondência no plano vertical, os dezesseis elementos da matriz M podem ser determinados e a transformação pode ser executada.

Tendo em vista as informações anteriores, foi desenvolvido um código em Matlab® para executar este processamento digital de imagens (Apêndice B).

O primeiro passo executado pelo código é a leitura das imagens que já foram previamente calibradas. Neste momento todas as imagens são lidas em escala de cinza.

Em seguida, é necessário informar ao código, as posições reais dos pontos de controle, dados na Tab. 3.2, *Real_points*.

Feito isso, o código apresenta uma das imagens na qual é possível ver claramente os pontos de controle destacados e estes são, então, selecionados pelo usuário. Desta forma, o usuário acabou de informar ao código a posição distorcida dos pontos de controle (*Input_points*).

Logo, o algoritmo calcula uma variável chamada de R_{pixel} [pixels/cm] que é a razão entre a quantidade de *pixel* entre esses dois pontos selecionados graficamente pelo usuário e a distância real informada pelo mesmo (em centímetros).

$$R_{pixel} = \sqrt{\frac{\Delta x^2_{imagem} + \Delta y^2_{imagem}}{\Delta x^2_{real} + \Delta y^2_{real}}} \quad (4.12)$$

Assim, através da variável R_{pixel} e das coordenadas $Real_points$, é possível determinar a posição real no campo de *pixel* de cada ponto de controle, $Base_points$

Com base nas coordenadas $Base_points$ e $Input_points$, o comando *cp2tform* calcula os parâmetros da correção projetiva (elementos da matriz de transformação M) que melhor se adapta aos pontos de escolha.

Com essas informações, o próximo passo do algoritmo é a aplicação da transformação com o comando *imtransform*. Este comando *imtransform* é capaz de devolver ao usuário uma imagem recortada apenas entre os pontos de controle. Nesta imagem, com a relação R_{pixel} [pixels/cm], é calculada a distância entre cada *pixel*, tornando possível gerar uma malha na qual cada ponto representa uma posição do *pixel* da imagem corrigida.

Esta malha é essencial ao problema térmico de soldagem, visto que a mesma será usada na solução do problema inverso. Por meio dela, o *software* DPT localiza os *pixels*, o que equivale à posição de cada sensor na peça.

Na Figura 4.13 é apresentado o fluxograma do algoritmo criado para correção das imagens termográficas.

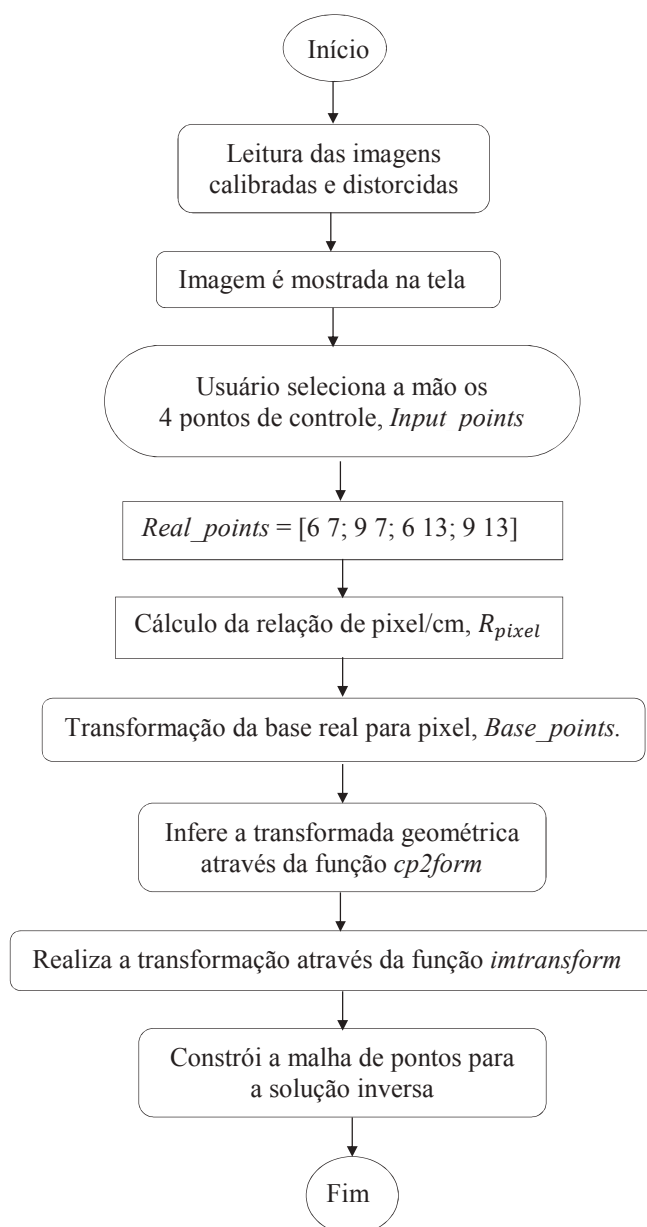
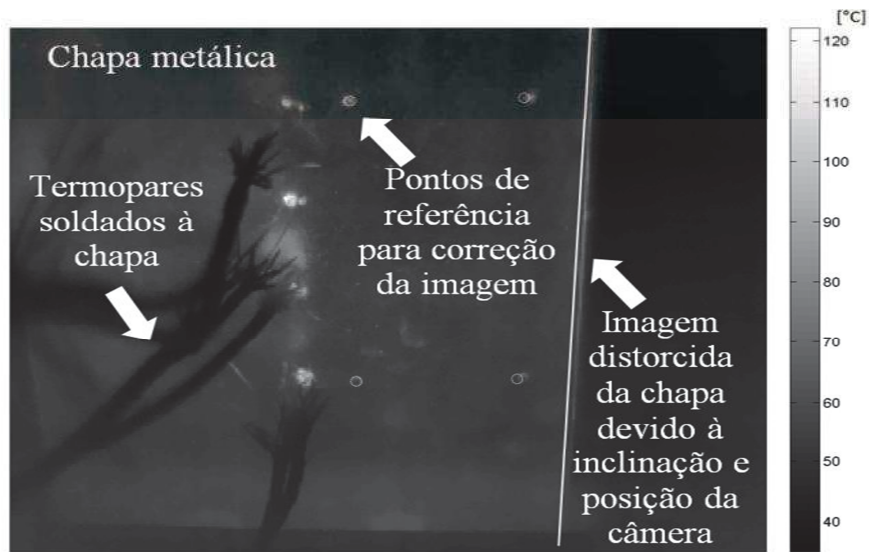
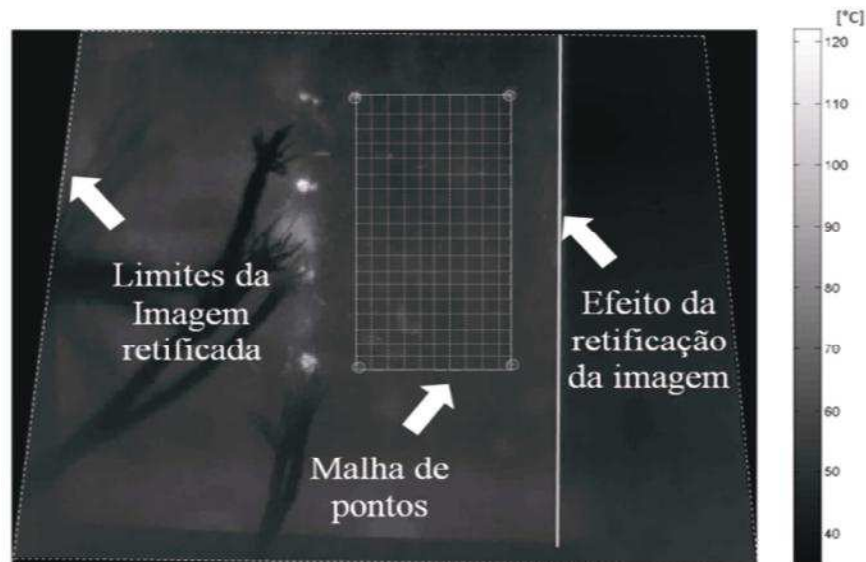


Figura 4.13 – Fluxograma do algoritmo de retificação de imagens. Adaptado de Mota (2011)

Apresenta-se na Figura 4.14 os resultados obtidos pelo código. Com base na figura é possível notar e compreender os efeitos da retificação da imagem. Nesse trabalho, a retificação é realizada somente entre os pontos de controle, porém, a mesma é aplicada em toda a peça para fins de demonstração. Após a retificação é possível adquirir a malha demonstrada na Fig. 4.14 (b), útil na solução do problema inverso de transferência de calor.



(a)



(b)

Figura 4.14 – Retificação e correção de imagens: a) Imagem termográfica original; b) Imagem termográfica retificada

Após concluir todo o processamento de retificação, para cada imagem já corrigida, é feito uma transformação de escala de cinza (0 a 255) para escala de temperatura (T_{min} a $T_{máx}$), como mostra a Eq. (4.12).

$$\frac{T - T_{min}}{T_{máx} - T_{min}} = \frac{\theta - 0}{255 - 0} \quad (4.12)$$

onde θ é o valor no nível de cinza de cada pixel da imagem e T será a temperatura calculada para aquele *pixel*, transformando assim, um campo de cor (em escala de cinza) em um campo de temperatura.

Por fim, esta etapa mostrou que foi possível adquirir, tratar e corrigir as imagens termográficas e posteriormente prepará-las para a solução do problema proposto.

4.4 Entrada de dados no *software* de processamento e análise – DPT

Conhecidas as temperaturas, essas devem ser inseridas no modelo térmico para a solução do problema inverso. Após a calibração e retificação das imagens, com a variável R_{pixel} é possível percorrer toda a imagem resultante já retificada e calcular a posição de cada *pixel*. Assim, as posições são impressas em arquivo de texto o qual é lido pelo DPT e é apresentado conforme a Fig. 4.15. Os pontos azuis são os sensores termográficos usados na solução do problema inverso.

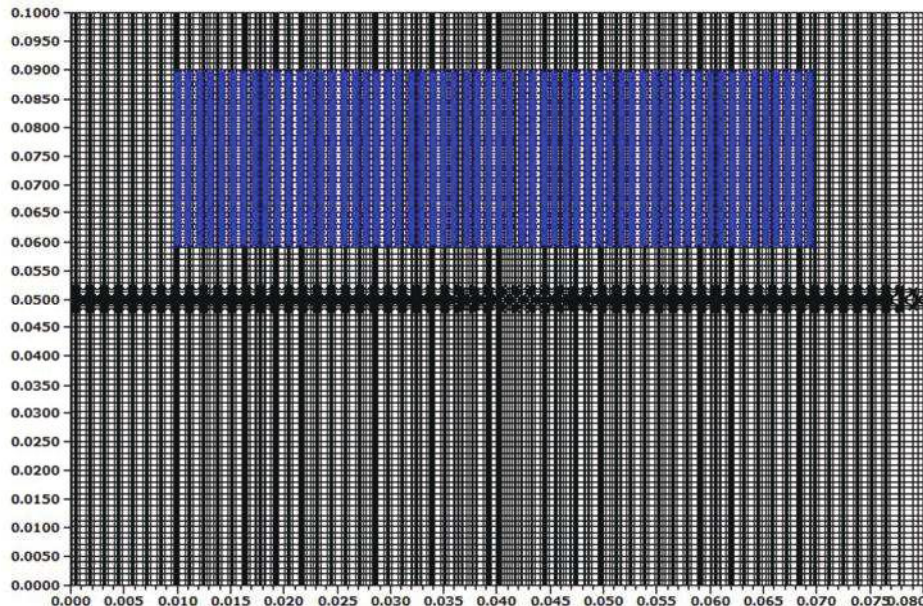


Figura 4.15 – Demonstrativo da malha de pontos termográficos na solução do problema inverso para o plano xz apresentado na Fig. 3.1 (a)

Observa-se na Fig. 4.15 que a região mapeada em azul é bastante significativa e representa o equivalente a 880 sensores de temperatura.

Para resumir, na Fig. 4.16 apresenta-se um fluxograma geral das etapas a serem seguidas. Basicamente, as etapas A e B representam a aquisição e tratamento dos dados oriundos da câmera, sendo esta última uma etapa de pré-processamento. A etapa C consiste na solução inversa e análise do problema térmico de soldagem.

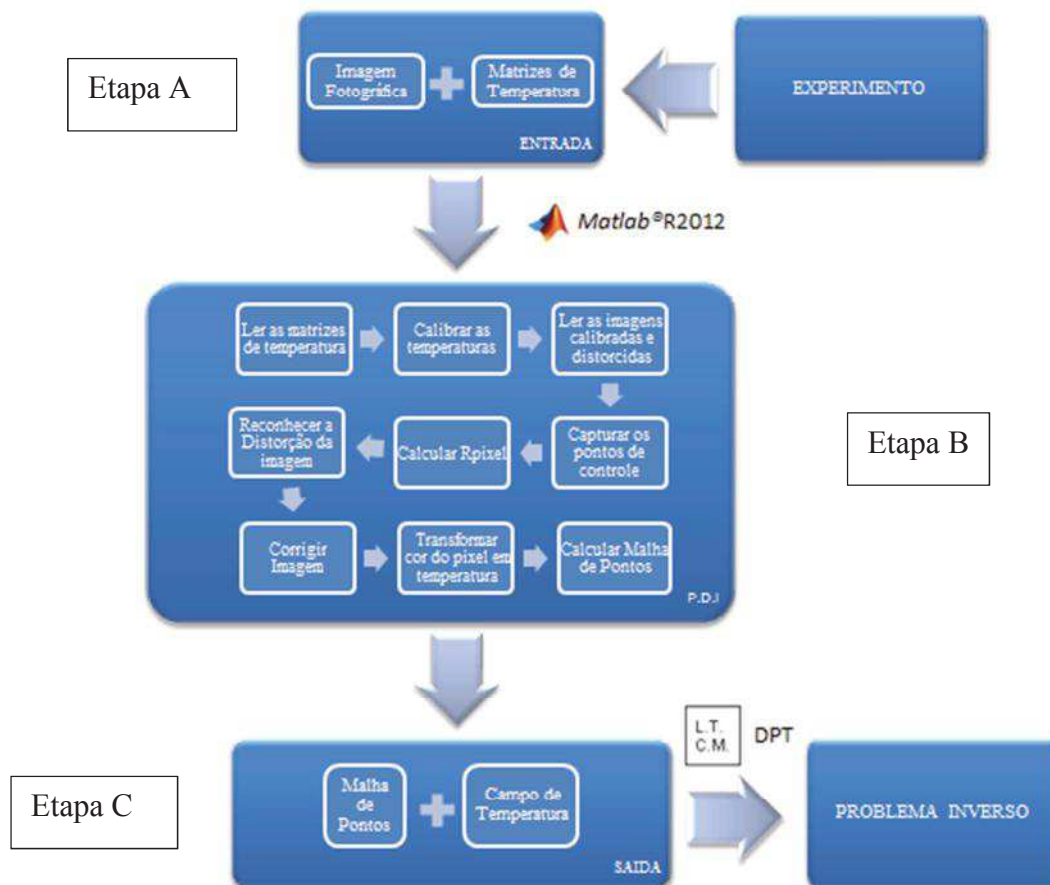


Figura 4.16 – Fluxograma do pré-processamento de dados da câmera

No Capítulo 5 apresentar-se-á detalhes a cerca da abordagem numérica adotada nesse trabalho.

CAPÍTULO V

Abordagem Numérica do Processo de Soldagem TIG

O intuito deste capítulo é apresentar o modelo termico utilizado para simular o processo de soldagem segundo seus critérios de estabilidade e convergência. Contudo, as equações adotadas para a solução do problema numérico com mudança de fase são apresentadas no Apêndice A1.

Nesse trabalho, para solução do problema direto foi proposto utilizar um modelo térmico tridimensional baseado na equação de difusão de calor, com mudança de fase, as propriedades termofísicas variáveis com a temperatura e a fonte de calor móvel.

Alem disso, para a solução do problema inverso é utilizado um algoritmo de otimização da técnica da secção áurea que minimiza uma função objetivo relacionada com informações de temperaturas experimentais. A função a ser minimizada representa o erro entre as temperaturas experimentais e calculadas pelo modelo numérico. Quando o valor mínimo dessa função é encontrado, tem-se para aquele caso, o fluxo de calor imposto à chapa durante o processo de soldagem. Os detalhes do método inverso são descritos no Apêndice A2.

5.1 Análise do problema direto: modelo térmico para solução do problema de transferência de calor com mudança de fase e fonte móvel

O modelo computacional utilizado é um dos modelos incluídos do *software* DPT (Determinação de Propriedades Termofísicas). De acordo com Sousa (2009), esse *software* tem aplicação na solução de problemas diretos de condução de calor multidimensionais, bem como problemas inversos. Uma de suas funções principais é o auxílio na determinação de propriedades termofísicas. O programa resolve problemas diretos em geometrias diversas, usando como referência uma malha em coordenadas cartesianas

Em um trabalho recente, Maia Neto (2012) utilizou o DPT em uma simulação computacional do processo de soldagem GMAW (Gas Metal Arc Welding) de juntas de topo de chapas metálicas. A partir da concepção de um modelo térmico que levava em consideração a junção de duas peças, deposição de material e mudança de fase sólido/líquido, foi estimado o rendimento térmico do processo e analisado a geometria da poça de fusão, buscando prever o comportamento térmico do processo de soldagem.

