

ANA PAULA MÁZARO CÂNGANI

**ANÁLISE TÉRMICA DO PROCESSO DE
SOLDAGEM TIG DE AMOSTRAS METÁLICAS**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
2010**

ANA PAULA MÁZARO CÂNGANI

**ANÁLISE TÉRMICA DO PROCESSO DE SOLDAGEM TIG DE
AMOSTRAS METÁLICAS**

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

Área de Concentração: Transferência da calor e Mecânica dos Fluidos

Orientador: Prof. Dr. Solidônio Rodrigues de Carvalho

**UBERLÂNDIA - MG
2010**

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

C222a Cângani, Ana Paula Mázaró, 1981-
Análise térmica do processo de soldagem TIG de amostras metálicas
[manuscrito] / Ana Paula Mázaró Cângani. - 2010.
94 f. : il.

Orientador: Solidônio Rodrigues de Carvalho.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.

1. Calor - Transmissão - Teses. 2. Problemas inversos (Equações diferenciais) - Teses. 3. Soldagem - Teses. I. Carvalho, Solidônio Rodrigues de, 1978- II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 536.24

Dedico com amor este trabalho ao
meu esposo Rogério, aos
meus pais José e Darci e
aos meus
irmãos Tais e Ramon

AGRADECIMENTOS

Ao nosso maravilhoso Deus pela constante presença em minha vida, abençoando-me com momentos alegres e ensinando-me a tirar proveitos positivos dos momentos tristes.

Aos meus pais as pessoas que mais amo que me deram todo o apoio e carinho para que eu pudesse completar mais esta etapa da minha vida. A minha avó Benedita por sempre estar ao meu lado e por ser uma grande companheira.

Ao meu esposo e eterno amigo Rogério Sales Gonçalves pelo seu amor, amizade, paciência, carinho, afeto e compreensão de um homem de caráter admirável.

Ao meu Orientador Professor Solidônio Rodrigues de Carvalho que sempre se mostrou disposto a discutir e me ajudar durante o desenvolvimento do trabalho, por todo apoio e auxílio prestado para garantir o bom andamento e finalização do trabalho.

Agradeço ao Professor Valtair Antônio Ferraresi pelo apoio nas realizações dos testes experimentais, e a minha amiga Cristiene Vasconcelos Gonçalves de Matos pelo apoio e compreensão. A Ângela Maria da Silva Andrade por ter me ajudado na execução da parte experimental e aos meus colegas Douglas, Diandro, Ana Paula, Eliane e Marcelo. Agradeço ao Professor Gilmar Guimarães por ter comprado o material para os testes experimentais

À UFU e ao Departamento de Engenharia Mecânica que me acolheram e possibilitaram minha formação ao mestrado.

À CNPQ pela bolsa de mestrado que me auxiliou na subsistência durante a realização do mesmo.

A todos MUITO OBRIGADA

Volto ao que é essencial na vida:
perdão, coragem, gratidão,
amor e humor.
(Louise Hay)

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	xiii
LISTA DE TABELAS.....	xvii
LISTA DE SIMBOLOS.....	xix
RESUMO.....	xxi
ABSTRACT.....	xxiii
CAPÍTULO I- INTRODUÇÃO.....	1
CAPÍTULO II- REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
2.1. Problema térmico de soldagem: Problema direto e inverso.....	5
2.2. Soluções numéricas e analíticas envolvendo mudança de fase.....	7
2.3. Metodologia matemática e numérica adotada neste trabalho.....	10
CAPÍTULO III- FUNDAMENTOS TEÓRICOS.....	13
3.1. Introdução.....	13
3.2. Modelo Térmico: Solução do Problema Direto.....	14
3.3. Análise do Problema Físico e Definição do Modelo Matemático.....	14
3.4. Formulação da entalpia.....	16
3.5. Solução Numérica do Problema Térmico de Soldagem por meio do Método de volumes finitos.....	20
3.6. Uso de Malha não Uniforme: Cálculo da Condutividade Térmica nas faces do Volume Finito.....	22
3.7. Solução do Sistema Linear: Método S.O.R. (Strongly Over Relaxation).....	23

