

ALFREDO DOS SANTOS MAIA NETO

**SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DO PROCESSO
DE SOLDAGEM MIG DE UMA JUNTA DE TOPO DE
CHAPAS DE AÇO INOXIDÁVEL DA SÉRIE 304 COM
DEPOSIÇÃO DE MATERIAL**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

2014

ALFREDO DOS SANTOS MAIA NETO

SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DO PROCESSO DE SOLDAGEM MIG DE UMA JUNTA DE TOPO DE CHAPAS DE AÇO INOXIDÁVEL DA SÉRIE 304 COM DEPOSIÇÃO DE MATERIAL

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

Área de Concentração:
Transferência de Calor e Massa e
Mecânica dos Fluidos.

Orientador: Prof. Dr. Solidônio
Rodrigues 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.

M217s Maia Neto, Alfredo dos Santos, 1960-
2014 Simulação computacional do processo de soldagem Mig de uma
 junta de topo de chapas / Alfredo dos Santos Maia Neto. - 2014.
 95 f. : il.

Orientador: Solidônio Rodrigues de Carvalho.

Coorientador: Valério Luiz Borges.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa
de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Soldagem - Teses. 3. Análise
térmica - Teses. 4. Calor - Transmissão - Teses. I. Carvalho, Solidônio
Rodrigues de, 1978-. II. Borges, Valério Luiz, 1979-. III. Universidade
Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia
Mecânica. IV. Título.

CDU: 621

Aos meus pais, in memoriam,
a minha esposa,
e aos meus filhos,
pelo estímulo, carinho e
compreensão.

AGRADECIMENTOS

Ao Grande Arquiteto do Universo.

Ao Prof. Dr. Solidônio Rodrigues de Carvalho pelo apoio, companheirismo, dedicação, compromisso, amizade e por ter-me orientado neste trabalho.

Ao Prof. Dr. Valério Luiz Borges pela amizade e por ter-me co-orientado neste trabalho.

Ao Prof. Dr. Keyll Carlos Ribeiro Martins pela amizade e por ter idealizado, concretizado e coordenado operacionalmente este DINTER.

Ao Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva pela amizade e por ter coordenado academicamente este DINTER.

Ao Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Maranhão e a Universidade Federal de Uberlândia pela oportunidade de realizar este Curso.

Aos colegas de trabalho do Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Maranhão pelo apoio.

Aos amigos que fiz na Universidade Federal de Uberlândia, em especial aos do LTCM – Laboratório de Transferência de Calor e Massa e Dinâmica dos Fluidos,

Às pessoas que direta ou indiretamente contribuíram para a elaboração deste trabalho.

À CAPES pelo apoio financeiro.

Não chores, meu filho;
Não chores, que a vida
É luta renhida:
Viver é lutar.
A vida é combate,
Que os fracos abate,
Que os fortes, os bravos
Só pode exaltar.
(DIAS, 1851)

MAIA NETO, A. S. **Simulação computacional do processo de soldagem MIG de uma junta de topo de chapas de aço inoxidável da série 304 com deposição de material**. 2014. 96f. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

Resumo

Desenvolve-se, neste trabalho, um modelo matemático/computacional 3D (tridimensional) de difusão de calor com mudança de fase, acréscimo de material e geometria complexa. O método de volumes finitos foi implementado em linguagem C, utilizando o compilador Borland. Foram realizados testes experimentais para a validação do modelo em questão. Usou-se um material cujas propriedades térmicas, variando com a temperatura, são bem conhecidas: o aço inox AISI 304. Além do modelo direto já citado, foi implementada uma técnica inversa para o cálculo do fluxo de calor. Utilizou-se neste caso a amplamente conhecida Seção Áurea: técnica que exige uma simplificação, fluxo de calor constante ao longo do tempo de soldagem. As temperaturas na chapa foram medidas utilizando termopares do tipo J - em um total de 07 (sete) - todos ligados ao datalogger Agilent 34970A. As medições foram feitas do lado oposto à tocha de soldagem. A chapa metálica possuía um chanfro em "V" de 45°. Neste local foi realizada a deposição de material (reforço) em somente um passe de soldagem. As dimensões da geometria do reforço (largura e altura) foram medidas depois da realização da soldagem. Em relação aos resultados, além da comparação entre as temperaturas medidas e calculadas, foi também determinada a eficiência térmica da soldagem. Os resultados foram consistentes e validaram o modelo matemático/computacional proposto. Uma inovação apresentada neste trabalho consiste no cálculo e visualização gráfica tridimensional da poça de fusão ao longo do tempo. A complexa geometria obtida comprova que mais estudos se fazem necessários e que novos modelos devem ser concebidos para esclarecer e explicar a formação da poça de fusão durante a soldagem de chapas metálicas.

Palavras Chave: análise térmica, problemas inversos, soldagem, transferência de calor e massa, aço inox.

MAIA NETO, A. S. **Computer Simulation of MIG welding process of a top sheet 304 series stainless steel with material deposition**. 2014. 96f. PhD Thesis. Federal University of Uberlandia, Uberlandia.

Abstract

This work presents a 3D computational/mathematical model to solve the heat diffusion equation with phase change, considering addition of material and complex geometry. The finite volume method was used and the computational code was implemented in C++, using Borland compiler. Experimental tests were carried out for validation of the model in question. It was used a material whose thermal properties, varying with temperature, are well known: the stainless steel AISI 304. In addition, an inverse technique based on Golden Section was implemented to estimate the heat flux supplied to the sample. Experimental temperatures were measured using thermocouples type J - in a total of 07 (seven) - all connected to the metal sheet and the Agilent 34970A datalogger. The metal had a "V" Groove of 45°. In this location was conducted the deposition of material on only one welding pass and the dimensions (width and height) were measured after welding. The thermal model was validated from comparisons between measured and calculated temperatures. The results were consistent and validated the computational/mathematical model proposed. An innovation presented in this work consists in the calculation and visualization of the dimensions of the welding pool during welding. The complex geometry obtained proves that more studies are needed and new models must be designed to clarify and explain the formation of welding pool during welding of metal sheet.

Keywords: Thermal analysis, inverse problems, welding, heat and mass transfer, stainless steel.

Lista de Símbolos

Letras Gregas

α	Difusividade Térmica	$[m^2/s]$
Σ	Somatório	
ΔH	Calor latente	
\mathcal{E}	Percentual de Incerteza	
η	Rendimento	
η_i	Normal à superfície	$[N]$
ρ	Densidade	$[kg/m.s]$
$\frac{\partial T}{\partial x}$	Derivada parcial de T em relação à distância na direção	

Letras Latinas

A	Área da seção na qual o calor flui	$[m^2]$
A_0	Área de contato entre a fonte e a peça	$[m^2]$
a, b, c	Dimensões da amostra	$[m]$
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	$[W/m^2K]$
h	Entalpia sensível	$[J/kg]$
H	Entalpia	$[J/kg]$
i	Intensidade de corrente elétrica	$[A]$
J	joule	$[J]$

k	Interação	
k	Condutividade térmica	[W/mK]
K	Temperatura termodinâmica	
ℓ	Litro	
L	Calor latente	[J/kgK]
\dot{m}	Vazão mássica	[kg/s]
m	Metro	[m]
m^2	Metro Quadrado	[m ²]
min	Minuto	[min]
mm	Milímetro	[mm]
mm^3	Milímetro cúbico	[mm ³]
m/s	Metro por segundo	[m/s]
n_p	Número de tomadas de temperatura	
N	Número da interação	
N	Número de Avaliações Necessárias	
NF	Número total de funções avaliadas	
p	Tempos discretos de aquisição de temperaturas	
P	Potência	
q	Fluxo de calor	[W/m ²]
\dot{q}	Fluxo de calor por condução	[W/m ²]
$q''(x_v, y_v, t)$	Fluxo de calor móvel transiente	[W/m ²]
\dot{Q}	Quantidade de calor por unidade de tempo	
S_1, S_2	Áreas	[m ²]
t	tempo de operação (tempo de soldagem)	[s]
T	Temperatura	[°C]
T_f	Temperatura do filme	[°C]
T_L	Temperatura de líquido	[°C]
T_m	Temperatura de Fusão do Material	
T_o	Temperatura inicial	[°C]
T_P	Temperatura de parede	[°C]
T_S	Temperatura da fase sólida	[°C]
T_∞	Temperatura ambiente	[°C]
U	Diferença de potencial (ddp)	[V]
V	Volt	[V]
x, y, z	Sistema de coordenadas	
x_v, y_v	Coordenadas do fluxo de calor	

XY , XZ	Planos cartesianos	
x_H, z_H	Limites da região S_1	[m]
Y	Temperatura obtida experimentalmente	[°C]
$Y(x_i, y)$	Temperatura experimental sintética	[°C]
W	Watt	

Lista de Abreviaturas

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	American Iron and Institute
BPNN	Back-propagation Algorithm
CC	Corrente Contínua
CC+	Corrente Contínua com eletrodo ligado ao polo positivo
CC-	Corrente Contínua com eletrodo ligado ao polo negativo
CCT	Continuous Cooling Transformation
ddp	Diferença de Potencial
DOE	Fatorial Completo de Experimentos
DPT	Determinação de Propriedades Térmicas
GA-NN	Genetic-neural System
GMAW	Gas Metal Arc Welding
GTAW	Gas Tungsten Arc Welding
LTMC	Laboratório de Transferência de Calor e Massa e Dinâmica dos Fluidos
MAG	Metal Active Gas
MIG	Metal Inert Gas
OAW	Oxy Acetylene Welding
RSM	Response Surface Methodology
SA	Simulated Annealing
TIG	Tungsten Inert Gas
ZAC	Zona Afetada pelo Calor
ZF	Zona Fundida
ZTA	Zona Termicamente Afetada

Lista de Tabelas

Tabela 6.1:	Coordenadas experimentais dos termopares na peça	53
Tabela 6.2:	Propriedades termo físicas do aço inoxidável AISI 304	55
Tabela 6.3:	Afastamento de cada termopar em relação à linha de centro do chanfro	60
Tabela 6.4:	Parâmetros de soldagem obtidos	61

Lista de Figuras

Figura 2.1	Sobreposição de gráficos do calor específico em função da temperatura	19
Figura 2.2	Sobreposição de gráficos da condutividade térmica em função da temperatura	20
Figura 3.1	Modelo térmico equivalente tridimensional transiente	21
Figura 3.2	Representação esquemática do processo de soldagem MIG	23
Figura 3.3	Algoritmo computacional para a solução do problema térmico direto de transferência de calor com mudança de fase	27
Figura 4.1	Ponto de mínimo da função F	31
Figura 4.2	Fluxograma do algoritmo da Seção Áurea aplicado na solução inversa do problema térmico de transferência de calor	33
Figura 5.1	Posicionamento dos termopares sintéticos no modelo térmico	36
Figura 5.2	Temperaturas teóricas X Tempo de aquisição, Propriedades Constantes	37
Figura 5.3	Temperaturas teóricas X Tempo de aquisição, Propriedades Variáveis	37
Figura 5.4	Sobreposição dos gráficos das Figuras 5.2 e 5.3	38
Figura 5.5	Temperaturas teóricas X Tempo de aquisição	39
Figura 5.6	Distribuição tridimensional de temperatura na chapa de aço considerando o problema térmico sem mudança da fase, em diferentes interações	40
Figura 5.7	Análise da penetração tridimensional do cordão de solda considerando o problema térmico sem mudança de fase, em três diferentes interações	42
Figura 5.8	Distribuição tridimensional de temperatura na chapa de aço considerando o problema térmico com mudança de fase, em três diferentes interações	44
Figura 5.9	Análise da penetração do cordão de solda considerando o problema térmico com mudança de fase em três diferentes interações no tempo	45

Figura 5.10	Análise tridimensional da fração mássica considerando o problema térmico com mudança de fase em três diferentes interações no tempo	46
Figura 5.11	Detalhamento da poça de fusão	47
Figura 5.12	Distribuição tridimensional de temperatura na chapa de aço considerando o problema térmico com mudança de fase e deposição de material em três diferentes interações no tempo	48
Figura 5.13	Distribuição tridimensional de temperatura na chapa de aço em corte, considerando o problema térmico com mudança de fase e deposição de material em três diferentes interações no tempo	49
Figura 6.1	Imagem da amostra fixada no suporte	52
Figura 6.2	Localização dos termopares na face oposta ao fluxo de calor	53
Figura 6.3	Propriedades térmicas do aço inoxidável AISI 304	54
Figura 6.4	Esquema da bancada de teste	56
Figura 6.5	Visão geral da bancada de teste para problemas inversos aplicados ao processo de soldagem MIG	57
Figura 6.6	Comparação entre as temperaturas experimentais e calculadas para os sensores pares: 2, 4 e 6	58
Figura 6.7	Comparação entre as temperaturas experimentais e calculadas para os sensores ímpares: 1, 3 e 7	59
Figura 6.8	Distribuição de temperatura na superfície submetida ao fluxo de calor nos instantes de tempo 12, 24 e 36 segundos	62
Figura 6.9	Distribuição de temperatura na superfície oposta ao fluxo de calor nos instantes de tempo 12, 24 e 36 segundos	63
Figura 6.10	Distribuição de temperatura e detalhe do reforço na região do chanfro nos instantes de tempo 12, 24 e 36 segundos	64
Figura 6.11	Poça de fusão na superfície oposta ao fluxo de calor nos instantes de tempo 12, 24 e 36 segundos	65
Figura 6.12	Vista inferior da amostra, região oposta à deposição de material de solda	66
Figura 6.13	Detalhe da poça de fusão tridimensional nos instantes de tempo 12, 24 e 36 segundos	67
Figura 6.14	Perfil da poça de fusão após 24 segundos de soldagem	68

SUMÁRIO

CAPÍTULO I	1
1.1. Objetivo do trabalho.	2
1.2 Organização do trabalho.	3
CAPÍTULO II	5
2.1 Introdução.....	5
2.2 Metodologias para a solução do problema térmico de soldagem.	7
2.2.1 Problema Direto.	7
2.2.2 Problema Inverso.	10
2.3 Fundamentos Teóricos.....	14
CAPÍTULO III.	21
CAPÍTULO IV	29
4.1 Introdução.....	29
4.2 Redução do intervalo de incerteza a partir do método de busca da Seção Áurea.....	30
CAPÍTULO V.	35
CAPÍTULO VI	51
6.1. Montagem de bancada experimental.....	51
6.2. Validação do modelo térmico	57
CAPÍTULO VII	69
7.1 Análise de erros na solução do problema direto	69
7.2 Incertezas e Erros Experimentais	70
7.2.1 Análise do algoritmo sem erros aleatórios	70
7.2.2 Incerteza na medição das temperaturas experimentais	71
7.2.3 Posicionamento da tocha na abertura do arco elétrico	71
7.2.4 Identificação experimental do diâmetro e da penetração do cordão de solda	72
CAPÍTULO VIII	73
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	75

CAPÍTULO I

Introdução

O processo GMAW, também conhecido por MIG/MAG (Metal Inert Gas / Metal Active Gas), por sua qualidade da solda, aliada à maior produtividade em grande parte das necessidades das indústrias, é um dos principais processos utilizados em soldagem a arco voltaico. Pode ser operado nos modos semi-automático e automático, soldando todos os metais comercialmente importantes. É capaz de executar soldas em todas as posições se forem escolhidos gases de proteção, arames eletrodos e parâmetros de soldagem adequados (MIRANDA, 1999).

No processo GMAW, a alimentação do consumível se dá continuamente à poça de fusão. Esse processo é acompanhado de um fluxo de gás fornecido em vazão adequada, promovendo a proteção do mesmo. Este gás é responsável pela atmosfera ionizante, e pela promoção da proteção do metal fundido da ação de elementos nocivos presentes no meio ambiente na proximidade da solda (WELDING HANDBOOK, 1991).

Os aços inox são principalmente agrupados em três classes em função da sua estrutura cristalina; *austeníticos* (tais como 302, 304, 308, 316, etc), *martensítico* (tais como 410, e 416), e *ferrítico* (tais como 409, e 430.). Os Austeníticos também estão disponíveis com um teor de carbono reduzido (designados com um "L", como o 304L ou 316L).

Segundo Zeemann (2003) para que a microestrutura austenítica seja estabilizada na temperatura ambiente torna-se sempre necessária uma grande quantidade de elementos de liga, conhecidos como gamagenos, por isso, os aços inoxidáveis austeníticos são de alta liga, utilizados em aplicações especiais de resistência à corrosão, resistência às temperaturas extremas (ao calor ou ao frio) ou resistência ao desgaste, cujas propriedades específicas podem ser deterioradas pela soldagem caso não seja utilizado um procedimento adequado. Por essa afirmação, deve-se ter um controle do aporte térmico envolvido na

operação de soldagem MIG de aços austeníticos, para que o ato de soldar não comprometa o desempenho operacional do conjunto soldado, com um aumento ou redução desnecessário do fornecimento de calor no processo de união, o que justifica a necessidade de um melhor estudo térmico da junção de aços inoxidáveis da série 304 a partir do processo de soldagem MIG.

1.1. Objetivo do trabalho.

O objetivo geral desta pesquisa é realizar uma simulação computacional do processo de soldagem MIG aplicado a aços inoxidáveis da série 304. Nesse sentido foi desenvolvido o modelo térmico que permite simular a soldagem de duas chapas adotando a configuração de junta de topo com chanfro em “V”, considerando a deposição de material durante a operação, a mudança de fase e perdas de calor por convecção livre. Além disso, a partir de perfis de temperatura experimental e técnicas de problemas inversos em transferência de calor, propõe-se estimar o aporte térmico entregue para unir as chapas.

Como sendo metas deste trabalho podemos descrever:

1. Desenvolver um algoritmo computacional para a solução do problema térmico de soldagem considerando a junção de peças, deposição de material e mudança de fase;
2. Montar uma bancada experimental;
3. Obter as temperaturas experimentais, bem como as dimensões do cordão de solda de forma que tais informações possam ser aplicadas na solução e validação do modelo térmico proposto;
4. Definir o rendimento térmico do processo de soldagem MIG e comparar as dimensões do cordão de solda real com os valores simulados para diversos experimentos.

1.2 Organização do trabalho.

Considerando o objetivo geral deste trabalho e buscando situa-lo frente às pesquisas já desenvolvidas nessa área, apresenta-se no Capítulo II uma Revisão Bibliográfica que é realizada enfocando o problema térmico de soldagem, as metodologias para a solução do problema térmico de soldagem, o problema direto e o problema inverso. Uma revisão dos fundamentos físicos referentes à transferência de calor são também tratados, assim como o aporte térmico que é calculado considerando a eficiência do arco.

No Capítulo III uma modelagem é realizada para o processo de soldagem de chapas de aço inoxidável da série 304 chanfradas em “V” com deposição de material para a obtenção da solução do problema direto. A mudança de fases é tratada segundo Ozisik (1993) como uma variação de entalpia em cada fase e uma fração mássica é definida na zona bifásica entre a zona sólida e a líquida, denominada região do *mush*.

As técnicas inversas são abordadas no Capítulo IV, onde é apresentado o modelo numérico desenvolvido por Borges (2004) e uma análise comparativa com o modelo térmico desenvolvido para representar a situação física do problema térmico pertinente a este trabalho, no qual a solução do problema térmico é obtida através de um modelo térmico tridimensional transiente, onde a amostra é submetida a um fluxo de calor enquanto as outras superfícies mantêm-se isoladas.

Um pós-tratamento computacional é realizado nos dados coletados das simulações realizadas, bem como uma comparação com estudos similares encontrados na literatura técnica a fim de validar o modelo proposto pode ser observado no Capítulo V.

Um aparato experimental é discriminado no Capítulo VI para prover informações para a solução do problema inverso mediante experimentação. Os estudos antecedentes realizados por Gonçalves (2004) e Cângani (2010) forneceram informações relevantes neste trabalho.

No Capítulo VII um estudo versando sobre a análise de incertezas proporciona uma avaliação tanto quantitativa quanto qualitativa dos dados coletados experimentalmente e simulados objetivando proporcionar uma confiabilidade estatística.

Conclusões a cerca dos resultados encontrados nos experimentos e simulações realizadas, bem como comparações com dados similares encontrados na literatura estão colocadas à disponibilidade no Capítulo VIII, onde se pode destacar a afinidade do objetivo proposto neste trabalho com os resultados obtidos.

Em seguida as Referências Bibliográficas que subsidiam este trabalho e que foram utilizadas como fonte de pesquisa, são discriminadas para proporcionar um acesso facilitado à informação e consultas posteriores.

CAPÍTULO II

Revisão Bibliográfica

2.1 Introdução

O estudo dos aços inoxidáveis iniciou-se por volta de 1912, com o inglês Harry Brearley (1871-1948), que ao investigar um novo tipo de aço com altos teores de cromo, percebeu que os mesmos não reagem com o ácido nítrico para revelar sua microestrutura, sua aplicação imediata foi a fabricação de talheres que até então eram fabricados a partir de aço carbono e se corroíam com facilidade devido aos ácidos presentes nos alimentos (BSSA, 2013). Hoje em dia esses aços são aplicados em larga escala em muitos setores industriais e da prestação de serviços, a sua resistência à corrosão, as suas propriedades higiênicas e estéticas fazem do aço inoxidável um material muito atrativo para satisfazer diversos tipos de demandas, principalmente os caracterizados como austeníticos da série 300, por apresentarem predominantemente essa microestrutura e presença de cromo e níquel em sua estrutura, o que os tornam aços resistentes à corrosão.

A união de peças fabricadas de aço inoxidável austenítico quando feita através do processo de soldagem MIG requer uma atenção especial quanto à quantidade de calor dispensada no processo de junção, pois, de acordo com Zeemann (2003), como a resistência à corrosão do inox está relacionada à formação de uma película de óxido protetor, garantida por um teor mínimo de cromo, caso haja qualquer transformação que reduza o teor de cromo em solução sólida para uma dada região do material, esta região passa a não formar óxido protetor e ser susceptível à corrosão. Isto pode acontecer sempre que algum elemento combinar com o cromo, normalmente o carbono formando carbonetos, e por vezes o nitrogênio formando nitretos.

Quando consideramos os aços austeníticos que possuem a propriedade de serem resistentes ao calor, observamos que estes materiais podem trabalhar em meios menos corrosivos (gasosos e não aquosos) e o teor de carbono do aço costuma ser elevado para garantir a resistência a fluência (ACESITA,1994) . Sem dúvida, se o teor de carbono do aço

é elevado, e se ele ainda trabalha a quente, é praticamente impossível evitar a formação de carbonetos, mas isso não significa que o material sofrerá corrosão intergranular, pois estes materiais tem também alto percentual de cromo e mesmo sofrendo a precipitação ainda sobra muito cromo em solução para garantir sua passividade. Mas, mesmo assim, as técnicas de baixo aporte de calor também devem ser empregadas para garantir menores alterações.

O conhecimento da eficiência térmica do processo de soldagem e a potência total fornecida pelo arco voltaico possibilita o acesso à informação da corrente elétrica e da tensão (ddp) que deverá alimentar o equipamento de solda para produzir um cordão dentro de especificações geométricas pré-definidas.

De acordo com Gonçalves (2004), o primeiro passo para análises precisas do comportamento físico da solda é o cálculo do campo de temperatura transiente para algum ponto de interesse. Para um dado material, esse campo de temperatura pode determinar além do tamanho da zona de fusão e da zona termicamente afetada, a microestrutura, a tensão residual, a distorção e o índice de hidrogênio, sendo, portanto, fundamental para compreender e analisar defeitos de soldagem. Para uma solução direta do campo de temperatura em processos de soldagem é necessário conhecer o fluxo de calor que realmente é gasto durante o processo, assim como a geometria da poça de fusão. Uma vez que há perdas de calor durante o processo de soldagem através do próprio arco, por convecção e radiação para o meio ambiente e condução no interior da peça, o valor do fluxo que realmente é gasto torna-se uma variável desconhecida assim como a geometria da poça de solda. Uma forma de se abordar e solucionar esse problema é o uso das técnicas de problemas inversos. A técnica inversa em transferência de calor pode identificar condições de contorno térmicas, condições iniciais, geometria ou coeficiente de espalhamento a partir de medições de temperaturas, em posições diferentes daquela da superfície estudada. Esse tipo de problema é de fato encontrado em muitas aplicações práticas de engenharia, tais como, controle de temperatura de combustão ou temperatura em processos de usinagem, entre outros.

O problema da determinação do campo das temperaturas durante a soldagem é notadamente transitório e não linear. Devido a enorme complexidade do fenômeno da soldagem, torna-se impraticável e muitas vezes impossível resolvê-lo de um modo analítico (RODEIRO, 2002), corroborando CÂNGANI (2010) citou que os problemas práticos de solidificação e de fusão são raramente unidimensionais, e as condições de contorno (regidas pelo processo de transferência de calor) assim como as propriedades termofísicas podem variar com as fases, temperatura, concentração e com os vários mecanismos de

fenômenos de transporte, tais características promovem não-linearidades físicas no problema exigindo formulações matemáticas de difícil solução analítica.

2.2 Metodologias para a solução do problema térmico de soldagem.

O uso de técnicas numéricas para a solução de complexos problemas da engenharia e da física passou a ser uma constante a partir do desenvolvimento de sistemas computadores de alta velocidade e capacidade de armazenamento, o que estimulou o aperfeiçoamento de métodos matemáticos para solução dos mais diversos problemas. A grande versatilidade e relativa simplicidade de aplicação destas técnicas são motivos de sua popularização.

Com o objetivo de solucionar o problema térmico de soldagem encontramos na literatura duas maneiras de atacar o problema de acordo com as informações disponíveis. Para o caso do conhecimento prévio do fluxo de calor e deseja-se conhecer, por exemplo, o campo de temperaturas, utiliza-se a técnica do problema direto, porém se o que se procura é o conhecimento do fluxo de calor a partir de um perfil térmico trata-se de um problema inverso em transferência de calor.

2.2.1 Problema Direto.

Vários trabalhos na literatura técnica partem de uma técnica conhecida como Problema Direto, que consiste em determinar o resultado a partir de dados iniciais previamente conhecidos. De acordo com Sathiya (2009), o primeiro passo para realizar uma simulação de um processo de soldagem, é a estimativa de perfis de temperatura usando uma fonte de calor se movendo.

Para a solução do problema térmico de soldagem podemos considerar então, por essa linha de raciocínio, que são conhecidos o fluxo térmico entregue às chapas que estamos querendo unir por soldagem, bem como as demais condições de contorno do problema, simplificações podem ser feitas com o intuito de reduzir o número de variáveis presentes no processo.

Bastante citado na literatura técnica Rosenthal (1941) foi um dos primeiros a apresentar um método analítico para solução do problema direto, no qual forneceu gradientes de temperatura para a previsão de tensões residuais em juntas soldadas considerando hipóteses simplificadoras como, por exemplo, considerar que a fonte calor atua de forma concentrada, reduzida a um ponto que se move na superfície da peça ou a uma linha ou a um plano, que as propriedades físicas da peça são independentes da temperatura (neste caso a densidade, por exemplo, não varia sob a ação da temperatura), que o sistema

está operando em condições estacionárias para um sistema de coordenadas movendo-se junto com a fonte de calor, e que a peça tem um formato simples no qual uma das ou todas as três dimensões são infinitas.

Winczek (2010) apresentou um modelo de computação do campo de temperatura em um corpo semi-infinito, causado por uma fonte de calor com mudança de direção em uma peça confeccionada de aço S235, o campo de temperatura analítica foi aproximado por segmentos retos para a fonte de calor volumétrica com uma trajetória considerando as mudanças térmicas causadas pelo aumento na temperatura devido à fonte de calor e auto resfriamento nas áreas anteriormente aquecidas, o que permite, por exemplo: calcular a temperatura a qualquer momento e de qualquer ponto de grandes elementos de máquinas.