O problema físico consiste basicamente em determinar o fluxo de calor e obter a distribuição de temperatura em uma amostra de dimensões $a = 80$ mm, $b = 100$ mm e $c = 6$ mm conforme apresentado na Fig.5.1.

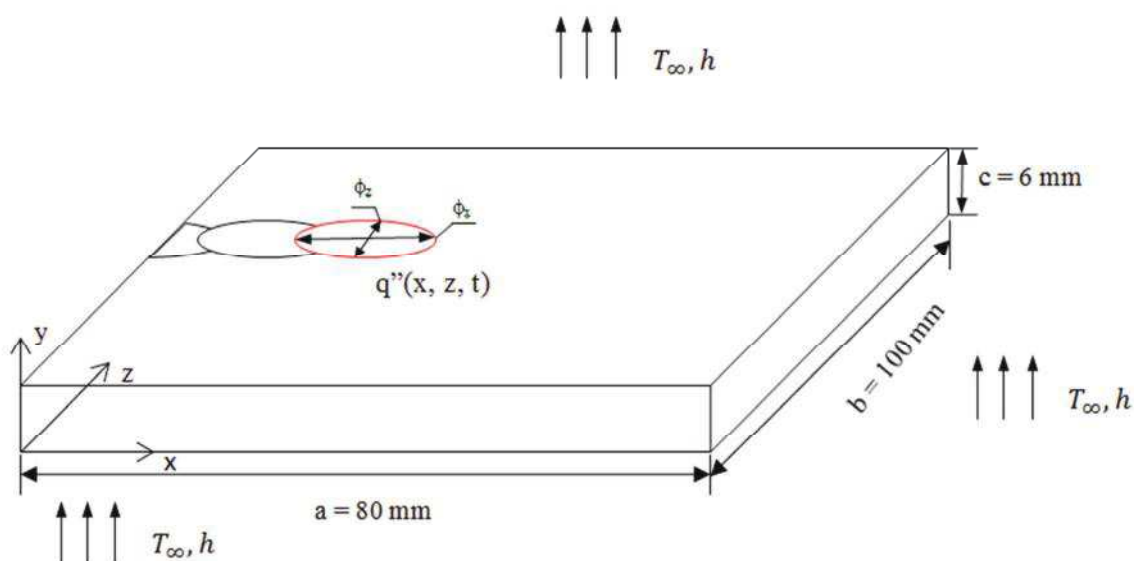


Figura 5.1 – Modelo térmico adotado neste trabalho

O modelo considera um fluxo de calor constante, $q''(x,z,t)$ [W/m²], aplicado em uma área circular com diâmetros variáveis, $\phi_z=3.8$ mm e $\phi_x=3.4$ mm caminhando ao longo da chapa a uma velocidade constante. No processo de simulação adotou-se o passo de tempo de 0.25 s.

Nas regiões remanescentes da chapa, adotou-se a transferência de calor por convecção considerando-se nas laterais da chapa $h = 20 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$, na face superior (adjacente ao fluxo de calor) $h = 100 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$ e na face oposta $h = 5 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$.

As propriedades térmicas do material são apresentadas na Tab. 5.1, destacando para os fatos de que a condutividade térmica e o calor específico do aço inox são definidos no Apêndice A.

Tabela 5.1 – Propriedades térmicas do material

	Propriedade	Valor	Unidade
k	Condutividade térmica	Eq. (A.18) e Eq. (A.19)	[W/m $^\circ\text{C}$]
ρ	Densidade	7900.0	[kg/m 3]
C	Calor Específico	Eq. (A.20) e Eq. (A.21)	[J/kg $^\circ\text{C}$]
T_m	Temperatura de Fusão	1399.0	[$^\circ\text{C}$]
L	Calor Latente de Fusão	265200.0	[J/kg]

5.1.1 Análise da malha numérica

Para a análise de estabilidade e convergência do modelo, considerou-se um fluxo de calor conhecido $q''(x,z,t) = 600 \text{ W/m}^2$ a uma velocidade de $5,33 \times 10^{-3} \text{ m/s}$.

Quando se trabalha com sistemas de equação não-lineares, resolvidas em geral de forma sequencial, em que acoplamentos delicados estão presentes, deve-se buscar uma aproximação numérica estável e convergente. Esta pode ser alcançada a partir de uma modelagem e um refino de malha adequados ao problema estudado. (MALISKA, 2004 apud CÂNGANI, 2010)

Para a solução do problema direto proposto, utilizou-se uma malha estruturada irregular refinada na região do fluxo de calor. Assim, propõe-se nesta etapa encontrar uma malha adequada ao problema térmico, que forneça resultados confiáveis e convergentes.

O teste consiste em analisar diferentes configurações de malhas e verificar suas influências nas temperaturas calculadas pelo modelo térmico. Assim, partindo de uma malha #1 foram feitas outras duas malhas, uma mais refinada, malha#2, e outra mais grosseira, malha#0, a fim de avaliar a convergência e estabilidade do modelo proposto no cálculo das temperaturas.

Tabela 5.2 – Número de pontos (nós) das malhas utilizadas para teste de convergência e custo computacional

	malha #0	malha #1	malha #2
N_x	305	302	543
N_y	07	61	75
N_z	32	104	255
Total de nós	68.320	1.915.888	10.384.875

A Figura 5.2 apresenta as temperaturas calculadas pelo modelo térmico conforme as configurações de malha da Tab. 5.2. O posicionamento dos sensores no modelo será definido no Capítulo 6.

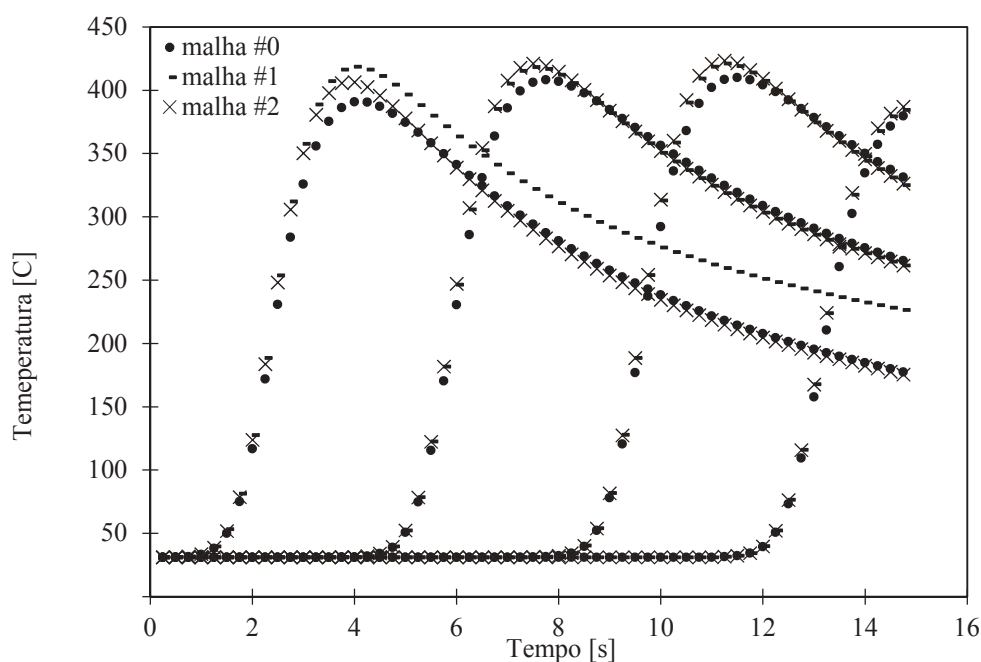


Figura 5.2 – Análise do cálculo da temperatura do modelo térmico a partir do ajuste da malha

Na Figura 5.2 observa-se que utilizando a malha #0 as temperaturas na região de pico são subestimadas em todos os sensores. Utilizando a malha #1 este fenômeno também ocorre, porém, somente no primeiro sensor. Este fenômeno é devido a falta de conservação de energia dessas malhas nos primeiros segundos de simulação.

Além disso, avaliando o cálculo das temperaturas, afirma-se que a partir do refino feito na malha #1 não há maiores influências nas temperaturas calculadas.

5.1.2 Análise do SOR e fração mássica

Para resolver o sistema linear, o software DPT utiliza o método S.O.R. (Solver Over Relaxation). No método iterativo S.O.R., a escolha correta do fator de sobre-relaxação (α) pode acelerar o processo de convergência e reduzir o custo computacional. Como padrão foi definido $\alpha = 1,87$. Como critério de convergência dos campos de temperatura adota-se um resíduo máximo no solver de 1×10^{-4} °C. Na Figura. 5.3 é apresentada a quantidade de iterações realizada pelo S.O.R. em cada tempo da simulação para que seja atingido o critério de convergência.

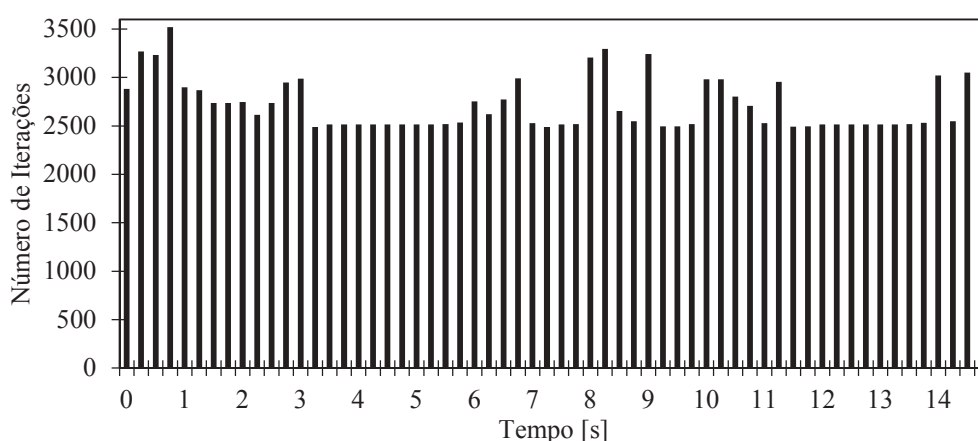
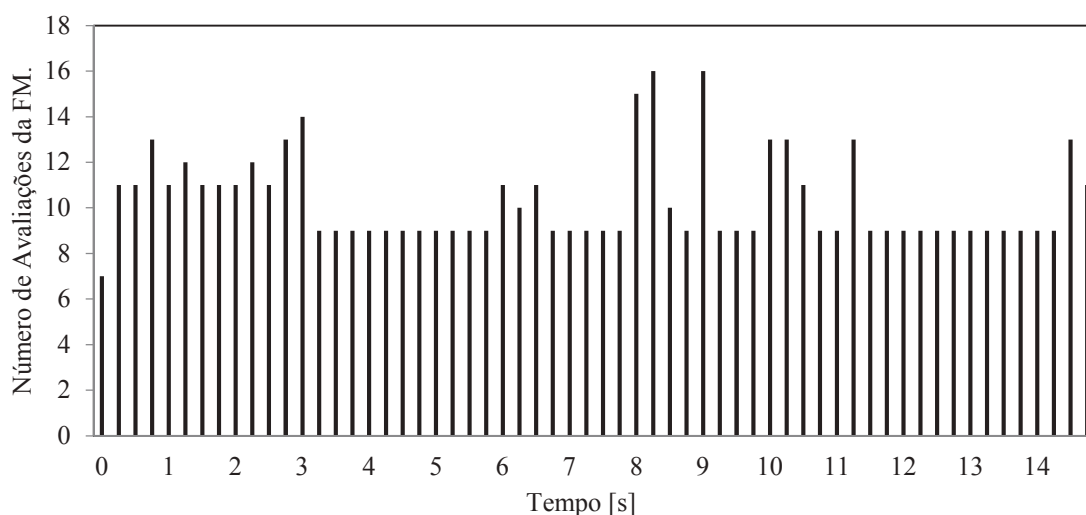


Figura 5.3 – Número de iterações usando o método S.O.R com fator de sobre-relaxação igual 1.87

Ademais, para a convergência da fração mássica o algoritmo usa como critério de saída o resíduo dos campos de temperatura, neste caso, adotou-se um critério de convergência de 1°C. Na Figura 5.4 é mostrada quantas vezes a F.M. (fração mássica) foi avaliada para se obter o critério de convergência em cada tempo de simulação.



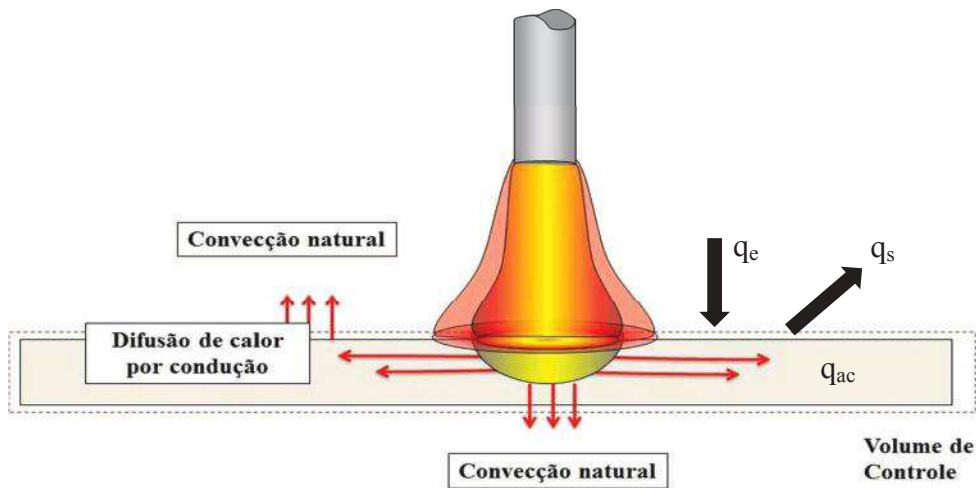


Figura 5.5 – Balanço de energia no volume de controle do modelo. Imagem adaptada de Liskevych (2014)

Neste caso, aplicando-se o princípio do balanço de energia tem-se:

$$q_e - q_s = q_{ac} \quad (5.1)$$

onde q_e é a energia fornecida na forma de calor, q_s é a energia perdida para o meio por convecção e q_{ac} é a energia acumulada no modelo. Logo, tem-se que:

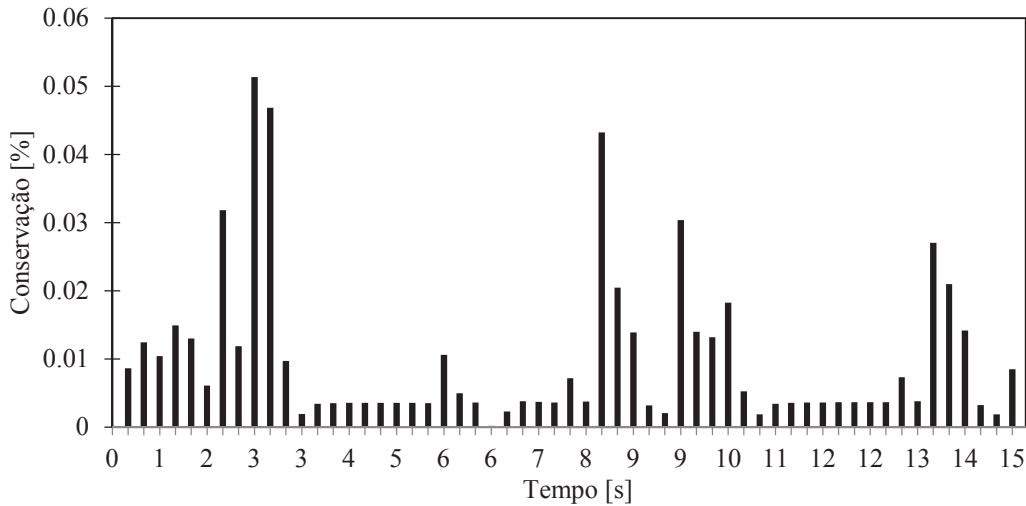
$$q''(x, z, t) \cdot A_{fl} - h \cdot A \cdot (T_f - T_{\infty}) = \rho \cdot V \cdot \frac{\partial H}{\partial t} \quad (5.2)$$

onde A_{fl} é a área submetida ao fluxo de calor, A a área submetida à transferência de calor por convecção e T_f temperatura da face do volume. A energia acumulada no modelo é calculada pela variação da entalpia, definida no Apêndice A1 pela Eq. (A.16).

Na Equação (5.2), verifica-se que haverá conservação de energia se a energia fornecida na forma de fluxo de calor for igual à soma da parcela da energia acumulada em cada volume finito da amostra e da energia perdida por convecção nas fronteiras dos volumes. Caso estes valores coincidam, tem-se uma confirmação de que a discretização e implementação numérica do problema está correta.