CAPÍTULO IV- TÉCNICAS INVERSAS.....	27
4.1. Problema Inverso em Transferência de calor	27
4.2. Método da Secção Áurea.....	28
4.3. Procedimento para solução do problema inverso	33
CAPÍTULO V- PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	35
5.1. Soldagem TIG.....	35
5.2. Bancada experimental para o processo de soldagem.....	39
CAPÍTULO VI- INCERTEZAS E ERROS EXPERIMENTAIS.....	45
6.1. Incerteza na medição das temperaturas experimentais.....	45
6.2. Posicionamento da tocha durante a soldagem da peça cilíndrica.....	48
6.3- Identificação experimental do diâmetro e penetração do cordão de solda.....	49
CAPÍTULO VII- ANÁLISE DE ERROS NA SOLUÇÃO DO PROBLEMA DIRETO	55
7.1. Problema Direto.....	55
7.2. Análise das propriedades térmicas	56
7.3. Análise da temperatura, fração mássica, calor específico e da entalpia.....	59
7.4. Teste de convergência da malha numérica.....	65
7.5. Análise do fator de relaxação do solver (S.O.R.) aplicado na solução do sistema linear.....	68
7.6. Análise do balanço de energia.....	70
CAPÍTULO VIII- ANÁLISE DO COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR POR CONVECÇÃO NA SOLUÇÃO DO PROBLEMA INVERSO.....	73
8.1. Transferência de calor por convecção entre a peça e o meio.....	73
CAPÍTULO IX- RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	79
9.1. Solução do problema inverso: Estimativa da taxa de transferência de calor.....	79
9.2. Análise do raio e penetração da solda.....	82
9.3. Análise dos campos térmicos e do fenômeno de mudança de fase durante o processo de soldagem.....	86
CAPÍTULO X- CONCLUSÕES E SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS.....	89
REFERÊNCIAS BIBLIOGRAFICAS.....	91

LISTAS DE FIGURAS

Figura 3.1- a) Modelo físico em coordenadas cilíndricas e b) Simplificação do modelo físico devido à simetria.....	14
Figura 3.2- Variação da entalpia com a temperatura para substância pura	17
Figura 3.3- Variação da entalpia com a temperatura para substância impura.....	18
Figura 3.4- Volume finito elementar considerando a malha variável.....	20
Figura 3.5- Malha não-uniforme e distâncias associadas a face e.....	22
Figura 3.6- Dedução do S.O.R. por meio do Método de Newton-Raphson.....	24
Figura 4.1- Método da Seção Áurea.....	29
Figura 4.2- Algoritmo da Seção Áurea para funções sem restrição.	32
Figura 5.1- Esquema do processo de soldagem TIG.....	36
Figura 5.2- Influência do tipo de corrente elétrica na penetração da solda e na concentração de calor.....	37
Figura 5.3- Fluxo de calor durante o processo de soldagem por fusão.....	38
Figura 5.4- Posicionamento dos termopares: a)Termopares no cilindro de AISI 304 e b) Posição dos termopares no cilindro.....	40
Figura 5.5- Montagem experimental: Cilindro submetido ao processo de soldagem.....	41
Figura 5.6- Bancada experimental: HP 34970 (Data Acquisition\Control Unit), microcomputador e fonte de corrente contínua.....	42
Figura 5.7- Bancada experimental.....	42
Figura 5.8- Influência do ângulo da ponta do eletrodo na penetração.....	43
Figura 6.1- Perfis de temperaturas ao longo do tempo: a)Experimento C1, b) Experimento C2 e c) Experimento C3.....	47
Figura 6.2- Dificuldade experimental em aplicar fonte de calor no centro da peça cilíndrica.....	49
Figura 6.3- Etapas experimentais para a definição da poça de soldagem.....	50
Figura 6.4- Placa de lixamento.....	51
Figura 6.5- Bancada para a medição do diâmetro e penetração do cordão de solda.....	51
Figura 6.6- Perfil do cordão de solda: a) Experimento C1; b) Experimento C2 e c) Experimento C3.....	52
Figura 7.1- a) Modelo físico em coordenadas cilíndricas e b) Simplificação do modelo físico devido à simetria.....	56