Azad (2010) apresenta uma abordagem sistemática para aplicação do método de falsa simetria para investigar problemas de contorno em equações diferenciais parciais, equações para condução de calor transiente em sólidos semi-infinitos foram consideradas sujeitas a condições constantes de temperatura da superfície e fluxo de calor, os resultados foram aplicados em um problema prático de condução de calor em uma barra sólida confeccionada de aço inoxidável AISI 304, para esse problema em particular uma análise comparativa entre a solução numérica e analítica foi executada e comprovado o seu potencial.

Em um artigo apresentado por Witula et al (2010) é mostrada a aplicação do método de iterativo de Picard para encontrar a solução aproximada do problema de Stefan monofásico. A abordagem proposta consiste em determinar a distribuição de temperatura com o auxílio das fórmulas iterativas adequadas e calcular os coeficientes da combinação linear de algumas funções de base, aproximando-se a posição da interface móvel. No decorrer da minimização, a solução aproximada, é obtida de forma satisfatória até mesmo para o pequeno número de iterações, e é convergente para a solução exata, se ela existir.

Segundo Pinto & Lage (2001), os métodos numéricos são muito utilizados na solução de problemas diretos, como, por exemplo, o Método dos Volumes Finitos, que por vezes confundido com o Método de Diferenças Finitas pelo fato de que, em vários casos, as equações discretizadas obtidas por ambos os métodos são iguais. Entretanto, os dois métodos têm bases de formulação bastante diferentes.

A maioria dos modelos matemáticos utilizados em problemas de Engenharia é baseada nos princípios de conservação, que representam uma dada lei física de preservação da integridade de uma dada grandeza, ao longo de um processo. Quando um princípio de conservação é expresso de forma matemática para uma região infinitesimal de um dado meio, obtém-se uma equação diferencial, que é a chamada equação de conservação da grandeza envolvida (PINTO & LAGE, 2001).

A aproximação discreta de uma equação de conservação pelo método dos volumes finitos tem por objetivo dividir o domínio de cálculo em certo número de subdomínios, nos quais a lei física de conservação seja feita válida, dentro de certo grau de aproximação. Esta aproximação pode ser obtida de duas formas. A primeira forma é a utilização do balanço da propriedade conservada para cada um dos subdomínios. O segundo modo é a integração da equação de conservação, na forma conservativa, no volume do subdomínio. Evidentemente, ambos os métodos levam ao mesmo resultado, pois a equação de conservação se originou através de um balanço da propriedade em um volume finito (PINTO & LAGE, 2001).

Perzynski et al. (2010) apresenta um sistema computacional flexível dedicado a simulação de soldagem TIG, onde o modelo numérico que representa a fonte móvel de calor foi conforme o utilizado por Deng (2006) e Kuzniar et al (2011), tendo em conta a influência da convecção e radiação como parte importante da dissipação de calor, a modelagem da fonte de calor obedeceu a formulação gaussiana com campos de temperatura em forma de sino. O perfil da temperatura foi obtido numericamente, usando o software ABACUS e MORFEU (Método de Elementos Finitos), pelo método direto, foi validado com experimentação de soldagem de placas de uma liga de alumínio 5456, onde doze termopares informaram as temperaturas durante a operação de soldagem.

Recentemente Piekarska (2012) comparou o desempenho do processo de soldagem a feixe de laser com um processo híbrido laser-arco elétrico, usando o método da projeção em um modelo tri-dimensional, obtido através da técnica de Volumes Finitos na formulação implícita, considerando diferentes modelos de distribuição da fonte de calor, movimento da frente de fusão, calor latente associado à mudança de estado, que produziu como resultado numérico: o campo de temperatura e o campo de velocidade da soldagem. Com base na distribuição de temperatura calculada foi possível estimar o tamanho e a forma da solda e da zona termicamente afetada, bem como, estimar a taxa de resfriamento, dependendo do tipo de fonte calor e outros parâmetros do processo.

A experimentação numérica (utilização de métodos numéricos) praticamente não apresenta restrições, podendo resolver problemas complicados, com contornos definidos em geometrias arbitrárias e apresentando resultados de uma maneira rápida e econômica relativamente a outros métodos (MARINS, 2001).

A tendência que se observa é a realização de experiências em laboratório cada vez mais sofisticadas, com o intuito de usar os resultados na validação de modelos matemáticos e numéricos, na investigação e compreensão de novos fenômenos, que ainda necessitam de ser matematicamente modelados, e na avaliação final de um determinado projeto. Caso esta tarefa seja bem sucedida, o experimentalista deixará de realizar a tarefa repetitiva que

ficará a cargo do computador, de forma que é sempre salutar a realização de experimentos que reproduzam o fenômeno o mais próximo possível do objeto de estudo, a grande maioria dos pesquisadores adota esse procedimento (GONÇALVES, 2007).

Araujo (2008) validou através de simulações físicas os resultados obtidos por simulações numéricas em elementos finitos do ciclo térmico da ZAC (Zona Afetada pelo Calor) de uma operação de soldagem variando a geometria do corpo de prova. A simulação física foi validada através do levantamento de Diagramas CCT (Continuous Cooling Transformation) dedicadas à soldagem.

Wang et al. (2011) utilizou a experimentação para validar seu estudo sobre um modelo numérico transitório tri-dimensional para estudar o campo de temperatura e a forma da poça de fusão durante uma operação de soldagem contínua a laser em chapas de aço inoxidável 304, os campos de temperatura e forma da poça de fusão foram calculados utilizando o software FLUENT®, os quais concordaram razoavelmente bem com os estudos experimentais.

O tipo de junta que está sendo utilizada na soldagem influencia na remoção da energia próximo ao local de solda, que por sua vez, afeta o rendimento térmico do processo, Tusek et al. (2003) através de modelamento matemático descreveu em seu trabalho a influência de quatro tipos de juntas (de Topo, de Canto, Sobreposta e em "T") sobre o rendimento da operação de soldagem e observou que o maior coeficiente de remoção de calor (1,33) ocorria para a junta em "T", tomando como base a junta de topo.

Um fato que deve ser observado é que não dispomos na literatura técnica de um volume substancial de trabalhos que tratem da simulação do processo de soldagem de uma forma completa admitindo a deposição de material, a influência da temperatura nas propriedades físicas tais como condutividade térmica e calor específico, as perdas de energia no eletrodo devido ao efeito joule e no arco voltaico devido aos efeitos da radiação e convecção térmica, as iterações de energia na frente de fusão quando consideramos a mudança de fase, a variedade das geometrias das amostras quando incrementamos, por exemplo, chanfros nas uniões de topo, tratamento tridimensional para o processo de transferência de calor, o que poderia ser justificado pela alta complexidade da solução do problema térmico quando o mesmo experimenta a combinação dos fatores acima.

2.2.2 Problema Inverso.

Vários métodos podem ser aplicados na utilização da técnica inversa, exemplificando: Seção Áurea, *Simulated Annealing*, Redes Neurais, Algoritmos Genéricos, entre outros.

Tarng et al. (1999) apresentou um trabalho onde uma rede neural é usada para construir as relações entre parâmetros de um processo de soldagem TIG e a geometria da poça de fusão. Um algoritmo de otimização chamado recozimento simulado (SA) é então aplicado à rede para a busca de parâmetros do processo com uma geometria ideal da poça de fusão com base em uma função objetivo. A qualidade das soldas de alumínio baseado na geometria da poça de fusão é classificada e verificada por uma técnica denominada *fuzzy c-means algorithm*. Resultados experimentais são apresentados para validar a abordagem proposta apresentada.

Um método analítico foi desenvolvido por Monde (2000) para o problema inverso de condução de calor, quando as temperaturas são conhecidas em duas posições em um corpo finito ou em uma posição em um corpo semi-infinito. Com base nestas temperaturas conhecidas, uma solução de forma fechada é determinada para as temperaturas transientes além de duas posições, usando a técnica da transformada de Laplace. A principal diferença de pesquisas anteriores é empregar a equação expressa por uma série semi-polinomial de tempo para aproximar os valores conhecidos. Como resultado, a solução inversa pode ser obtida explicitamente, para a qual, nenhum cálculo iterativo é necessário e o cálculo da solução torna-se muito rápido.

Gonçalves et al. (2006) apresenta uma comparação entre as técnicas do recozimento simulado (SA) e da seção de áurea, em dois diferentes modelos físicos para estudar o fenômeno térmico que ocorre no metal base durante operações de soldagem. O primeiro modelo térmico considera uma condução de calor quase-estacionária (solução analítica obtida por Rosenthal, 1941) no interior das placas de aço inox AISI 304 durante o processo de soldagem TIG e ar quente para as placas de policarbonato, enquanto um segundo usa a equação geral de difusão transiente de calor com mudança de fase (efeitos como mudança de fase, perdas de calor para o meio ambiente e as propriedades térmicas variando com a temperatura são considerados) para os mesmos materiais. Em ambos os casos, a partir da técnica da Seção Áurea estima-se o fluxo de calor gerado pelo processo de soldagem, e, a partir deste ponto, a eficiência térmica global e eficiência de fusão também são estimados.

Utilizando dados obtidos da literatura Dutta e Pratihar (2007) realizaram uma análise de regressão convencional com base em fatorial completo de experimentos (DOE) de um processo de soldagem TIG com o objetivo de encontrar as relações de entrada e saída do fenômeno. Alterando dentro de suas respectivas escalas, foram criados mil dados de forma aleatória e as respostas foram calculadas para cada combinação de variáveis de entrada usando as equações de resposta obtidas através da regressão convencional proposta, duas redes neurais de abordagens (*back-propagation algorithm* e *genetic-neural system*) foram

desenvolvidas. No final o sistema genético-neural (GA-NN) superou o BPNN na maioria dos casos de teste (mas não todos).

Haeser e Gomes (2008) propuseram um algoritmo que a cada interação realiza duas fases: fase heurística, na qual se aplica uma etapa da técnica *simulated annealing* e fase local, na qual acionamos um otimizador local para resolução do problema, usando como aproximação inicial, a solução obtida na fase heurística. Ramalho (2008) apresentou uma metodologia para análise de eficiência energética do processo de soldagem oxicorte (OAW) calculando a quantidade de energia gerada no processo, utilizando duas metodologias de diferentes autores, simulou com a utilização de Redes Neurais Artificiais, alguns dados necessários para calcular variações como a concentração de oxigênio e a temperatura inicial da chapa.

Cângani (2010) desenvolveu uma técnica para a obtenção do fluxo de calor, perfil de temperatura e geometria da poça de fusão durante o processo de soldagem TIG de amostras cilíndricas de aço inoxidável austenítico AISI 304. O problema térmico foi tratado como um problema inverso de transferência de calor com mudança de fase e dados experimentais referentes à temperatura da peça soldada e dimensões da área fundida foram usados para validar o modelo térmico proposto. A técnica inversa da Seção Áurea foi aplicada para determinar o aporte de calor durante o processo de soldagem.

Tsai et al. (2011) apresentou modelos matemáticos para modelagem e análise dos efeitos do tratamento térmico sobre as características da liga do magnésio soldada pelo processo TIG, os modelos matemáticos exploraram a metodologia de superfície de resposta (RSM) para expressar as influências dos parâmetros de processamento. Os resultados da análise de variância (ANOVA) e comparações dos dados experimentais mostraram que os modelos matemáticos do valor da resistência máxima à tração e alongamento são razoavelmente bem coerentes quando comparados com os valores experimentais com um intervalo de confiança de 95%.

Borges (2008) apresenta em seu trabalho a solução do problema inverso de soldagem por meio da técnica da Função Especificada proposta originalmente por Beck (1985). Essa técnica de solução de problemas inversos em transferência de calor tem sido largamente utilizada em pesquisas realizadas no LTCM (Carvalho (2005), Borges (2008), Santos (2008), Sousa (2006), Gonçalves (1999), Guimarães (1993) são alguns exemplos) e por diversos outros pesquisadores.

Gonçalves (1999) utilizou a metodologia inversa em transferência de calor para solucionar um problema de convecção natural em uma placa de alumínio plana vertical aquecida, a fim de obter o fluxo de calor imposto e a temperatura de parede partindo do perfil de temperatura ao longo da camada limite, para isso utilizou o método da função

especificada sequencial, o método de regularização (uma variante do método da função especificada) e o método do algoritmo genético. Através do método da função especificada observou, entre outros fatos, que com o aumento do passo futuro o erro obtido tanto para o fluxo de calor quanto para a temperatura de parede diminui, porém o seu valor permanece muito alto para posições inferiores, e que a melhor posição para a colocação do sensor de temperatura na experimentação seria bem próximo à placa e na extremidade superior, o mais distante possível do início do escoamento.

Fernandes (2009) aplicou soluções analíticas baseadas nas funções de Green no desenvolvimento de técnicas de problemas inversos voltados a aplicação de problemas térmicos em condução de calor. O Método Sequencial baseado em função especificada foi utilizado para obtenção de uma grandeza proporcional ao fluxo de calor imposto em uma amostra a fim de obter a difusividade térmica, a taxa de calor total fornecida pelo elemento de aquecimento e a condutividade térmica. A incorporação de soluções analíticas no código DPT – Determinação de Propriedades Térmicas (BORGES, 2004) para a estimativa de propriedades térmicas de amostras sólidas de geometria retangular foi uma das aplicações apresentadas pela autora.

Silva (2011) desenvolveu um código computacional em linguagem C com algumas ferramentas implementadas em JAVA e MATLAB, para o estudo da transferência de calor por condução, utilizando algumas técnicas de problemas inversos, os resultados foram comparados com procedimentos experimentais em corpos de prova fabricados de aço inoxidável AISI 304 e foi observada uma boa concordância entre os valores do fluxo de calor e perfis de temperatura entre as técnicas. Um estudo comparativo entre os resultados obtidos pelas técnicas de resolução dos problemas inversos através dos métodos: Seção Áurea, Minimização de Brent, Métrica Variável, Stolz, Função Especificada, Regularização de Tikhonov, os valores encontrados foram muito concordantes, com observância ao reduzido tempo de programação das técnicas que possuem a minimização da função objetivo incluídas dentro do programa, calculando uma única vez os coeficientes de sensibilidade como ocorre com as técnicas da função especificada sequencial e a da Regularização de Tikhonov.

2.3 Fundamentos Teóricos

O processo de soldagem GMAW (Gas Metal Arc Welding) ou MIG/MAG, como é mais popularmente conhecido é o mais amplamente usado para soldagem de aços inoxidáveis devido a sua versatilidade, economia e alta qualidade, bem como a aparência estética do acabamento da solda (METÁLICA, 1999). O eletrodo, o arco e a área em volta da poça de fusão da solda são protegidos por uma atmosfera protetora de gás inerte (Ar/He), o processo é também chamado MIG (Metal Inert Gas). Por outro lado, se o gás for ativo (CO_2 ou mistura $\text{Ar/O}_2/\text{CO}_2$), o processo é chamado MAG (Metal Active Gas) (MODENESI & MARQUES, 2006).

O processo de soldagem funciona com corrente contínua (CC), normalmente com o arame no polo positivo. Essa configuração é conhecida como polaridade reversa. A polaridade direta é raramente utilizada por causa da transferência deficiente do metal fundido do arame de solda para a peça. São comumente empregadas correntes de soldagem de 50 A até mais que 600 A e tensões de soldagem de 15 V até 32 V. Um arco elétrico autocorrigido e estável é obtido com o uso de uma fonte de tensão constante e com um alimentador de arame de velocidade constante (FORTES, 2005).

A soldagem MIG produz uma solda limpa e de alta qualidade. Como não é gerada escória, a chance de inclusão da mesma no metal de solda é eliminada, e a solda não necessita de limpeza no final do processo (MOSELI, 2013).

No caso do gás de proteção, ao utilizar-se o Hélio é possível obter uma solda com maior penetração, devido ao maior potencial de ionização deste gás. Em relação à corrente de soldagem pode-se considerar, de forma geral, que ela controla a penetração da solda, com efeito diretamente proporcional. Ainda assim, a corrente afeta também a tensão do arco, sendo que para um mesmo comprimento de arco, um aumento na corrente causará um aumento na tensão do arco. As soldagens com corrente contínua em eletrodo no polo negativo oferecem elevada penetração e maiores velocidades de soldagem, enquanto a corrente alternada é especialmente eficaz quando na soldagem de materiais com óxidos refratários, como alumínio e magnésio, pois se pode realizar a chamada limpeza catódica, quando o eletrodo encontra-se no polo positivo. A terceira opção, de corrente alternada com eletrodo no polo positivo, é pouco utilizada devido ao superaquecimento do eletrodo (METÁLICA, 1999).

Conforme Modenesi (2000), a tensão do arco, designação dada para a tensão entre o eletrodo e a peça, é fortemente influenciada por diversos fatores, a saber:

1. Corrente do arco;
2. Distância entre o eletrodo e a peça (comprimento do arco) e

3. Tipo do gás de proteção.
4. Espessura e tipo de junta.
5. Posição de soldagem.
6. Diâmetro e composição do arame.

Como existe uma relação direta entre a tensão e o comprimento do arco, a tensão é usada para controlar o processo, pois uma vez fixados diversos outros parâmetros, a tensão do arco possibilita o controle do comprimento do arco, que é difícil de monitorar. Por sua vez, o comprimento do arco afeta diretamente a largura da poça. Apesar disso, na maioria dos processos com chapas, o comprimento do arco desejado é o menor possível (JAUSOLDA, 2013).

A velocidade de avanço afeta a penetração e a largura no processo, sendo esta última, porém, muito mais afetada. Sua grande importância reside no fato dela determinar o custo do processo, por estar intimamente ligada à velocidade do processo. Entretanto, muitas vezes, a velocidade torna-se apenas uma consequência a partir da definição de padrões de qualidade e uniformidade (FORTES, 2005).

A forma de alimentação do material de adição é outro parâmetro importante. Em processos manuais, a maneira como o material é adicionado influencia no número de passes e na aparência da solda acabada. Já no caso de soldas mecanizadas e automatizadas, a variação na velocidade irá significar variação na quantidade de adição por unidade de comprimento. Aumentando-se a velocidade de alimentação do arame produzem-se soldas com menor penetração e perfis convexos. Diminuindo-se a velocidade aumenta-se a penetração e têm-se perfis mais achatados. A redução da velocidade tem um limite, entretanto, pois pode levar a fissuras e falta de material. (BRACARENSE, 2000).

A energia é fornecida a partir do arco voltaico que se apresenta como uma fonte de calor móvel/não uniforme, que possui um alto gradiente térmico cujas propriedades são altamente dependentes de quaisquer variações nas condições de soldagem (BRACARENSE, 2000).

Um estudo térmico de um processo de soldagem tem como principal objetivo a determinação do campo de temperaturas do corpo soldado ao longo do tempo. É necessário determinar o rendimento térmico do processo de soldagem visto que somente uma parte da energia fornecida a partir do arco voltaico é aplicada diretamente às chapas metálicas que estamos querendo unir, porque ocorrem perdas de calor por radiação iônica e convecção térmica para o meio ambiente.

Contudo é uma tarefa praticamente impossível realizar uma medição direta do fluxo de calor que é fornecido exclusivamente às chapas metálicas quando da realização do

processo de soldagem devido às grandes temperaturas envolvidas e pela fonte de calor ser móvel (deslocando-se durante o processo).

A transferência de calor pode ocorrer por condução (quando ocorre em um meio estacionário, que pode ser um sólido ou um fluido), convecção (quando ocorre entre uma superfície e um fluido em movimento), radiação (quando, na ausência de um meio de propagação, existe uma troca líquida de energia através de ondas eletromagnéticas) ou como na maioria das situações práticas que podem ocorrer ao mesmo tempo dois ou mais mecanismos de transferência de calor atuando ao mesmo tempo. De acordo com Gomes (2013), nos problemas da engenharia, quando um dos mecanismos domina quantitativamente os demais, soluções aproximadas podem ser obtidas desprezando-se todos, exceto o mecanismo dominante.

A Lei de Fourier enuncia que a quantidade de calor transferida uni-dimensionalmente por condução, na unidade de tempo, em um material, é igual ao produto das seguintes quantidades:

$$\dot{q} = -k \cdot A \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2.1)$$

onde:

\dot{q} = fluxo de calor por condução ([J/h] no Sistema Internacional);

k = condutividade térmica do material; ($\left[\frac{W}{m \cdot K}\right]$ no Sistema Internacional);

A = área da seção através da qual o calor flui, medida perpendicularmente à direção do fluxo (m^2);

$\frac{\partial T}{\partial x}$ = razão de variação da temperatura T com a distância, na direção x do fluxo de calor (K/h).

Na convecção natural (ou livre), o escoamento do fluido é ocasionado devido a uma força de corpo, proporcional à massa específica, que atua sobre um fluido no qual existem gradientes de massa específica, ocasionados por uma diferença de temperatura. O caso mais comum é o de gradientes de densidades devido à distribuição não uniforme de temperatura, sendo a força mássica devido ao campo gravitacional. Uma vez que as velocidades do fluido na convecção natural são, em geral pequenas, os valores das taxas de transferências de calor são menores quando comparadas com a convecção forçada, e são frequentemente não consideradas nos cálculos (ROCHA, 2009).

Para se analisar a temperatura do filme (T_f) para avaliar propriedades para a convecção natural, quando se conhece o fluxo de calor pode-se determinar a temperatura da parede pela equação de Isaac Newton (Holman, 1983), conforme a equação (2.2).

$$q = h.A.(T_p - T_\infty) \quad (2.2)$$

onde:

q = fluxo de calor;

h = coeficiente de transferência de calor por convecção;

T_p = temperatura de parede;

T_∞ = temperatura ambiente.

A energia necessária para que o processo de soldagem ocorra é proveniente de uma fonte de energia elétrica que gera uma ddp – diferença de potencial energético U entre o eletrodo e a peça a ser soldada. Esta diferença de potencial induz a formação de um arco elétrico que é percorrido por uma corrente elétrica i . A potência total gerada é obtida pela multiplicação destes dois parâmetros, ocorre que somente uma parte dessa potência é efetivamente aproveitada para a fusão do metal, devido a perdas atribuídas a diversos mecanismos como o efeito joule no eletrodo, a convecção natural e a radiação térmica no arco e no eletrodo (BEZERRA, 2006). A razão entre a potência útil e a potência total é conhecida como a eficiência do arco, η e depende do processo empregado. Então, a determinação da potência útil conduz a informação dos valores da corrente elétrica e da tensão (ddp) que deverão alimentar o equipamento de soldagem para a realização da solda.

No caso de fontes elétricas, como o arco elétrico, a energia gerada por unidade de tempo é dada pelo produto da tensão U e a corrente i . Desta forma, para processos de soldagem a arco, então o fluxo de calor (entrada de calor ou aporte térmico) pode ser calculado considerando as perdas pelas equações (2.3) ou (2.4).

$$\dot{q} = \frac{\eta \cdot U \cdot i}{A} \quad (2.3)$$

onde,

\dot{q} = taxa de calor por unidade de área (fluxo de calor),

A = área do fluxo.

e,

$$\dot{Q} = \eta \cdot U \cdot i \quad (2.4)$$

onde,

\dot{Q} = quantidade de calor por unidade de tempo.

Segundo Modenesi (2009), para ser usada na soldagem por fusão, uma fonte deve ter uma potência específica entre cerca de 10^6 a 10^{13} W/m². Abaixo do limite inferior, a densidade de energia é insuficiente para fundir a região próxima da área de contato antes que o calor se difunda para o restante da peça. Acima do limite superior, o calor é fornecido de forma tão concentrada que vaporiza a região de contato antes da fusão ou aquecimento apreciável de outras partes da peça.

A lei de Fourier juntamente com as condições de contorno, a geometria do corpo e a intensidade e distribuição do aporte de calor cedido ao corpo pelo arco elétrico permitem determinar o campo de temperaturas ao longo do corpo para cada instante de tempo.

A velocidade com que a tocha (fonte de calor) se movimenta afeta significativamente nas dimensões do cordão de solda bem como a sua profundidade de penetração, e deve ser levada em consideração no caso de fontes móveis. Para uma velocidade muito alta de soldagem, o arco não permanece tempo suficiente na região de solda para proporcionar uma boa fusão e penetração do cordão. Já para uma velocidade baixa, a penetração aumenta, mas, para uma velocidade excessivamente baixa de soldagem, o próprio metal fundido na poça funciona como isolante térmico para a transferência de calor do arco para o metal base, prejudicando também a penetração de solda (FONSECA, 2004).

No processo de soldagem, as regiões mais interessantes para análise de transferência de calor são a zona de fusão (ZF) e a zona termicamente afetada pelo calor (ZTA), onde se atingem temperaturas elevadas. Estes níveis de alta temperatura, provocam nos materiais envolvidos na operação de soldagem, alterações em sua estrutura cristalina, resultando em transformações de fases e alterações nas propriedades mecânicas do metal soldado. Os cálculos para estimar a distribuição de temperatura em uma soldagem de vários passes é mais complexo do que no processo de único passe, devido a efeitos térmicos sobrepostos de um passe sobre os passes anteriores. Fassani & Trevisan (2003) produziram um trabalho, onde foi feita uma comparação entre ciclos térmicos obtidos de modelos analíticos de fonte de calor concentrada e gaussiana (distribuída) na ZF e ZTA para um processo de soldagem GMAW de múltiplos passes em chapas chanfradas em “V” de aço de baixo percentual de carbono.

As propriedades termo físicas são sensíveis à variação de temperatura e afetadas por ela.

Como não é possível a solução direta de problemas envolvendo mudanças de fases e fonte móvel de calor com o uso de dados experimentais devido ao não conhecimento do fluxo de calor realmente utilizado durante o processo e da dificuldade de localizar precisamente a interface sólido-líquido, uma solução inversa para o problema (GONÇALVES, 2004) consiste em determinar o raio da poça de fusão para obter a sua geometria e a partir desses dados conhecer o perfil de temperatura por meio de solução do problema direto com os valores dos raios obtidos pelo código inverso. O método da seção áurea com interpolação polinomial, conforme a autora, foi eficiente na busca do mínimo global, em contra partida apenas uma variável pode ser estimada pelo código inverso, no caso particular o raio da poça de fusão.

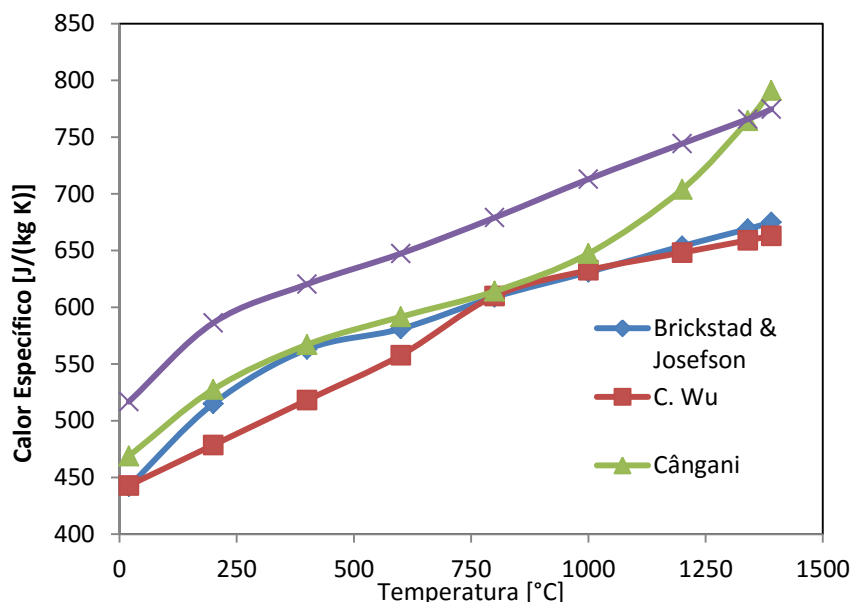


Figura 2.1 – Sobreposição de gráficos do calor específico em função da temperatura.