Assim, realizou-se uma análise do balanço de energia para cada iteração conforme apresentado na Eq. (5.3) e Fig. 5.5.

$$Conservação = \frac{|q''(x,y,t).Af - [h \cdot A \cdot (T_f - T_\infty) + \rho \cdot V \cdot \frac{\partial H}{\partial t}]|}{q''(x,y,t).Af} \quad (5.3)$$



Analisou-se o tempo computacional para a solução do problema inverso usando um computador com as seguintes configurações: i7, 8 núcleos de processamento, com 3.2 *giga-hertz* cada e memória *RAM* de 16 gigas.

Inicialmente, avaliou-se o tempo computacional para cálculo do problema inverso usando apenas as temperaturas experimentais medidas pelos termopares distribuídos na chapa. Neste caso, foram necessárias 120 horas até que o fluxo de calor fosse estimado.

Por outro lado, usando os mapas termográficos obtidos a partir da câmera Flir A325, o tempo computacional passou para 156 horas. Atribui-se o aumento do custo computacional à maior quantidade de temperaturas avaliadas na solução inversa. Neste caso, 880 temperaturas experimentais a cada instante de tempo.

Conclui-se que o tempo computacional apesar de alto é satisfatório, visto que uma única solução do problema direto consiste no cálculo de uma malha numérica com aproximadamente 2 milhões de nós.

CAPITULO VI

Ajuste de parâmetros experimentais para a solução do problema inverso

Stenbacka (2012) relata que poucos trabalhos avaliam a sensibilidade do modelo numérico às variações nos parâmetros experimentais, dentre os quais citam-se a posição dos sensores no modelo, a velocidade da fonte de calor e a geometria da fonte de calor

Nesse sentido, este capítulo apresenta uma discussão sobre a influência de tais parâmetros no modelo térmico apresentado no Capítulo 5.

Este estudo contribui tanto para um melhor entendimento do modelo numérico quanto para o uso adequado dos dados da câmera na solução do problema inverso.

6.1 Análise da influência das coordenadas experimentais dos termopares na solução do problema inverso

Visto que o problema inverso será solucionado com uma grande quantidade de sensores (obtidos pela imagem termográfica), neste item é analisada a importância da posição dos mesmos na solução do problema inverso.

Para Bardin et al. (2005), é evidente que o posicionamento correto dos sensores é de suma importância no modelo, visto que a temperatura varia conforme a posição da tocha durante o processo de soldagem

No Capítulo 3 foram apresentados detalhes quanto ao posicionamento e fixação dos termopares à peça. Porém, o ato de fixá-los à peça usando descarga capacitiva não é uma

tarefa trivial, exigindo que as posições dos sensores sejam medidas após a soldagem. Nessa tarefa, utilizou-se um paquímetro da marca Mitutoyo de resolução 0,02 mm.

Apresentou-se na Tab. 6.1 as coordenadas dos termopares medidas com o paquímetro após a soldagem da chapa. Ressalta-se que os valores obtidos são baseados no eixo de referência apresentado na Fig. 3.1(a).

Tabela 6.1 – Coordenadas dos termopares medidas com um paquímetro da marca Mitutoyo (resolução 0,02 mm)

	1	2	3	4
x [m]	0,0108	0,0296	0,0495	0,0680
y [m]	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
z [m]	0,0500	0,0495	0,0498	0,0481

Para realizar uma análise da influência do posicionamento dos sensores, supõe-se uma segunda configuração de posição, como mostra a Tab. 6.2.

Esta nova configuração também é utilizada na solução do modelo inverso a fim de se comparar os resultados. O intuito é analisar a sensibilidade do modelo às possíveis variações espaciais dos sensores somente na direção z , pois sabe-se que a variação na posição dos sensores na direção x , acarreta no modelo uma variação da sincronia dos perfis de temperatura, este último fato será analisado separadamente no item seguinte.

Assim, a nova configuração tem propositalmente um incremento de 1,0 mm com relação à coordenada z apresentada na Tab 6.1.

Tabela 6.2 – Configuração hipotética dos sensores.

	1	2	3	4
x [m]	0,0108	0,0296	0,0495	0,0680
y [m]	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
z [m]	0,0490	0,0485	0,0488	0,0491

A partir da solução do problema inverso, usando como parâmetros as coordenadas dos termopares apresentadas nas Tabs. 6.1 e 6.2, tem-se os seguintes resultados:

Tabela 6.3 – Resultados do modelo relacionados à posição dos sensores na peça

Coordenada dos sensores	Valor calculado para a função objetivo Eq. A.34	Taxa de transferência de calor estimada [W]
Tabela 6.1	4.6×10^5	805.6
Tabela 6.2	5.4×10^5	843.0

Como era de se esperar, o valor de função objetivo variou conforme as coordenadas dos termopares apresentadas nas Tabs. (6.1) e (6.2). Constatou-se uma variação de aproximadamente 4,7% na taxa de transferência de calor estimada, usando como referência as coordenadas apresentadas na Tab. (6.1). Além disso, o valor de função objetivo teve um aumento de 17,4% visto que o posicionamento correto dos sensores numéricos é de suma importância para que a função objetivo, Eq. (A.34) seja mínimo.

Portanto, conclui-se que o posicionamento correto dos sensores é vital para a resposta do modelo, embora cause um aumento significativo nos valores da função objetivo, em relação ao fluxo de calor encontrado essa variação é de aproximadamente 6 %.

Na sequência, apresenta-se uma análise da velocidade da tocha de soldagem na solução do problema térmico.

6.2 Análise da velocidade da tocha de soldagem na solução do problema térmico

Este item tem como finalidade propor uma metodologia plausível para a determinação de quais os *frames* da câmera serão utilizados na solução do problema.

Uma das principais dificuldades relacionadas a modelagem numérica e experimental está na sincronia dos dados. Stenbacka (2012) afirma que uma maneira bastante utilizada na literatura é a sincronização das máximas temperaturas na zona afetada pelo calor (ZAC).

Sendo assim, foi testado no modelo valores plausíveis de velocidade buscando sincronizar as máximas temperaturas de $Y1$ e $Ts1$, (Fig. 6.2), analisando o efeito da mudança na velocidade através do cálculo da função objetivo definida pela Eq. (A.34).

Como cada valor de velocidade caracteriza um novo problema inverso, foi calculado o valor de função objetivo para cada caso. A Figura 6.1 apresenta os resultados obtidos:

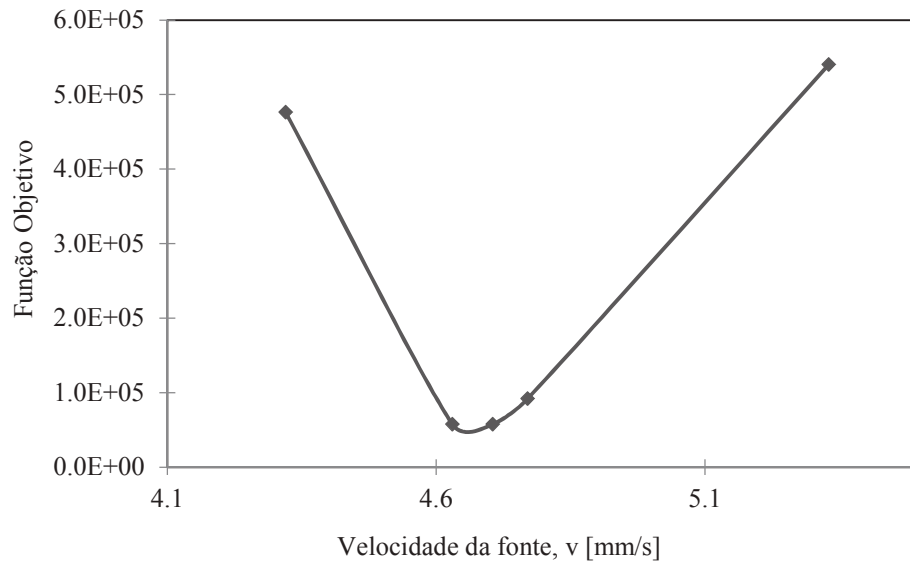


Figura 6.1 – Função objetivo calculada conforme a velocidade da fonte no modelo.

Por meio da análise da Fig. 6.1, verifica-se que quando a velocidade da tocha assume valores próximos a $4,63 \times 10^{-3}$ m/s, encontra-se o mínimo da função objetivo.

Na Figura 6.2 (a) é mostrada a comparação entre as temperaturas experimentais e calculadas, considerando $5,33 \times 10^{-3}$ m/s. Enquanto que na Fig. 6.2 (b) mostra-se a mesma comparação utilizando no modelo a velocidade ajustada, ou seja, $4,63 \times 10^{-3}$ m/s.

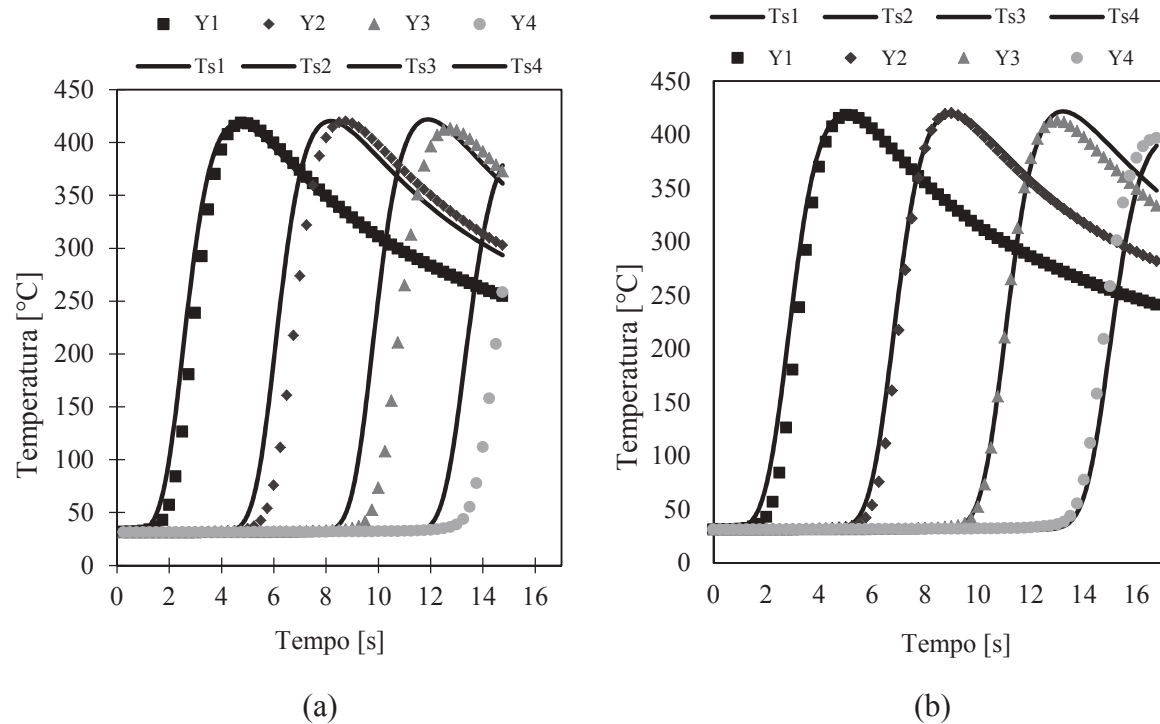


Figura 6.2 – Comparação entre temperaturas experimentais e calculadas. a) Antes do ajuste e b) Após o ajuste.

Ao observar a Fig. 6.2 (b), verifica-se uma melhor concordância entre as temperaturas estimadas e experimentais. Neste segundo caso, obteve-se um erro relativo médio entre as temperaturas de 5,4% e um desvio padrão de 11%.

Finalmente, foram calculados os desvios ($Y-T$) ao longo do tempo. A Figura 6.3 (a) apresenta os resultados para a velocidade experimental, e a Fig. 6.3 (b), para a velocidade ajustada. Novamente, observou-se que tal ajuste proporciona uma diferença significativa visto que os desvios passaram de 200 °C, antes do ajuste da velocidade, para aproximadamente 70°C após o ajuste.

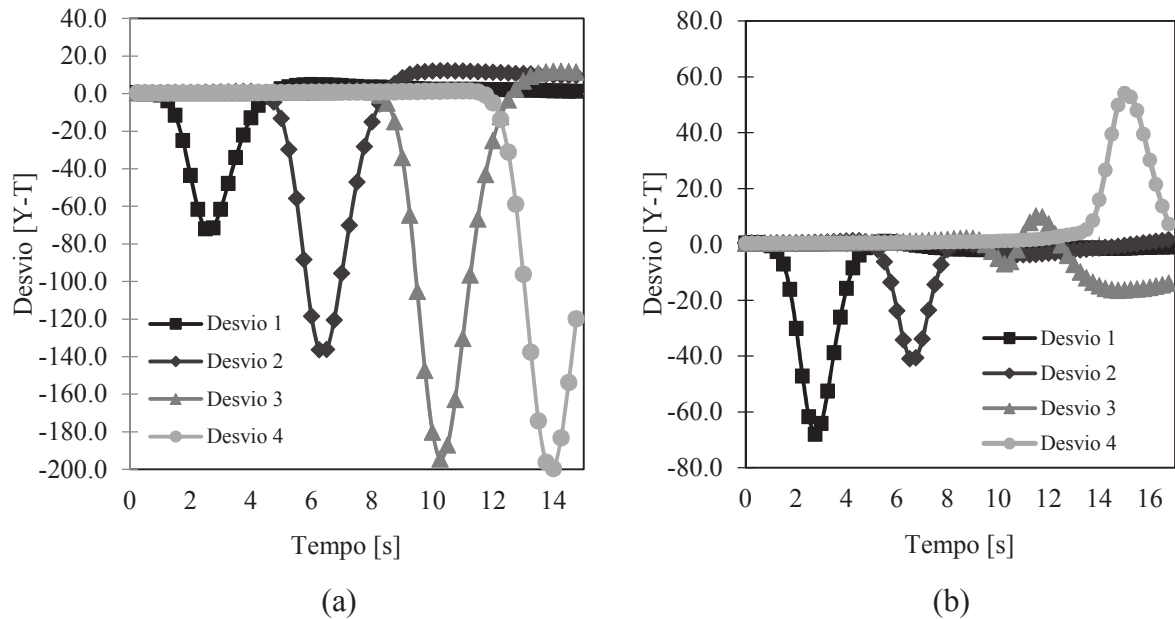


Figura 6.3– Desvio entre temperatura experimental e calculada para velocidades de soldagem distintas.

Por meio da Tab. 6.4, pode-se constatar que ao utilizar a velocidade ajustada, a taxa de transferência de calor diminui cerca de aproximadamente 10% quando comparada àquela calculada a partir da velocidade experimental.

Tabela 6.4 – Resposta do problema inverso de acordo com a velocidade da fonte

	V_{exp}	V_{ajus}
Taxa de transferência de Calor [W]	805,6	728,0

Fica evidente que avaliar os erros e incertezas da estimativa da velocidade da fonte no modelo é necessário. Visto que este não se encontra nos objetivos desse trabalho, esta avaliação será proposta como trabalhos futuros, no final do Capítulo 8.

Após definir a velocidade da fonte, os dados da câmera são sincronizados com auxílio dos pontos T_{cb_1} (Fig. 4.10) extraído manualmente a partir do *software* de pós-processamento da câmera. A máxima temperatura neste ponto é sincronizada com a máxima temperatura do modelo no perfil $Ts1$ da Fig. 6.2(b), cuja posição é conhecida, possibilitando definir quais os *frames* utilizados na solução do problema inverso.

Desta forma, esta metodologia apresenta uma característica positiva, pois possibilita a sincronização de dados sem o uso de termopares.

Embora a posição do ponto de sincronia tenha sido a posição do termopar, supõe-se que para qualquer ponto selecionado na câmera, que esteja dentro da região simulada, seja possível de sincronizar os dados. Apresentando assim uma possível maneira de sincronia de dados para quando a proposta for utilizar somente a câmera infravermelho.

Uma análise mais detalhada do processo de sincronia dos dados da câmera também é sugerida em trabalhos futuros.

Na sequência, se mostrará o procedimento para determinação da área experimental de soldagem.

6.3 Determinação da área experimental de soldagem

Conforme definido no Capítulo 5, para a solução do problema direto, é necessário alimentar o modelo com a área de soldagem. Sendo assim, após realizar o processo de soldagem, mediu-se a geometria da poça de fusão como mostra a Fig. 6.4.