Figura 7.2- Variação da Condutividade térmica com a temperatura.....	57
Figura 7.3- Variação do Calor Específico com a temperatura.....	58
Figura 7.4- Variação da temperatura durante o período de simulação em um sensor numérico localizado na coordenada em $r=0.0005$ m e $z=0.002$ m.....	60
Figura 7.5- Fração Mássica para um sensor numérico localizado na coordenada $r = 0.0005$ e $z = 0.002$ m.....	60
Figura 7.6- Variação do calor específico ao longo da simulação do processo de aquecimento e resfriamento da peça metálica para um sensor numérico localizado na coordenada $r = 0.0005$ m e $z = 0.002$ m.....	61
Figura 7.7- Variação da entalpia durante o tempo total de simulação para um sensor numérico localizado na coordenada $r = 0.0005$ m e $z = 0.002$ m.....	62
Figura 7.8- Entalpia em função da temperatura considerando um sensor numérico localizado na coordenada $r = 0.0005$ m e $z = 0.002$ m.....	63
Figura 7.9- Simulação dos campos térmicos e da fração mássica durante o aquecimento da amostra metálica para a) 30 s; b) 60 s; c) 90 s e d) 120 s	64
Figura 7.10- Análise da convergência da malha numérica para os sensores localizados na parte superior do cilindro.....	67
Figura 7.11- Análise da convergência da malha numérica para os sensores localizados na parte inferior do cilindro.....	68
Figura 7.12- Análise do tempo gasto na solução do sistema linear em função do w para uma malha de 90×20	69
Figura 7.13- Modelo térmico bidimensional.....	70
Figura 7.14- Erro médio calculado para o balanço de energia.....	72
Figura 8.1- Análise do “h”: a) Comparação entre a temperatura experimental, $Y(r,z,t)$, e a temperatura calculada, $T(r,z,t)$, pelo modelo térmico e b) Erro percentual entre a temperatura experimental e calculada.....	75
Figura 8.2- Evolução do erro médio da temperatura.....	75
Figura 8.3- Análise do coeficiente de transferência de calor por convecção; a) Fluxo de calor e b) Rendimento térmico.....	76
Figura 8.4- Influência do “h” no cálculo das seguintes variáveis: a) Raio do cordão de solda e b) Penetração do cordão de solda.....	77
Figura 8.5- Análise da influência da convecção.....	78
Figura 9.1- Comparação entre as temperaturas experimentais e as calculadas para cada caso teste: a) C1, b) C2 e c) C3	82

Figura 9.2- Análise do raio da solda: a) Comparação entre os raios experimentais e os calculados e b) Erro percentual.....	83
Figura 9.3- Análise da penetração da solda: a) Comparação entre os valores experimentais e os calculados e b) Erro percentual.....	84
Figura 9.4- Comparação da poça de fusão: (a) Experimental e b) Teórica (Escala 3:1).....	85
Figura 9.5- Simulações dos campos térmicos e fração mássica durante o aquecimento (de 0 a 119 s) e o resfriamento (121 a 291 s) da amostra de aço AISI 304: a) 3 s; b)17 s; c) 119 s e d) 121 s.....	87

LISTAS DE TABELAS

Tabela. 5.1- Dimensões das amostras cilíndricas.....	39
Tabela 5.2- Coordenada r dos termopares considerando $z = \delta$	40
Tabela 5.3- Parâmetros de soldagem experimentais.....	43
Tabela 6.1- Dimensões do diâmetro e penetração do cordão de solda.....	53
Tabela 7.1- Propriedades do aço.....	59
Tabela 7.2- Posição dos sensores no modelo térmico segundo os eixos de coordenadas definidas na Fig. 7.1.....	66
Tabela 7.3- Malhas utilizadas para análise de convergência.....	67
Tabela 9.1- Faixa de busca do fluxo de calor.....	80
Tabela 9.2- Fluxo de calor fornecido à peça e rendimento térmico do processo de soldagem.....	80