Não foi objetivo desta tese de doutorado, a determinação das propriedades térmicas da amostra utilizada nesta simulação computacional, apesar do Programa DPT ter sido inicialmente construído para esse fim. Por isso, tornou-se necessário utilizar equações já prontas, obtidas da literatura técnica, que representassem o comportamento transiente das propriedades térmicas do aço inoxidável AISI 304, variando com a temperatura.

Como é possível observar nas Fig. 2.1 e 2.2, os valores obtidos na literatura técnica consultada para as propriedades térmicas aqui consideradas, ficaram bem próximos uns dos outros, as pequenas distorções apresentadas, podem ser explicadas devido à produção do aço utilizado nos experimentos ter sido feita em corridas diferentes, de acordo com o que foi

explanado anteriormente, para melhor evidenciar esse fato, foi selecionado um trecho do gráfico de cada curva ajustada em um mesmo intervalo de temperaturas.

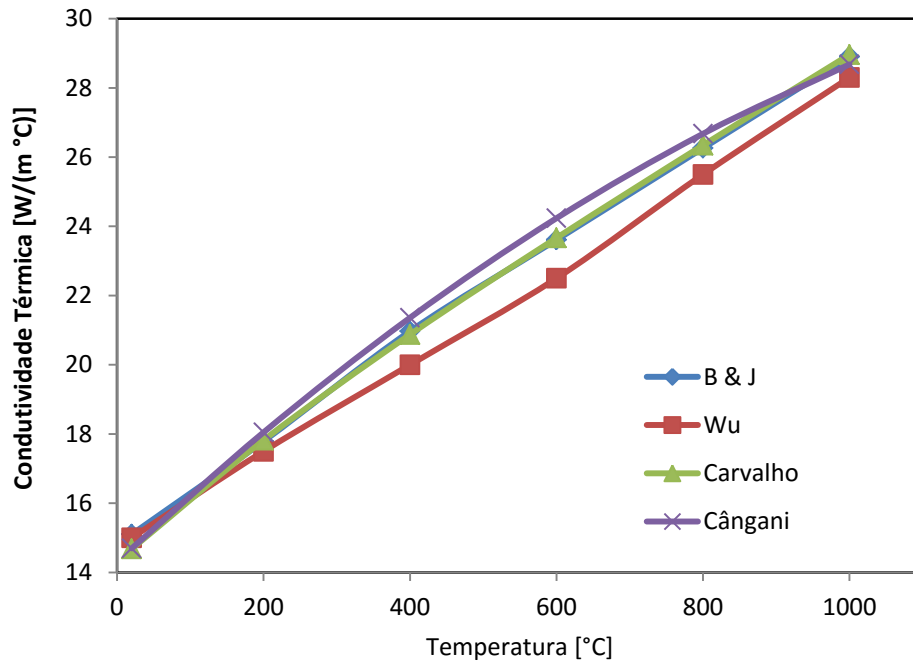


Figura 2.2 – Sobreposição de gráficos da condutividade térmica em função da temperatura

Apresenta-se no próximo capítulo, o modelo matemático implementado no software DPT e a nova formulação que será inserida no algoritmo computacional, para que o mesmo simule o problema térmico de soldagem envolvendo mudança de fase, deposição de material, junção de duas peças, chanfro em “V” e propriedades térmicas transientes.

CAPÍTULO III

Modelo Térmico

Em seu trabalho, Borges (2004) propôs a solução de um problema térmico tridimensional transiente, no qual a amostra é submetida a uma fonte de calor estática transiente, enquanto todas as outras superfícies mantêm-se isoladas, conforme se observa na Fig 3.1.

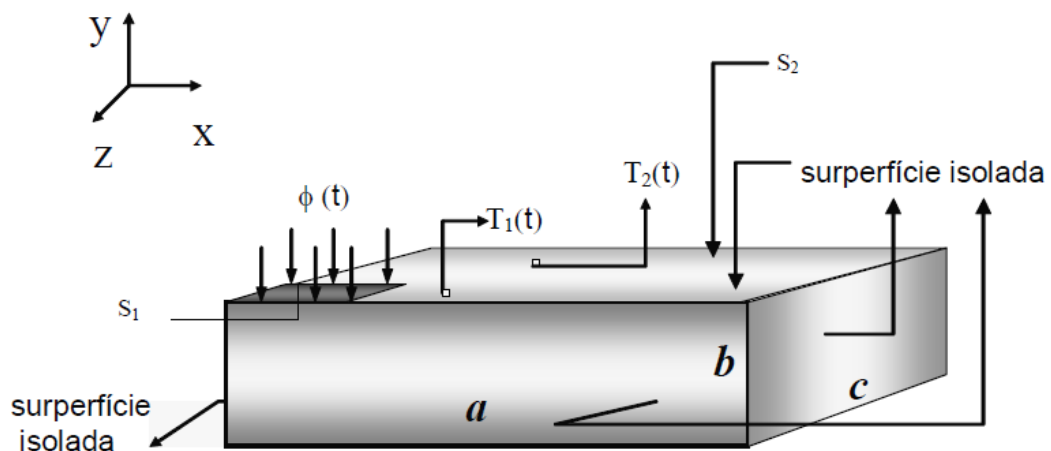


Figura 3.1 – Modelo térmico equivalente tridimensional transiente

Fonte: Adaptado de Borges (2004)

O modelo numérico adotado neste trabalho está baseado naquele desenvolvido por Borges (2004). No entanto, o mesmo será reestruturado visto que o autor se baseia em um modelo térmico simplificado, no qual as propriedades térmicas são constantes, a fonte de calor é estática, a convecção térmica e a radiação iônica são nulas e não há mudança de fase sólido-líquido ou líquido-sólido.

O modelo térmico descrito originalmente por Borges (2004) é apresentado na Eq. (3.1):

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (3.1)$$

na região R ($0 < x < a$, $0 < y < b$, $0 < z < c$) e $t > 0$, sujeita às condições de contorno,

$$-k \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y=b} = \phi(t) \text{ em } S_1 \text{ (} 0 \leq x \leq x_H, 0 \leq z \leq z_H \text{)}, \quad (3.2)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y=b} = 0 \text{ em } S_2 \text{ (} x, z \in S \mid (x, z) \notin S_1 \text{)}, \quad (3.3)$$

$$\frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=a} = \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{y=0} = \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=0} = \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=c} = 0, \quad (3.4)$$

e à condição inicial,

$$T(x, y, z, 0) = T_0, \quad (3.5)$$

onde S é definida por ($0 \leq x \leq a$, $0 \leq z \leq c$) e x_H e z_H são os limites da região S_1 onde o fluxo de calor $\phi(t)$ é aplicado.

A solução numérica proposta por Borges (2004) se baseia no método de volume finito com formulação totalmente implícita. O sistema linear é resolvido pelo método da Sobre Relaxações Sucessivas (S.O.R.). O software desenvolvido foi intitulado DPT – Determinação de Propriedades Térmicas – tendo em vista os objetivos específicos propostos pelo autor.

O Programa DPT – Determinação de Propriedades Térmicas na sua versão anterior necessitava de implementações que simulasse o objeto em estudo de forma mais próxima da realidade, nesse propósito esta tese apresenta algumas modificações que foram feitas no código fonte do programa para implementar, por exemplo, o efeito da mudança de fase levando em consideração a variação da entalpia segundo o modelo proposto por Özisik (1993), onde são adicionados na formulação da entalpia o calor latente de fusão e a fração mássica na região de transição sólido-líquido e calor latente na fase líquida à parcela do calor específico. Para contemplar a influência da temperatura nas propriedades térmicas do aço AISI 304, foram utilizadas no lugar de valores constantes, expressões para a condutividade térmica e calor específico que dependem da temperatura, de acordo com as

utilizadas por Cângani (2010). Com relação à geometria da amostra, o programa realizava simulações tridimensionais apenas em corpos com a forma de um paralelepípedo, alterando a forma de alimentação dos dados coordenados (cotas) pode-se agora implementar um chanfro de 45° nas chapas e a deposição de material foi obtida através da adição de um semicilindro elíptico acima do chanfro, nos modelos que simularão a soldagem, proporcionando estudos em amostras de geometria variável.

Para que o software DPT possa ser aplicado na solução do problema térmico de soldagem com mudança de fase, propõem-se diversas modificações no algoritmo computacional. Na Fig. 3.2, apresenta-se o problema térmico que representa o processo de soldagem MIG de duas chapas metálicas de aço inoxidável AISI 304.

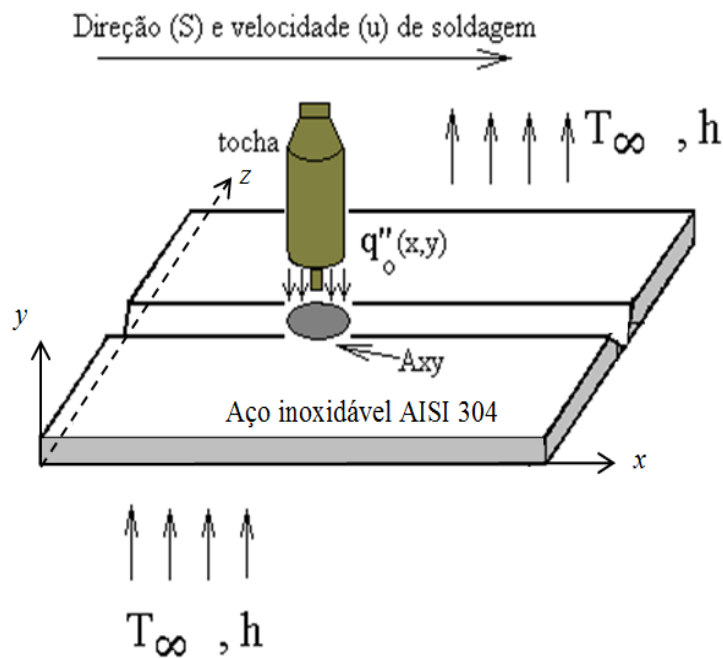


Figura 3.2 – Representação esquemática do processo de soldagem de MIG

Nesse caso, segundo Özisik (1993), o modelo térmico tridimensional transiente é descrito pela equação da difusão baseada na entalpia, ou seja:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \rho \frac{\partial H}{\partial t} \quad (3.6)$$

onde k é a condutividade térmica, ρ a densidade, T é a temperatura, t é o tempo e x, y, z o sistema de coordenadas e H a entalpia.

A entalpia total do processo térmico é concebida como um somatório da entalpia sensível (que pode ser percebida pela variação da temperatura) adicionada ao calor latente (responsável pela mudança de fase), como pode ser descrito pela equação:

$$H = h + \Delta H \quad (3.7)$$

Onde:

h = entalpia sensível,

ΔH = calor latente.

Sabendo-se que:

$$h = C \cdot T \quad (3.8)$$

Onde:

C = calor específico

$0 \leq \Delta H \leq L$; L = calor latente total de fusão.

Pode-se interpretar fisicamente na região de transição de fases, que:

$$\text{fração líquida} = \frac{\Delta H}{L} \quad (3.9)$$

$$\text{fração sólida} = 1 - \frac{\Delta H}{L} \quad (3.10)$$

Segundo Özisik (1993), para uma liga metálica, a variação da entalpia H é definida por:

$$H = \begin{cases} CT & \text{para } T < T_s \\ CT + fL & \text{para } T_s \leq T \leq T_m \\ CT + L & \text{para } T > T_m \end{cases} \quad \begin{matrix} \text{material na fase sólida} \\ \text{transição sólido – líquido} \\ \text{material na fase líquida} \end{matrix}$$

onde C é o calor específico, f a fração mássica, L o calor latente, T_s a temperatura abaixo da qual o material se encontra no estado sólido e T_m a temperatura acima da qual há apenas a fase líquida do material.

Ganguly & Chakraborty (2006) utilizaram a formulação da entalpia descrita por Brent et. al. (1998) para desenvolver um procedimento sistemático e generalizado para a formulação matemática das funções de calor latente, aplicável para a modelagem de sistemas de solidificação baseada na entalpia de ligas de múltiplos componentes, onde para a previsão precisa da fracção líquida em um volume de controle do domínio de mudança de fase, o conteúdo de calor latente de cada célula computacional precisava ser atualizado de acordo com os valores de concentração de espécies ou temperatura previstos pelas equações de conservação macroscópica, durante cada iteração dentro de uma etapa de tempo.

Para misturas, materiais impuros e ligas, a fusão ocorre em uma escala de temperatura na qual aparece uma zona bifásica, denominada região de *mushy*, entre a zona sólida e a líquida. Neste caso, essa zona é identificada pela fracção mássica conforme a seguinte relação:

$$f = \frac{T - T_S}{T_m - T_S} \quad (3.11)$$

A Equação (3.6) representa um problema térmico não linear que depende fortemente da técnica para calcular a fracção mássica e correta identificação das propriedades térmicas. Expandindo a entalpia em termos do calor sensível e latente, a Eq. (3.6) pode ser reescrita da seguinte forma:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q'''(x, y, z) \partial x \partial y \partial z = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} + \rho L \frac{\partial f}{\partial t} \quad (3.12)$$

cujas condições de contorno podem ser escritas por

$$-k \frac{\partial T}{\partial \eta_i} = h(T - T_\infty) \quad (3.13)$$

nas regiões expostas ao meio convectivo (ambiente) e

$$-k \frac{\partial T}{\partial \eta_i} = \frac{\dot{m} L}{A} \quad (3.14)$$

na área circular definida por A_{xy} (Fig. 3.2), $q''(x_v, y_v, t)$ representa o fluxo de calor móvel transiente, \dot{m} a vazão mássica ou deposição de metal fundido e A área do chanfro. x_v e y_v são as coordenadas da fonte de calor que são atualizadas conforme o tempo de soldagem t .

O índice i (1,2,4,5 e 6) representa a i -ésima superfície da chapa, η_i representa a normal a essa superfície, T a temperatura, T_∞ a temperatura ambiente e h o coeficiente de transferência de calor por convecção. Como condição inicial adota-se:

$$T(x, y, z, 0) = T_0 \quad (3.15)$$

onde T_0 representa a temperatura inicial das chapas de aço inoxidável da série 304.

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

$$f^{k+1} = f^k + \lambda \cdot \left(\frac{c}{L} \frac{A_p}{A_{p_0}} (T^k - T_m) \right) \quad (3.16)$$

onde λ é um coeficiente de sub-relaxação ($0 < \lambda < 1$), A_p e A_{p_0} são parâmetros obtidos a partir da discretização numérica da Eq. (3.12), T_m é a temperatura de fusão do material e o índice k indica a iteração. Além disso, valem as seguintes relações:

$$\begin{aligned} \text{Se } f^{k+1} < 0 & \Rightarrow f^{k+1} = 0 \\ \text{Se } f^{k+1} > 1 & \Rightarrow f^{k+1} = 1 \end{aligned}$$

A Equação (3.12) é resolvida numericamente pelo método dos Volumes Finitos considerando malha irregular. O problema térmico não linear é resolvido de forma iterativa conforme o algoritmo computacional apresentado na Fig. 3.3.

Para a solução do problema direto o usuário deve fornecer alguns parâmetros, tais como: dimensões das chapas metálicas, dimensões do chanfro, quantidade e posição dos termopares, amplitude, posição inicial e velocidade do fluxo de calor, temperatura inicial da amostra, polinômios que representem as propriedades térmicas transientes da amostra metálica e o valor do coeficiente de transferência de calor por convecção.

Na sequência, o algoritmo entra em um processo iterativo para o cálculo da temperatura e estimativa da fração mássica.

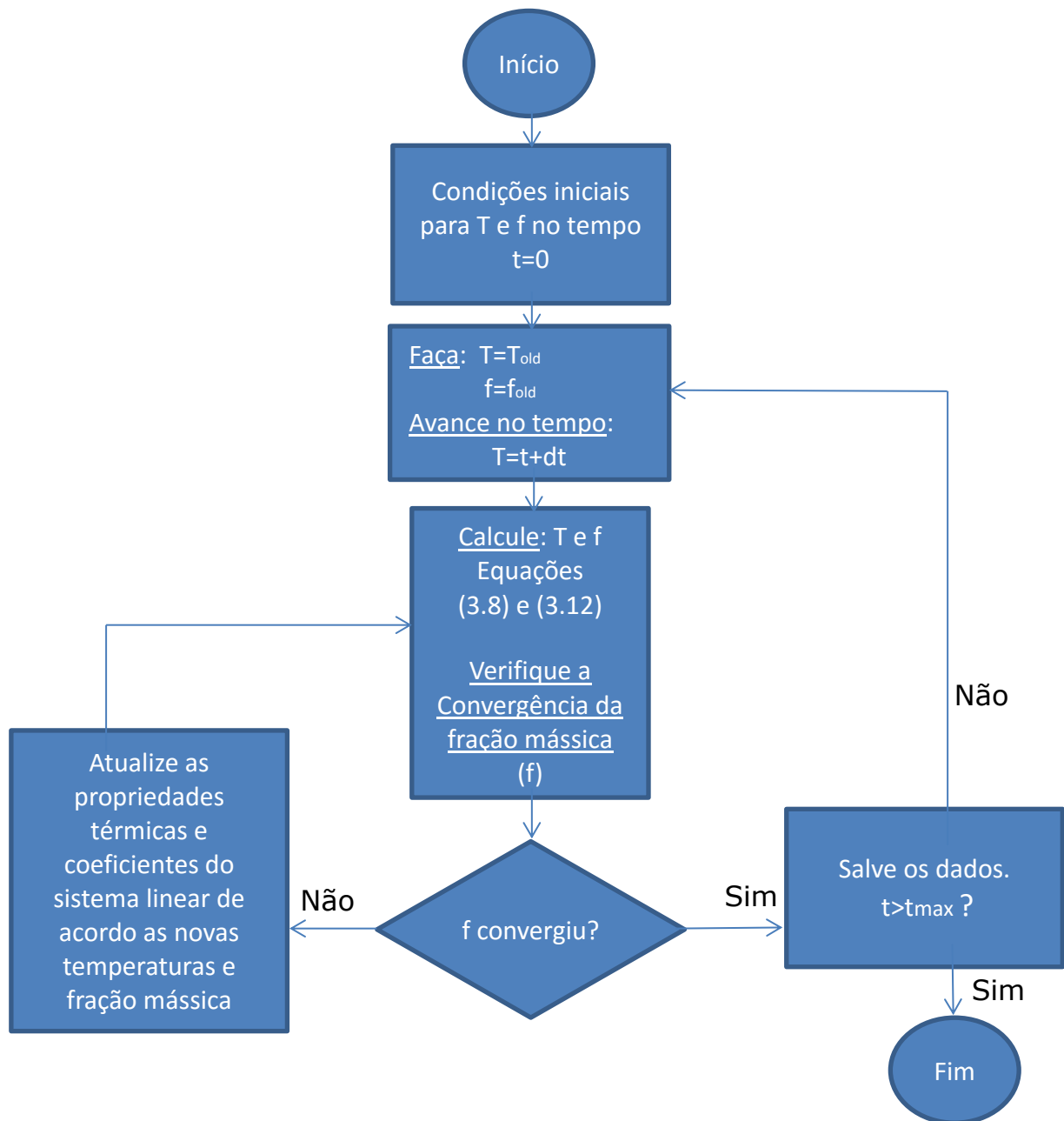


Figura 3.3 - Algoritmo computacional para a solução do problema térmico direto de transferência de calor com mudança de fase

A cada iteração, com base nas temperaturas calculadas, o algoritmo define e analisa a convergência da fração mássica em cada nó da malha numérica. Caso os valores calculados não passem pelo critério de convergência, as temperaturas atualizadas são usadas no cálculo das propriedades térmicas e dos demais parâmetros para a solução do sistema linear. É importante ressaltar que a cada iteração o problema é tratado como linear, no entanto, o processo iterativo torna a solução não linear à medida que parâmetros como a

temperatura, fração mássica e propriedades térmicas vão sendo atualizados. Após a solução do sistema, o algoritmo fornece então um novo campo de temperatura e este é aplicado para recalcular a fração mássica nodal. No caso de convergência da fração mássica, avança-se para o próximo instante de tempo. Neste caso, os valores das temperaturas e fração mássica são gravados em um arquivo, atualizam-se novamente todos os parâmetros e propriedades térmicas, e o processo iterativo é reiniciado. Finaliza-se a solução do problema quando o tempo de simulação coincide com o tempo final imposto pelo usuário. O algoritmo computacional para solucionar o problema direto foi escrito em linguagem C++ por meio do compilador C++ Builder 5.0.

CAPÍTULO IV

Técnicas de Otimização e Solução do Problema Inverso em Transferência de Calor

4.1 Introdução

O objetivo de um método de otimização é determinar a melhor configuração de um projeto sem ter que testar todas as possibilidades.

Vantagens dos métodos de otimização :

- Redução do tempo gasto no desenvolvimento de um projeto;
- Envolvem procedimentos sistematizados;
- Possibilita tratar uma grande quantidade de variáveis de projeto;
- Possibilidade de se obter algo melhor do que a configuração inicial do projeto;
- O processo de otimização não é comprometido pela intuição do projetista;

Desvantagens:

- Custo computacional (número exagerado de variáveis e/ou iterações);
- Requer uma iteração homem-máquina;
- As técnicas de otimização não possuem experiência armazenada (pode-se, no entanto, acoplá-las às técnicas de inteligência artificial);
- Dificuldade de se lidar com funções descontínuas ou com vários mínimos ou máximos locais.

Considerando como exemplo a função Mínimos Quadrados definida pelo quadrado da diferença entre as temperaturas experimentais, Y , e as temperaturas calculadas pelo modelo teórico, T . Assim, a função objetivo a ser minimizada pode ser escrita como

$$F(q'') = \sum_{t=1}^{nt} \sum_{p=1}^{np} [Y(q'') - T(q'')]^2 \quad (4.1)$$

onde q'' representa o fluxo de calor desconhecido, np é o número total de sensores de temperatura instalados na peça, nt o tempo total de aquisição, Y a temperatura experimental e T a temperatura calculada pelo modelo térmico.

Basicamente, adota-se o Método dos Mínimos Quadrados por ser uma técnica matemática que procura encontrar o melhor ajuste para um conjunto de dados experimentais e seus respectivos valores teóricos.

Analisando-se a Eq. (4.1), verifica-se que o objetivo é encontrar o valor de q'' que minimiza a função F a partir de avaliações da temperatura teórica T calculada a partir da solução Equação da Difusão de Calor.

Portanto, para se abordar o problema, usam-se as seguintes estratégias:

- Deve-se inicialmente reduzir o intervalo de incerteza em relação ao fluxo de calor $[q''_{lower} \dots q''_{upper}]$;
- Calcular a temperatura T a partir do fluxo de calor e do modelo térmico;
- Fazer uso de algum método de busca para minimizar F ;
- Encontrar o fluxo de calor ótimo q''^* .

4.2 Redução do intervalo de incerteza a partir do método de busca da Seção Áurea

Considere a Figura (4.1). Seja q''_* o ponto de mínimo no intervalo $[q''_{Lower} \dots q''_{Upper}]$ da função F . Sejam q''_{Lo} e q''_{Uo} pertencentes ao intervalo $[q''_{Lower} \dots q''_{Upper}]$, assim:

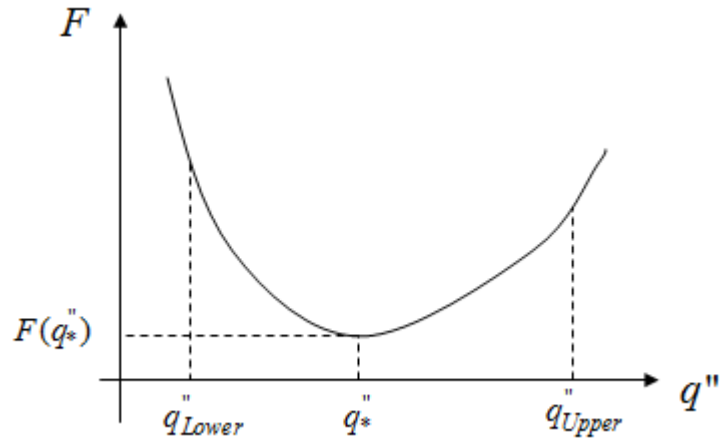


Figura 4.1 – Ponto de mínimo da função F

- Se $F(q''_{Lo}) > F(q''_{Uo}) \rightarrow q^* \in [q''_{Lo}, q''_{Upper}]$;
- Se $F(q''_{Lo}) < F(q''_{Uo}) \rightarrow q^* \in [q''_{Lower}, q''_{Uo}]$;
- Se $F(q''_{Lo}) = F(q''_{Uo}) \rightarrow q^* \in [q''_{Lo}, q''_{Uo}]$.

O uso de um processo iterativo para o teorema acima conduz a um intervalo de incerteza cada vez menor. São válidas as seguintes observação:

1. Durante o processo de redução do intervalo $(q''_{Lower} \dots q''_{Upper})$ a amplitude dos subintervalos eliminados deve ser a mesma;
2. A forma mais eficiente de se acelerar o processo de convergência não é necessariamente aquela em que, a cada iteração, o subintervalo eliminado seja o maior possível, mas sim aquela em que o número de avaliações da função F seja o menor possível.

Alguns requisitos devem ser satisfeitos pelo algoritmo de redução do intervalo de incerteza:

1º Requisito: A cada iteração, o comprimento do novo intervalo de incerteza deve ser uma fração fixa do comprimento do intervalo de incerteza anterior. A fração fixa é baseada na razão áurea.

2º Requisito: Caso $F(q''_{Lo}) > F(q''_{Uo})$, na iteração seguinte, adota-se $q''_{Lo} = q''_{Uo}$.

3º Requisito: Caso $F(q''_{Lo}) < F(q''_{Uo})$, na iteração seguinte, adota-se $q''_{Uo} = q''_{Lo}$.

A partir da análise dos requisitos 1, 2 e 3, verifica-se que existe uma única técnica de redução do intervalo de incerteza que atenda simultaneamente os requisitos 1 e 2. Para este caso, o comprimento do intervalo de incerteza é reduzido a aproximadamente 62% do comprimento do intervalo de incerteza anterior.

No entanto, quantas avaliações de “F” são necessárias para se reduzir um intervalo de incerteza a partir da Seção Áurea? Segundo Vanderplaatz (1984) o número de avaliações necessárias, é dado por:

$$N = -2,078 \ln \varepsilon + 3 \quad (4.2)$$

onde ε representa o percentual de incerteza em relação ao intervalo inicial.

Neste trabalho será utilizada a técnica da Seção Áurea (Vanderplaatz, 1999) para resolver o problema inverso em transferência de calor.

Na resolução do problema térmico inverso, o método de otimização da Seção Áurea busca obter um valor ótimo para o fluxo de calor que minimize a função objetivo dada pela Eq. 4.1.

Comparada a outras técnicas de otimização, a Seção Áurea tem como vantagem a simplicidade de implementação e uso. Este método vem sendo utilizado com sucesso por outros pesquisadores do LTCM, como por exemplo: Gonçalves (2004), Borges (2004), Carvalho (2005), Santos (2008), Cângani (2010) entre outros.

A Figura 4.2 apresenta um fluxograma do algoritmo da Seção Áurea aplicado na solução inversa do problema térmico de transferência de calor.