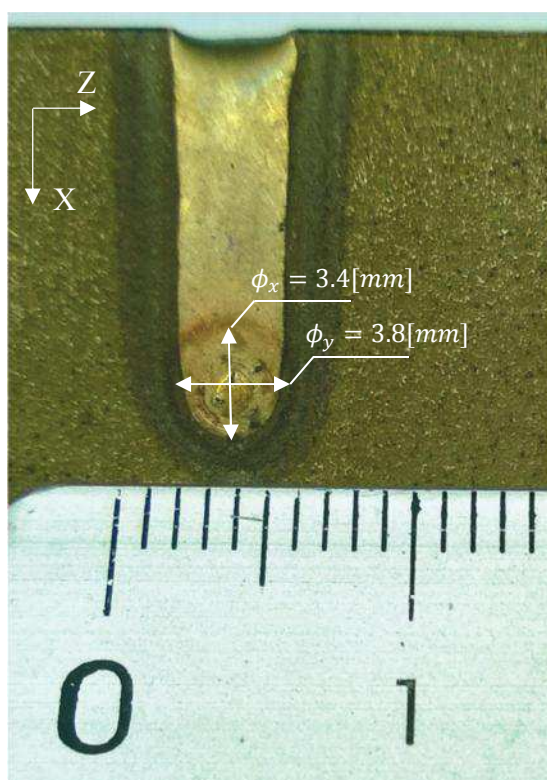


Figura 6.4 – Geometria da poça de fusão

As dimensões da poça de fusão foram medidas no plano xz , usando-se novamente o paquímetro da marca *Mitutoyo* de resolução 0,02 mm.

Neste caso, a partir do *software* DPT, gerou-se uma área elíptica no processo de simulação. Finalmente, comparou-se a fração mássica calculada com a largura e penetração do cordão de solda. Tais parâmetros foram medidos experimentalmente por meio de um corte transversal no plano zy da chapa, nas coordenadas x , segundo a Tab. 6.5. No processo de simulação, a largura e a penetração do cordão de solda foram calculadas a partir das dimensões do campo da fração mássica.

Espera-se que haja uma coincidência entre os perfis das secções da peça soldada experimentalmente e obtida por simulação, na prática o que se pode conseguir é certa similaridade entre eles.

Tabela 6.5 – Posição para o corte transversal para análise de macrografia

Posição do corte	1	2	3	4	5
x [mm]	0,0	20,0	40,0	60,0	80,0

A Figura 6.5 mostra os perfis de fração mássica ao lado das imagens obtidas por macrografia nas secções do plano zy nas posições da Tab. 8.1, respectivamente.

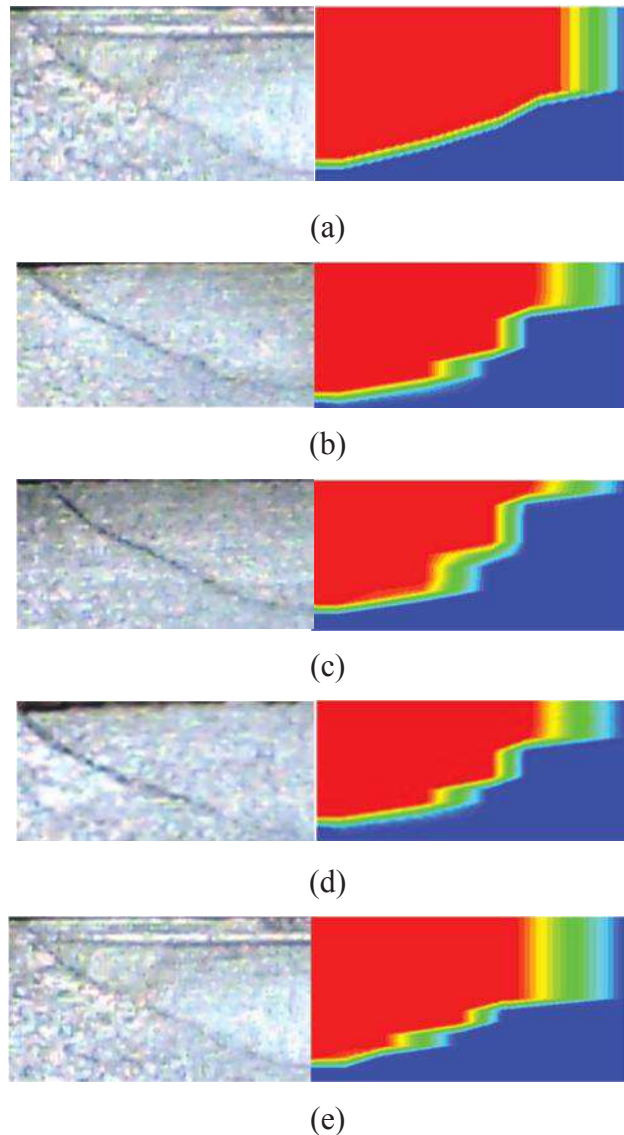


Figura 6.5 – Comparação entre a macrografia e campos de fração mássica do modelo numérico. (Escala 20:1)

Nas Figuras 6.6 e 6.7 são apresentados a comparação entre os resultados simulados e os valores experimentais da largura do cordão de solda e penetração do cordão, respectivamente. Nota-se um bom ajuste entre os valores salientando o fato de o modelo apresentar uma tendência muito similar à experimental, julgando satisfatória a metodologia apresentada para estimativa da geometria da fonte calor.

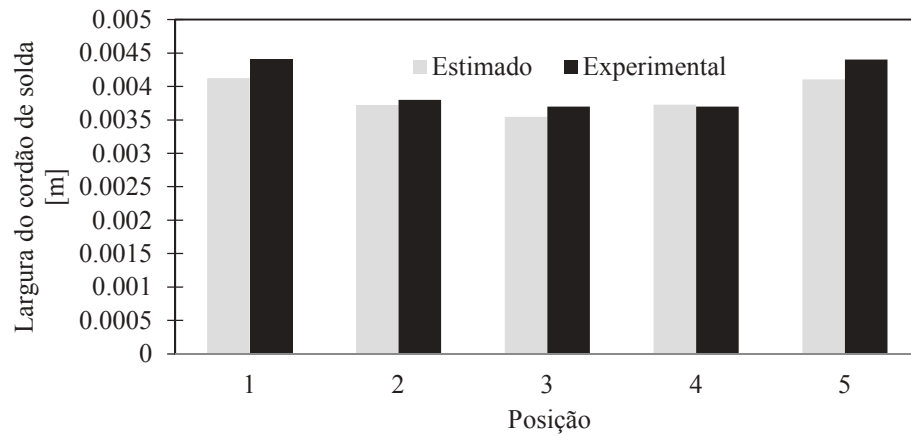


Figura 6.6 – Comparação da largura do cordão de solda

Nota-se que para essa geometria a largura do cordão de solda é subestimada em todas as análises. Diferente do gráfico da Fig. 6.7, onde os valores da penetração de solda são superestimados pelo modelo.

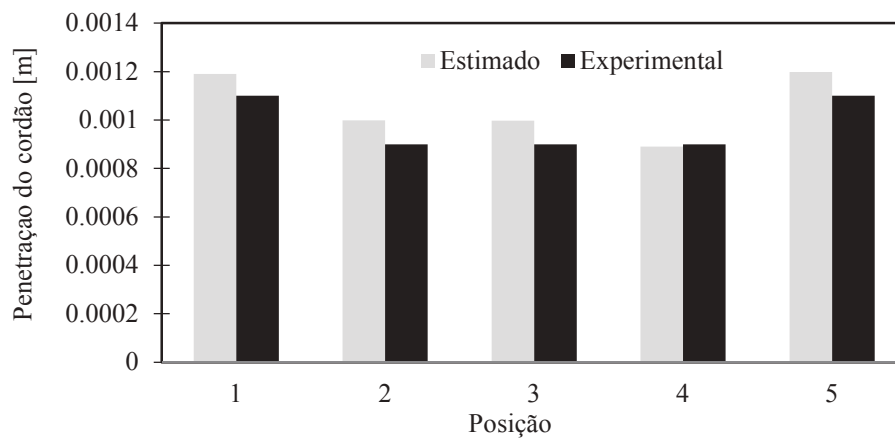


Figura 6.7 – Comparação da penetração do cordão de solda

No próximo capítulo serão apresentados os resultados finais deste trabalho.

CAPÍTULO VII

Resultados

Após capturar as temperaturas experimentais de um processo de soldagem TIG, calibrar e tratar as imagens termográficas, construir e ajustar um modelo a partir do *software* proposto, este capítulo contempla os resultados finais deste trabalho.

Os campos térmicos simulados, assim como os detalhes da poça de fusão são exibidos neste capítulo buscando provar a qualidade dos resultados do modelo numérico. Além disso, a partir do uso da técnica inversa da Seção Áurea e das temperaturas experimentais, foi determinada a taxa de transferência de calor do modelo do processo de soldagem. Isto é feito separadamente para ambas metodologias de capturação, afim de se comparar os valores obtidos e avaliar a proposta de se usar campos termográficos na solução do problema inverso. Para finalizar, este capítulo apresenta uma comparação com resultados calorimétricos obtidos por Liskevych (2014).

7.1 Análise dos campos térmicos e do fenômeno de mudança de fase durante o processo de soldagem

Inicialmente, a fim de analisar a capacidade do modelo em calcular os campos de temperatura satisfatoriamente, são apresentados neste item os campos térmicos para o modelo utilizando os parâmetros ajustados (velocidade de geometria da fonte) conforme definido no Capítulo 6. Os perfis de temperatura apresentados são oriundos do resultado do problema inverso alimentado com termopares.

Na Figura 7.1 observa-se o perfil tridimensional de temperaturas teóricas tratado convenientemente através de um programa de pós-processamento. Na letra “a” o perfil foi obtido após 5 s, na letra “b” após 10 s e na letra “c” após 15 s.

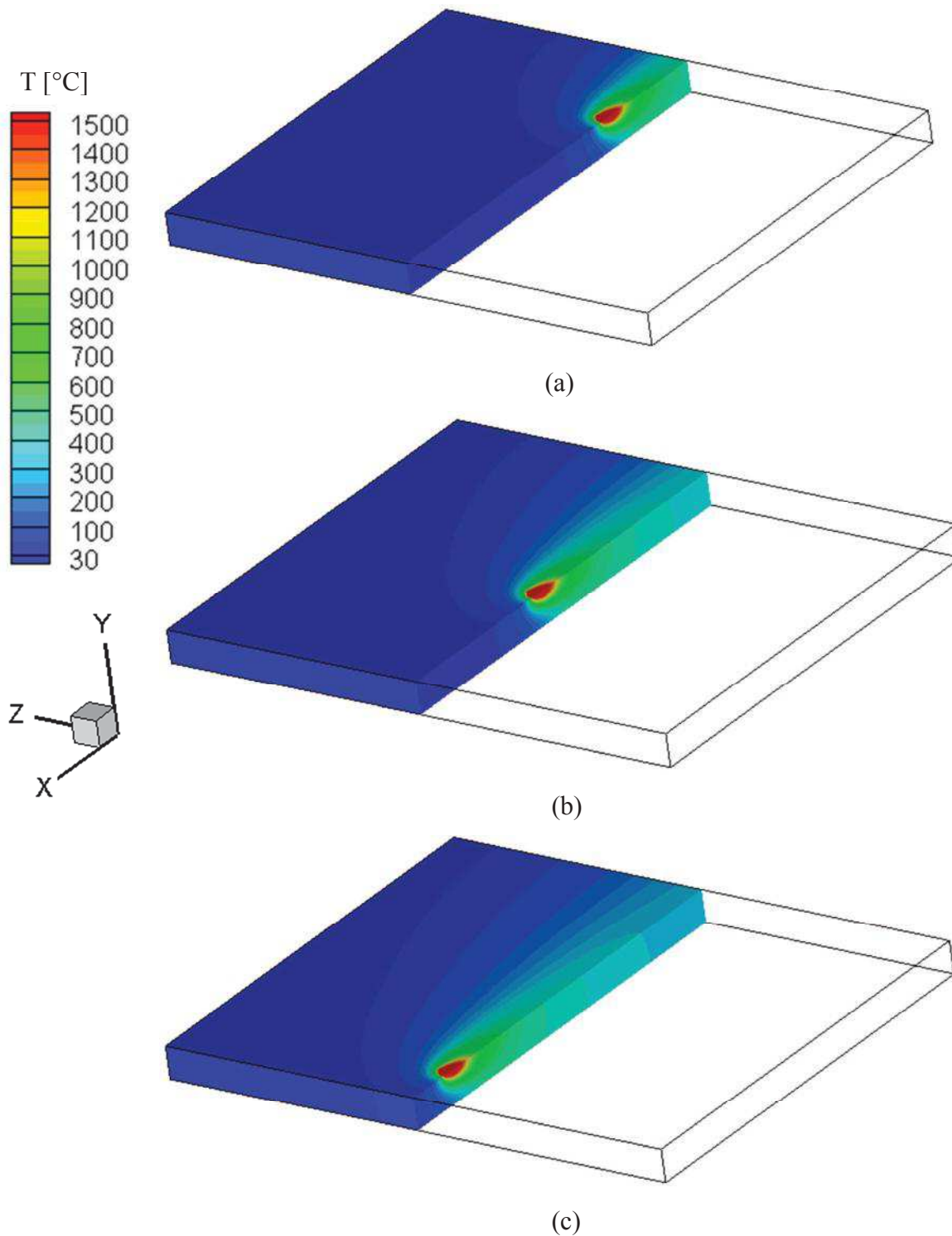


Figura 7.1 – Campos térmicos do modelo numérico em: a) 5 s; b) 10 s; e c) 15 s

Como pode ser observado por Maia Neto (2012), há uma coerência com o que acontece na prática, as linhas de campo de temperatura estão posicionadas um pouco à frente da zona de fusão e na medida que a fonte se desloca ocorre um arrefecimento da parte posterior da fonte de calor, demonstrando coerência com o fenômeno físico que se pretende simular.

Além de analisar o perfil das temperaturas, o programa permite fazer uma avaliação sobre o comportamento da fração mássica. Dessa forma pode-se, então, determinar as regiões de estado sólido/ líquido. Na Figura 7.2 apresenta-se o campo de fração mássica para o tempo de 10 segundos. Um melhor detalhamento da malha na região de mudança de fase é mostrado na Fig 7.3.

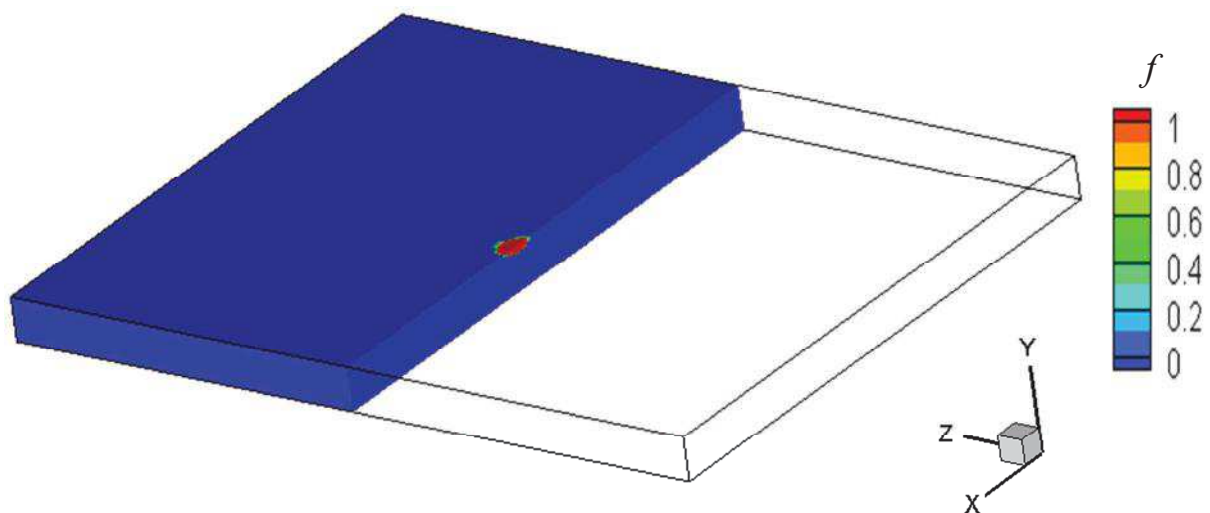


Figura 7.2 – Campos de fração mássica do modelo

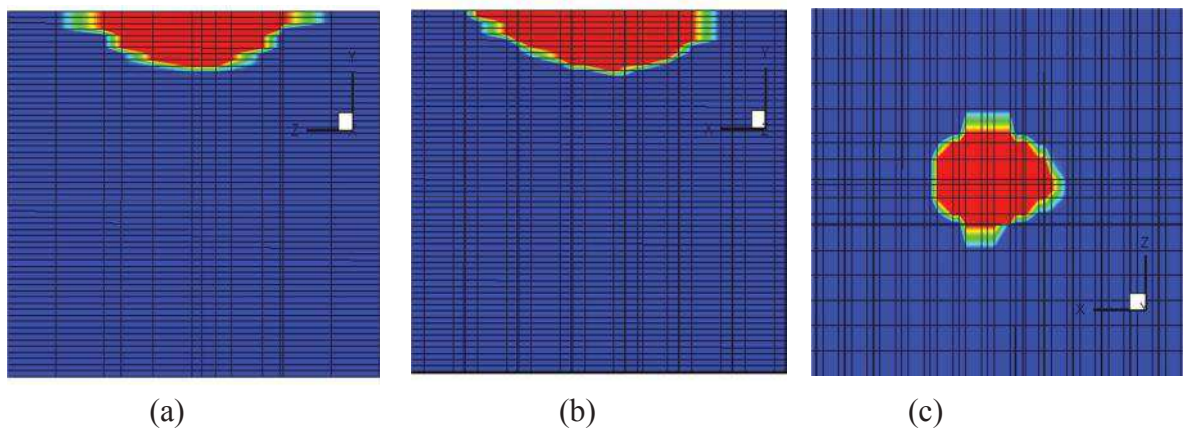


Figura 7.3 – Detalhes da poça de fusão. a) Plano yz b) Plano xy c) Plano xz

A Figura 7.3 (c) apresenta um campo de fração mássica no plano xz e como esperado, mais alongado na direção contrária ao movimento. As Figuras 7.3 (a) e (b) apresentam o campo de fração mássica nos planos yz e xy, respectivamente, apresentando também um formato circular como esperado.