Lista de Símbolos

LETRAS LATINAS

A	Matriz dos coeficientes do sistema linear	
A_h	Área submetida à transferência de calor por convecção	$[m^2]$
A_q	Área do fluxo térmico	$[m^2]$
A_r	Área submetida ao fluxo de calor	$[m^2]$
B	Vetor do sistema linear	
C	Calor específico	$[J/kg\ K]$
D	Diâmetro	$[m]$
E	Quantidade de energia gerada pela fonte	$[J]$
f	Fração de material líquido	
f_e	<i>Fator de interpolação</i>	
h	Coeficiente de transferência de calor por convecção	$[W/m^2\ K]$
H	Entalpia	$[J/Kg]$
H_f	Calor latente de fusão	$[J/Kg\ K]$
h_s	Calor sensível	$[J/kg]$
i	Coordenada do nó na direção r	
I	Corrente de soldagem	$[A]$
j	Coordenada do nó na direção z	
k	Condutividade térmica	$[W/m\ K]$
nt	Período de aquecimento e/ou resfriamento do cilindro	
P	Potência do aparelho	$[W]$
$q''(t)$	Fluxo térmico	$[W/m^2]$
q_{AC}	Energia acumulada no modelo	$[W]$
q_e	Energia fornecida na forma de calor	$[W]$

Q_{esp}''	Potência Específica	[W/m ²]
Q_{exp}''	Potência fornecida pela tocha de soldagem	[W/m ²]
q_s	Energia perdida para o meio por convecção	[W]
r	<i>Coordenada relacionada ao comprimento do cilindro</i>	[m]
T	<i>Perfil de Temperatura calculada pelo modelo teórico</i>	[°C]
T_{∞}	Temperatura ambiente	[°C]
T_m	Temperatura constante	[°C]
T_f	Temperatura da face do volume	[°C]
T_l	Temperatura da fase líquida	[°C]
T_s	Temperatura da fase sólida	[°C]
T_0	Temperatura inicial	[°C]
t	Tempo de operação	[s]
t_{aq}	Tempo de aquecimento	[s]
t_f	Tempo total	[s]
V	Tensão	[V]
w	Coeficiente de relaxação	
W_D^*	Diâmetro inicial da poça de fusão	[m]
Y	Perfil de Temperatura experimental	[°C]
z	Coordenada relacionada à espessura do cilindro	[m]

LETRAS GREGAS

$\Delta H(T)$	Componente do calor latente	[J/Kg]
ρ	Densidade	[Kg/m ³]
δ	Espessura	[m]
Δt	Intervalo de aquisição de temperatura	[s]
η	Rendimento térmico	[%]

CÂNGANI, A. P. M. **Análise térmica do processo de soldagem TIG de amostras metálicas**. 2010, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG.

Resumo

Problemas envolvendo transferência de calor com mudança de fase ocorrem em diversos processos industriais, tais como processamento de metal, solidificação das carcaças, engenharia ambiental e no sistema térmico do armazenamento da energia em uma estação espacial. A principal dificuldade na solução de problemas térmicos com mudança de fase está na identificação da posição da interface sólido-líquido devido ao comportamento particular das propriedades físicas no domínio para cada fase. Assim, para uma melhor compreensão e estudo dessa classe de problemas, apresenta-se neste trabalho a solução numérica da equação da difusão baseada na formulação da entalpia. O propósito deste trabalho é o desenvolvimento de 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 AISI 304. Nesse sentido, o problema térmico é 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 serão usados para validar o modelo térmico proposto neste trabalho. Ressalta-se que a técnica inversa da Seção Áurea será aplicada para determinar o aporte de calor durante o processo de soldagem. Além disso, o trabalho apresenta uma análise dos erros inerentes ao modelo térmico numérico e aos dados experimentais.

Palavras Chave: Problema inversos, Processo de soldagem, Mudança de Fase e Otimização.

CÂNGANI, A. P. M. **Analysis of thermal process for TIG welding of metal samples.** 2010, Dissertation of Master's degree, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG.