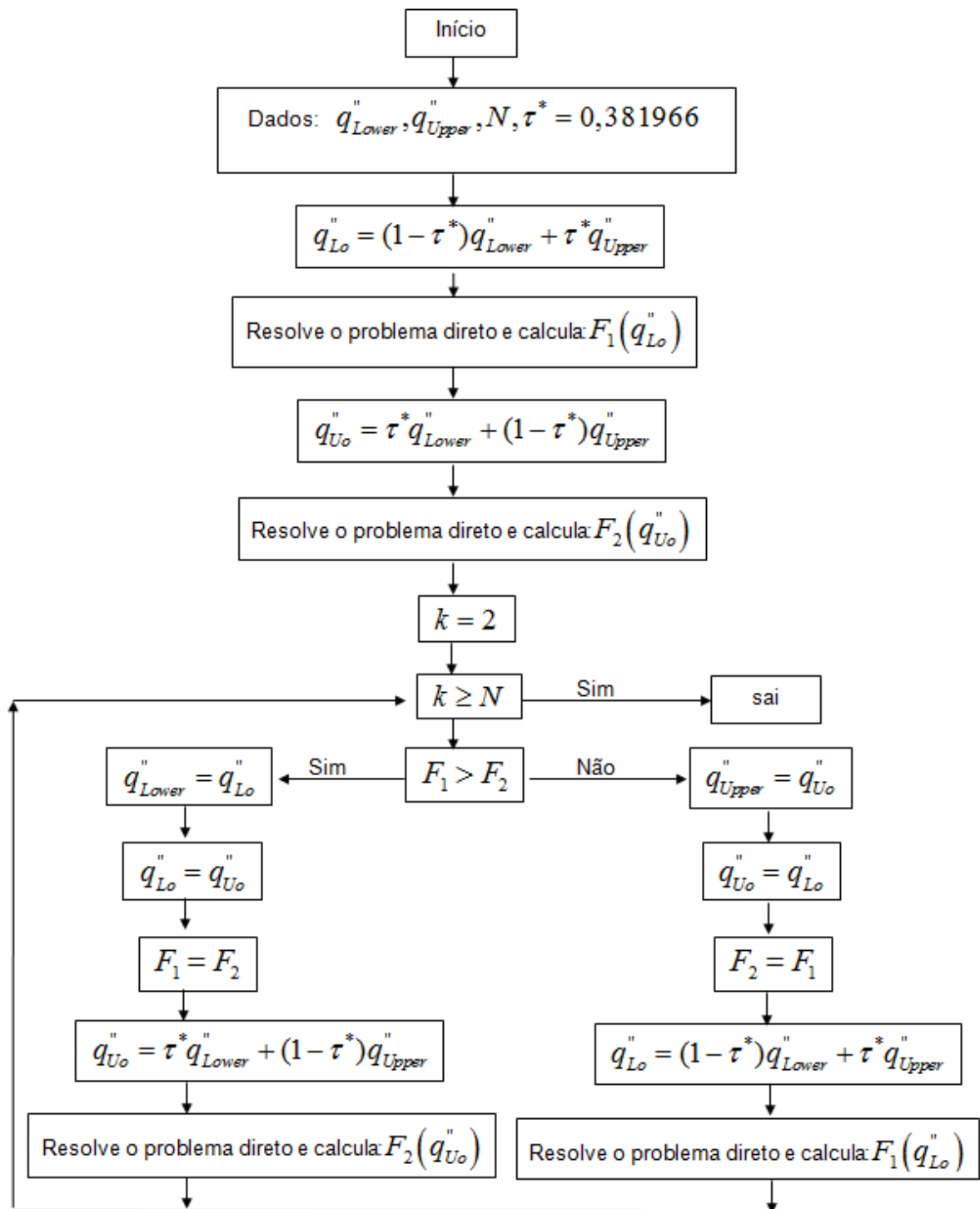


Figura 4.2 - Fluxograma do algoritmo da Seção Áurea aplicado na solução inversa do problema térmico de transferência de calor

Para aplicar a Seção Áurea na solução inversa do problema térmico de soldagem foram seguidos os seguintes passos:

Passo 1: Impor uma faixa de busca para o fluxo de calor $(q''_{Lower} < q'' < q''_{Upper})$

Observação: a faixa de busca é baseada em dados experimentais oriundos da medição da tensão e corrente aplicada durante o processo de fonte de soldagem.

Passo 2: A partir da técnica da Seção Áurea estimar um valor para q'' ;

Passo 3: Resolve o problema direto apresentado no Capítulo III;

Passo 4: Analisa a função objetivo dada pela Eq. (4.1);

Passo 5: Repetir os passos de 2 a 4 até que q''_* ótimo e F mínimo sejam encontrados;

Passo 6: A partir da minimização do intervalo de incerteza com o método da Seção Áurea, aplica-se o método da aproximação polinomial cúbica para encontrar o valor ótimo do fluxo de calor que minimiza a função objetivo dada pela Eq. (4.1).

CAPÍTULO V

Avaliação e Testes Preliminares no Modelo Térmico

Objetivando avaliar a capacidade operacional do programa DPT e das novas equações implementadas no modelo térmico foram realizadas simulações em duas modalidades de soluções.

Na primeira foi testada a capacidade de resolver o problema térmico de forma direta, então o programa foi alimentado com dados fictícios, como por exemplo: quantidade de calor fornecido por uma fonte móvel, velocidade e direção da fonte de calor, geometria da peça a ser soldada, propriedades térmicas do material com o qual a peça foi confeccionada, tipo de malha e outros, para a obtenção de temperaturas teóricas percebidas através de termopares que por conveniência foram localizados na parte inferior da peça, sobre a linha de centro da face oposta à aplicação da fonte de calor e posicionados ao longo da direção do deslocamento da fonte térmica.

Na segunda as temperaturas sintéticas produzidas como solução do problema direto foram utilizadas para traçar o perfil térmico tridimensional da temperatura na peça no decorrer da simulação, para solução do problema inverso em transferência de calor.

Para realizar um estudo comparativo objetivando a análise das implementações feitas no programa DPT para a solução do problema direto, foram realizadas três simulações computacionais de soldagem para reproduzir:

a) um caso onde um paralelepípedo de aço inoxidável da série 304 é submetido a uma fonte de calor circular que se desloca a uma velocidade constante sobre sua superfície, sem adição de material, considerando que as propriedades térmicas do material não sejam perturbadas pela variação da temperatura e que não seja observada mudança de fase no material durante esta operação.

b) um caso onde são mantidas as condições anteriores, porém considerando a mudança de fase ocorrida no material durante a operação.

c) um caso onde é contemplada a influência das variações da temperatura sobre as propriedades térmicas do material ensaiado, bem como as mudanças de fase decorrentes do processo de soldagem MIG em duas peças com um chanfro em “V” com deposição de material.

No primeiro estudo proposto, adotou-se uma fonte de calor de 3.927 W atuando em uma área circular de raio $5,0 \times 10^{-3}$ m, deslocando-se a $20,0 \times 10^{-3}$ m/s sobre a superfície de um corpo em forma de paralelepípedo de $(200 \times 4 \times 50)$ mm³, inicialmente na temperatura de 30°C, nesta simulação foram implementados nove termopares na superfície oposta ao fluxo de calor, igualmente separados (20 mm) entre si e posicionados abaixo do deslocamento da fonte de calor conforme mostrado na Fig. 5.1. Adotou-se a condutividade térmica $k=14,9$ [W/m.K] e para a difusividade térmica $\alpha = 3,95 \times 10^{-6}$ [m²/s]. Foram previstos duzentos passos de tempo com um intervalo de 0,1s.

As variações transientes das temperaturas mostradas na Fig. 5.2 foram obtidas a partir da simulação no DPT. Utilizou-se para efeitos de cálculo uma malha numérica irregular de aproximadamente 1.000.000 nós. O custo computacional para a solução do problema térmico foi de aproximadamente 10 horas em um computador com a configuração: i7, 8 núcleos de processamento, com 3.2 *giga-hertz* cada e memória *ram* de 32 gigas. O algoritmo computacional implementado no DPT ainda não está paralelizado, portanto, apesar do computador possuir 8 núcleos, o programa faz uso de apenas um no processo de cálculo. Para efeito de comparação a posteriori, as propriedades térmicas do material foram consideradas constantes.

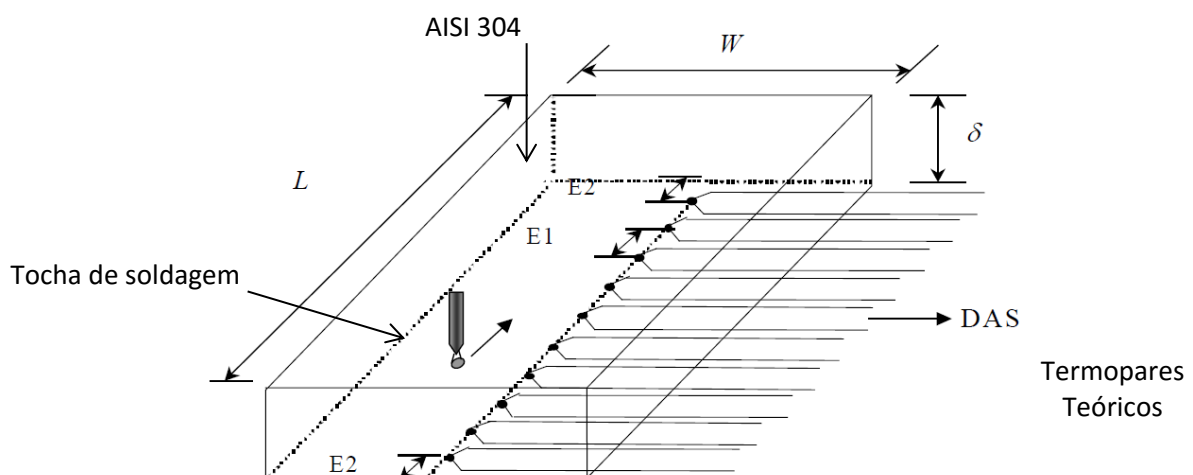


Figura 5.1 - Posicionamento dos termopares teóricos no modelo térmico

Fonte: Adaptado de Gonçalves (2010)

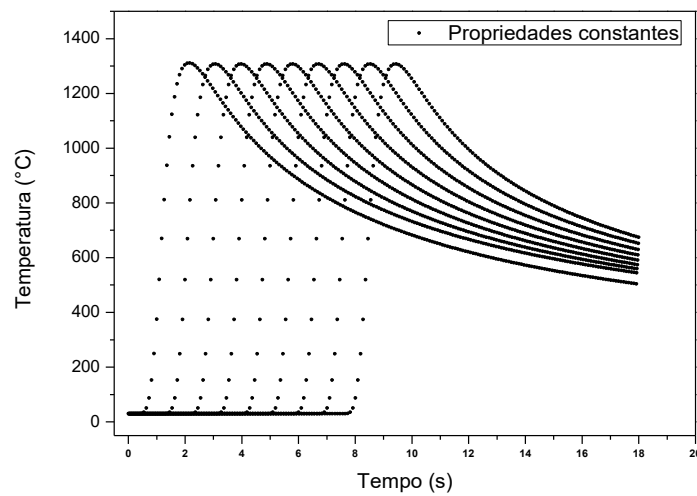


Figura 5.2 - Temperaturas teóricas x Tempo de aquisição. Propriedades constantes.

Após a implementação do fenômeno da mudança de fase no algoritmo, considerou-se ainda que as propriedades térmicas do material em estudo passaram a variar sob a influência da temperatura, de acordo com as equações prescritas por CÂNGANI (2010). Dessa forma, a condutividade térmica e o calor específico do material utilizado na simulação ficaram dependentes da variação de temperatura imposta pela fonte móvel de calor. O impacto de tais mudanças no algoritmo computacional pode ser observado na Fig. 5.3, que reporta as temperaturas lidas virtualmente pelos nove termopares utilizados na simulação computacional transiente.

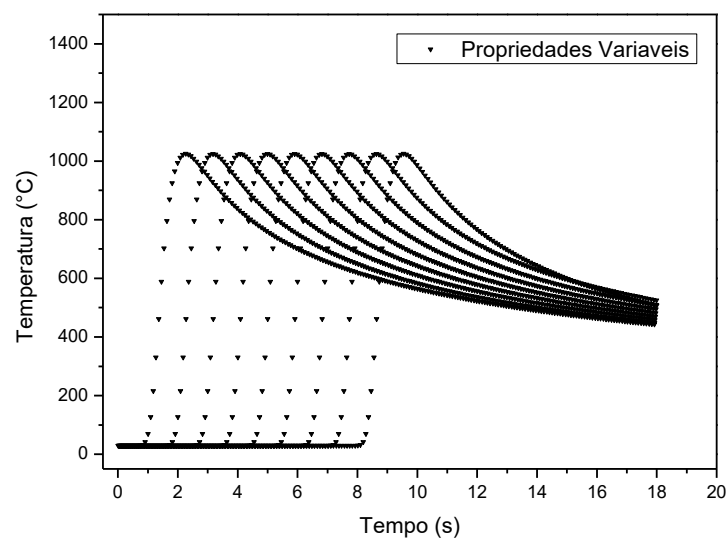


Figura 5.3 - Temperaturas teóricas x tempo de aquisição. Propriedades variáveis

Utilizou-se para efeitos de cálculo uma malha numérica irregular de aproximadamente 1.000.000 nós. O custo computacional para a solução do problema térmico foi de aproximadamente 15 horas em um computador com a configuração: i7, 8 núcleos de processamento, com 3.2 *giga-hertz* cada e memória *ram* de 32 gigas.

Com o objetivo de avaliar o impacto da melhoria conseguida pela implementação da mudança de fase e variação das propriedades térmicas com a temperatura, que torna essa simulação computacional mais próxima do que ocorre na prática experimental, foi construída uma sobreposição dos gráficos da Fig. 5.2 e da Fig. 5.3, utilizando o programa comercial Oring[®], como pode ser observado na Fig. 5.4. A visível diferença observada nas amplitudes das curvas plotadas, deve-se provavelmente ao fato de que para mudar de fase o material necessita de uma parcela adicional de energia que é dispensada na forma de calor latente, em decorrência disto as curvas produzidas no gráfico da Fig. 5.3 possuem uma amplitude menor do que as observadas no gráfico da Fig. 5.2, o que confirma que os resultados apresentados pelo programa DPT seguem o comportamento físico previsto para o problema térmico.

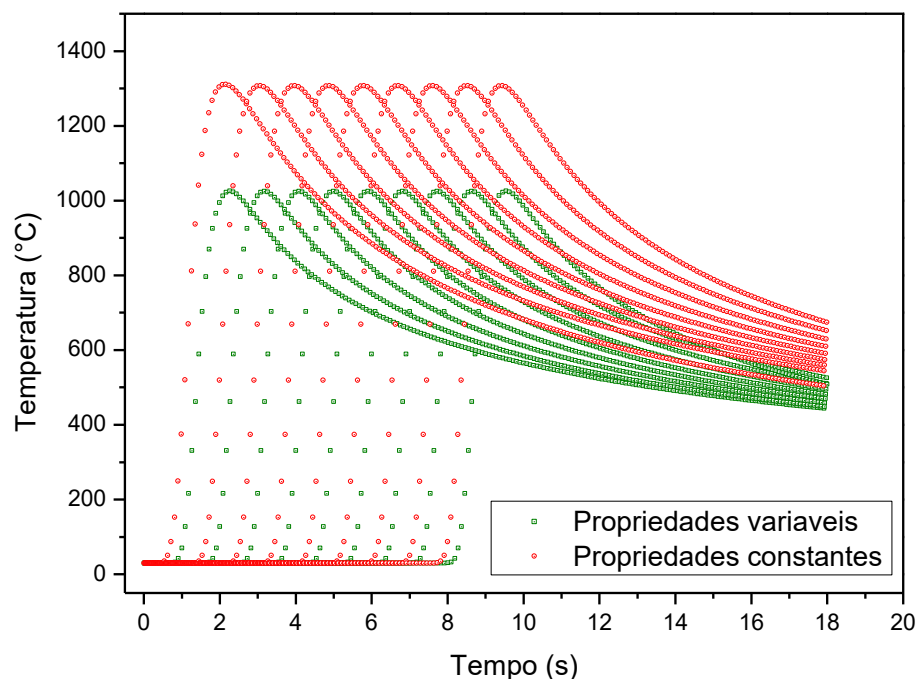


Figura 5.4 - Sobreposição dos gráficos das Figuras 5.2 e 5.3.

O programa DPT na sua versão anterior realizava simulações térmicas apenas em corpos de geometrias simples como o de um paralelepípedo. Com a nova metodologia, um

chanfro foi introduzido no objeto em estudo para simular uma operação de soldagem de topo com um chanfro em “V”, para isso foram introduzidas no programa duas equações (uma ascendente e outra descendente) para limitar a área de varredura das temperaturas pelos termopares na região do chanfro. A deposição de material dentro do chanfro foi implementada partindo do princípio que esse material é depositado na forma líquida (acima de 1399°C), difunde-se sobre a superfície do chanfro e depois do arrefecimento natural muda de fase e torna-se sólido.

Na Figura 5.5 observam-se as curvas referentes às temperaturas teóricas lidas pelos nove termopares, quando um fluxo de calor 1.570 W, menor que o aplicado anteriormente, é direcionado com velocidade constante de $20,0 \times 10^{-3}$ m/s para a região do chanfro onde está sendo depositado material para realizar a soldagem. Nesta simulação considerou-se mudança de fase e que as propriedades térmicas do material variam com a temperatura.

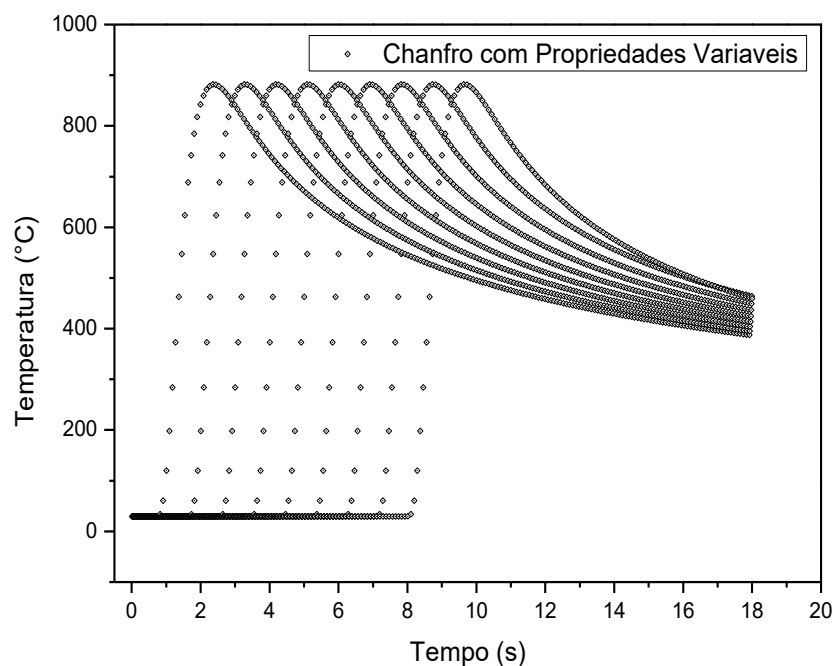


Figura 5.5: Temperaturas teóricas x tempo de aquisição

Neste último estudo utilizou-se uma malha numérica irregular de aproximadamente 2.000.000 nós. O custo computacional para a solução do problema térmico foi de aproximadamente 20 horas em um computador com a configuração: i7, 8 núcleos de processamento, com 3.2 *giga-hertz* cada e memória *ram* de 32 gigas.

Para avaliar o desempenho do programa DPT na solução do problema térmico de transferência de calor durante a soldagem MIG de chapas de aço inoxidável da série 304,

através do problema inverso, foram utilizadas as temperaturas teóricas obtidas como solução do problema direto em cada um dos três casos (a, b e c) relatados anteriormente e mostrados nas Fig. 5.2, 5.3 e 5.5.

Na Figura 5.6 observa-se o perfil tridimensional de temperaturas teóricas obtidas utilizando o Programa DPT, após diferentes interações no tempo, na letra “a” o perfil foi obtido após 30 iterações, na letra “b” após 60 iterações e na letra “c” após 90 iterações, que correspondem a 12, 24 e 36 segundos respectivamente. Nestes casos, conforme previsto na primeira metodologia, simulou-se uma operação de soldagem onde não houve deposição de material de solda e a fonte de calor desloca-se a uma velocidade de $20,0 \times 10^{-3}$ m/s sobre a superfície da chapa.

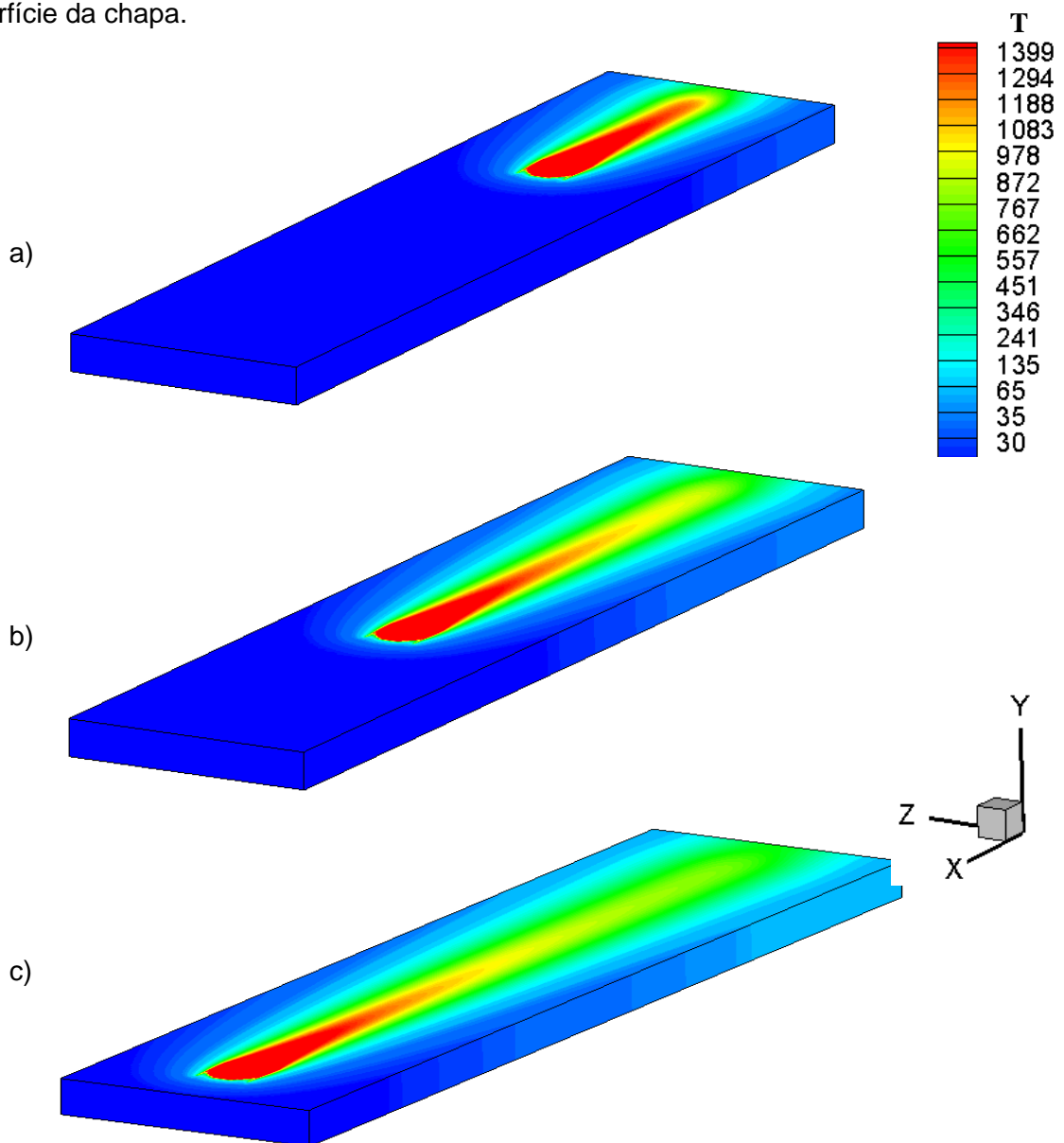


Figura 5.6 – Distribuição tridimensional de temperatura na chapa de aço considerando o problema térmico sem mudança de fase, nos tempos: a) 12 [s], b) 24 [s], c) 36 [s]

Perfeitamente coerente com o que acontece na prática, as linhas de campo de temperatura estão posicionadas um pouco à frente da zona de fusão (ZF) e à proporção que a ZF se desloca, vai ocorrendo um arrefecimento da parte posterior ao deslocamento da fonte de calor, o que pode ser evidenciado pelo contraste das cores visualizadas na chapa quando comparadas com a escala ao lado da figura, demonstrando coerência com o fenômeno físico que se pretende simular.

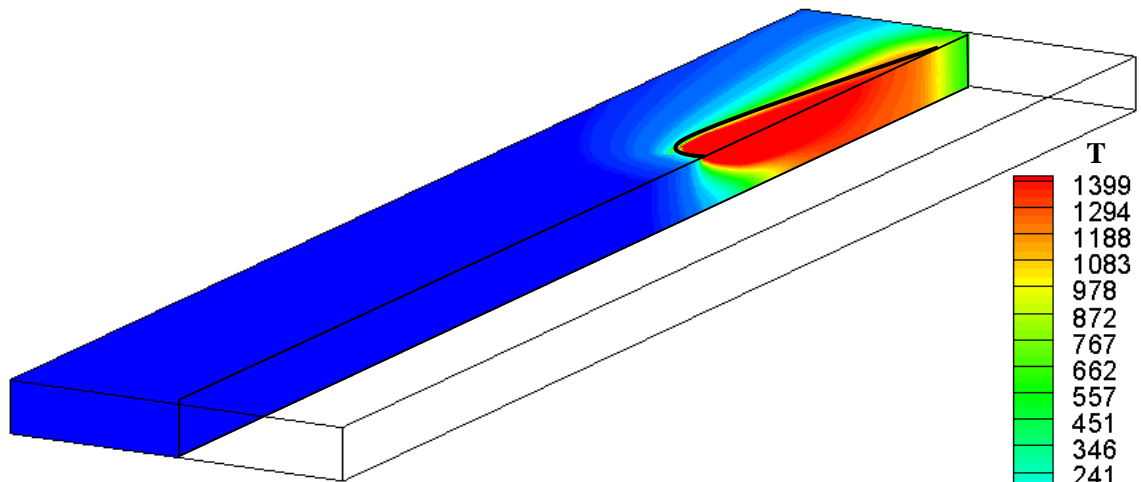
Uma melhor visualização do formato da poça de fusão é obtida na Fig. 5.7 usando ferramentas de pós-processamento, quando é realizado um meio-corte na secção transversal da peça, seguindo a direção do deslocamento da fonte de calor, este recurso permite observar simultaneamente a propagação do calor no plano XZ (superfície superior da peça) e no plano XY (superfície lateral em corte), através do perfil de temperatura, definindo um volume para a poça de fusão na forma de uma elipsoide (semelhante a uma gota).

Uma linha reta de contorno colocada na aresta formada pelos os planos XZ e XY na peça e uma linha curva no plano XZ delimitam a área da poça de fusão na superfície superior da peça, é interessante notar que essa área permanece praticamente inalterada durante o deslocamento da fonte de calor sobre a superfície, como ocorre na prática quando a operação de soldagem é realizada com qualidade. Outro ponto interessante a observar é forma geométrica do perfil de temperatura em frente à poça de fusão no plano de corte XY na peça, onde temos uma maior concentração de temperaturas na faixa em torno de 767°C , conforme a escala de cores, do que na superfície superior da peça, provavelmente devido ao efeito da propagação do calor através da espessura do material aliado ao deslocamento da fonte de calor.