7.2 Comparação entre campos termográficos e campos simulados.

Em sequência, na Fig 7.4 é apresentada uma comparação entre os campos de temperatura simulado e os campos termográficos. Na Figura 7.4 é mostrada somente a área compreendida entre os pontos de controle A, B, C e D da Fig. 3.1 (c).

Como pode ser visto, há uma boa concordância entre os perfis de temperatura, nas regiões próximas do cordão de solda, reafirmando a capacidade do modelo em predizer os perfis térmicos em regiões de interesse. Entretanto, existe um pequeno desajuste em regiões distantes do arco de soldagem. Este fato só é observado em baixos níveis de temperatura (aproximadamente 30 °C) não comprometendo a qualidade dos resultados. Estas diferenças nos campos de temperatura podem ser justificadas pelas simplificações inerentes à modelagem numérica.

Ciente desta necessidade, uma nova compreensão e ajuste dos parâmetros de simulação é proposta como trabalhos futuros, no final do Capítulo 8.

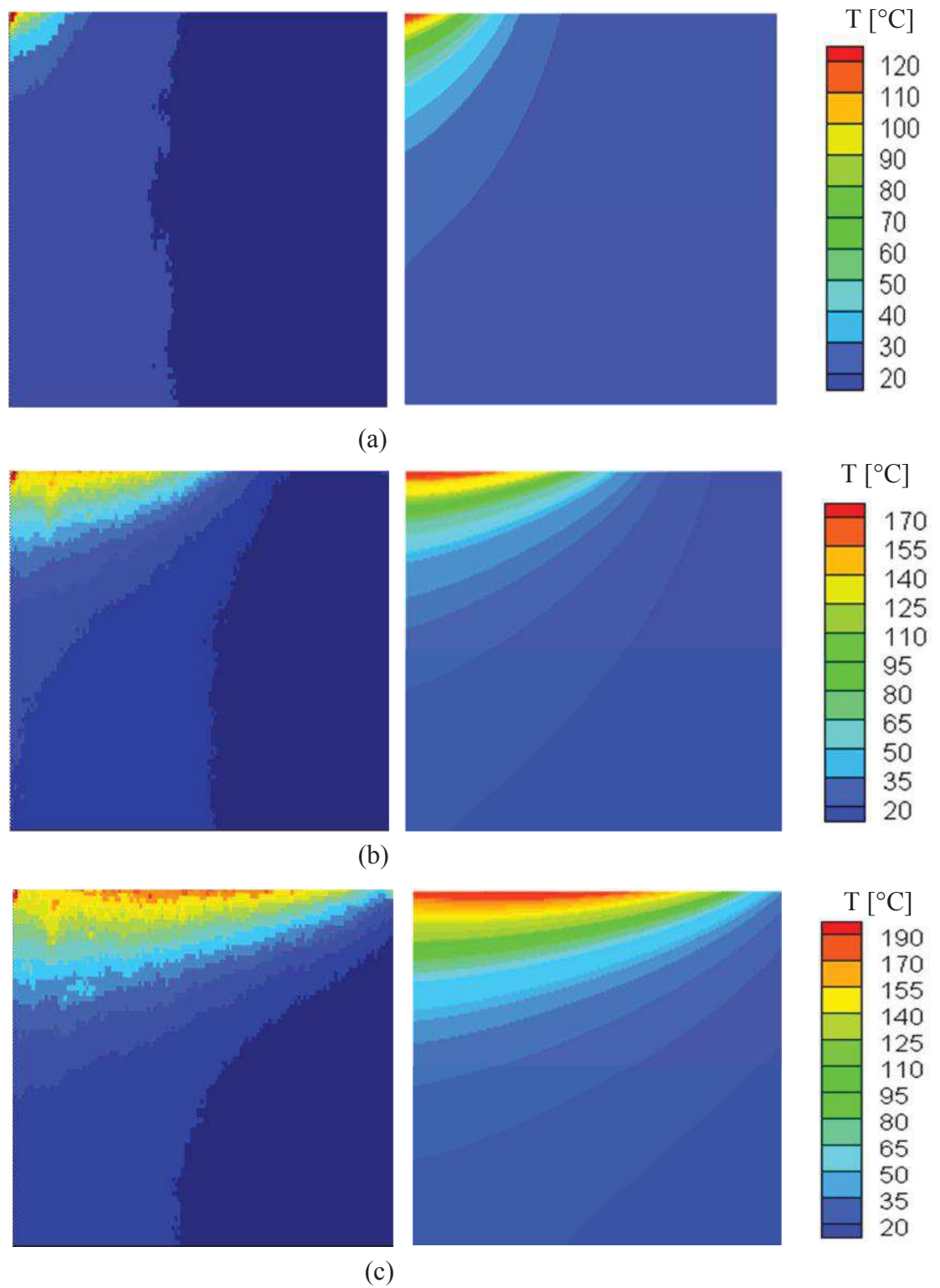


Figura 7.4 – Comparação entre campo termográfico calibrado e retificado e resultado da simulação para: a) 5s b) 10s c) 15s

7.3 Solução do problema inverso: estimativa da taxa de transferência de calor

O resultado obtido pelo *software* é a taxa de transferência de calor imposta no modelo, com esse dado, é possível calcular para cada caso, a eficiência térmica do processo de soldagem.

Eficiência térmica, também conhecida como eficiência do arco ou rendimento térmico do processo, é usada, por exemplo, para estimar o desempenho do processo e para determinar as características da poça de fusão (STENBACKA et al., 2012). A eficiência térmica é normalmente definida como:

$$\eta = \frac{Q_{est}}{P_{tot}} \quad (7.1)$$

onde Q_{est} é a taxa de transferência de calor estimado pelo problema inverso, e P_{tot} é a potência total desempenhada pelo equipamento de soldagem. Usualmente, esse P_{tot} é encontrando multiplicando a corrente média de soldagem (105 A) pela tensão média do arco (10.5 V). Nesse trabalho, $P_{tot} = 1102.5$ W.

Na Tabela 7.1 é apresentada para cada técnica de aquisição de temperatura, a taxa de transferência de calor estimada pelo modelo.

Tabela 7.1 – Resultados das taxas de transferência de calor obtidas através de cada caso

	Termopares	Termografia
Q_{est} , Taxa de transferência de calor [W]	728.6	746.0

Através da Tabela 7.1 é possível observar que quando utiliza-se as temperaturas termográficas na solução do problema inverso, os valores da taxa de transferência de calor são condizentes àqueles obtidos por termopares.

Por sua vez, na Tab. 7.2 é apresentada para cada técnica de aquisição de temperatura, a eficiência térmica estimada através da Eq. 7.1.

Tabela 7.2 – Resultados de eficiência térmica obtidos através de cada caso

	Termopares	Termografia
Eficiência térmica [%]	66	67

Diversos autores utilizam modelagem numérica na busca da eficiência do processo de soldagem. Dutta et al. (1994) determinaram a eficiência térmica do processo através de uma metodologia incorporando um modelo analítico a dados experimentais. Os autores obtiveram uma variação na eficiência térmica no intervalo de 62 a 85%.

Mais precisamente, Stenbacka et al. (2012) realizaram uma revisão bibliográfica na busca de valores de eficiência térmica, e propôs um intervalo de resultados. A revisão realizada cobriu trabalhos entre os anos de 1955 e 2011 e mostrou que a eficiência térmica possui valores entre 36 e 90% para soldagem TIG. Além disso, o autor afirma que para resultados obtidos exclusivamente a partir modelagem numérica os valores médios de eficiência térmica são de aproximadamente 66%.

Sendo assim, analisando na Tabela 7.2 verifica-se que os resultados obtidos estão em conformidade com a literatura apresentando valores dentro da faixa esperada por uma abordagem numérica. Ao comparar a técnica utilizando termopares com a técnica utilizando termografia, nota-se que ambas apresentam resultados semelhantes para o rendimento de 66 e 67%, respectivamente, condizentes com a literatura.

Como era de se esperar, a metodologia apresenta resultados confiáveis na obtenção da eficiência térmica para um modelo de soldagem TIG baseado nas imagens da câmera termográfica. Comparando os resultados do termovisor com os dos termopares pode-se observar uma diferença de apenas 1.5%.

7.4 Comparação com resultados Calorimétricos.

Para comparação com resultados calorimétricos utiliza-se o trabalho de Liskevich (2014). O principal objetivo de seu trabalho foi desenvolver uma metodologia para determinar o calor imposto líquido no processo de soldagem. O calor imposto líquido seria um conceito mais aproximado ao conceito do calor imposto comumente usado na soldagem, isto é, uma parcela da energia de soldagem que realmente entra na superfície da placa de teste antes de se difundir para dentro da mesma e se perder para o ambiente.

A proposta do seu trabalho contou com medições experimentais de calor imposto medido por calorimetria. A medição do calor absorvido através da calorimetria criogênica foi baseada na perda de massa do nitrogênio líquido. Segundo a autora, com o conhecimento da massa evaporada e as propriedades térmicas do nitrogênio líquido, é possível determinar a quantidade de calor trocado e, conseqüentemente, a quantidade de calor que foi entregue para a placa de teste devido ao processo de soldagem.

A metodologia proposta pela autora busca a eliminação de erros intrínsecos (comprimento do cordão e distância de queda da peça ao calorímetro) à medição do calor imposto por calorimetria, de tal forma que possa ser usado genericamente em cálculos de soldagem que necessitem deste parâmetro.

Finalmente, os dados experimentais obtidos pela autora no processo de soldagem que são comparados neste trabalho foram os seguintes:

Tabela 7.2 – Dados experimentais de soldagem TIG do trabalho de Liskevych (2014)

Dados	Valores
Calor Imposto Líquido [J/mm]	194.3
Energia Média de Soldagem [J/mm]	222.5
Eficiência térmica[%]	87.3

Como pode ser visto, os resultados de eficiência térmica calculados pelo modelo numérico são relativamente menores frente ao resultado de 87%, do trabalho de Liskevych (2014).

Sabe-se que a precisão na medida dos valores de eficiência térmica depende, dentre outras coisas, do modelo da fonte de calor, das propriedades do material, da sincronia das temperaturas experimentais e das considerações do modelo. Considerando que este modelo apresenta diversas simplificações, em especial a ausência da condição de perda de calor por radiação, a diferença dos resultados é aceitável.

Na sequência são apresentadas as conclusões finais e propostas de trabalhos futuros.

CAPÍTULO VIII

Conclusões

O objetivo geral desta pesquisa foi analisar a prática de usar termografia aliada a problemas inversos, como ferramentas para avaliar a taxa de transferência de calor e consequentemente a eficiência térmica do processo de soldagem.

As temperaturas experimentais foram capturadas de um experimento de soldagem conforme apresentado, considerando dois sistemas de aquisição, o primeiro controlado por uma câmera termográfica e o segundo por termopares.

O objetivo principal foi comparar os resultados obtidos do problema inverso por termografia àqueles obtidos por sensores de contato. Além disso, os resultados foram comparados a dados experimentais de um calorímetro criogênico, de acordo com Liskevych (2014), visando a estimativa numérica da eficiência térmica do processo de soldagem.

Os campos térmicos obtidos pela câmera foram calibrados e retificados por métodos de processamento digital de imagens possibilitando utiliza-los na solução do problema inverso.

Foi utilizado um modelo numérico baseado na equação diferencial da condução de calor para simular o problema térmico direto de forma transiente. O modelo foi ajustado segundo dados experimentais de geometria do fluxo de calor e da velocidade da tocha.

De acordo com as informações de perfis de temperatura experimental, os campos termográficos e a análise macrográficas do cordão de solda, o modelo obteve um fino ajuste de resultados, classificando a modelagem como válida na abordagem térmica proposta. A

partir do uso da técnica inversa da Seção Áurea e das temperaturas experimentais, foi possível determinar a taxa de transferência de calor no processo de soldagem.

Com isso, calculou-se o rendimento térmico e verificou-se também que os resultados obtidos estavam em conformidade com a literatura. O rendimento térmico obtido por termografia foi de 67% e o rendimento térmico obtido por termopares foi de 66%.

Ao comparar os resultados em termos de rendimento térmico do processo de soldagem, pode-se considerar que os valores são praticamente idênticos apresentando uma diferença de aproximadamente 1,5%.

A partir disso, conclui-se que o estudo com o *software* DPT mostrou que é possível aliar termografia e modelagem inversa no estudo da transferência de calor no processo de soldagem TIG, apresentando uma maneira alternativa em técnicas de obtenção de temperatura para soluções de problemas inversos com respostas confiáveis e relevantes cientificamente.

Mais ainda, ao comparar os resultados do modelo com os resultados de Liskevych (2014) deparou-se, como já esperado com uma diferença de resultados significativa, porém considerações e simplificações no modelo como: ausência de perda de calor por radiação, geometria simples de fonte de calor, incerteza na perda de calor por convecção e a incerteza do valor da velocidade da fonte, são os prováveis fatores que influenciam na diferença entre os resultados do modelo e os resultados experimentais.

Como desvantagens, este estudo apresenta um elevado custo computacional para a solução do problema inverso utilizando todos os pixels da imagem termográfica e o elevado custo de tempo na operação de sincronização.

8.1 Propostas de trabalhos futuros

Como propostas de trabalhos futuros, seguem as seguintes sugestões:

- Adicionar perda de calor por radiação nas faces. Obviamente, ao adicionar uma condição de contorno de perda de calor, a taxa de transferência de calor e por consequência a eficiência térmica estimada são maiores;
- Uma nova compreensão e ajuste dos parâmetros de simulação na busca de melhorias do ajuste de campos de temperatura;

- Avaliar outras técnicas de otimização e aplicá-las na solução do problema inverso;
- Avaliar os erros e incertezas da estimativa da velocidade da fonte no modelo;
- Análise mais detalhada do processo de sincronia dos dados da câmera. Sincronizar máximas temperaturas de um ponto extraído à mão na imagem da câmera, com a máxima temperatura do mesmo ponto no modelo, representou uma maneira alternativa de sincronia, porém requer mais testes para garantia do método;
- Realizar mais experimentos e aplicar uma análise estatística nos resultados obtidos.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMERICAN WELDING SOCIETY. *Welding Handbook*. v. 1, 8. ed. AWS, Miami, 1987, p. 66-87.

ANDRADE, J. Bittencourt de. *Fotogrametria*. Ed. SBEE. Curitiba, Brasil, 1998.

ANGELES, J. *Fundamentals of Robotic Mechanical Systems: Theory, Methods and Algorithms*. 2. ed. Springer, 2003.

ARAÚJO, R. A.; BARBOSA, C. L.; SINISCALCHI, T. R. *Os Impactos da Aplicação da Termografia na Operação do Sistema Elétrico de Furnas e as Ações Adotadas para Buscar a Máxima Operacionalidade, Produtividade e Confiabilidade do Sistema*. In: ENCONTRO PARA DEBATES DE ASSUNTOS DE OPERAÇÃO, São Paulo, 2008.

AREVALO, H. H. *Development and Assessment of Experimental Rig for Calorimetry via Liquid Nitrogen and Continuous Flow (Water) in Welding Processes*. 2011, MSc Dissertation, Federal University of Uberlândia, Brazil, 145 p. (in Portuguese)

BARDIN, F. MORGAN, S. WILLIAMS, S. R. MCBRIDE, MOORE, A.J. JONES, J.D.C. *Process Control of Laser Condition Welding by Thermal Imaging Measurements with Color Camera*. Applied Optics, 2005, p. 6841-6848.

BORGES, L. V. *Desenvolvimento do Método de Aquecimento Plano Parcial Para a Determinação Simultânea de Propriedades Térmicas Sem o Uso de Transdutores de Fluxo de Calor*. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG, 2008.

BRENT, A. D., VOLLER V. R., REID K. J. *The Enthalpy-Porosity Technique for Modeling Convection-Diffusion Phase Change: Application to the Melting of a Pure Metal*. Numerical Heat Transfer, 1998, v. 13, p. 297-318.

CÂNGANI, A. P. M. *Análise Térmica do Processo de Soldagem TIG de Amostras Metálicas*. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG, 2010.