Abstract

Problems involving heat transference with phase change occur in several industrial processes, such as metal processing, casting solidification, environmental engineering and thermal system of energy storage in a space station. The main difficulty in solving thermal problems with phase change is the solid-liquid interface position identification due to the particular physical properties behavior in the domain for each phase. Thus, for a better comprehension and study of this kind of problems, this work presents a numerical solution of the diffusion equation based on the enthalpy formulation. The purpose of this work is developing a technique to obtain the heat flow, temperature profile and the weld pool geometry during the welding process TIG of cylindrical samples of stainless steel AISI 304. Accordingly, the thermal problem is treated as an inverse problem of heat transference with phase change and experimental data concerning the temperature of the welded piece and the size fused area will be used to validate the thermal model proposed in this work. It is emphasized that the inverse technique of the Golden Section will be applied to determinate the heat input during the welding process. Furthermore, this work presents an analysis of errors inherent to the numerical thermal model and the experimental data

Keywords: Inverse Problems, Welding Processes, Phase Change and Optimization.

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Nos últimos anos o interesse em relação à simulação numérica de problemas que envolvem mudança de fase tem crescido muito, uma vez que está presente em inúmeros processos de interesse tecnológico, em diversos fenômenos na natureza, na ciência e na sociedade, tais como fabricação de gelo, resfriamento de alimentos, solidificação de metais na fundição, na conservação de energia térmica, processamento de produtos químicos e plásticos, crescimento de cristais, fundição e soldagem de metais dentre outros.

Os problemas de transferência de calor com mudança de fase caracterizam-se por uma fronteira livre que se desloca com o passar do tempo. As primeiras soluções desse tipo de problema datam do século XIX (LAMÉ; CLAPEYRON, 1831, STEFAN, 1889 e NEUMANN, 1912) e são baseados na equação de difusão de calor transiente unidimensional.

Os problemas práticos de solidificação e de fusão são raramente unidimensionais, e as condições de contorno 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.

Hoje em dia na maioria de aplicações da engenharia, o recurso para resolver esses problemas de mudança de fase são as análises numéricas, que são reconhecidas como um caminho conveniente para se obter soluções exatas e identificar configurações de interesse prático como, por exemplo, a interface entre o sólido e o líquido. O sucesso da técnica encontra na sua habilidade em lidar com geometrias complexas e analisar problemas com uma maior rapidez, o que minimiza custos e possíveis erros. Por esta razão, técnicas de modelagem computacional associada a trabalhos experimentais têm se tornado cada vez mais frequentes, minimizando os custos e os riscos das técnicas de tentativa e erro (MELLO et al., 2006).

Métodos numéricos que baseiam no controle de condução de calor com problemas de mudança de fase (chamados de problema de Stefan) têm sido aplicadas na soldagem e na metalúrgia.

A soldagem é um dos processos de fabricação mais utilizados em diversos ramos das atividades industriais, incluindo as indústrias petroquímica, automobilística, naval, nuclear, dentre outras. Pesquisadores têm se esforçado para estabelecer aproximações empíricas para a modelagem do comportamento dos materiais durante a soldagem. No entanto a grande complexibilidade dos processos, os altos gradientes de temperatura, dilatação, contração térmica e transformação de fase dificultam a solução do problema (FRANCIS, 2002).

O primeiro passo para análises precisas do comportamento físico da solda é o cálculo da temperatura transiente em 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, parâmetros como: a microestrutura e a tensão residual. Portanto é fundamental compreender e analisar os efeitos térmicos provocados pelo processo de soldagem (GONÇAVES, 2004).

Apesar do grande número de trabalhos voltados para a análise térmica do processo de soldagem, poucos têm sido dedicados aos processos com mudança de fase com uso de medições experimentais, sendo que a maioria faz uso de dados simulados. Um dos motivos é a dificuldade em se obter dados experimentais de temperatura em virtude dos altos sinais da tensão e corrente comparados aos baixos sinais obtidos pelos termopares. Além disso, o pequeno tamanho da poça de fusão, as rápidas flutuações térmicas, a alta temperatura da zona de fusão e do arco dificultam a instrumentação e a obtenção precisa de medidas experimentais do fluxo de calor gasto no processo e da temperatura da poça de fusão (GONÇAVES, 2004).

Assim, este trabalho fornece o desenvolvimento de uma técnica para a aplicação em problemas inversos transientes com mudança de fase acoplado a um processo de otimização. A partir das temperaturas experimentais aplica-se a técnica inversa da Seção Áurea para estimar a taxa de transferência de calor e, por meio do problema direto, obtém-se o raio e a penetração da solda, além dos campos térmicos no processo.