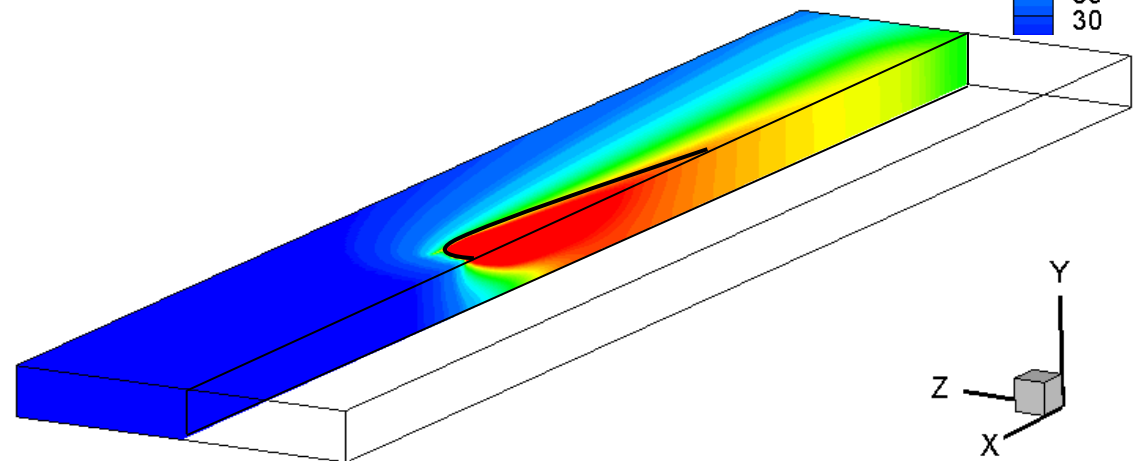
A provável região de transição de fases sólido/líquido (mush), em torno de 978°C conforme escala de cores ao lado da figura, pode ser visualizada em contraste com a poça de fusão, e delimitando esta última, o que demonstra a qualidade das informações obtidas pelo programa DPT quando tratados convenientemente através de programas de pós-processamento.

Em sequência a metodologia proposta, podemos observar na Fig. 5.8 como se comporta o perfil térmico da simulação tridimensional de soldagem na peça, para o caso onde são levadas em consideração, as mudanças de fase sólido/líquido ocorridas durante a operação de soldagem, no tempo de 12, 24 e 36 segundos.

a)



b)



c)

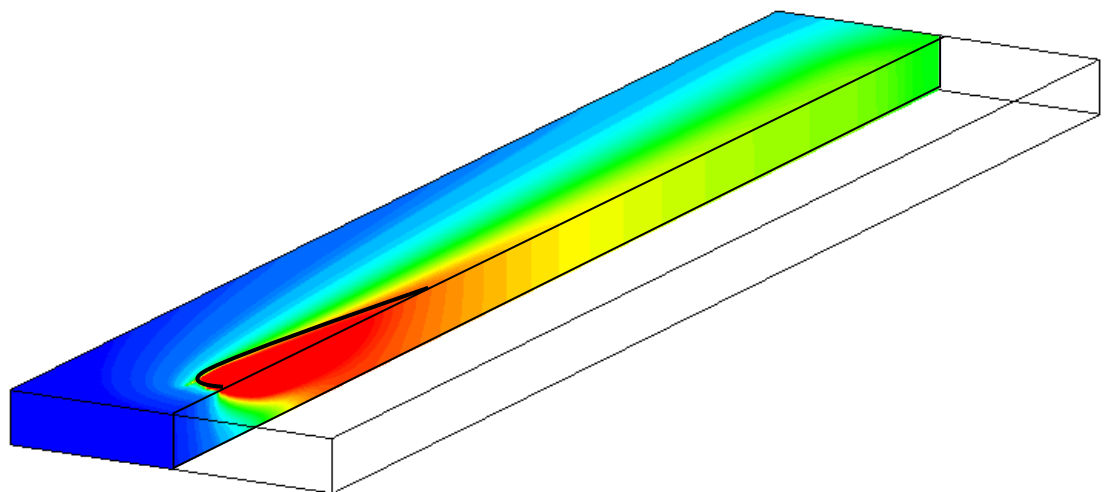


Figura 5.7 – Análise da penetração tridimensional do cordão de solda considerando o problema térmico sem mudança de fase, no tempo de: a) 12 [s], b) 24 [s], c) 36 [s]

Observando a área da poça de fusão no plano XZ (superfície superior da peça) nas Fig. 5.7 e 5.8, verifica-se uma diferença entre elas, na Fig. 5.8 o comprimento da poça de fusão medido ao longo do eixo x é menor do que o apresentado na Fig. 5.7, sugerindo que a energia gasta para ocorrer a mudança de fase (calor latente) foi debitada da energia total do processo, o que pode ter gerado uma redução na área superficial da poça de fusão e provavelmente no seu volume.

Da mesma forma como foi feito na Fig. 5.7, uma linha reta de contorno colocada na aresta formada pelos os planos XZ e XY na peça e uma linha curva no plano XZ delimitam a área da poça de fusão na superfície superior da peça na Fig.5.9, nota-se também que essa área permanece praticamente inalterada durante o deslocamento da fonte de calor sobre a superfície.

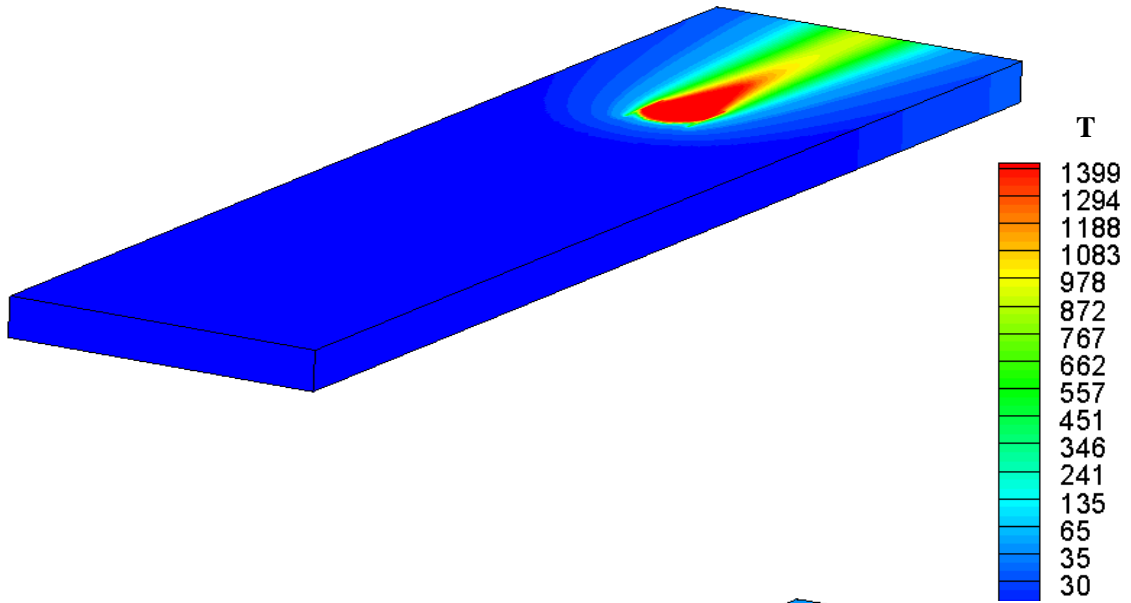
Novamente observar-se a forma geométrica do perfil de temperatura em frente à poça de fusão no plano de corte XY na peça, onde temos uma maior concentração de temperaturas na faixa em torno de 662°C , conforme a escala de cores, do que na superfície superior da peça, provavelmente devido ao efeito da propagação do calor através da espessura do material aliado ao deslocamento da fonte de calor.

A provável região de transição de fases sólido/líquido (mush), em torno de 978°C conforme escala de cores ao lado da figura, também pode ser visualizada na Fig. 5.8, em contraste com a poça de fusão, e delimitando esta última, o que novamente demonstra a qualidade das informações obtidas pelo programa DPT quando tratados convenientemente através de programas de pós-processamento.

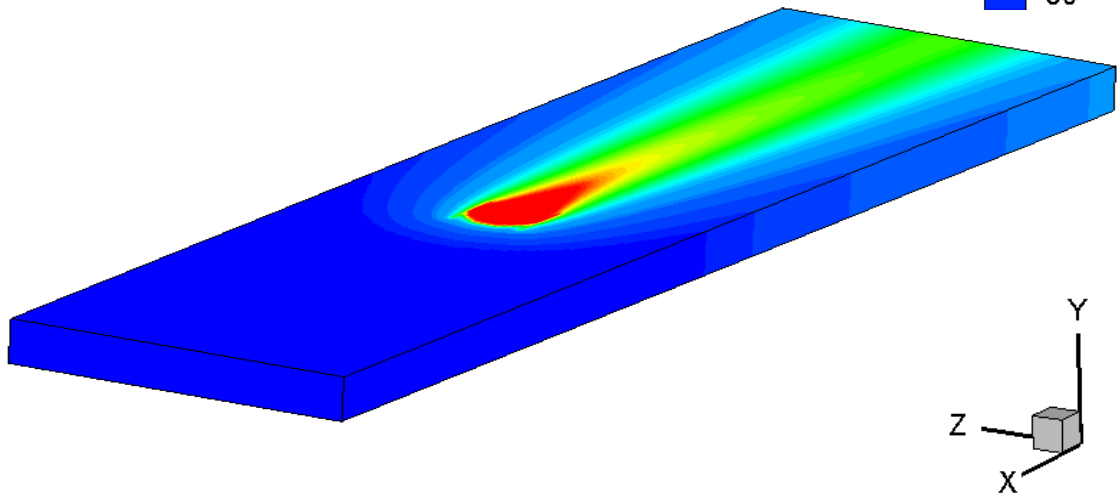
Além de analisar o perfil das temperaturas, o programa permite que se faça uma avaliação sobre o comportamento da fração mássica nas três dimensões coordenadas. Dessa forma pode-se então determinar as regiões de estado sólido, líquido e a região de transição entre ambas, de acordo com os contrastes das cores na escala ao lado da Fig. 5.10, para os tempo de 12, 24 e 36 segundos, note-se que para o estado sólido o valor da fração mássica equivale a 0 (zero) e para o estado líquido o valor da fração mássica é assumido igual a 1 (um).

Um melhor detalhamento, acrescido da malha utilizada nesta simulação, é mostrado na Fig. 5.11.

a)



b)



c)

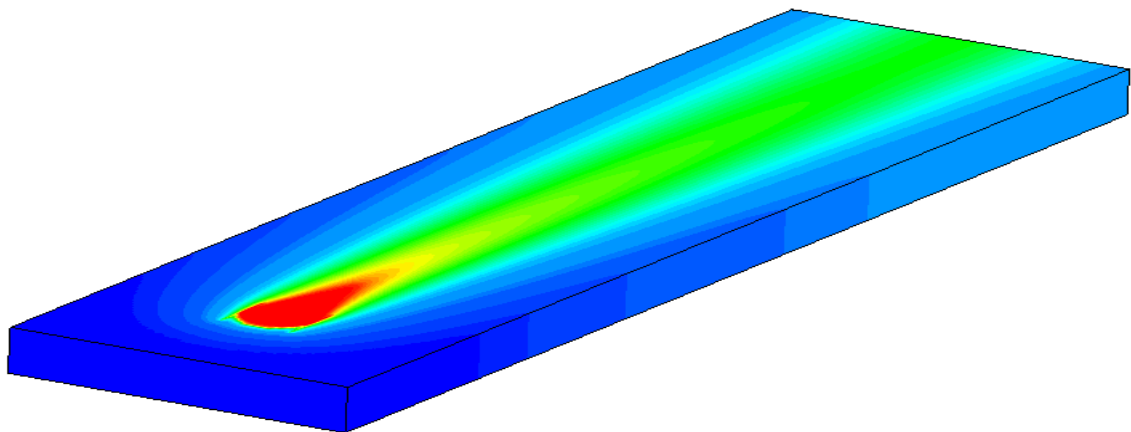


Figura 5.8 – Distribuição tridimensional de temperatura na chapa de aço considerando o problema térmico com mudança de fase e propriedades térmicas variáveis no tempo de : a) 12 [s], b) 24 [s], c) 36 [s].

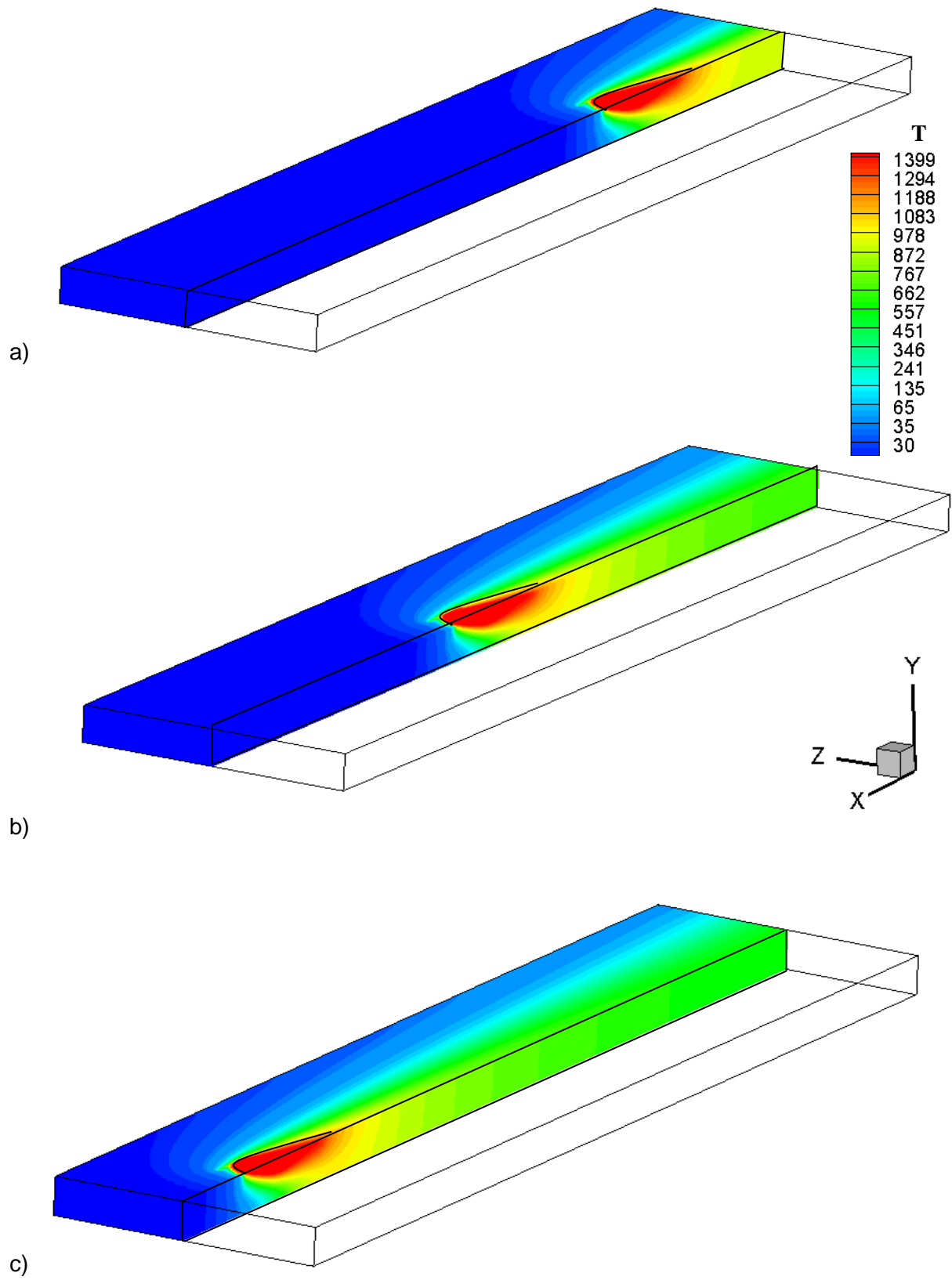


Figura 5.9 – Análise da penetração do cordão de solda considerando o problema térmico com mudança de fase nos tempos de: a) 12 [s], b) 24 [s], c) 36 [s]

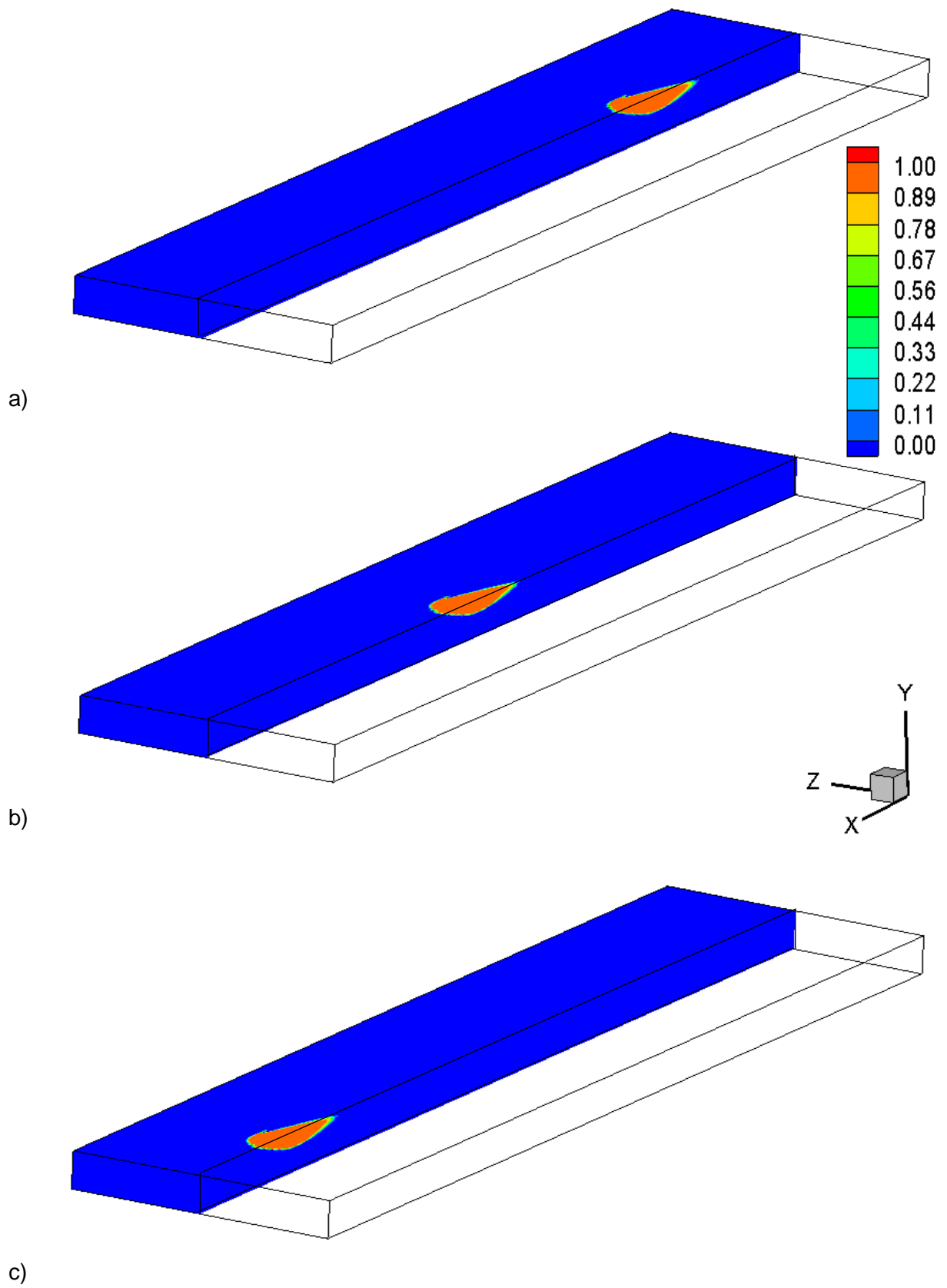


Figura 5.10 – Análise tridimensional da fração mássica considerando o problema térmico com mudança de fase no tempo de: a) 12 [s], b) 24 [s], c) 36 [s]

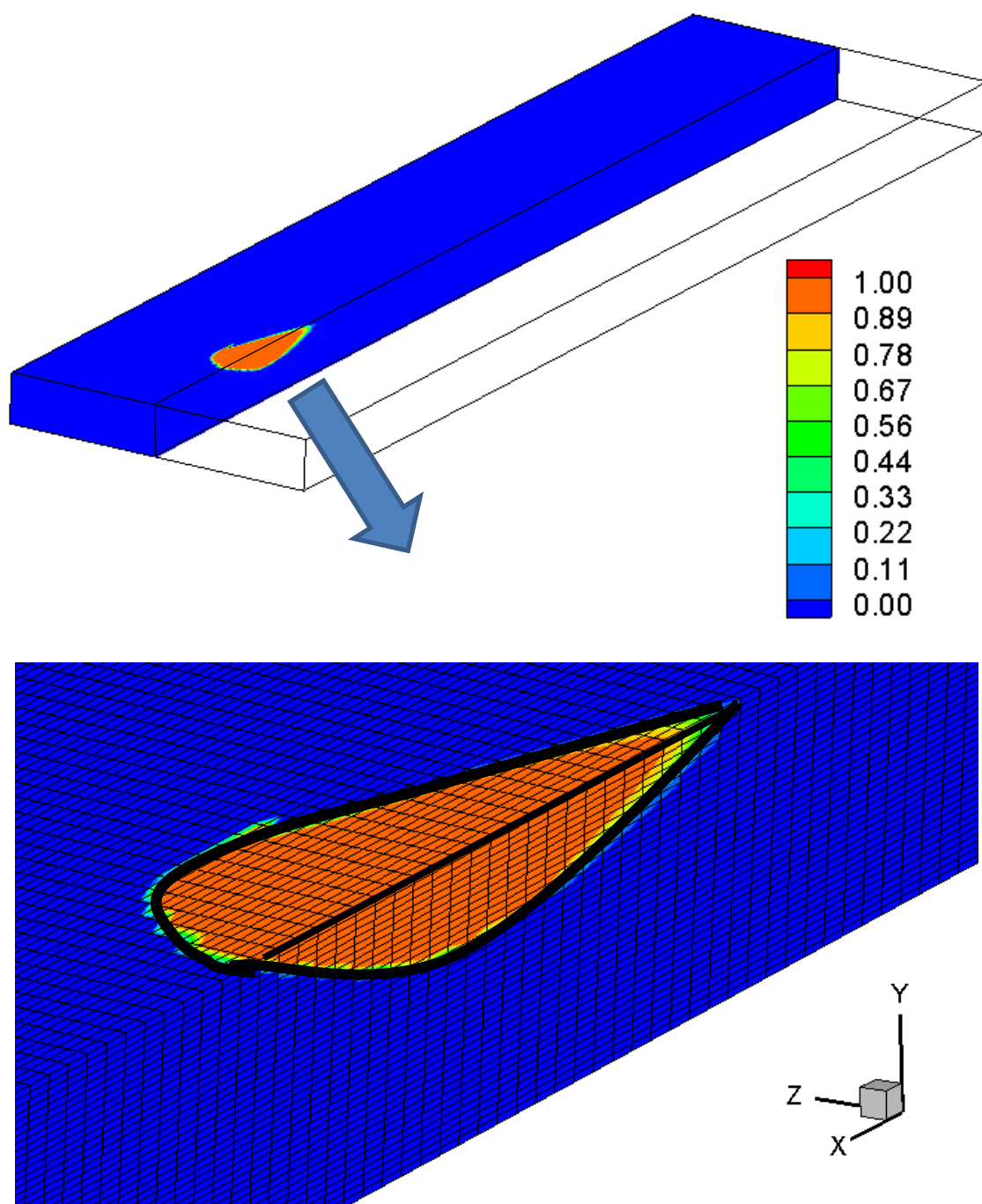


Figura 5.11 – Detalhamento da poça de fusão e malha numérica

De acordo com o objetivo proposto de simular computacionalmente uma operação de soldagem MIG unindo duas chapas de aço inoxidável austenítico da série 304, chanfradas em “V”, com deposição de material, observa-se nas Fig. 5.12 e 5.13 a distribuição tridimensional de temperatura, em três dimensões condições distintas relativas aos tempos de 12, 24 e 36 segundos.