Características dos Termopares - IEC 584-2/1982 - http://www.iope.com.br/p_temp_termop_b.htm - acessado em Julho/2014.

CARVALHO, S.R. *Desenvolvimento de um Modelo Matemático e Computacional de um Forno de Recozimento*. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG, 2003.

CARVALHO, S. R. *Determinação da Temperatura na Interface Cavaco-Peça-Ferramenta Durante o Processo de Usinagem por Torneamento*. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG, 2005.

CERQUEIRA, J. D. Melo de. *Ortorretificação Digital de Imagens de Satélites de Alta Resolução Espacial*. Recife. Dissertação. Centro de Tecnologia Geociências, Universidade Federal de Pernambuco, 2004.

D. ROSENTHAL. *Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cuting*. Weld Jorounal. 1941, p. 220-234.

DUTTA P.; JOSHI Y.; FRANCKE C. *Determination of Gas Tungsten Arc Welding Efficiencies*. Elsevier Science Inc, Experimental Thermal and Fluid Science 1994, v. 9, p. 80-89.

FERNANDES, A. P. *Funções de GREEN: Soluções Analíticas Aplicadas a Problemas Inversos em Condução de Calor*. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica,

Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG, 2009.

FLIR System. Thermo Vision A320. *USER'S MANUAL ThermoCAM™ Researcher*. Professional Edition. Versão 2.9. T559009 .Revisão 249, 2007.

INCROPERA F.P.; DeWITT D.P. *Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa*. LTC – Livros Técnicos e Científicos Editora S.A, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 1998.

GONÇALVES, C. V. *Problemas Inversos em Transferência de Calor com Fronteira móvel: Aplicação em Processos de Soldagem*. 2004. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG.

GONÇALVES, C. V.; VILARINHO, L.O.; SCOTTI, A.; GUIMARÃES, G. *Estimation of Heat Source and Thermal Efficiency in GTAW Process by Using Inverse Techniques*. Journal of Materials Processing Technology, Elsevier Science Ltd. 2006 v. 172, p. 42–51.

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*. Applied Thermal Engineering. 2010. v. 30, p. 2396-2402.

HUANG, R. –S., LIU L.-M., SONG, G. *Infrared Temperature Measurement and Interference Analysis of Magnesium Alloys in Hybrid Laser-TIG Welding Process*. Material Science and Engineering. 2007. v. 447, p. 239-243.

KIM I. S., BASU. A. *A Mathematical Model of Heat Transfer and Fluid Flow in the Gas Metal Arc Welding Process*. Journal of Materials Processing Technology. 1998. v. 77, p. 17-24.

LIMA e SILVA, S. M. M.; BORGES, V. L.; VILARINHO, L. O.; SCOTTI, A.; GUIMARÃES, G. *Desenvolvimento de Uma Técnica experimental para determinação do fluxo de calor em um processo de soldagem TIG*. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA E CIENCIAS TÉRMICAS, Caxambu. 2012. v. 1, p. 1 – 12.

LISKEVYCH, O. *Net Heat input: a new concept for quantification of thermal transfer into workpiece in arc welding*. 2014. 155 p. PhD Thesis. Federal University of Uberlandia. Uberlandia – MG.

MAIA NETO, A. S. *Análise Térmica do Processo de Soldagem TIG de Uma Junta de Topo de Chapas de Aço Inoxidável da Série 304 com Deposição de Material*. 2012. Relatório de Qualificação. Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

MATTEI, S.; GREVEY, D.; MATHIEU, A.; KIRCHNER, L. *Using Infrared Thermography in Order to Compare Laser and Hybrid (Laser+MIG) Welding Processes*. Optic & Laser Technology. 2009. v. 41, p. 665-670.

MONDENESI, P. J.; MARQUES, P. V. *Introdução aos Processos de Soldagem*. Apostila. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte – MG, 2006. 51 p.

MOTA, C. P. *Sistema de Visão por Infravermelho Próximo para Monitoramento de Processos de Soldagem a Arco*. 2011. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

N. Al Khalidy. *Application of Optimization Methods for Solving Inverse Phase-Change Problems*. Numerical Heat Transfer, Part B. 1997. p. 477-497.

NOWACKI, J., WYPYCH A. *Application of Thermovision Methods to Welding Thermal Cycle Analysis*. Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering. 2010. v 40, Issue 2.

OZISIK, M.N. *Heat conduction*. 2. ed. New York: John Wiley & Sons, Inc, 1993.

PATANKAR, S. V. *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*. Hemisphere Publishing Corporation. New York. 1980.

SOUSA, P. F. B. *Estudos de Processos Térmicos Decorrentes da Usinagem: Aplicação de Problemas Inversos em Furação*. 2009, Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG.

SPEKA M.; MATTEI S.; PILLOZ M.; LLIE M. *The Infrared thermography Control of the Laser Welding of Amorphous Polymers*. Elsevier Ltd. NDT & E International. 2008. v. 41, p. 178-183.

STENBACKA, Nils. *Review of Arc Efficiency Value for Gas tungsten Arc Welding*. Berlin: IIW Commission IV-XII-SG212 – BAM. Abril 2012.

VASCONCELOS, R. C.; MACIEL T. M.; GURGEL J. M. A. M. *Estudo Teórico e Experimental da Condução de Calor no Processo de Soldagem ao Arco Submerso*. Revista Eletrônica de Materiais e Processos, v.4.1 (2009) 01-13.

VANDERPLAATS, G. N. *Numerical Optimization Techniques for Engeneering Desing: With Applications*, McGraw-Hill, USA, 1999.

VOLLER V. R.; BRENT A. D., *Investigation of Fixed Grid Techniques for Convection/Diffusion Controlled Phase Change Problems*. 6th Intenational Conference On Numerical Methods in Thermal Problems, Swansea, July 1989.

VOLLER V. R.; SWAMINTHAN.C. R., *Fixed Grid Techniques for Phase Change Problems: A Review*. International Journal For Numerical Methods In Engineering. 1990. V. 30, p. 875-898.

WAHAB, M. A.; PAINTER, M. J.; DAVIES M. H., *The Prediction of the Temperature Distribution and Weld Pool Geometry in the Gas Metal Arc Welding Process*. Journal of Materials Processing Technology. 1998. v. 77, p. 233-239.

YADAIHAH, N.; BAG, S. *Effects of Heat Parameters in Thermal and Mechanical Analysis of linear GTA Welding Process*. ISI International. 2012. v.52, p. 2069-2075.

APÊNDICE A

Desenvolvimento Matemático do Modelo Numérico Proposto

1 - Modelagem térmica de um processo de soldagem TIG: problema direto

A Figura A.1 apresenta a modelagem do problema térmico. A entrega de calor durante o processo de soldagem é indicada por uma distribuição de fluxo de calor $q''(x, z, t)$ sobre uma área circular definida pelo diâmetro da poça de fusão. Se $q''(x, z, t)$ é conhecido, assim como todas as outras condições de contorno, estabelece-se então, o problema direto (SOUSA, 2009). Nesta modelagem considera-se que todas as faces externas da peça estão expostas a um meio convectivo e, portanto sujeitas a um coeficiente de transferência de calor por convecção natural.

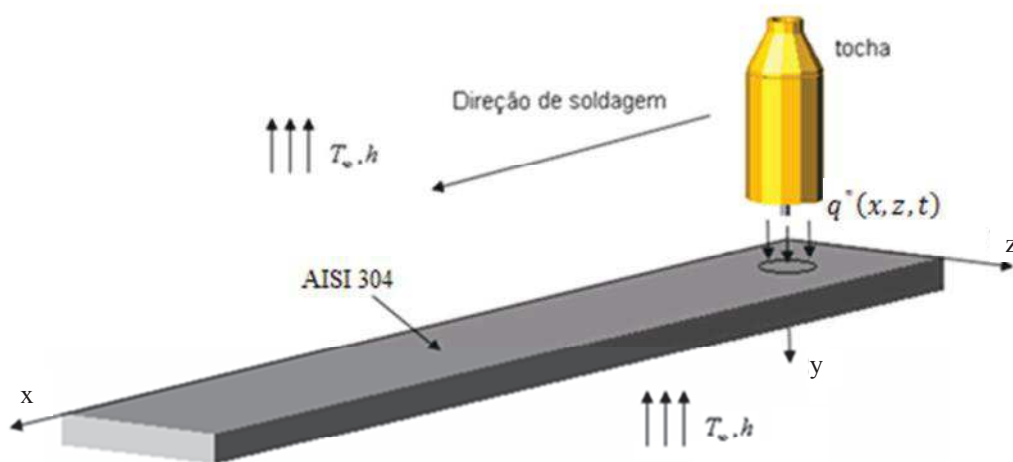


Figura A.1 - Modelo Térmico. Imagem adaptada de Gonçalves (2004)

Como demonstrado por Voller e Swaminthan (1990), a equação governante pode ser rigorosamente derivada usando o modelo de volume finitos nas duas fases, sólido e líquido.

Este modelo baseia-se nos microscópicos balanços de transporte de entalpia nas distintas regiões sólidas e líquidas contidas num pequeno volume de controle representativo. Ao integrar a equação resultante no escolhido volume sólido/líquido, assumindo temperatura constante no volume e pequenas flutuações de velocidade, as equações obtidas são, (VOLLER; SWAMINTHAN, 1990).

$$\frac{\partial(f_s H_s)}{\partial t} + \nabla \cdot (f_s H_s \mathbf{u}_s) - \nabla \cdot (f_s k_s \nabla T) + (\text{termos de interface})_s = 0 \quad (\text{A.1})$$

$$\frac{\partial(f_l H_l)}{\partial t} + \nabla \cdot (f_l H_l \mathbf{u}_l) - \nabla \cdot (f_l k_l \nabla T) + (\text{termos de interface})_l = 0 \quad (\text{A.2})$$

onde os subscritos s e l se referem às fases sólido e líquido, respectivamente.

Com o subscrito apropriado, f é a fração mássica volumétrica, k é a condutividade da fase, \mathbf{u} é a velocidade da fase e H é a entalpia da fase. Na formulação apresentada a velocidade e entalpia são médias intrínsecas à fase, ou seja:

$$H_s(X, t) = \frac{1}{V_s} \int H_s^*(x, t) dV_s \quad (\text{A.3})$$

$$H_l(X, t) = \frac{1}{V_l} \int H_l^*(x, t) dV_l \quad (\text{A.4})$$

onde V é o volume da fração da fase no volume de controle, x é o vetor posição dos pontos no domínio do sólido, $H(x, t)$ é o valor da entalpia naquela posição e X é o vetor do centróide do volume de controle. Lembrando que o volume de controle é isotérmico sendo assim, o conceito de calor específico pode ser incluído como:

$$H_s = \int_{T_{ref}}^T \rho_s c_s dT \quad (\text{A.5})$$

$$H_l = \int_{T_{ref}}^T \rho_l c_l dT + \rho_l L \quad (\text{A.6})$$

onde ρ é a densidade e L o calor latente de fusão.

Ao somar as Eqs. (A.1) e (A.2), obtém-se:

$$\frac{\partial(H_s f_s + H_l f_l)}{\partial t} + \nabla \cdot [(H_s f_s \mathbf{u}_s) + (H_l f_l \mathbf{u}_l)] - \nabla \cdot [(k_s f_s \nabla T) + (k_l f_l \nabla T)] = 0 \quad (\text{A.7})$$

Os termos de interface se cancelam por representarem a condição de Stefan, ou seja, a taxa de calor liberado ou absorvido na mudança de fase é igual ao balanço de energia por condução na interface. Ao somar-se as duas equações entende-se que o calor liberado pela fase líquida à interface, é o mesmo calor absorvido pela fase sólida naquele local.

Ao assumir somente duas fases presentes, tem-se:

$$f_s + f_l = 1 \quad (\text{A.8})$$

Tornando possível então definir uma condutividade mista:

$$k = f_s k_s + f_l k_l \quad (\text{A.9})$$

E uma entalpia mista:

$$H = f_s H_s + f_l H_l \quad (\text{A.10})$$

Expandindo a Eq. (A.10) com as Eqs. (A.5) e (A.6), obtém-se:

$$H = f_s \int_{T_{ref}}^T \rho_s c_s d\theta + f_l \int_{T_{ref}}^T \rho_l c_l d\theta + \rho_l L \quad (\text{A.11})$$

Sendo assim, substituindo as Eqs. (A.10) e (A.9) na Eq. (A.7) e simplificando tem-se:

$$\frac{\partial(H)}{\partial t} + \nabla \cdot [(H_s f_s \mathbf{u}_s) + (H_l f_l \mathbf{u}_l)] = \nabla \cdot (k \nabla T) \quad (\text{A.12})$$

Ao desconsiderar os efeitos convectivos devido a mudança de densidade na mudança de fase. A Eq. (A.12) se torna:

$$\frac{\partial(H)}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) \quad (\text{A.13})$$

onde H é a entalpia mista e k a condutividade mista.

Na ausência de geração de calor devido á compressões ou dissipações viscosas, a Eq.(A.13) é aceitável para descrever uma condição geral de mudança de fase. Reconhece-se aqui que a definição de entalpia mista, H , significa que a equação é válida de uma maneira geral na formulação de mudança de fase sólido/líquido. (VOLLER; SWAMINTHAN, 1990)

A priori a temperatura era uma variável única. Assim, a equação da energia era escrita separadamente para a região sólida e para a região líquida, e a temperatura estava atrelada ao balanço de energia na interface. Tal formulação necessitava de um rastreamento da frente de fusão que é uma tarefa difícil ao usar soluções numéricas (OZISIK, 1993).

A alternativa apresentada pela Eq. (A.13), chamada de método da entalpia, apresenta a vantagem de uma simples equação se torna aplicável em ambas as fases. Portanto não há necessidade de considerar sólidos e líquidos separadamente. Além do que, qualquer solução numérica para malha fixa pode ser adotada para solução (OSIZIK, 1993).

A grande vantagem nos métodos de malha fixa utilizando mudança de fase é a chamada fração mássica volumétrica. Em geral essa fração mássica é função de vários fatores como: a temperatura, a natureza da fusão, a energia cinética na fase líquida, a taxa de aquecimento (ou resfriamento), a velocidade da frente de fusão, a nucleação e etc. Para simplificar no presente trabalho a fração mássica é função somente da temperatura, ou seja, $f = f(T)$ (VOLLER; SWAMINTHAN, 1990).

Uma alternativa para introduzir um coeficiente não linear na forma de calor específico, é desenvolver um termo fonte não linear na equação governante. Em essência, usando a Eq.(A.11), o termo $\frac{\partial(H)}{\partial t}$ será expandido como:

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \frac{\partial \left(f_s \int_{T_{ref}}^T \rho_s c_s dT \right)}{\partial t} + \frac{\partial \left(f_l \int_{T_{ref}}^T \rho_l c_l dT \right)}{\partial t} + \frac{\partial \rho_l f_l L}{\partial t} \quad (\text{A.14})$$

Resolvendo as integrais, obtém-se:

$$\frac{\partial H}{\partial t} = f_s \rho_s c_s \frac{\partial(T)}{\partial t} + f_l \rho_l c_l \frac{\partial(T)}{\partial t} + \rho_l L \frac{\partial f_l}{\partial t} \quad (\text{A.15})$$

Assumindo a densidade constante ($\rho_l = \rho_s = \rho$) e calor específico como função somente da temperatura ($c_s = c_l = C$) tem-se:

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \rho C \frac{\partial(T)}{\partial t} + \rho L \frac{\partial f_l}{\partial t} \quad (\text{A.16})$$

Substituindo a Eq. (A.16) na Eq. (A.13) obtém-se finalmente:

$$\rho C \frac{\partial(T)}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) - \rho L \frac{\partial f_l}{\partial t} \quad (\text{A.17})$$

onde C e k são o calor específico e a condutividade térmica respectivamente, ambos são definidos no volume de controle e são funções da temperatura.

A condutividade térmica, k [W/m°C] para o aço inoxidável AISI 304 utilizada nos cálculos é definido nas Eqs. (A.18) e (A.19) (PARK et. al. 2000, apud CÂNGANI, 2010)

$$k = 14.3 + 0.01983T - 5.451 \cdot 10^{-6}T^2 \quad T \leq 1400 \quad (\text{A.18})$$

$$k = 31.37804 \quad T > 1400 \quad (\text{A.19})$$

Assim como, o calor específico, C [J/kg°C] para o aço inoxidável AISI 304 é definido pelas Eqs. (A.20) e (A.21) conforme (PARK et. al. 2000, apud CÂNGANI, 2010)

$$C = 460.5 + 0.4257T - 5.050 \cdot 10^{-4}T^2 + 2.6608 \cdot 10^{-7}T^3 \quad T \geq 1400 \quad (\text{A.20})$$

$$C = 796.584 \quad T > 1400 \quad (\text{A.21})$$

As condições de contorno podem ser escritas por

$$-k \frac{\partial T}{\partial \eta_i} = h(T - T_\infty) \quad (\text{A.22})$$

nas regiões expostas ao meio convectivo (ambiente). Na região adjacente ao fluxo de calor devido à soldagem tem-se:

$$-k \frac{\partial T}{\partial \eta} = q''(x, z, t) \quad (\text{A.23})$$

onde $q''(x, z, t)$ representa o fluxo de calor móvel transiente, x e z são as coordenadas da fonte de calor que são atualizadas conforme o tempo de soldagem t , η representa a normal à superfície, T a temperatura do contorno, T_∞ a temperatura ambiente e h o coeficiente de transferência de calor por convecção.