No Capítulo II apresentam-se em ordem cronológica os principais trabalhos científicos relacionados ao tema. Os trabalhos citados tratam dos seguintes assuntos: solução de problemas diretos e inversos em condução de calor com mudança de fase durante a soldagem.

No Capítulo III é proposto o modelo numérico bidimensional em coordenadas cilíndricas para a simulação da fusão do aço inoxidável AISI 304 através da técnica de volumes finitos. O modelo, por sua vez, é baseado na formulação da entalpia e visa capturar as mudanças de fase sólido-líquido e consequentemente a distribuição de temperatura.

O problema inverso é resolvido no Capítulo IV por meio da técnica de otimização da Seção Áurea e permite obter a taxa de transferência de calor.

No Capítulo V, apresenta-se a análise teórica do processo de soldagem TIG, a montagem experimental e os dados experimentais.

No Capítulo VI, por sua vez, são identificadas e analisadas as principais fontes de erro inerentes aos experimentos realizados.

Sabe-se que a exatidão dos cálculos em problemas envolvendo mudança de fase depende da exatidão com que se conhecem as propriedades físicas. Portanto, no Capítulo VII são definidas as principais propriedades termofísicas, bem como a importância\influência de tais parâmetros na simulação numérica. Além disso, será analisada a convergência da malha numérica, o fator de relaxação do solver (S.O.R.) aplicado na solução do sistema linear e o balanço de energia.

O Capítulo VIII propõem um estudo da influência do coeficiente de transferência de calor por convecção no problema inverso. Os resultados obtidos são apresentados, comparados e discutidos no Capítulo IX e as principais conclusões e propostas de trabalhos futuros são definidas no Capítulo X.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O propósito deste trabalho é o desenvolvimento de uma técnica para a obtenção do fluxo de calor, perfil de temperatura e geometria da poça de fusão durante o processo de soldagem de amostras cilíndricas de aço inoxidável AISI 304. Nesse sentido, o problema térmico é tratado como um problema inverso de transferência de calor com mudança de fase e dados experimentais são utilizados para validar os resultados obtidos. Assim, nesse capítulo apresenta-se uma revisão de trabalhos relacionados à simulação de problemas térmicos, técnicas experimentais e procedimentos inversos que de alguma forma possam auxiliar na solução do problema térmico de soldagem.

2.1. Problema térmico de soldagem: Problema direto e inverso

A principal dificuldade na solução de problemas térmicos com mudança de fase está na identificação da posição da interface sólido-líquido devido ao comportamento particular das propriedades físicas no domínio para cada fase. Além disso, a identificação da frente de fusão e do volume fundido permite determinar as parcelas de energia latente e sensível desenvolvida durante o processo.

Problemas de transferência de calor com mudança de fase, tais como, soldagem de metais e ligas, são de grande interesse devido as suas aplicações práticas e ocorrência. A distribuição de temperatura na peça soldada bem como as taxas de fusão e solidificação da poça de solda afetam a distribuição de tensão (ANDERSSON; KARISSON, 1981) e o processo de recristalização do metal (ASHBY; EASTERLING, 1982).

Devido à importância da transferência de calor com mudança de fase, pesquisas baseadas em modelos térmicos matemáticos, chamado problema direto, são importantes para analisar e conhecer o fenômeno da mudança de fase. Um problema térmico é considerado direto quando a causa da variação de temperatura é conhecida. Por exemplo, conhece-se o fluxo de calor durante o processo de soldagem e assim, pode-se, por meio do modelo térmico, determinar a distribuição de temperatura na amostra.

Nos problemas inversos em transferência de calor, por sua vez, o fluxo de calor é desconhecido, e deve ser determinado. Normalmente a solução de problemas inversos apresenta um grau de dificuldade maior quando comparado aos problemas diretos. Isso se deve à característica mal condicionada das equações, as não linearidades e à sensibilidade do modelo a erros de medição contido nos dados experimentais de temperatura. Imprecisões no modelo matemático e nas medições experimentais também acarretam em grandes desvios e erros nos resultados finais.