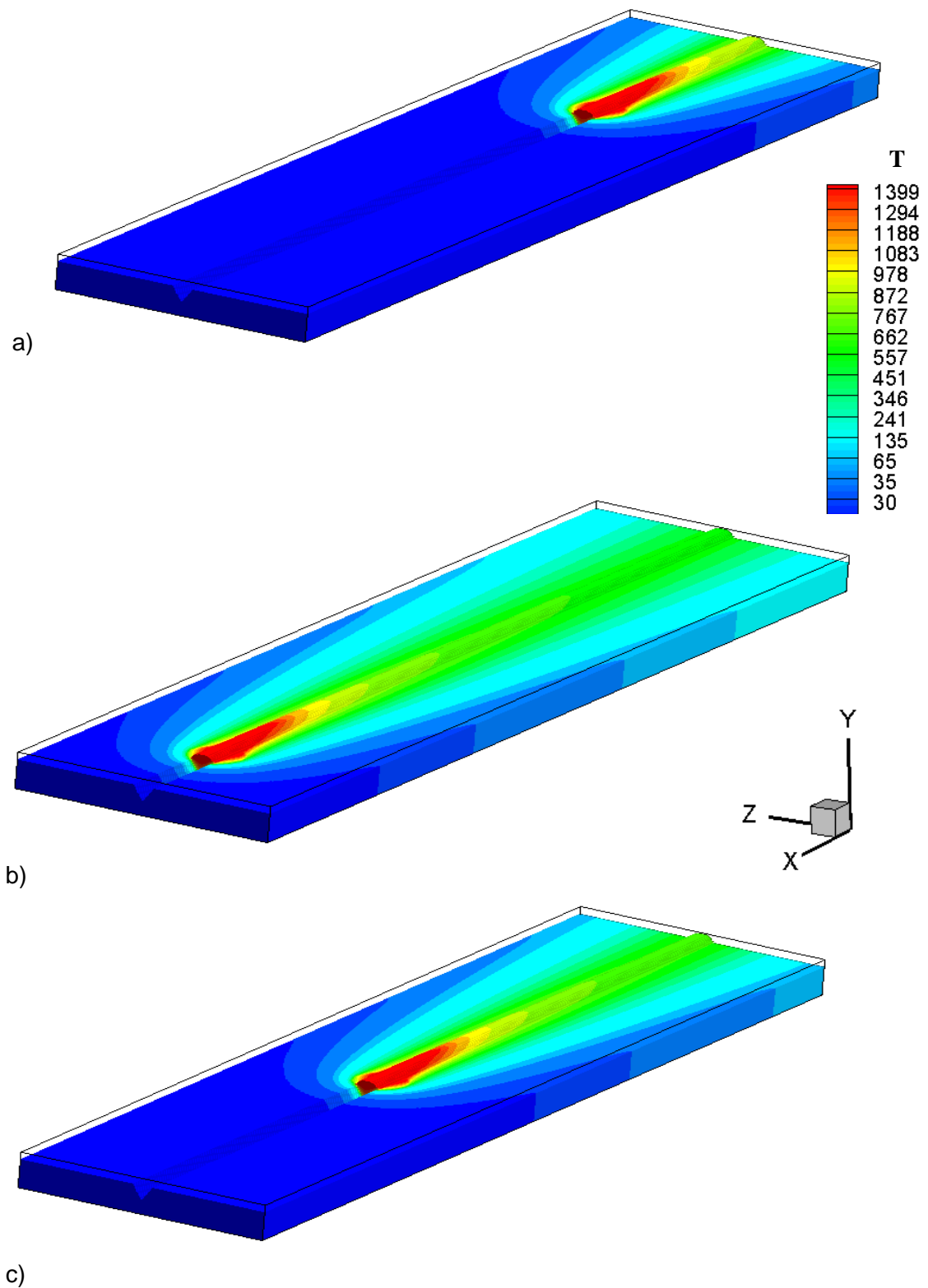


Figura 5.12 – Distribuição tridimensional de temperatura na chapa de aço considerando o problema térmico com mudança, deposição de material e união de peças, nos tempos de: a) 12 [s], b) 24 [s], c) 36 [s]

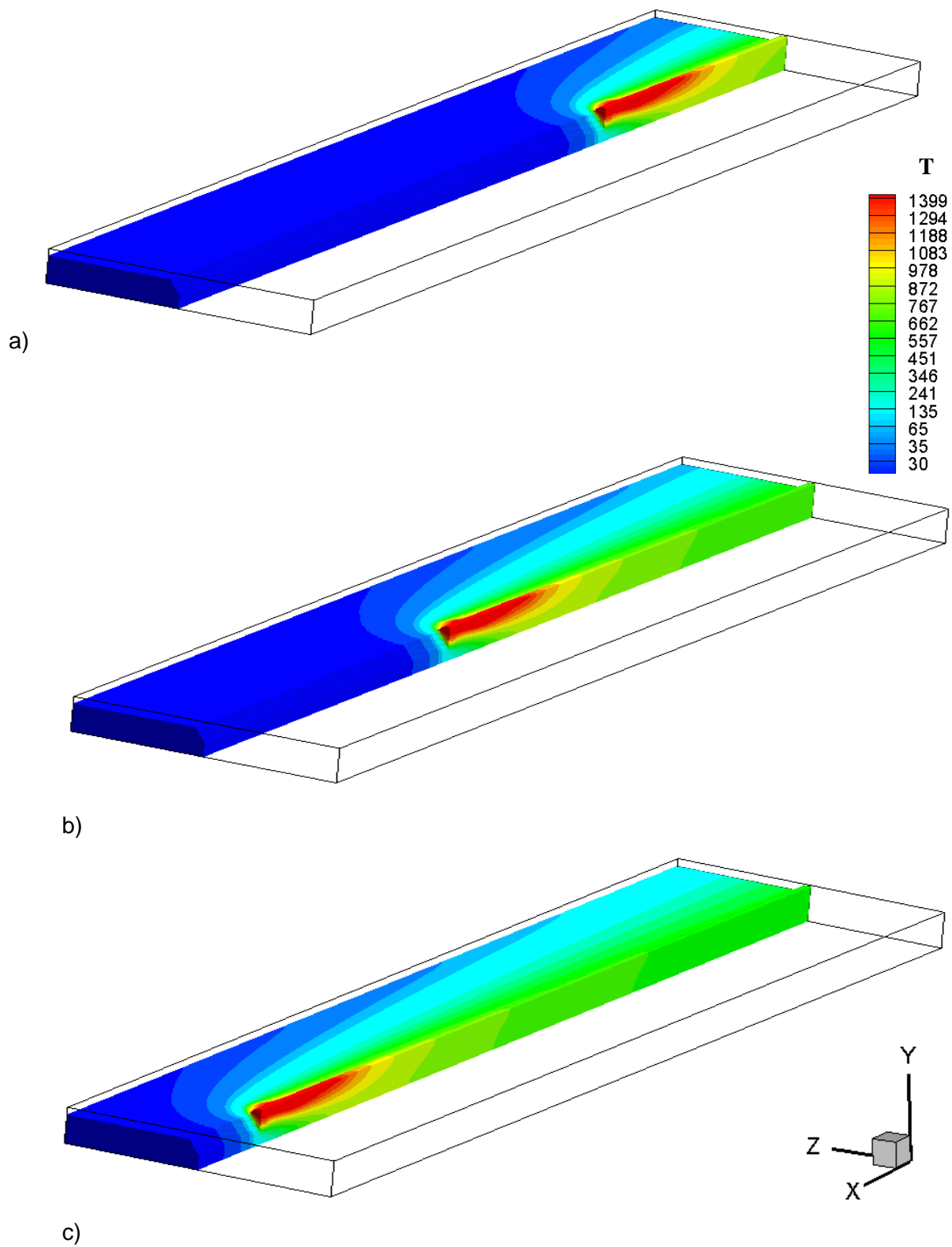


Figura 5.13 – Distribuição tridimensional de temperatura na chapa de aço em corte no plano xy, considerando o problema térmico com mudança de fase, deposição de material e união de peças nos seguintes tempos: a) 12 [s], b) 24 [s], c) 36 [s]

Para que o problema pudesse ser solucionado foi criada uma malha fictícia acima da peça a ser soldada para poder contemplar a deposição de material no chanfro. O material de adição foi depositado no chanfro já em sua forma líquida para facilitar o processamento sem afastar-se da condição física real.

O efeito visual do perfil térmico produzido pelo pós-processamento dos dados obtidos pela solução inversa via DPT traduz a qualidade das informações processadas, contribuindo para a análise do algoritmo desenvolvido.

Para melhorar a visualização do cordão de solda, foi realizado um corte entre as duas peças, na direção do deslocamento da fonte de calor, separando os dois chanfros em “V”, conforme mostrado na Fig. 5.13. Com base nos níveis de temperatura desenvolvidos pode-se visualizar perfeitamente o processo de formação da poça de fusão.

Na sequência, apresenta-se a montagem da bancada experimental para validação do modelo térmico implementado no software DPT.

CAPÍTULO VI

Montagem de Bancada Experimental e Validação do Modelo Térmico

6.1. Montagem de bancada experimental

Para subsidiar o estudo teórico deste trabalho de tese, avaliando e posteriormente validando o algoritmo computacional, foi realizado um experimento no laboratório de soldagem do Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Maranhão – Campus Monte Castelo, na cidade de São Luís – MA, onde uma operação de soldagem MIG de topo de chapas de aço inoxidável da série 304 chanfradas em “V” com deposição de material foi realizada para a aquisição de dados do campo de temperatura necessários para a solução do problema inverso. Com o objetivo de reduzir o tempo gasto em experimentações que utilizam a técnica de tentativa/erro foram utilizados neste trabalho alguns procedimentos relatados na literatura que produziram efeitos positivos quando aplicados, quando necessário esses procedimentos foram ajustados para atingir o objetivo esperado.

Inicialmente as amostras foram confeccionadas, a partir de placas retangulares de aço inoxidável austenítico ABNT 304, devidamente certificadas quanto a sua composição, medindo 74,5 mm x 150 mm x 6 mm, cortadas em uma guilhotina hidráulica, sem adição de calor, para não comprometer a sua estrutura cristalina. As superfícies laterais do retângulo foram usinadas, a fim de melhor conformar sua geometria e dimensões, em uma máquina de comando numérico computadorizado, com arrefecimento à óleo, para dissipação de calor. Um rasgo em “V”, com profundidade de 5 mm e angulação de 60°, foi feito ao longo da linha de centro de cada placa, na direção da maior dimensão (ou seja, 150 mm), por meio de uma operação de usinagem utilizando uma plaina mecânica horizontal. Optou-se por essa construção, em lugar de confeccionar duas peças de 37,25 mm x 150 mm, com chanfro em um dos lados de 150 mm, devido à dificuldade de fixar o par de placas no suporte, visto que, os chanfros deveriam ficar frente e frente, e os pontos de apoio não poderiam manter o sistema em equilíbrio durante a soldagem. É de fundamental importância

que as placas sejam fixadas na bancada por meio da menor área possível, de forma que as condições de contorno se tornem as mais realistas possíveis, pois estão sendo considerados os efeitos da convecção livre nas faces não exposta à fonte de calor.

Para sustentar o conjunto formado pela placa e pelos termopares, foram utilizados quatro parafusos, montados de frente dois a dois, fixados a um suporte, conforme podemos observar na Fig. 6.1, os parafusos foram confeccionados com pontas cônicas, a fim de fixar o conjunto e minimizar a fuga de calor pelo suporte. Esse conjunto de fixação foi desenvolvido no LTCM – Laboratório de Transferência de Calor e Massa e Dinâmica dos Fluidos, da Faculdade de Engenharia Mecânica, da Universidade Federal de Uberlândia.

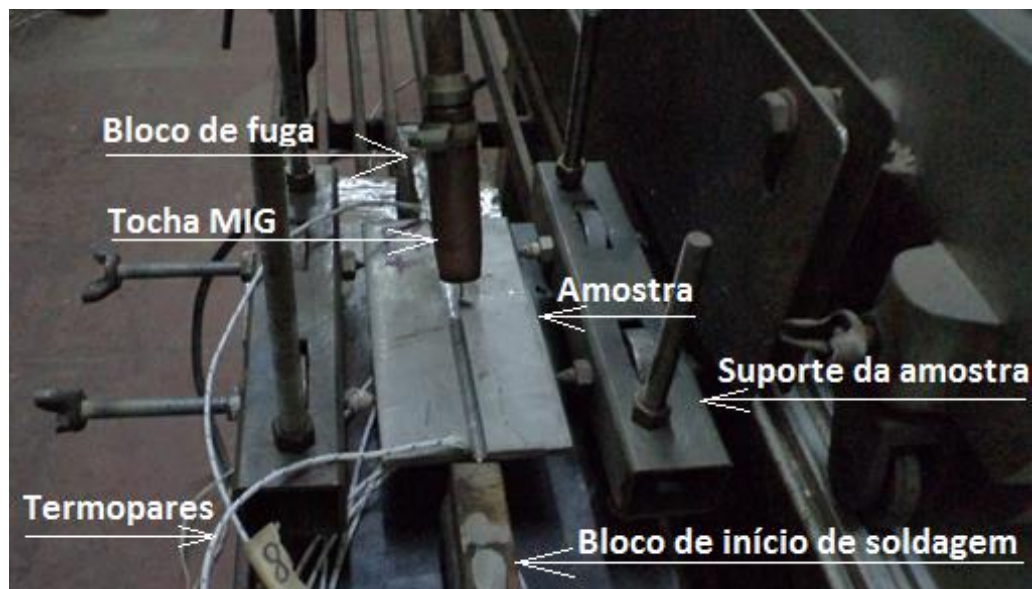


Figura 6.1 – Imagem da amostra fixada no suporte

Note-se que, na frente e no final do chanfro, foi colocada uma peça de metal que serve para iniciar e finalizar o cordão de solda, aqui designada como bloco de início de soldagem e bloco de fuga. Com isso, quando o cordão atinge a peça de ensaio, os parâmetros de soldagem já estão estabilizados e pode-se obter uma deposição uniforme de material no chanfro. No final da soldagem, os parâmetros permanecem estabilizados até o final do comprimento da amostra, para, por fim, terminar o cordão de solda no bloco de fuga.

Após as chapas serem convenientemente preparadas para a realização do experimento, foram soldados nove termopares do tipo T (cobre/constantan). A técnica da descarga capacitiva foi utilizada para fixar os termopares na placa de aço inox (CARVALHO, 2005) que, por meio de um conjunto de capacitores, fornece energia suficiente para proceder à soldagem dos termopares na placa chanfrada, conforme disposto na Fig. 6.2.

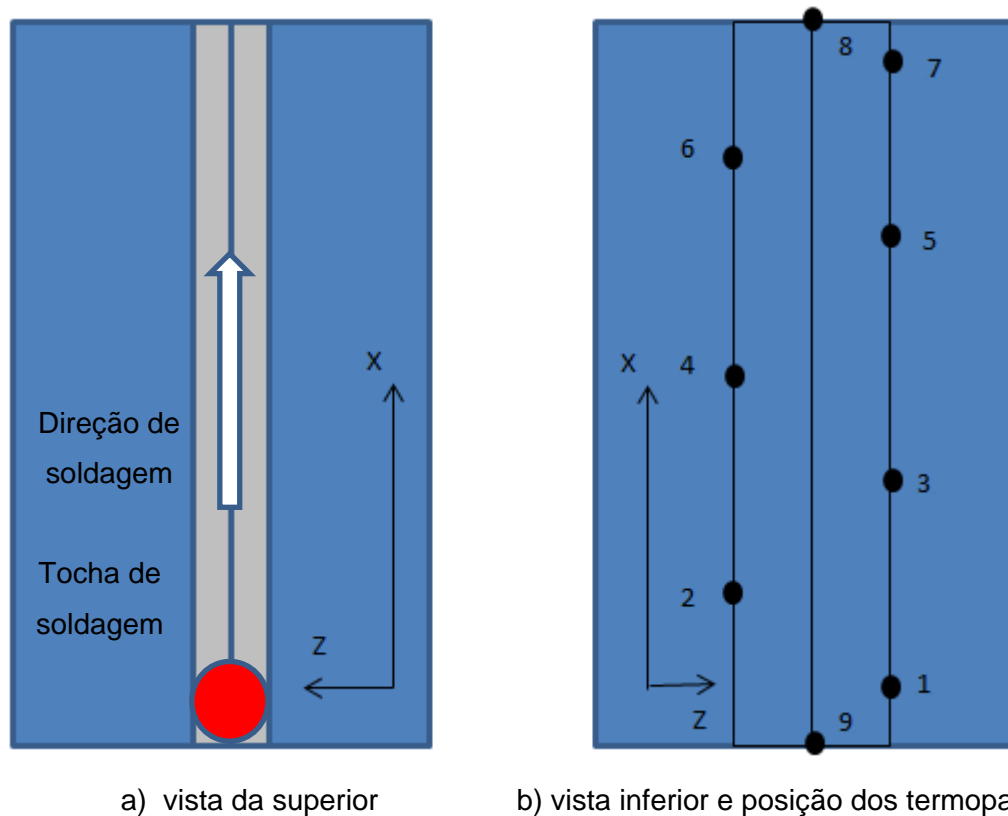


Figura 6.2 – Localização dos termopares na face oposta ao fluxo de calor

Sete termopares, espaçados de 20 mm foram distribuídos ao longo do comprimento da peça, na face oposta à região a ser soldada, de forma que o arco voltaico, enquanto acionado, não interferisse diretamente na aquisição das temperaturas experimentais. Objetivando capturar o momento exato de início e fim do processo de soldagem foram soldados dois termopares (sensores 8 e 9 da Fig. 6.2b), um no início e outro no final da peça. A Tab. 6.1 apresenta as coordenadas experimentais dos termopares fixados na peça.

Tabela 6.1 – Coordenadas experimentais dos termopares na peça

Termopar	x [mm]	y [mm]	z[mm]
1	10,0	0,0	46,7
2	30,5	0,0	27,8
3	51,0	0,0	46,7
4	70,5	0,0	27,8
5	90,0	0,0	46,7
6	110,0	0,0	27,8
7	131,5	0,0	46,7
8	150,0	6,0	37,5
9	0,0	6,0	37,5

A condutividade térmica k [W/m°C] e o calor específico c [J/kg°C] para o aço inoxidável AISI 304, em função da temperatura, são apresentados nas Eq. de 6.1 a 6.4, conforme Cângani (2010).

$$k = 14,3 + 0,01983T - 5,451 \cdot 10^{-6}T^2 \quad \text{para } T \leq 1400 \quad (6.1)$$

$$k = 31,37 \quad \text{para } T > 1400 \quad (6.2)$$

$$C = 460,5 + 0,4257T - 5,05 \cdot 10^{-4}T^2 + 2,6608 \cdot 10^{-7}T^3 \quad \text{para } T \leq 1400 \quad (6.3)$$

$$C = 796,58 \quad \text{para } T > 1400 \quad (6.4)$$

A Figura 6.3 apresenta o gráfico das propriedades termofísicas do AISI 304 de acordo com as Eq. de 6.1 a 6.4 e níveis de temperatura previstos para o processo de soldagem MIG.

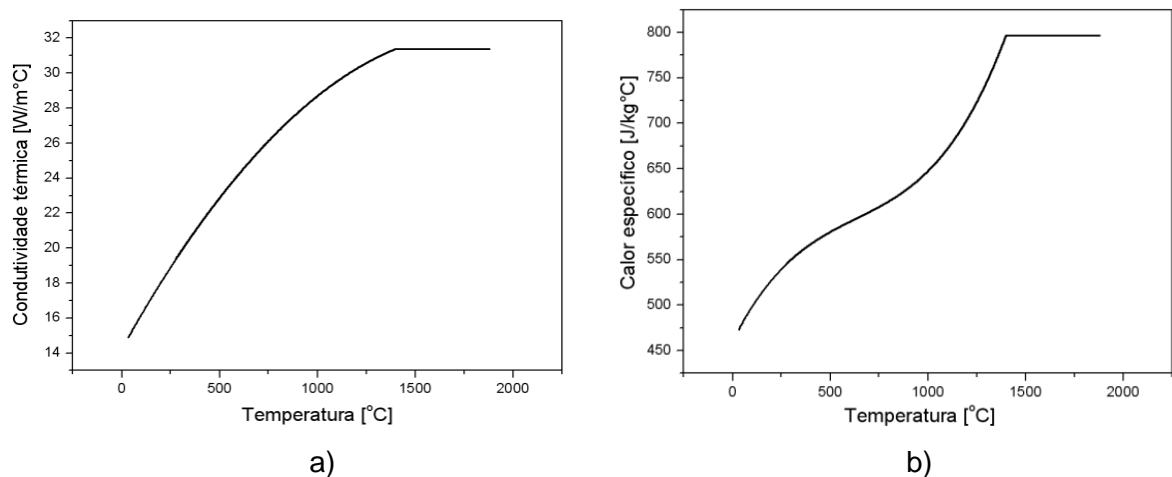


Figura 6.3 - Propriedades térmicas do aço inoxidável AISI 304: a) Condutividade térmica em função da temperatura e b) Calor específico em função da temperatura

A Tabela 6.2 apresenta outras propriedades térmicas que serão adotadas na simulação do processo de transferência de calor com mudança de fase do aço inoxidável AISI 304.

Tabela 6.2 - Propriedades termo físicas do aço inoxidável AISI 304

Símbolo	Propriedade	Valor	Unidade
T_L	Temperatura do líquido	1455	[°C]
T_s	Temperatura do sólido	1400	[°C]
ρ	Densidade	7200	[kg/m ³]
L	Calor latente	265200	[J/kg]
h	Coeficiente de transferência de calor por convecção	20	[W/m ² °C]

Como informação adicional, adotou-se que no processo de simulação a temperatura inicial da amostra seria dada pela média aritmética das temperaturas experimentais medidas antes do acionamento da tocha de soldagem.

Os testes experimentais para o aço inoxidável AISI 304 foram realizados usando a soldagem MIG na polaridade direta – eletrodo negativo. A fonte de energia, proveniente de um retificador de soldagem ESAB LAI 400, foi utilizada no modo constante, apresentando uma incerteza de +/- 0,5 V para a tensão elétrica e +/- 0,2 A para a intensidade de corrente, medidas nas condições de soldagem reais de soldagem, e condizentes com os padrões do fabricante do equipamento.

Para metal de adição foi utilizado um arame nú, de 1,2 mm de diâmetro, de aço inoxidável tipo ER308LSi AWS A5.9.

Para realizar a proteção da poça de fusão contra o ataque de impurezas, como por exemplo: incrustações de hidrogênio, que poderiam provocar descontinuidades na solda, a operação de soldagem foi protegida através da adição de uma mistura de gases Stargold Flex (argônio + 0,3% oxigênio). A vazão do gás de proteção foi mantida constante em 15 l/h, para que a velocidade de soldagem pudesse ser mantida constante em 300 mm/min, a tocha de soldagem MIG foi fixada a uma máquina de corte portátil MC 46, a velocidade de alimentação do arame foi mantida constante em 4m/min, por meio do alimentador de arame modelo OrigoTM Feed 304. Determinou-se essas velocidades com base em testes preliminares. A tensão de soldagem foi mantida em 24 V, e, com base nas condições de soldagem, mediu-se uma corrente de soldagem de 160 A.

Para a aquisição dos sinais referentes às temperaturas captadas pelos termopares durante a operação da soldagem foi utilizado um sistema de aquisição de dados do Laboratório de Transferência de Calor e Massa e Dinâmica dos Fluidos da Universidade Federal de Uberlândia especificado por Agilent 34970A – Data acquisition / Switch Unit, no qual a partir de uma calibração prévia dos sinais, usando o software DPT (BORGES, 2004) obteve-se a variação da temperatura no tempo.

A Figura 6.4 mostra um esquema do aparato experimental desenvolvido por Vilarinho (2001), enquanto que na Fig. 6.5, apresenta-se uma foto da montagem experimental que foi utilizada neste trabalho de tese.

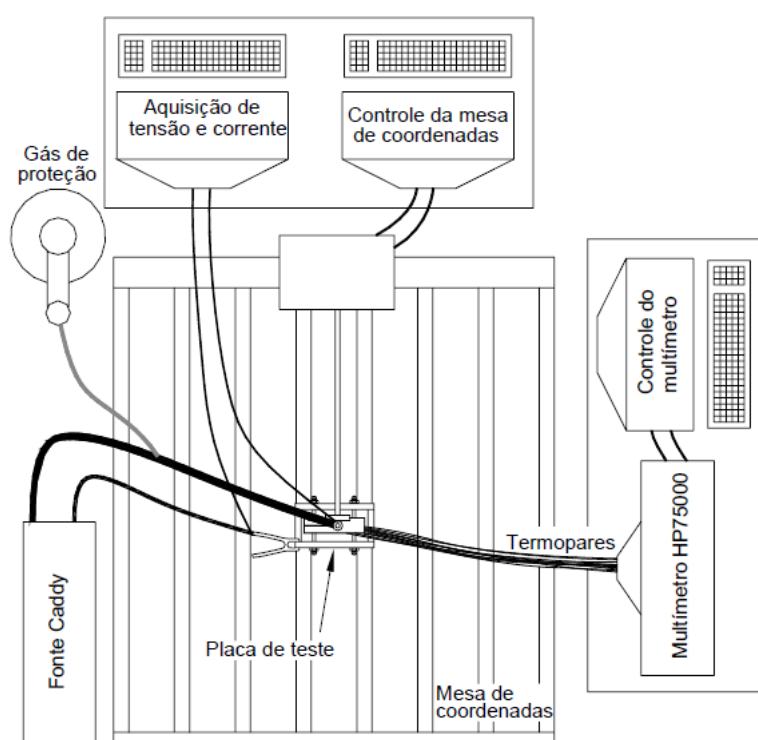


Figura 6.4 – Esquema da bancada de testes (Adaptado de Vilarinho, 2001)

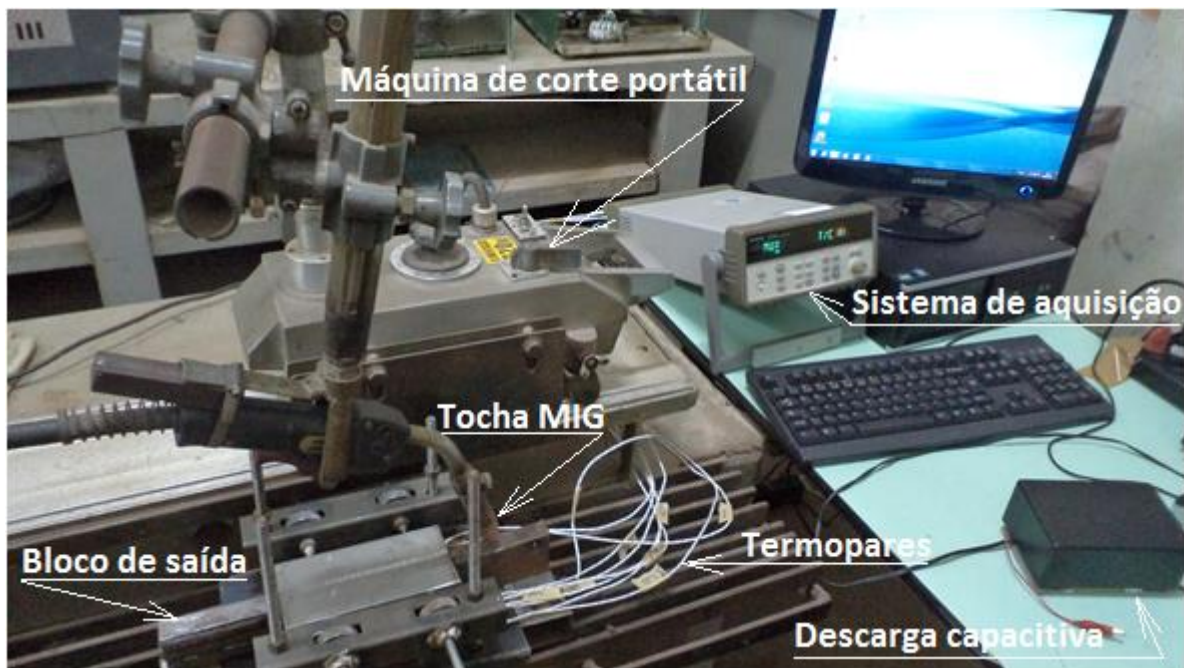


Figura 6.5 - Visão geral da bancada de teste para problemas inversos aplicados ao processo de soldagem MIG

Na sequência apresenta-se o procedimento para validação do modelo térmico.

6.2. Validação do modelo térmico

Para validar o modelo térmico, propõe-se comparar as temperaturas experimentais com as calculadas pelo Programa DPT, para os termopares pares: 2, 4 e 6 da Fig. 6.2. As temperaturas obtidas por meio da experimentação, registradas pelos termopares de numeração par, foram identificadas no gráfico da Fig. 6.6, por ícones com formato de figuras planas, na sequência: quadrado, círculo e triângulo, que correspondem aos termopares de números 2, 4 e 6 respectivamente. As temperaturas obtidas pela simulação computacional, utilizando o Programa DPT, estão representadas por linhas contínuas, seguindo a ordem crescente dos termopares de numeração par (2, 4 e 6), e posicionadas da esquerda para a direita. Nesse sentido, observa-se na Fig. 6.6, uma boa concordância entre os valores medidos e os que foram calculados pelo modelo térmico, até a uma temperatura próxima a 400°C, a partir desse ponto, os valores das temperaturas simuladas sofrem um deslocamento para a direita, em relação aos valores experimentais, até valores próximos a temperatura de 650°C, onde tem início um patamar de estabilização das temperaturas.

O que pode ser justificado pelo movimento da fonte de calor, durante o processo de soldagem. Por meio de uma inspeção visual da chapa soldada, notou-se que a tocha não se movimenta perfeitamente paralela ao eixo x. Nesse sentido, no modelo térmico o vetor

velocidade deveria ter sido decomposto nas direções x e y. A dificuldade inerente à decomposição do vetor velocidade reside particularmente na simulação do processo de deposição de metal líquido sobre o modelo térmico. O modelo atual não está apto para simular a tal deposição em regiões da chapa fora do chanfro.