Como condição inicial adota-se:

$$T_o(x, y, z, 0) \quad (\text{A.24})$$

onde T_o representa a temperatura inicial das chapas de aço.

Portanto, entende-se neste ponto que através da Eq. (A.17) a energia térmica em movimento dentro da peça ocorre de maneira transiente por condução, havendo mudança de fase quando o material atinge níveis de temperaturas acima do ponto de fusão. Ademais, o fluxo de calor imposto pela soldagem o qual atinge diretamente a mudança de temperatura do material é uma variável de contorno no modelo criado. Este balanço de energia é discutido com mais detalhes no Capítulo 5

O método numérico selecionado para a resolução das equações de conservação, para o modelo é o método de volumes finitos. Este método consiste em dividir o domínio computacional em volumes de controle, especificar um ponto nodal no centro de cada volume de controle e integrar as equações de conservação no tempo e no espaço para cada volume de controle. A principal vantagem desta modelagem é garantir a conservação global das grandezas de interesse (PATANKAR, 1980).

Uma vez discretizadas as equações governantes, o problema se reduz a solução de um sistema de equações algébricas lineares. O método utilizado para a solução do sistema linear foi o método SOR (CARVALHO, 2005).

A partir da localização de cada volume de controle, pode-se aplicar o método de volumes finitos para obter a solução numérica das derivadas parciais do modelo matemático. Sendo assim:

$$\int_t^{\Delta t} \int_b^f \int_s^n \int_w^e \rho C \frac{\partial T}{\partial t} dx dy dz dt = \int_t^{\Delta t} \int_b^f \int_s^n \int_w^e \left(\frac{\partial k}{\partial x} \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial k}{\partial y} \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial k}{\partial z} \frac{\partial T}{\partial z} \right) dx dy dz dt - \int_t^{\Delta t} \int_b^f \int_s^n \int_w^e L \left(\frac{\partial f}{\partial t} \right) dx dy dz dt \quad (A.25)$$

A Equação (A.25) representa a integração volumétrica da Eq. (A.17). Aplicando as integrais e reorganizando na forma totalmente implícita, a Eq. (A.25) pode ser escrita na forma de seus coeficientes, ou seja:

$$A_p T_p^{t+\Delta t} = A_E T_E^{t+\Delta t} + A_W T_W^{t+\Delta t} + A_S T_S^{t+\Delta t} + A_N T_N^{t+\Delta t} + A_b T_b^{t+\Delta t} + A_f T_f^{t+\Delta t} + A_{p_0} T_p^t + b_p - A_{p_0} \frac{L}{C} f_p^{t+\Delta t} \quad (A.26)$$

onde os subscritos p, E, W, S, N, b e f são referentes ao ponto central e vizinhos respectivamente. O A_{p_0} , é o coeficiente do passo de tempo passado e o $f_p^{t+\Delta t}$ é a fração mássica do ponto central naquele passo de tempo.

Em essência a Eq. (A.26) não é construída em termos de uma só variável, visto que a fração mássica $f_p^{t+\Delta t}$ aparece no termo fonte como desconhecida.

Em soluções numéricas o problema é saber avançar em apropriadas iterações. A característica chave de uma solução numérica é a maneira a qual a fração mássica é atualizada em cada iteração. (VOLLER et al., 1989)

Segundo Voller et al. (1989), uma forma para estimar a fração mássica (k+1) durante o processo iterativo é dada por

$$f^{k+1} = f^k + COR \quad (A.27)$$

onde f^{k+1} é a fração mássica da próxima iteração, f^k é a fração mássica da iteração passada.

Rearranjando a Eq. (A.26) pode-se ter:

$$A_{p_0} T_p^{t+\Delta t} = A_{p_0} T_p^t + TERMOS + b - A_{p_0} \left(\frac{L}{C} \right) [f_p^k] \quad (A.28)$$

onde: $[f_p^k] = f_p^{t+\Delta t}$ e $TERMOS = A_N T_N + A_S T_S + A_W T_W + A_f T_f + A_b T_b - (A_N + A_S + A_W + A_f + A_b) T_p$.

Para um volume de controle no qual está ocorrendo a mudança de fase $T_p = T_m$ (temperatura de fusão), assim a Eq. (A.28) é dada por:

$$A_{p_0}T_m = A_{p_0}T_{p_0} + TERMOS + b - A_{p_0}\left(\frac{L}{C}\right)[f_p^{k+1}] \quad (A.29)$$

onde, da Eq. (A.27), substitui-se $f^{k+1} = f^k + COR$ obtendo-se:

$$A_{p_0}T_m = A_{p_0}T_{p_0} + TERMOS + b - A_{p_0}\left(\frac{L}{C}\right)[f^k + COR] \quad (A.30)$$

Efetuada a distribuição no termo $A_{p_0}\left(\frac{L}{C}\right)[f^k + COR]$, obtém-se:

$$A_{p_0}T_m = A_{p_0}T_{p_0} + TERMOS + b - A_{p_0}\left(\frac{L}{C}\right)[f^k] - A_{p_0}\left(\frac{L}{C}\right)[COR] \quad (A.31)$$

Subtraindo a Eq. (A.31) da Eq. (A.28), logo:

$$A_{p_0}(T_p - T_m) = A_{p_0}\left(\frac{L}{C}\right)[COR] \quad (A.32)$$

Obtendo finalmente:

$$COR = \frac{C}{L} \cdot (T_p - T_m) \quad (A.33)$$

A Equação (A.33) que representa a correção da fração mássica em cada iteração. Destaca-se que este método de atualização de fração mássica, utilizando a correção apresentada, não necessita de fator de relaxação (BRENT et al, 1998).

Além disso, valem as seguintes relações:

$$\text{Se } f^{k+1} < 0 \Rightarrow f^{k+1} = 0$$

$$\text{Se } f^{k+1} > 1 \Rightarrow f^{k+1} = 1$$

A Figura A.2 é a representação do algoritmo computacional para a solução do problema térmico direto proposto.

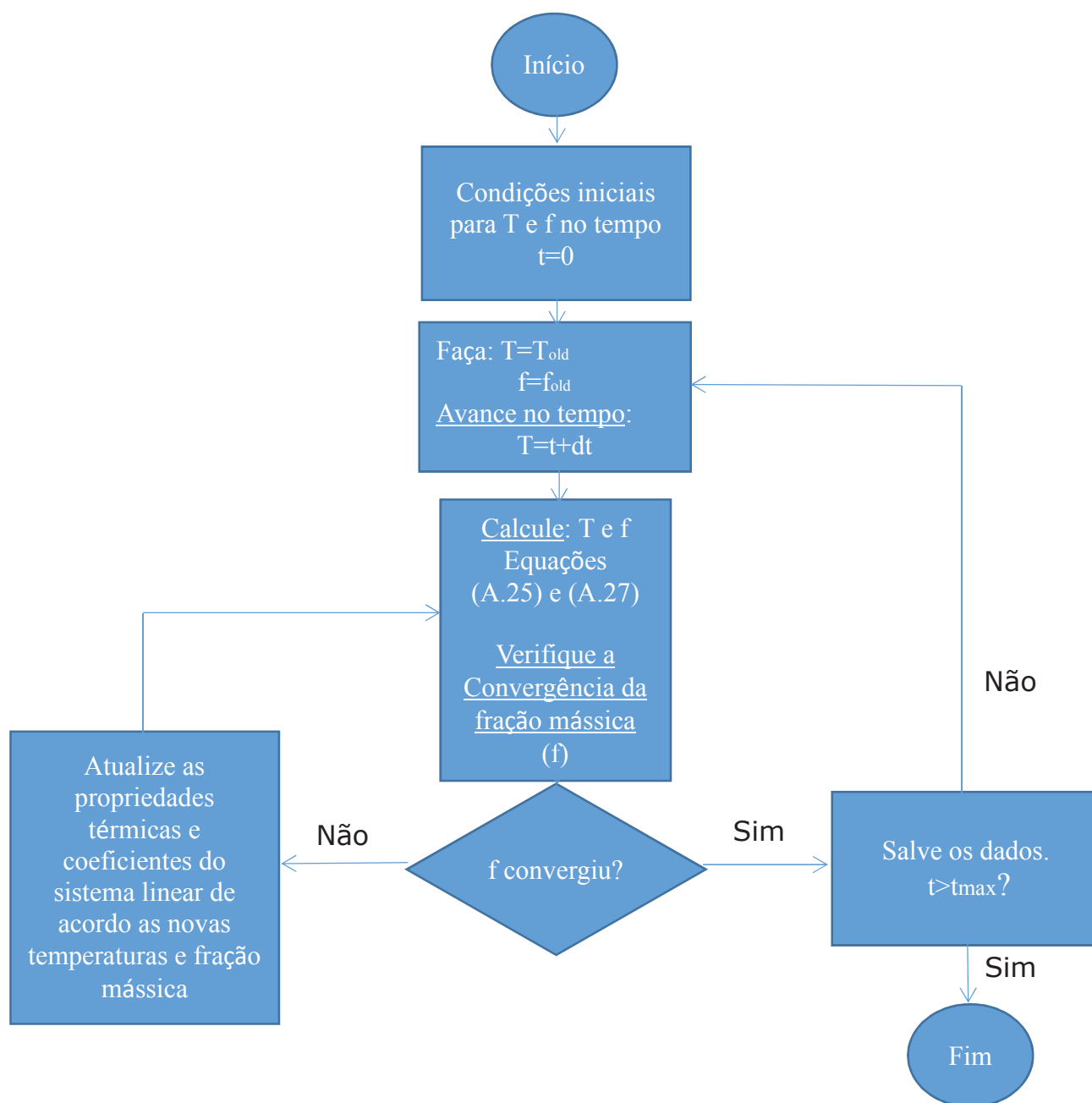


Figura A.2 - Algoritmo computacional para a solução do problema térmico direto de transferência de calor com mudança de fase. Adaptado de Maia (2012).

2 - Modelagem térmica de um processo de soldagem TIG: problema inverso

O problema térmico decorrente de um processo de soldagem se classifica perfeitamente na classe de problemas inversos, na medida em que a intensidade do fluxo de calor é desconhecida.

As técnicas inversas, alternativamente ao processo de medição experimental direto, propõem uma solução para incógnitas deste interesse. No caso específico, propõe-se estimar um fluxo de calor que de forma satisfatória, represente numericamente um experimento robotizado de soldagem TIG em chapas de aço AISI 304.

No estudo do problema térmico de soldagem proposto neste trabalho, as técnicas de otimização têm como objetivo minimizar uma função erro quadrática F_{obj} definida pelo quadrado da diferença entre as temperaturas experimentais, $Y(x_i, y_i, z_i, t)$, e as temperaturas calculadas pelo modelo numérico, $T(x_i, y_i, z_i, t)$. Na Equação (A.34) é mostrado que quando encontrado o seu mínimo, a proposta de fluxo de calor é a melhor possível dentre todas as possibilidades e restrições.

Assim, a função a ser minimizada pode ser escrita como:

$$F_{obj} = \sum_{t=1}^{nt} \sum_{i=1}^N [Y(x_i, y_i, z_i, t) - T(x_i, y_i, z_i, t)]^2 \quad (\text{A.34})$$

onde N representa o número de termopares e nt representa o período de aquecimento e/ou resfriamento da peça submetida ao processo de soldagem. Note que a variável calculada pelo modelo, $T(x_i, y_i, z_i, t)$ é dependente de não somente sua posição x_i, y_i, z_i , como em que instante t se situa este cálculo.

Neste trabalho será utilizada a técnica da Seção Áurea para encontrar o valor mínimo da função objetivo. Este método estima o máximo, o mínimo ou o zero de uma função de uma única variável (uni modal) e é uma técnica muito usada em virtude de diversas razões. Ao contrário do método polinomial ou outras técnicas de ajustes de curvas, a razão de convergência para o método é conhecida, não existe a necessidade de derivadas contínuas, além disso, o método é confiável e facilmente implementado (VANDERPLAATS, 1999).

Basicamente a técnica de otimização Seção Áurea é um processo iterativo em que o intervalo de busca é reduzido a aproximadamente 62% do intervalo da iteração anterior em torno do valor mínimo, até que se encontre o menor intervalo para estimar o mínimo da função objetivo. (Dos SANTOS, 2008 apud MAIA NETO, 2012)

O método pode ser resumido por uma função F , de uma variável X , a ser minimizada, assumindo-se que os limites inferiores e superiores em X sejam conhecidos como X_L e X_U . Assumindo que a função F seja avaliada para cada um desses limites e obtendo-se respectivamente, F_L e F_U a Fig. A.3 apresenta o processo de minimização/otimização. (CARVALHO, 2003)

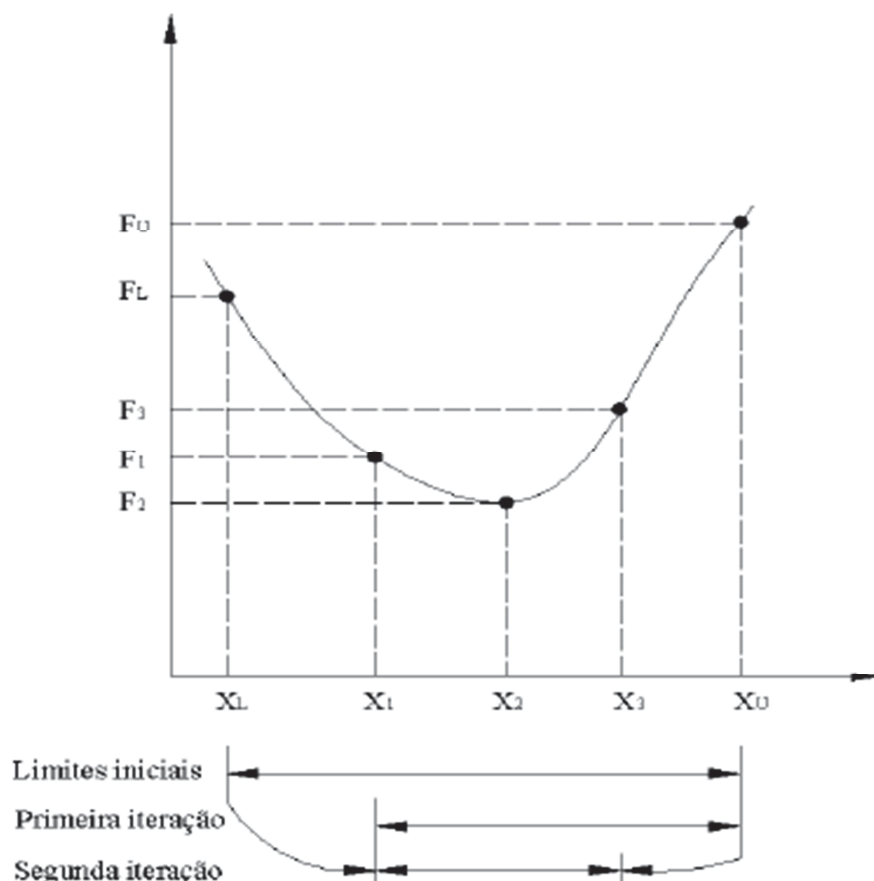


Figura A.3 – Método da Seção Áurea.

Escolhe-se dois pontos intermediários X_1 e X_2 de maneira que $X_1 < X_2$ e avalia-se a função F_1 e F_2 para esses pontos. Como a função é uni modal, isso significa que X_1 ou X_2 formarão novos limites de mínimo ou máximo. Assim, se $F_1 > F_2$ então X_1 torna-se o novo limite inferior e tem-se um novo conjunto de limites, X_1 e X_U . Se $F_2 > F_1$ a situação é inversa e o novo limite será X_L e X_2 (CARVALHO, 2003).

Nesse exemplo, X_1 forma o novo limite inferior, ao adicionar o ponto X_3 e ao comparar F_2 e F_3 nota-se que F_3 é maior, então X_3 passa a ser o novo limite superior. O processo é repetido, até que se obtenha o valor do mínimo desejado. O algoritmo mais eficiente é aquele que reduz o limite na mesma fração a cada iteração. Uma forma de se obter uma função para a

avaliação de X é considerar uma redução de limite para cada iteração, ou seja, considerar uma simetria em relação ao centro do intervalo, de forma a satisfazer a seguinte relação: (CARVALHO,2003)

$$X_U - X_2 = X_1 - X_L \quad (\text{A.35})$$

Os valores de X_1 e X_2 podem ser obtidos de modo que possam garantir a relação:

$$\frac{X_1 - X_L}{X_U - X_L} = \frac{X_2 - X_1}{X_U - X_1} \quad (\text{A.36})$$

A principal mensagem é que pode-se usar qualquer informação disponível para que se obtenha a solução ótima. Assim, pelo exemplo, se X_1 tornar-se o novo limite inferior X_L , então X_2 será o novo X_U de forma que a razão $\frac{X_2 - X_1}{X_U - X_L}$ seja sempre a mesma.