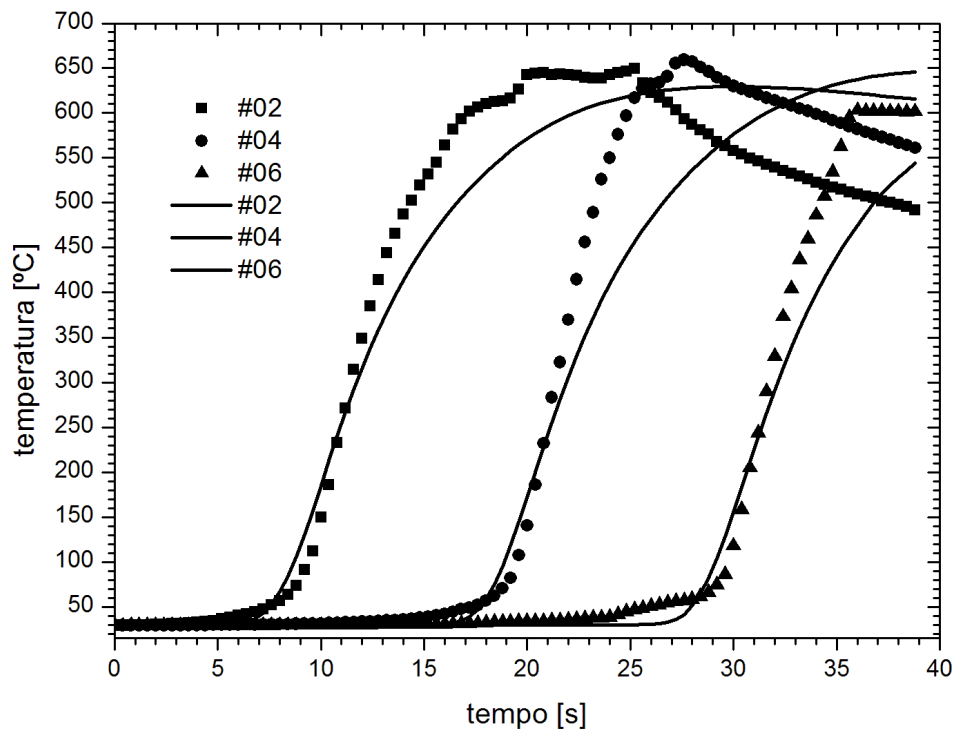


Figura 6.6 – Comparação entre as temperaturas experimentais e calculadas para os sensores pares: 2, 4 e 6.

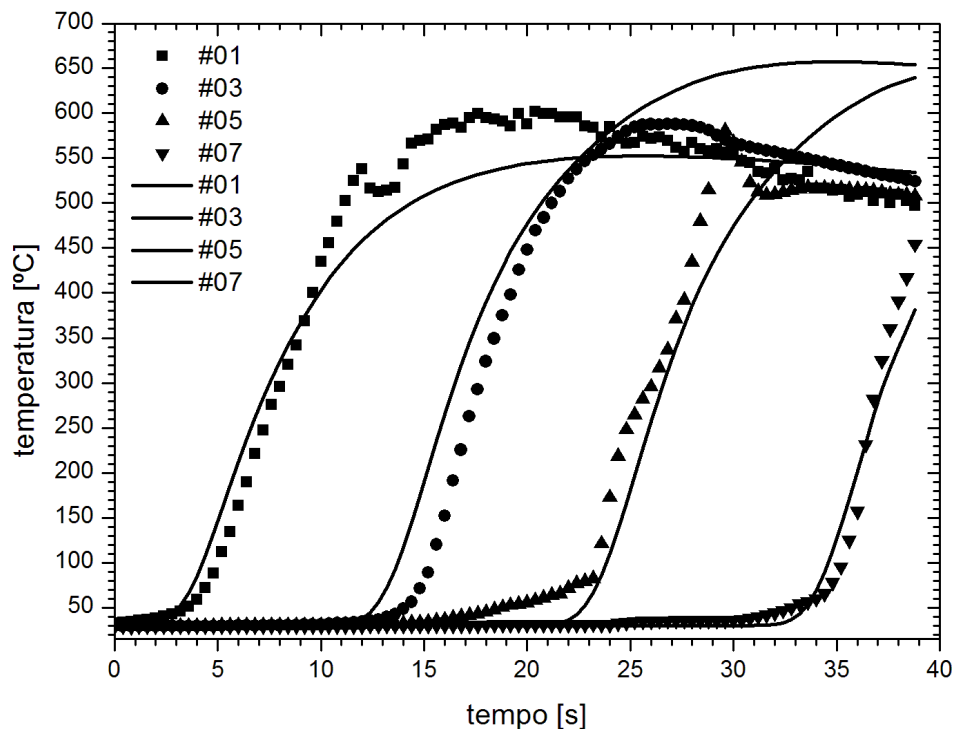


Figura 6.7 - Comparação entre as temperaturas experimentais e calculadas para os sensores ímpares: 1, 3, 5 e 7.

Na Fig. 6.7, onde é apresentada uma comparação entre as temperaturas experimentais e as calculadas, para os sensores de numeração ímpar, observamos que na identificação das curvas, foram utilizadas figuras geométricas planas, na sequência: quadrado, círculo, triângulo com a base voltada para baixo e triângulo com a base voltada para cima, que correspondem aos termopares de números ímpares, cujas temperaturas foram obtidas experimentalmente, semelhante ao disposto na Fig. 6.6. Em correspondência, são mostradas curvas, em linha contínua, para identificar as temperaturas obtidas por meio da simulação computacional, realizada pelo Programa DPT, dos termopares de número ímpar (1, 3, 5 e 7), dispostos em ordem crescente, da esquerda para a direita.

Outro fator que deve ser observado em relação à análise dos gráficos mostrados nas Fig. 6.6 e 6.7, é o posicionamento dos termopares ímpares e pares, em relação à linha de centro do chanfro. Na Fig. 6.2, podemos observar, na face oposta ao fluxo de calor, onde cada número corresponde ao ponto de contato de um termopar com a peça a ser soldada, que a linha de centro da peça pode ser identificada pela linha reta que une os pontos de nº 8 e nº 9. Considerando que o eixo Z, na Fig. 6.2, tem origem no canto esquerdo inferior da

peça, podemos determinar as coordenadas de todos os pontos em relação ao eixo Z, conforme está mostrado na Tab. 6.1.

Conhecendo-se a coordenada de cada ponto em relação ao eixo Z, podemos determinar a distância de cada ponto em relação à linha de centro do chanfro, que é a mesma linha de centro da peça, para isso, basta subtrair do valor 37,5 [mm] a coordenada correspondente a cada ponto, e considerar o resultado obtido em módulo.

Sabendo que, a dimensão da aresta inferior da peça, medida do canto inferior esquerdo ao canto inferior direito, é igual a 75 [mm], podemos então, considerar que, a linha de centro do chanfro tem um afastamento constante de 37,5 [mm] em relação ao eixo Z.

Com base nos cálculos das coordenadas de cada ponto, em relação ao eixo Z, foi elaborada a tabela 6.3, que mostra os afastamentos de cada ponto em relação ao eixo Z, pode-se ver pela Tab. 6.3, que os termopares de número ímpar, em sequência crescente de 1 a 7, estão afastados da linha de centro do chanfro de 9,2 [mm], enquanto os termopares de número par, em sequência crescente de 2 a 6, estão afastados da linha de centro do chanfro de: 9,7 [mm], o que poderia justificar as leituras maiores das temperaturas dos termopares de número par (ver Fig. 6.6), em relação aos valores obtidos pelos termopares de número ímpar, se estivessem mais próximos à linha de centro do chanfro, que está no centro da zona de fusão da solda, porém, este não é o caso, o que pode justificar as maiores temperaturas lidas pelos termopares de ordem par, é o fato de ter ocorrido um deslocamento da fonte de calor durante a operação de soldagem, em direção a esses termopares, como pode ser visualizado na Fig. 6.12, os termopares de ordem ímpar estão fora da região termicamente afetada, observe-se o contorno visível na imagem, enquanto os termopares de ordem par, encontram-se dentro da ZTA.

Tabela 6.3 – Afastamento de cada termopar em relação à linha de centro do chanfro.

Termopar	c [mm]	z [mm]	c - z [mm]
1	37,5	46,7	9,2
2	37,5	27,8	9,7
3	37,5	46,7	9,2
4	37,5	27,8	9,7
5	37,5	46,7	9,2
6	37,5	37,5	0
7	37,5	37,5	0

c = coordenadas da linha de centro do chanfro em relação ao eixo Z.

z = coordenadas de cada termopar em relação ao eixo Z

|c - z| = afastamento de cada termopar em relação à linha de centro do chanfro

Para este estudo de caso, a Tab. 6.4 apresenta a potência máxima fornecida ao processo, a potência útil e o rendimento térmico calculado pelo programa DPT.

Tabela 6.4 – Parâmetros de soldagem obtidos.

Potência da fonte [W]	Taxa de transferência de calor para a peça [W]	Energia necessária para fundir o metal de adição [W]	Eficiência térmica do processo de soldagem MIG [%]	Eficiência térmica do processo de soldagem MIG [%]
3840	2519	1041	65,59	92,71

A potência fornecida pelo equipamento de soldagem pode ser avaliada, tal como foi tratada no Capítulo II, como um produto da diferença de potencial pela corrente elétrica, no caso experimentado, $P = 24 [V] \times 160 [A]$, que produz uma potência de 3840 [W]. Parte dessa potência (1041 [W]) foi identificada como gasta para fundir o arame-eletrodo, se subtrairmos esse valor da potência de 3840 [W], teremos como resultado 2799 [W], para ser utilizado no processo de soldagem.

Através do programa de simulação DPT, utilizando o processo de otimização da seção áurea, identificamos 90% desse valor, ou seja, 2519 [W], que representa 65,59% do total da potência fornecida pelo equipamento de soldagem, sendo esta a eficiência térmica do processo de soldagem excluindo a energia de fusão do arame de deposição, mas incluindo a energia de fusão do arame a eficiência térmica sobe para 92,71 %. O que é a escolha mais acertada para se medir a eficiência de soldagem em um processo com adição de material.

Observa-se na Fig. 6.8, uma coerente distribuição de temperatura na superfície submetida ao fluxo de calor. Nesta sequência, o campo de temperatura na amostra foi obtido para os instantes 12, 24 e 36 [s].

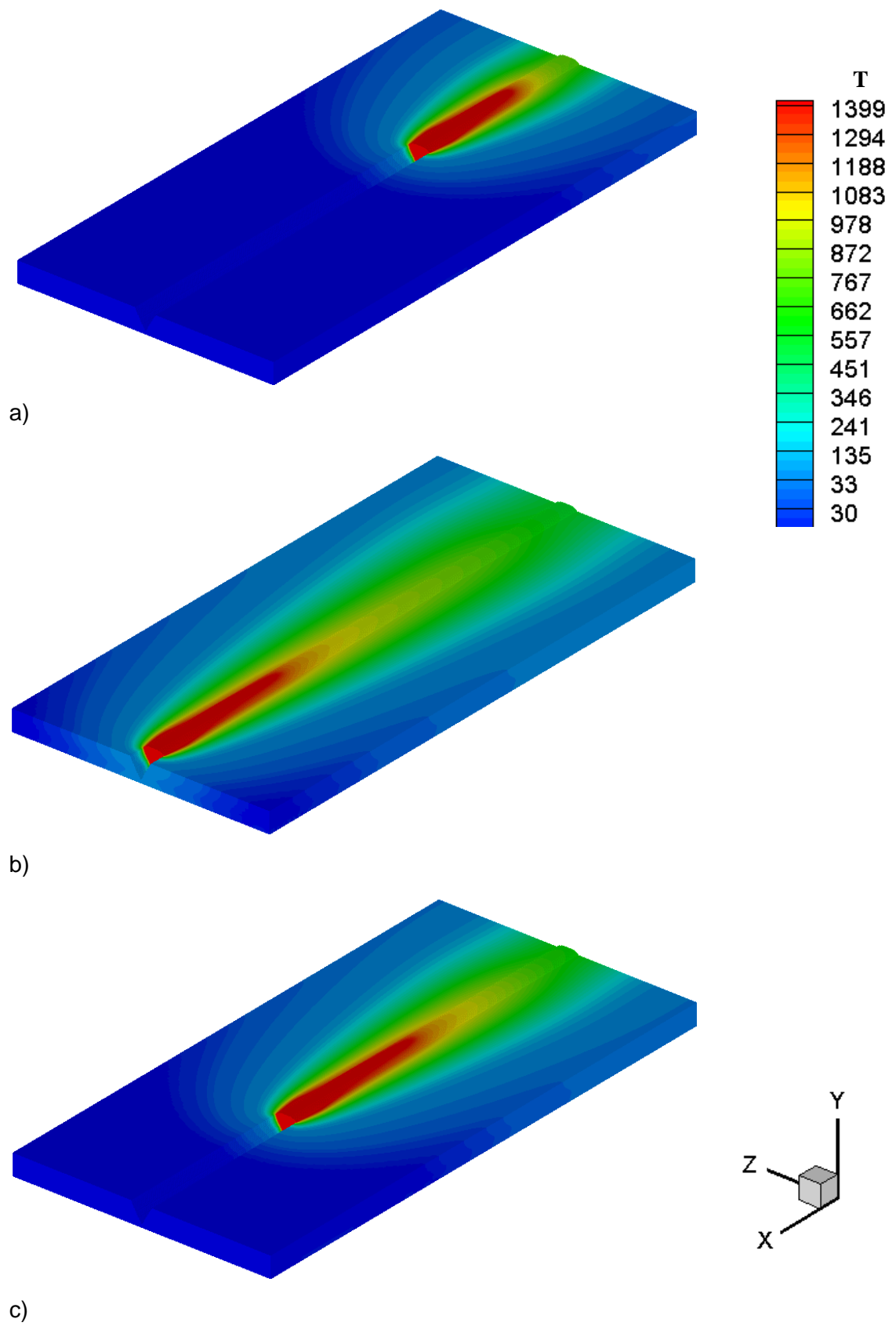
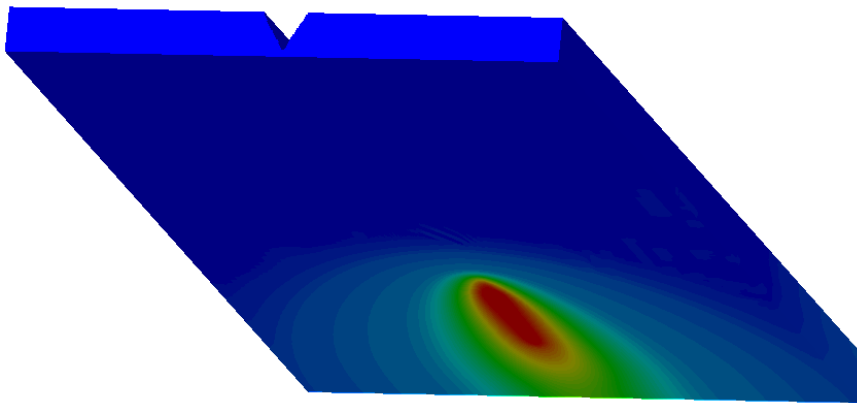


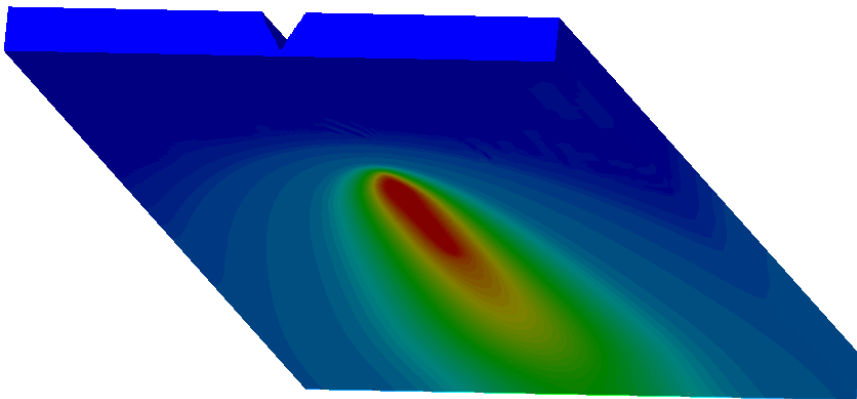
Figura 6.8 – Distribuição de temperatura na superfície submetida ao fluxo de calor nos seguintes instantes de tempo: a) 12 [s], b) 24 [s], c) 36 [s]

A distribuição de temperatura na amostra, vista na superfície oposta ao fluxo de calor, pode ser observada na Fig. 6.9, nos instantes de tempo de 12, 24 e 36 [s], percebe-se o formato elíptico da região de maiores temperaturas, formadora da poça de fusão, e das regiões adjacentes perturbadas pelo aquecimento.

a)



b)



c)

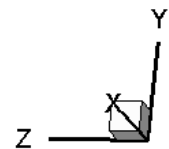
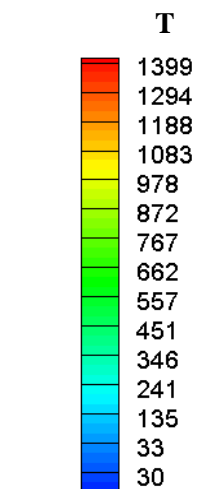
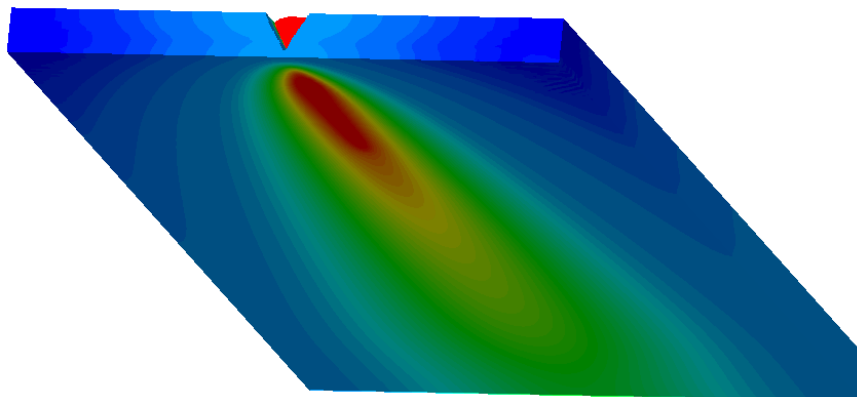


Figura 6.9 – Distribuição de temperatura na superfície oposta ao fluxo de calor nos seguintes instantes de tempo: a) 12 [s], b) 24 [s], c) 36 [s]

Um melhor detalhe do reforço na região do chanfro, para a distribuição de temperatura na amostra, pode ser evidenciado através da Fig.6.10. Através de efeitos obtidos pelo pós-processamento dos sinais coletados no experimento, pode-se, por exemplo, perceber um contorno diferenciado, na parte frontal da Fig. 6.10c, em forma de taça, que parece ser devido à formação da zona termicamente afetada.

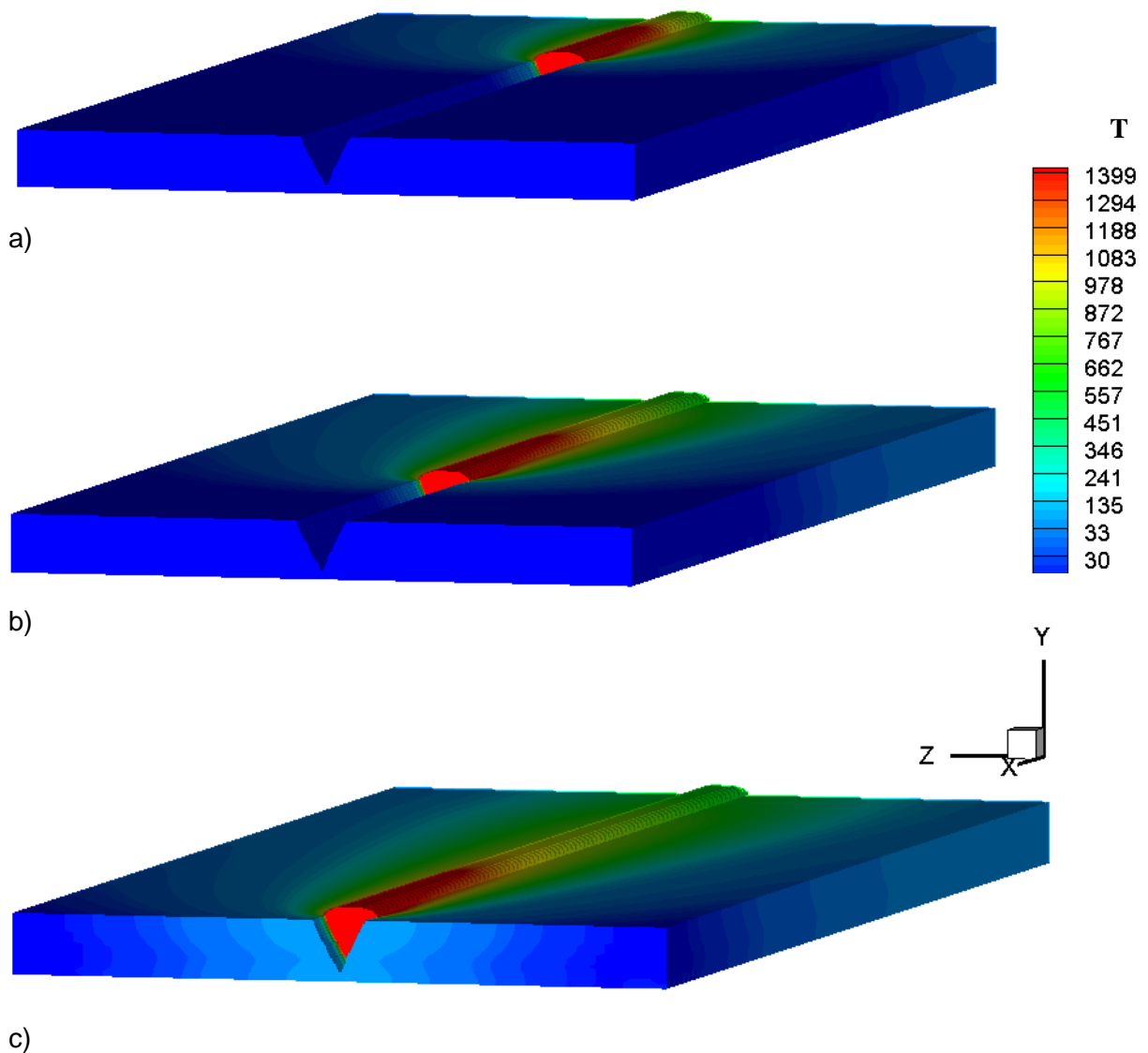


Figura 6.10 - Distribuição de temperatura e detalhe do reforço na região do chanfro nos seguintes instantes de tempo: a) 12 [s]; b) 24 [s]; c) 36 [s]

Na figura 6.11, é mostrado isoladamente na amostra, o perfil térmico da poça de fusão, na superfície oposta ao fluxo de calor, nos instantes 12, 24 e 36 [s], percebe-se que a poça de fusão é evidenciada nessa superfície, porém, sem causar o problema de furar a chapa, perder metal de adição pelo furo, ou interromper o arco elétrico, isso é devido ao fato da viscosidade do aço inoxidável não permitir o escoamento, através do espaço que foi produzido na raiz da solda, nessa condição, quando da execução da operação de soldagem.

Tal fato pode ser comprovado através da Fig. 6.12, onde se observa uma imagem da amostra após a soldagem, evidenciando a superfície oposta à deposição do material. Constata-se a formação de pequenas protuberâncias nessa face, decorrentes da fusão do metal de adição que se precipitou para fora da raiz do chanfro, sem contudo, provocar furo ou fuga excessiva de metal fundente através dessa região, comprovando que o programa de simulação reproduziu o fenômeno de soldagem de maneira bem realista, indicando uma área de fusão, na superfície oposta à deposição, conforme ilustra a Fig. 6.11.

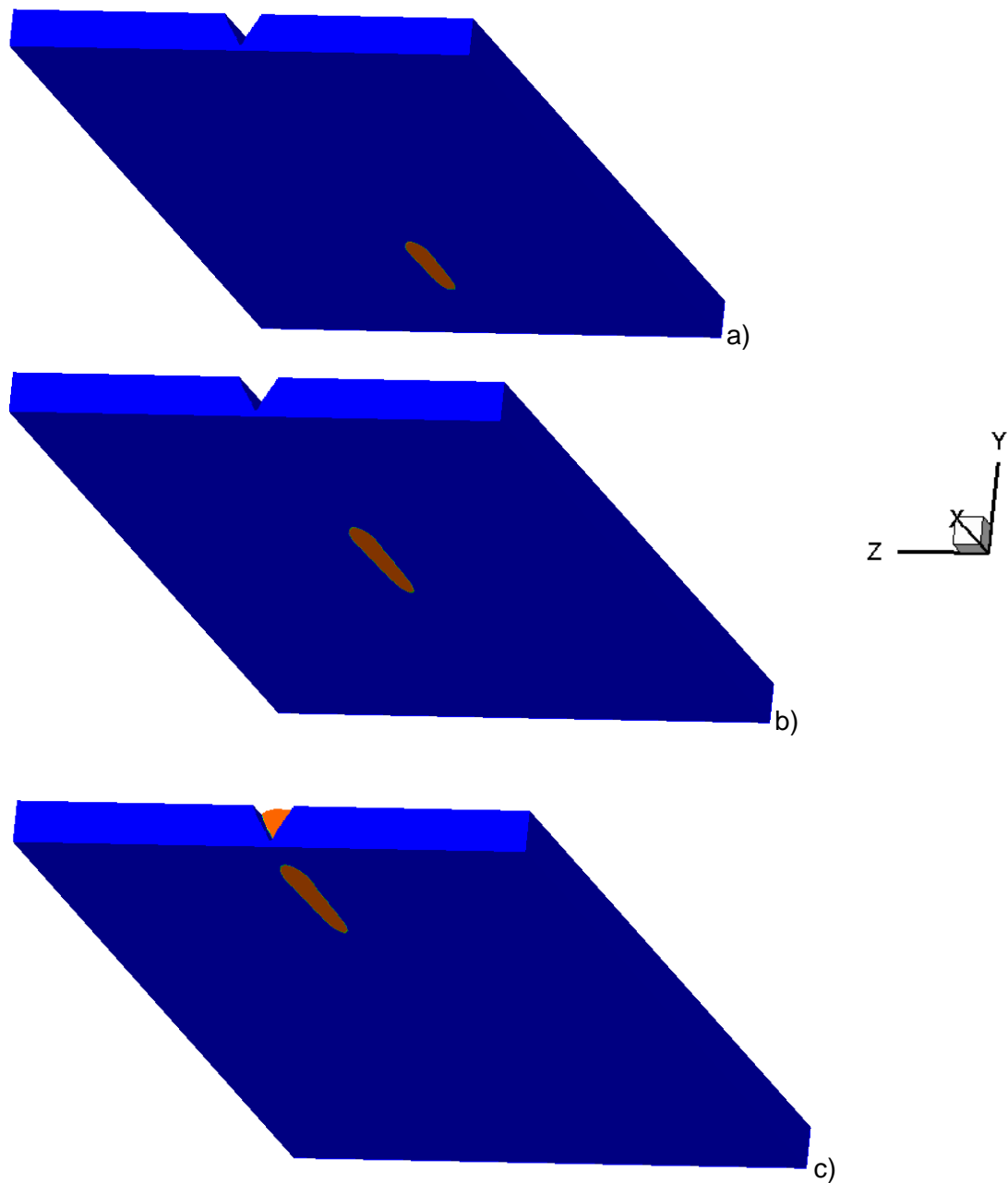


Figura 6.11 – Poça de fusão na superfície oposta ao fluxo de calor nos seguintes instantes de tempo: a) 12 [s], b) 24 [s], c) 36 [s]



Figura 6.12 – Vista inferior da amostra, região oposta à deposição de material de solda

Outra importante contribuição evidenciada nessa simulação computacional, que merece um estudo mais aprimorado, foi observada no contorno volumétrico da poça de fusão, pois a literatura acadêmica aponta para um desenho menos complexo, o que não foi observado no detalhamento tridimensional nos instantes 12, 24 e 36 [s] da Fig. 6.13., e que pode ser mais bem verificada na Fig. 6.14, na expansão tridimensional da poça de fusão, após 24 segundos de soldagem, nessa mesma figura, na superfície superior da poça de fusão, vê-se em ambos os lados, a formação de uma área semicircular, que se projeta para o metal de base, essa pode ser a região de interface entre o metal fundente adicionado e o metal de base, o que é designado como zona de ligação.

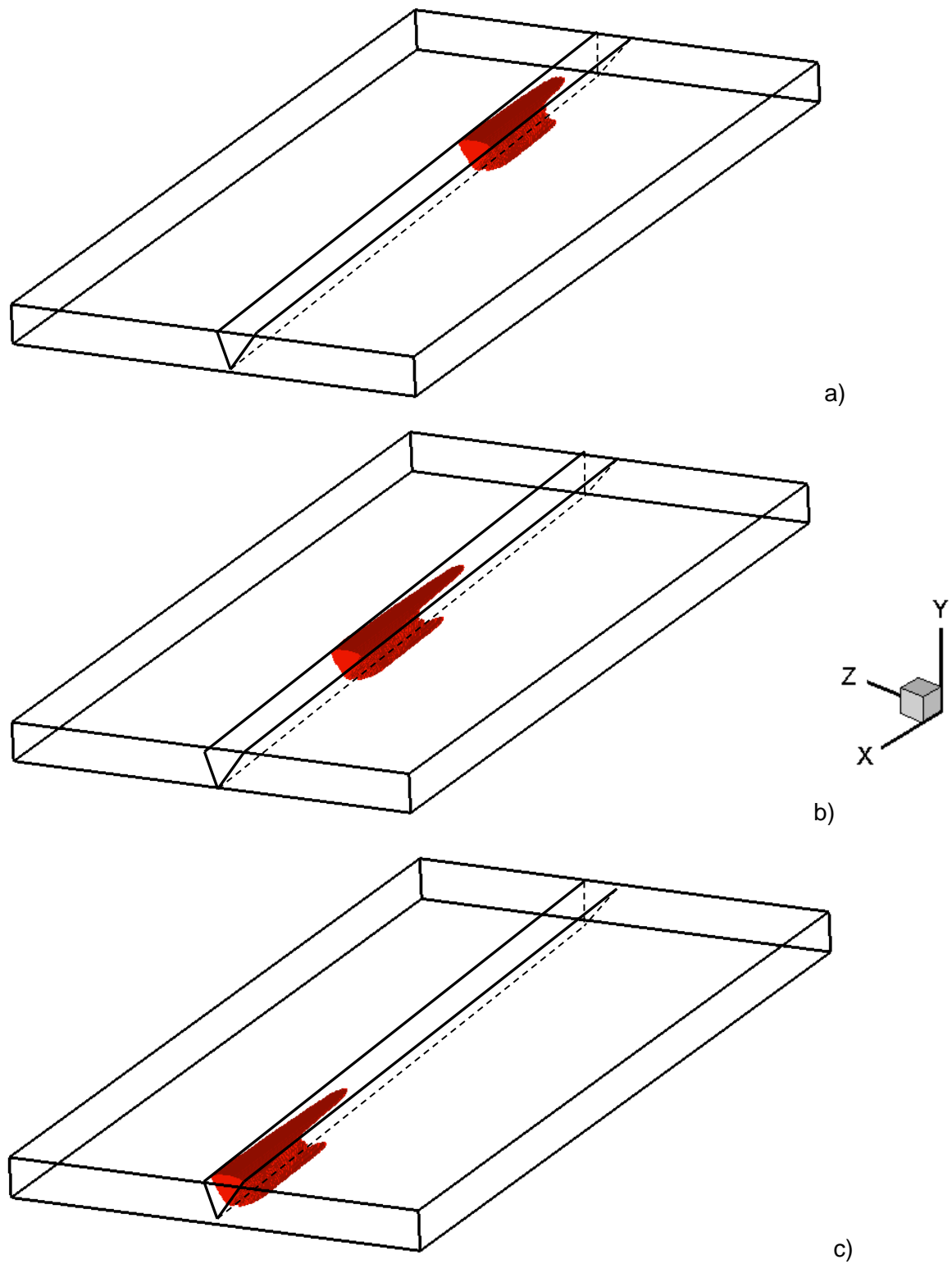


Figura 6.13 – Detalhe da poça de fusão tridimensional nos seguintes instantes de tempo: a) 12 [s], b) 24 [s], c) 36 [s]

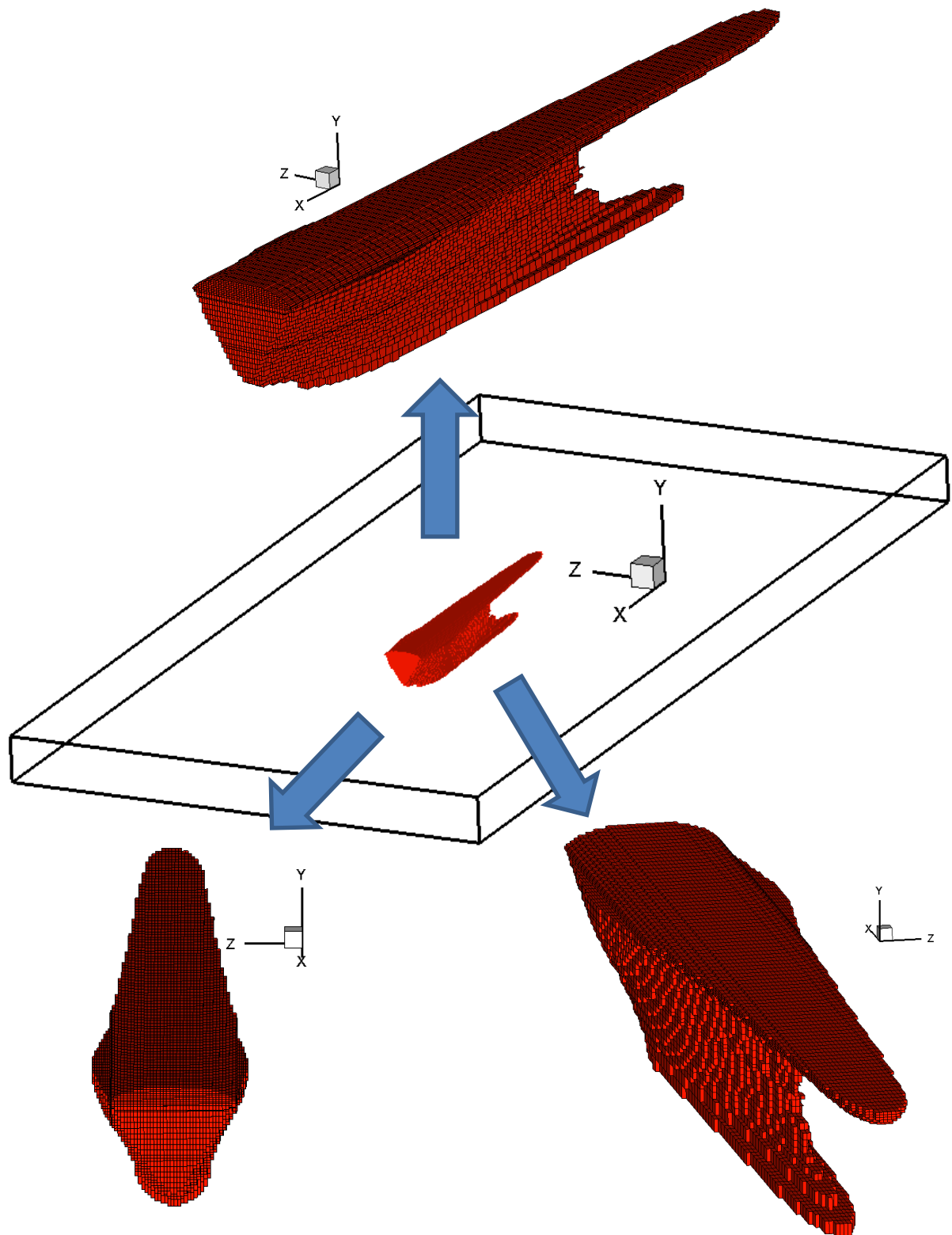


Figura 6.14 – Perfil da poça de fusão após 24 [s] de soldagem

CAPÍTULO VII

Análise de Incertezas

Quando procuramos a solução de um problema devemos nos cercar de informações verdadeiras ou confiáveis que estejam dentro de um limite especificado, pois os dados e demais condições que serão utilizados para se chegar à solução podem facilmente induzir a erros se não houver um conhecimento antecipado das causas que podem gerar esses erros. Portanto é fundamental esse conhecimento para poder dirimir ou até mesmo eliminar a fonte desses erros.

Como no desenvolvimento deste trabalho estaremos lidando com simulações numéricas e experimentos de soldagem, é imperativo que seja feita um levantamento e análise sobre as incertezas decorrentes desse processo, avaliadas aqui em duas formas: erros na solução do problema direto, e erros experimentais.

7.1 Análise de erros na solução do problema direto

Uma vez que o problema será resolvido usando técnicas numéricas e computacionais, deve-se realizar previamente uma análise da convergência de malha numérica, da influência do fator de relaxação na solução do sistema linear (SOR) e das propriedades térmicas do material e do meio (CÂNGANI, 2010).

A exatidão com que se conhecem as propriedades físicas dos materiais envolvidos na análise determina o grau de exatidão dos cálculos em problemas que envolvem mudança de fase, portanto, a equação que descreve a variação da propriedade em função da temperatura, deve representar o mais próximo possível o comportamento real dessa propriedade.

7.2 Incertezas e Erros Experimentais

Observa-se na prática que mesmo que o experimento seja realizado com zelo e máximo de cuidados, sempre irão existir elementos que podem induzir erros na sua execução. Conforme Gonçalves (1999), uma vez que os problemas inversos são muito sensíveis a erros experimentais, torna-se importante uma análise das principais fontes de erros inerentes ao experimento antes da obtenção dos resultados experimentais. Entre os elementos que podem prejudicar o resultado de um experimento podemos citar em nosso caso:

- a) Incerteza na medição das temperaturas experimentais;
- b) Posicionamento da tocha na abertura do arco elétrico;
- c) Identificação experimental do diâmetro e da penetração do cordão de solda.

Antes de promover uma análise qualitativa e quantitativa necessária para verificar como a solução do algoritmo inverso é influenciada pela adição de erros aleatórios nas medições de temperaturas e localização dos sensores térmicos em cada caso, é interessante promover uma simulação com experimentos numéricos isentos de erros aleatórios, de forma a ilustrar a convergência do algoritmo.

7.2.1 Análise do algoritmo sem erros aleatórios

Para a simulação experimental do algoritmo inverso inicialmente impõe-se um fluxo de calor exato e constante. O problema direto pode então ser resolvido seguindo o algoritmo computacional para a solução do problema térmico direto de transferência de calor com mudança de fase descrito no Capítulo III. Obtendo-se as temperaturas experimentais sintéticas (simuladas), através da adição de erros aleatórios, ou seja,

$$Y(x, y) = T(x_i, y) + \varepsilon_j \quad (7.1)$$

nas posições (x_i, y) projetadas pelo experimento.

Assim, conhecendo-se as temperaturas sintéticas $Y(x, y)$ o algoritmo inverso pode ser então testado uma vez que a estimativa inicial desses algoritmos preveem fluxos próximos a zero. Se as estimativas estiverem corretas, as componentes de fluxo de calor estimados devem convergir ao valor exato imposto inicialmente.

7.2.2 Incerteza na medição das temperaturas experimentais

Para medir as temperaturas que serão usadas no processamento serão utilizados sensores conhecidos como termopares, que fazem a interface entre a peça que se quer monitorar a temperatura e um sistema de aquisição de dados.

De acordo com Santos (2008), se entende por erro de um termopar, o máximo desvio que este pode apresentar em relação a um padrão que é adotado como padrão absoluto. Esse erro pode ser expresso em graus Celsius ou em percentagem de temperatura medida, adotando-se sempre o maior valor. Outro fator importante é a relação temperatura máxima versus bitola do fio, pois os termopares têm limites máximos e mínimos de aplicação, os quais são função das características físicas e termoelétricas dos fios.

A qualidade do sinal está ainda relacionada com sensibilidade do termopar, que é a razão entre o sinal de saída e entrada e que deve ser constante na faixa de medição da temperatura.

É provável que a maior fonte de erros no caso de termopares seja quanto à sua fixação na peça a ser monitorada, pois desvios podem ocorrer no momento dessa operação e pode acontecer do termopar ficar fixado em um local diferente do previsto enviando informação mesmo que correta, mas de um local impróprio.

Problemas de interferências no sinal podem ser gerados pela rede elétrica local, que se não for estabilizada pode produzir ruídos nas temperaturas medidas ocasionando erros e incertezas. O ruído é qualquer distúrbio ou sinal falso que, acoplado de diferentes maneiras numa linha de sinal de termopar e superposto ao sinal original, tende a alterar o conteúdo das informações, o que reduz a precisão das medidas (CÂNGANI, 2010).

Em seu trabalho, Santos (2008) verificou que entre as técnicas por ele utilizadas, a técnica da Seção Áurea é a que apresentou o menor resíduo médio entre as temperaturas calculadas e experimentais, apesar de não estimar corretamente o fluxo de calor quando em presença de ruídos.

7.2.3 Posicionamento da tocha na abertura do arco elétrico

Na prática, não é uma tarefa fácil posicionar o arame eletrodo, de um equipamento de soldagem MIG, exatamente na linha central de um chanfro, e mantê-lo nessa linha até o final da soldagem, a fim de realizar a deposição de material dentro do chanfro. Esta operação de alinhamento demanda paciência, conhecimento e prática por parte do soldador, pois, qualquer descuido pode afastar o arame eletrodo da linha de deslocamento pretendida.

Além disso, para iniciar a dissipação de energia entre o arame eletrodo e a peça, é necessário fechar o circuito elétrico. Tal procedimento pode ser realizado pelo soldador, por meio de uma vareta metálica, que toca simultaneamente o eletrodo e a peça, a fim de abrir o

arco elétrico. Assim, dependendo da habilidade do soldador, no momento do toque, o arame eletrodo pode sair da posição inicial de soldagem, outra maneira, é utilizar um pedaço de lâ de aço, convenientemente colocada entre o eletrodo e a peça, para dar início ao arco elétrico. Na experimentação realizada neste trabalho de tese, optamos por usar uma peça, aqui denominada por bloco de início de soldagem, como pode ser observada na Fig. 6.1, para realizar a ignição do arco elétrico e estabilizar os parâmetros de soldagem conforme explicado anteriormente.

7.2.4 Identificação experimental do diâmetro e da penetração do cordão de solda

Comparações das dimensões do diâmetro e penetração dos cordões de solda obtidos de forma simulada e experimental servem também para validar o algoritmo computacional desenvolvido.

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, tendo por conceito que o cordão obtido por simulação computacional possui secção transversal constante, o que não ocorre na prática, devido a fatores oriundos da própria operação de soldagem.

CAPÍTULO VIII

Conclusões

O presente trabalho se mostrou promissor, seus resultados mostraram algo inovador, uma complexa forma volumétrica da poça de fusão. O que foi confirmado na comparação indireta das temperaturas experimentais com as calculadas e um fluxo de calor totalmente condizente com outros trabalhos. A montagem experimental também trouxe algo novo, a chapa de sacrifício, o que tornou a fonte de calor mais realista do ponto de vista numérico, pois toda a transitoriedade do arco, seu início e desligamento foram deixados nas chapas de sacrifício, o que tornou a simplificação de fluxo constante no tempo mais realista.

O rendimento térmico do processo de soldagem foi determinado e encontra-se coerente com os observados na literatura técnica, o que reforça a qualidade das informações obtidas neste trabalho. Conhecendo-se o rendimento térmico da operação de soldagem e especificando-se as dimensões do reforço, pode-se chegar a determinação da intensidade de tensão e corrente elétrica, necessárias para que o processo de soldagem ocorra, possibilitando assim, prever os insumos que serão destinados à realização da soldagem, esse conhecimento prévio evita o desperdício de energia e o retrabalho, dessa forma, o programa contribui para a racionalização do uso da energia envolvida na soldagem.

Pode-se concluir que a criação deste modelo matemático/computacional 3D (tridimensional) de difusão de calor com mudança de fase, acréscimo de material e geometria complexa, produziu resultados muito satisfatórios quando implementado no Programa DPT.

Como propostas para trabalhos futuros

- Inserir no modelo térmico a radiação térmica;
- Comparar as dimensões do cordão de solda real com os valores simulados para diversos experimentos;
- Aprimorar a bancada experimental de modo a medir a tensão, corrente, velocidade da tocha e de alimentação de arame durante a soldagem.
- Aplicar outros métodos diferentes da seção áurea;

Referências Bibliográficas

ACESITA. *Principais processos de soldagem dos aços inoxidáveis*, Publicação Técnica n.209401, Núcleo Inox, 6 pp, 1994.

ARAÚJO, B. D. *Metodologia para Uso de Simulação Física no Estudo da ZAC e na Obtenção de Diagramas CCT para Soldagem*. 2008. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia Mecânica - Universidade Federal de Uberlândia. Uberlândia - MG, 119 f.

AZAD, H., MUSTAFA, M.T., ARIF, A. F. M. *Analytic solutions of initial–boundary value problems of transient conduction using symmetries*. Applied Mathematics and Computation, Elsevier Science Ltd., v. 215, pp. 4132-4140, 2010.

BECK, J. V., *Inverse Heat Conduction*, Wiley, New York, 1985.

BEZERRA, A. C., *Simulação numérica da soldagem com aplicação à caracterização do comportamento dinâmico de estruturas soldadas*. 2006. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG.

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*. 2008. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG.

BORGES, L. V., *Um sistema dinâmico para identificação de propriedades termofísicas de materiais sólidos*. 2004. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia- MG.

BRACARENSE, A. Q., *Processo de Soldagem TIG – GTAW*, Apostila Técnica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2000, p.3.

BRENT, A. D.; VOLLER, V. R.; REID, K. J. *Enthalpy-Porosity technique for modeling convection-diffusion phase change: Application to the melting of a pure metal*. Numerical Heat Transfer, v. 13, pp. 297-318, 1998.

BSSA – British Stainless Steel Association. *The Discovery of Stainless Steel*. Disponível em: <http://www.bssa.org.uk/about_stainless_steel.php?id=31>. Acesso em 5 de março de 2013.

CÂNGANI, A. P. M., *Análise Térmica do Processo de Soldagem TIG de Amostras Metálicas*. 2010. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG, 94 f.

CARVALHO, S. R. *Determinação da temperatura na interface cavaco-peça-ferramenta durante o processo de usinagem por torneamento*. 2005. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia. Uberlândia – MG. 123f.

DENG D., MURAKAWA H. *Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements*. Computational Materials Science, v. 37, pp. 269-277, 2006.

DIAS, A. G. *Últimos Cantos: Canção do Tamoio*. 1851.

DUTTA, P.; PRATIHAR, D. K. *Modeling of TIG welding process using conventional regression analysis and neural network-based approaches*. Journal of Materials Processing Technology, Elsevier Science Ltd., v. 184, pp. 56–68, 2007.

FASSANI, R. N. S.; TREVISAN, O. V. *Analytical Modeling of Multipass Welding Process with Distributed Heat Source*. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Science & Engineering, Associação Brasileira de Ciências Mecânicas, v. 25, n° 3, pp. 302 – 305, 2003.

FERNANDES, A. P. *Funções de GREEN: Soluções analíticas aplicadas a problemas inversos em condução de calor*. 2009. Dissertação de Mestrado. Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG.

FONSECA, A. S. *Soldagem TIG*. Apostila Técnica do SENAI-MG, Varginha – MG, 2004.

FORTES, K. *Soldagem MIG/MAG*. Apostila. ESAB. 2005.

GANGULY, S.; CHAKRABORTY, S. *A generalized formulation of latent heat functions in enthalpy-based mathematical models for multi-component alloy solidification systems*. Metallurgical and Materials Transactions, v. 37 B, pp. 143 – 145. 2006.

GOMES, L. *Fenômenos dos Transportes*. Apostila Técnica. 66pp. 2013.

GONÇALVES, C. V. *Desenvolvimento de técnicas de problemas inversos em convecção de calor*. 1999. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG. 92 p.

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. 113 p.

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., v. 172, pp.42–51, 2006.

GONÇALVES, N. D. F. *Método dos volumes finitos em malhas não-estruturadas*. 2007. Dissertação de Mestrado em Engenharia Matemática. Departamento de Matemática Pura e Aplicada. Faculdade de Ciências da Universidade do Porto. Porto – Portugal. 71 f.

GUIMARÃES, G. *Estimação de parâmetros no domínio da frequência para a determinação simultânea da condutividade e difusividade térmica*. 1993. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica. Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis - SC. 123f.

HAESER, G., GOMES-RUGGIERO, M., *Aspectos Teóricos de Simulated Annealing e um algoritmo de duas fases em otimização global*. TEMA – Tendências em Matemática Aplicada

e Computacional, Sociedade Brasileira de Matemática Aplicada e Computacional, 2008, v.9, n.3, PP.395-404.

HOLMAN, J. P., *Transferência de Calor*, McGraw-Hill, São Paulo, 1983.

J AUSOLDA. *Treinamento de Soldagem Arames Tubulares, MIG, TIG, Plasma e Solda Elétrica*. Apostila. 37pp. 2013.

KUŹNIAR A., RYGIEL P., DUDEK S., GNOT A., GANCARCZYK T., PERZYŃSKI K. *Numerical model of a TIG welding process for the aviation industry, including analysis of the heat transfer*. Computer Methods in Materials Science, v. 11, pp. 173-178, 2011.

LANCASTER, J. F., *The physics of welding*. New York, Oxford: Pergamom, 2nd ed, 1986.

MARINS, A. M. F. *Modelagem física e computacional do fluxo de aço em panela com agitação por gás inerte, com ênfase na separação de inclusões*. 2011. Dissertação de Mestrado em Engenharia de Materiais. REDEMAT. Escola de Minas. Universidade Federal de Ouro Preto. Ouro Preto – MG. 94 f.

METÁLICA. Aço Inox: Processos de Soldagem. Disponível em: <www.metálica.com.br/aco-inox-processos-de-soldagem> . Acesso em: 15 janeiro 1999.

MIRANDA, H. C. *Influência da indutância na soldagem MIG/MAG na posição sobre cabeça*. 1999. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG.

MONDENESI, P. J. *Introdução à Física do Arco Elétrico e sua Aplicação na Soldagem dos Metais*. Apostila. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte – MG, 38pp., 2009.

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

MONDENESI, P. J. *Técnica Operatória de Soldagem GMW*. Apostila. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte – MG, 28pp., 2000.

MONDE, M. *Analytical method in inverse heat transfer problem using Laplace transform technique*. International Journal of Heat and Mass Transfer, Elsevier Science Ltd., v. 43, pp. 3965-3975, 2000.

MOSELI, P. C. Desenvolvimento de dispositivo, adaptado à tocha SATG, para realização de revestimento duro, utilizando ligas, em forma de pó. 2013. Tese de Doutorado em Ciências e Engenharia de Materiais. Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo. 142 f.

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

PERZYŃSKI K., RAUCH L., SZELIGA D., ROŃDA J., PIETRZYK M. *The computer system for design of the TIG welding operation*. Journal of Machine Engineering. Computer Methods in Materials Science, v. 10, n. 3, 2010.

PIEKARSKA, W., KUBIAK, M. *Modeling of thermal phenomena in single laser beam and laser-arc hybrid welding processes using projection method*. Applied Mathematical Modelling, Elsevier Science Ltd., 2012.

PINTO, J. C., LAGE, P. L. C. *Métodos Numéricos em Problemas de Engenharia Química*. Rio de Janeiro: E-papers Serviços Editoriais Ltda. 1 ed., 316 f. 2001.

ROCHA, S., *Convecção Natural*. In: II Seminário do Instituto Superior entre Douro e Vouga, 2009.

RODEIRO, P. F. *Análise de distribuição de temperaturas e tensões residuais em solda do tipo Ring – Weld*. 2002. Dissertação de Mestrado. Faculdade de Engenharia Naval. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo–SP.

ROSENTHAL, D., *Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting*, Welding Journal, v. 5, n. 20, pp. 220-234, 1941.

SANTOS, M. R. dos, *Modelo térmico para a solução de problemas inversos em transferência de calor com aplicação em um processo de usinagem por torneamento*. 2008. Dissertação de Mestrado. Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG, 123 f.

SATHIYA, P., JINU, G. R., SINGH N. *Simulation of Weld Bead Geometry in GTA Welded Duplex Stainless Steel (DSS)*. Scholarly Research Exchange. 2009.

SILVA, C. P. *Comparação de Técnicas de Problemas Inversos em Transferência de Calor*. 2011. Dissertação de Mestrado em Conversão de Energia. Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá. Itajubá - MG, 123 p.

SOUSA, P. F. B. de. *Desenvolvimento de uma técnica baseada em funções de Green e observadores dinâmicos para aplicação em problemas inversos*. 2006. Dissertação de Mestrado. Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia - MG, 89 f.

SOUZA, D., RESENDE, A. A. de, SCOTTI, A. *Influência da Tensão de Soldagem e do Gás de Proteção sobre a Correlação entre Indutância e Regularidade da Transferência Metálica na Soldagem MIG/MAG por Curto-Circuito*. Soldagem e Inspeção, São Paulo, v. 16, n. 2, p. 114-122, 2011.

TALKINGTON, B. S., *Variable polarity gas metal arc welding*. Dissertação de Mestrado, The Ohio State University. 1998. 113p.

TARNG, Y. S., TSAI, H. L., YEH, S. S. *Modeling, optimization and classification of weld quality in tungsten inert gas welding*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, Elsevier Science Ltd., v. 39, pp. 1427–1438, 1999.

TSAI, T. C., CHOU, C. C., TSAI, D. M., CHIANG, K. T. *Modeling and analyzing the effects of heat treatment on the characteristics of magnesium alloy joint welded by the tungsten-arc inert gas welding*. Journal of Materials and Design. Elsevier Science Ltd., v. 32, pp. 4187–4194, 2011.

VANDERPLAATS, G. N. *Numerical Optimization Techniques for Engineering Design: With Applications*, McGraw-Hill, New York, USA, 1984.

VANDERPLAATS, G. N. *Numerical Optimization Techniques for Engineering Design*, 3rd. ed., Vanderplaats, Research & Development, Inc. USA, 1999.

VOLLER, V. R., BRENT, A. D., PRAKASH, C.. *The modelling of heat, mass and solute transport in solidification systems*. International Journal of Heat and Mass Transfer. v. 32, n. 9, pp. 1719-1731, 1989.

WANG, R., LEI, Y., SHI, Y. *Numerical simulation of transient temperature field during laser keyhole welding of 304 stainless steel sheet*. Optics & Laser Technology, Elsevier Science Ltd., v. 43, pp. 870–873, 2011.

WELDING HANDBOOK: WELDING PROCESSES, American Welding Society. Editor: R. L. O'Brien, v.2, ed. 8th. May 1, 1991.

WINCZEK, J. *Analytical solution to transient temperature field in a half-infinite body caused by moving volumetric heat source*. International Journal of Heat and Mass Transfer. Elsevier Science Ltd., v. 53, pp. 5774-5781, 2010.

WITULA R., HETMANIOK E., SLOTA D., ZIELONKA A. *Application of the Picard's iterative method for the solution of one-phase Stefan problem*. Archives of Foundry Engineering. Polish Academy of Sciences. v. 10, pp. 83 – 88. 2010.

ZEEMANN, A. Soldagem dos aços auteníticos. 2003.
<http://www.infosolda.com.br/artigos/metso110.pdf>. Acesso em 08/03/2013.