Por conveniência, se adimensionaliza o intervalo de busca fazendo $X_L = 0$ e $X_U = 1$, de modo que os valores de X_1 e X_2 agora sejam frações do intervalo $X_U - X_L$. Como a soma dos termos agora só pode resultar na unidade pode-se escrever que:

$$X_1 + X_2 = 1 \quad (\text{A.37})$$

Logo:

$$X_2 = 1 - X_1 \quad (\text{A.38})$$

Aplicando o valor de X_2 da Eq. (A.38) na Eq. (A.36), tem-se:

$$\frac{X_1 - 0}{1 - 0} = \frac{(1 - X_1) - X_1}{1 - X_1} \quad (\text{A.39})$$

Logo:

$$X_1 = \frac{1 - 2 \cdot X_1}{1 - X_1} \quad (\text{A.40})$$

Multiplicando cruzado, vem que:

$$X_1 \cdot (1 - X_1) = 1 - 2 \cdot X_1 \quad (\text{A.41})$$

Logo:

$$X_1 - X_1^2 = 1 - 2 \cdot X_1 \quad (\text{A.42})$$

Igualando a zero, tem-se:

$$X_1 - X_1^2 - 1 + 2 \cdot X_1 = 0 \quad (\text{A.43})$$

Operando os termos semelhantes e arrumando os termos, tem-se:

$$X_1^2 - 3X_1 + 1 = 0 \quad (\text{A.44})$$

Aplicando a fórmula de Báscara na Eq.(A.44) obtêm-se duas raízes: $X_1 = 0,38197$ e $X_2 = 2,6180$. A segunda raiz é ignorada, pois seu valor ultrapassa o limite superior de 1. Assim, como $X_1 = 0,38197$, então o valor de $X_2 = 0,6180$. Esta razão é conhecida desde a antiguidade como a razão áurea. A razão entre X_2 e X_1 é dada por:

$$\frac{X_1}{X_2} = 0,6180 = X_2 \quad (\text{A.45})$$

Como:

$$X_2 = \frac{X_2}{X_1} - 1 \quad (\text{A.46})$$

Logo:

$$X_1 = X_2^2 \quad (\text{A.47})$$

Retornando para o intervalo original limitado por X_L e X_U , os valores de X_1 e X_2 podem ser definidos em termos de X_L, X_U e τ , tem-se que:

$$\tau = \frac{3-\sqrt{5}}{2} = 0,38197 \quad (\text{A.48})$$

Onde τ é igual a X_1 definido como solução da Eq. (A.34). Para que o processo possa ser simplificado tem-se:

$$X_1 = (1 - \tau)X_L + \tau \cdot X_U \quad (\text{A.49})$$

$$X_2 = \tau \cdot X_L + (1 - \tau)X_U \quad (\text{A.50})$$

A Figura A.4 apresenta a sequencia lógica do algoritmo da Seção Áurea o qual minimiza a a função objetivo F , dado um intervalo inicial de busca X_L e X_U .

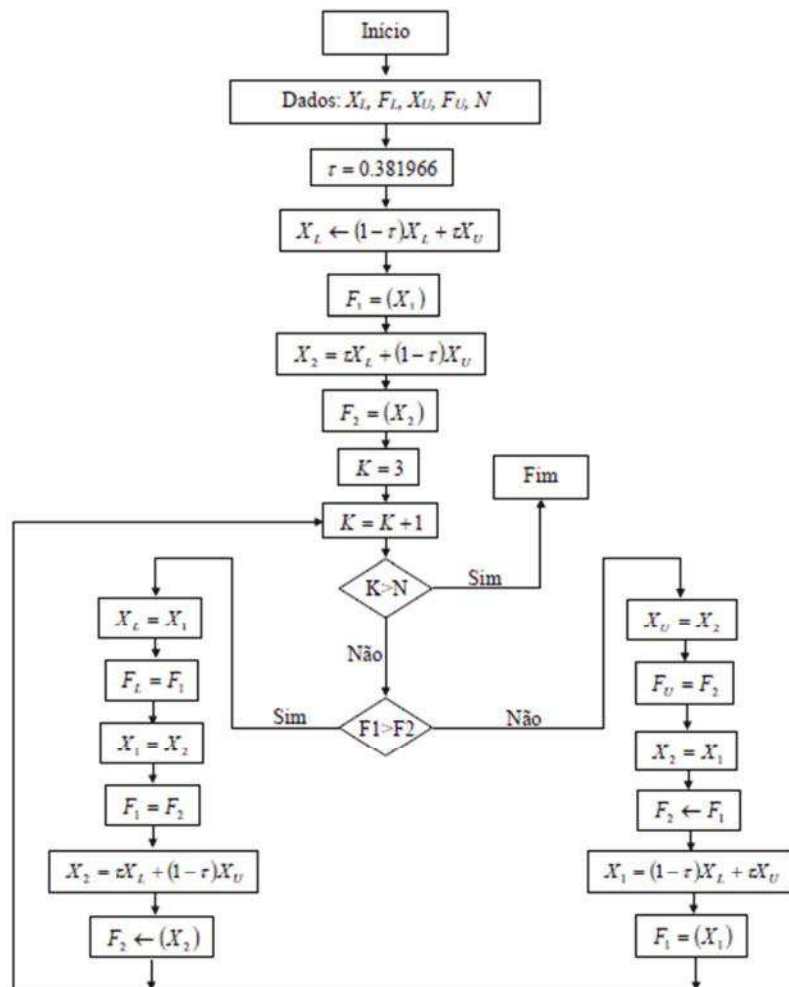


Figura A.4 – Fluxograma do Método da Seção Áurea (VANDERPLAATS, 1999)

De forma simplificada, o trabalho se resume ao esquema representado pela Fig. A.5.

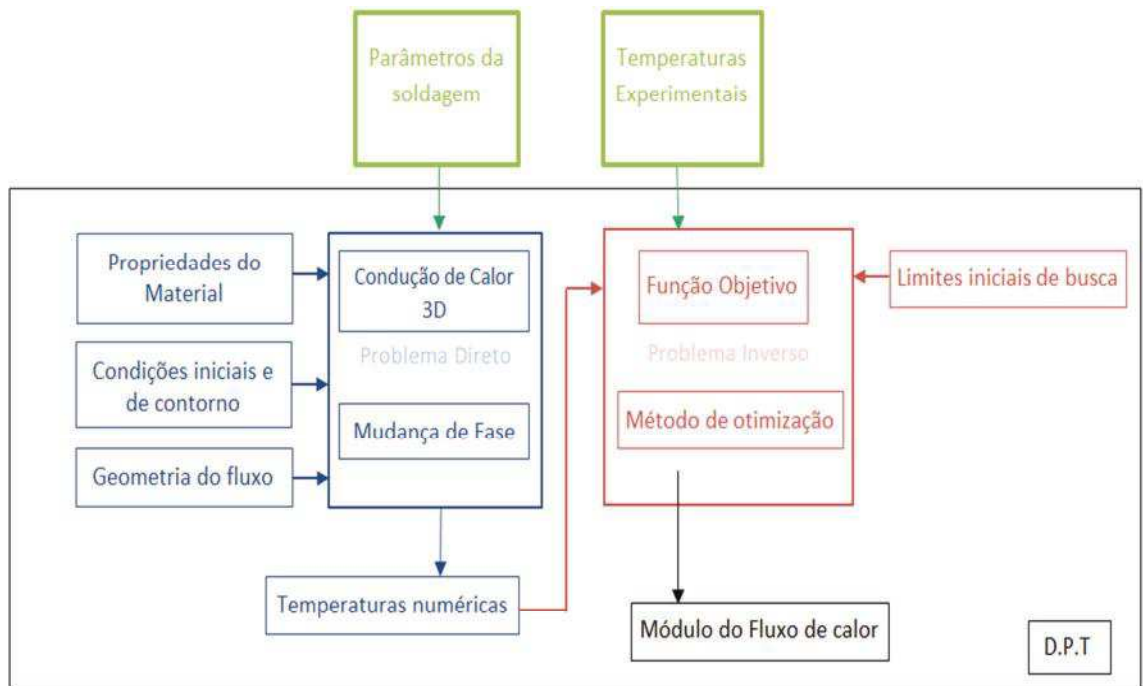


Figura A.5 – Esquema geral do problema proposto

Com o auxílio da Fig. A.5 é possível entender as etapas deste trabalho. Neste estudo os parâmetro de soldagem, as propriedades do material, as condições de contorno e a geometria do fluxo são dados de entrada ao modelo direto, o qual fornece as temperaturas numéricas que juntamente com as temperaturas experimentais e os limites de busca, alimentam o modelo inverso que minimiza a função objetivo estimando a taxa de transferência de calor do processo.

APÊNDICE B

Código fonte do algoritmo de correção e calibração das imagens da câmera.

Programa Principal

```
%% Autores: Guilherme Barros Ameloti e Alexandre Rodrigues de
Sousa. Faculdade de Engenharia Mecânica .Universidade Federal
de Uberlândia, 2014.

Clc
clear all
close all

% Apaga arquivo temp
saii = fopen('temp.dat','w');
fclose (saii);
% os videos e os dados do matlab da camera precisam estar na
mesma pasta

%% Rotina que le os dados da camera para transformação

a = dir('Soldagem*.mat');
l = size(a,1);
f=0
mod = true;
while mod
    mod = false;
    for i=2:l
        f=f+1
        n1 = str2double(a(i-1).name(6:end-4));
        n2 = str2double(a(i).name(6:end-4));
        if (n1>n2)
            tmp = a(i-1);
            a(i-1) = a(i);
            a(i) = tmp;
            mod = true;
        end
    end
end

im =
struct('Temp',{},'DateTime',{},'FrameInfo',{},'ObjectParam',{ }
,'Scaling',{ });
im(1).Temp = 0; % Reserva memória
k=0
```

```

for i=1:l
    temp = load(a(i).name);
    im(i).Temp = eval(['temp.' a(i).name(1:end-4)]);
    im(i).DateTime = eval(['temp.' a(i).name(1:end-4)
'_DateTime']);
    im(i).FrameInfo = eval(['temp.' a(i).name(1:end-4)
'_FrameInfo']);
    im(i).ObjectParam = eval(['temp.' a(i).name(1:end-4)
'_ObjectParam']);
    im(i).Scaling = eval(['temp.' a(i).name(1:end-4)
'_Scaling']);
k=k+1
end

%% Define as variáveis pertinentes para mudança da figura
real_points = [ 6.03 7.02;
                8.94 7.01;
                5.95 13.0;
                9.00 13.1 ];

%% Correção da Matriz de temperatura
lim = zeros(1,2);
for i=1:l
    temp = load(a(i).name);
    im(i).Temp = eval(['temp.' a(i).name(1:end-4)]);

    m = im(i).Temp - 273.15;

    % n=(m*1);
    n = (m*1.7417) -31.817;

    lim(i,1) = min(min(n));
    lim(i,2) = max(max(n));

    fnome = sprintf('Matriz%.6d.bmp',i);
    h = figure ('Visible','Off');
    surf(n,'EdgeColor','none');
    axis tight;
    colormap('gray');
    %caxis([40 90])
    set(gca,'position',[0 0 1 1],'units','normalized');
    %colorbar;
    view(0,270);
    print(h,'-dbmp',fnome);
    close (h);

end

fprintf(' faça o video' );

```

```

pause % Pausa para criar o video das temperaturas corrigidas.

%% Leitura do arquivo de vídeo
% Cria um objeto responsável por ler o arquivo

[file caminho] = uigetfile('*.avi','Selecione o arquivo de
vídeo desejado...');
reader = VideoReader([caminho file]);

% Lê todos os frames através do objeto reader
frames = read(reader);

%% Utiliza uma imagem do final para a seleção de ponto
img.cdata = frames(:,:, :, round(size(frames,4)*1));
img.colormap = [];
figure,
imshow(frame2im(img))
title('Selecione os 4 pontos de controle')
hold on
input_points = ginput(4); %selecionar os pontos de controle
com o mouse.
plot(input_points(:,1),input_points(:,2),'ro');
hold off

%% Obtém os pontos dos termopares
img.cdata = frames(:,:, :, size(frames,4)*1);
img.colormap = [];
[img_c, Rpixel] = transforma_img(input_points, real_points,
frame2im(img));
figure;
imshow(img_c);
title('Selecione os pontos dos termopares');
hold on;
tp_points = ginput(2);
tp_points = round(tp_points);
plot(tp_points(:,1),tp_points(:,2),'bo');
hold off;

%% Tratamento das imagens
% Como frames é uma matriz de quatro dimensões (X, Y, RGB,
índice do frame)
% percorremos a matriz em sua quarta dimensão para manipular
os frames
% individualmente
k=1;
tp = zeros(2,size(frames,4));
for i=1:1:(size(frames,4)-1)
    % Converte o frame para o formato de frame do aviread
    img.cdata = frames(:,:, :, i);

```

```

img.colormap = [];

% Especifica o nome do arquivo de destino
fname = sprintf('CROP%.6d.bmp',k);
[img_c, Rpixel] = transforma_img(input_points,
real_points, frame2im(img));

%%
max = lim(i,2);%im(i).Scaling(1,7);
min = lim(i,1);%im(i).Scaling(1,6);

% Extrai os arquivos de temperatura do campo da
simulação.. salva temp.txt
[m,n,y] = converte_img(Rpixel,min, max, img_c, i );

%%

% Grava o frame como um BMP
imwrite(img_c,fname,'bmp');

tamanho = size(img_c);

m = tamanho(1);
n = tamanho(2);

fname = sprintf('Colorido%.6d.bmp',k);
h = figure;
px = (0:(n-1))/Rpixel;
py = (0:(m-1))/Rpixel;
[A B] = meshgrid(px,py);
surf(A,B,y,'LineStyle','none');
axis([px(1) px(end) py(1) py(end)]);
%colormap('gray');
colorbar;
view(270,270);
print(h, '-dbmp',fname);
close (h);

k=k+1;
end

%% Capturar os pontos dos Termopares.

temps = fopen('termopar.txt','w');
fprintf(temps, ' %.4f %.4f \r\n',tp);
fclose(temps);

```

```

%% Arquivo posição.
saii = fopen('posicao.dat','w');

totpos = length(0:1:n-1)*length(0:1:m-1);
fprintf(saii,'%d\r\n',totpos);

for j=0:1:n-1

    for i=0:1:m-1

        c= (6/100) + ((j/Rpixel)/100);
        l= (1/100) + ((i/Rpixel)/100);

        fprintf(saii, '%.4f %.4f %.4f \r\n', l,0,c);

    end

end

fclose(saii);

```

Função converte.img

```

function [m,n,y] = converte_img(Rpixel,min, max, img_c, l)

% necessita que a imagem tenha sido cropada e retificada
tamanho = size(img_c);

m = tamanho(1);
n = tamanho(2);

saii = fopen ( 'temp.dat','a');

x = double(img_c (: , : , 1));
y = (x.*(max-min)./255)+min ;

fprintf(saii, '%.4f \r\n',y(end:-1:1,1:1:end));
fclose(saii);

```

Função transforma.img

```

function [new_img, Rpixel] = transforma_img(input_points,
real_points, img)

```

```

% Calcula as razões
Dpixel=sqrt((input_points(2,1)-
input_points(1,1))^2+(input_points(2,2)-
input_points(1,2))^2);
Dcampo=sqrt((real_points(2,1)-
real_points(1,1))^2+(real_points(2,2)- real_points(1,2))^2);
Rpixel = Dpixel/Dcampo;

% Transformação da base real para pixels
base_points=Rpixel*(real_points);

% Deduzir transformação geométrica
%Porque sabemos que a imagem não registrada foi tomada a partir
de um avião,
%e a topografia é relativamente plana, é provável que a
maioria da distorção
%é projetiva. | cp2tform | encontrará os parâmetros da
distorção projetiva
%que melhor se adapta as input_points e base_points que você
escolheu.
t_concord = cp2tform(input_points,base_points,'projective');

% Transform Unregistered Image
%Mesmo que os pontos foram escolhidos em um plano da imagem
não registrada,
%você pode transformar a imagem RGB inteira. | imtransform |
aplicará a mesma
%transformação para cada plano. Note-se que a escolha de
'XData' e 'YData'
%assegura a imagem registrada será alinhada com a ortofoto.
new_img = imtransform(img,t_concord,'bicubic','XData',
[min(base_points(:,1)) max(base_points(:,1))],'YData',
[min(base_points(:,2)) max(base_points(:,2))]);

% Recortar a imagem registrada
% xmin = base_points (1,1);
% ymin = base_points (1,2);
% largura = base_points (4,1) - base_points (1,1);
% altura = base_points (4,2) - base_points (1,2);
% C = [ xmin ymin largura altura ];
% new_img = imcrop ( registered, C );

```