No passado, o método analítico era o único meio disponível para se ter matematicamente uma compreensão dos processos físicos que envolvem a mudança de fase. Embora os métodos analíticos ofereçam uma solução exata e sejam matematicamente elegantes, devido a suas limitações, são principalmente aplicados a problemas mais simples, como por exemplo, casos uni ou bidimensionais com região infinita ou semi-infinita, ou ainda, casos com condições de contorno homogêneas e propriedades térmicas constantes (CRANK, 1984), não permitindo, por exemplo, a solução de problemas reais de soldagem.

Os problemas práticos de solidificação e de fusão são raramente unidimensionais, e as condições de contorno, assim como as propriedades termofísicas, podem variar com a fase (sólida ou líquida), temperatura e concentração. Tais problemas são ainda associados às não-linearidades físicas que promovem um aumento do grau de complexidade, exigindo formas de tratamento também complexas. A solução completa do problema de soldagem com mudança de fase exige o conhecimento dos campos de temperatura, pressão, velocidade e massa específica, variáveis estas, que são interdependentes.

Hoje em dia, na maioria de aplicações da engenharia, o recurso para resolver problemas de fronteira móvel tem sido feita pela análises numéricas. O sucesso dessa técnica encontra-se na facilidade em resolver equações diferenciais parciais de segunda ordem, com características transientes e não-lineares.

Tais características fazem das técnicas numéricas um caminho conveniente para se obter as soluções de problemas físicos reais e identificar configurações de interesse prático como, por exemplo, a interface sólido-líquido.

A seguir apresenta-se uma revisão de alguns trabalhos que abrangem métodos analíticos e numéricos para a solução do problema térmico de soldagem com mudança de fase.

2.2. Soluções numéricas e analíticas envolvendo mudança de fase

Vários pesquisadores têm investigado o fenômeno da mudança de fase analiticamente e numericamente. Na sequência, apresentam-se, em ordem cronológica, trabalhos envolvendo transferência de calor com mudança de fase.

Os problemas de fronteira móvel, também definidos como problemas de Stefan, foram estudados por Lamé e Clapeyron (1831). Entretanto uma sequência de artigos foram escritos por Stefan (1889 e 1891) que deu seu nome à família de problemas, que resultariam no estudo de derretimento da calota de gelo polar.

Katz e Rubinsky (1984) usaram o método da “fronteira de ataque” para o estudo de um problema unidimensional de transferência de calor por condução com mudança de fase. O método de elementos finitos é usado para obter a posição transiente da interface sólido – líquido e a distribuição de temperatura na região sólida da peça de trabalho durante a soldagem com arco estacionário.

A solidificação de substâncias puras como água ocorre em uma única temperatura e as fases sólidas e líquidas são separadas pela interface móvel. A dificuldade fundamental para a obtenção de uma solução exata para esse tipo de problema é que a solução da equação de condução de calor parabólica deve ser resolvida em uma região onde a fronteira é desconhecida (OZISIK, 1993). As soluções exatas para os problemas de mudança de fase são limitadas em um número de situações idealizadas, as soluções analíticas são principalmente aplicadas para os exemplos unidimensionais de uma região infinita ou semi-infinita.

Al-Khalidy (1995) apresentou uma metodologia computacional para prever o desenvolvimento de uma poça de fusão e as histórias de temperatura na peça durante soldagem a plasma (PAW). O objetivo do trabalho foi modelar a transferência de calor por condução e mudança de fase na qual a condutividade térmica e o calor específico na região

sólida são funções não lineares da temperatura. Obtém-se uma solução numérica estável para um domínio de malha fixa bidimensional com esquema implícito.

Real e Oliveira (2003) desenvolveram um algoritmo computacional baseado no método de elementos finitos para análise não-linear do problema de transferência de calor com mudança de fase. Dentre os métodos mais utilizados para tratar a mudança de fase implementou-se o método da entalpia no qual não é necessário considerar separadamente as regiões sólida e líquida.

Martorano e Capocchi (2003) calcularam o coeficiente de transferência de calor na interface metal/molde de um sistema de solidificação utilizado para solucionar de forma inversa a equação diferencial de condução de calor com mudança de fase.

Gonçalves (2004) apresentou o desenvolvimento de técnicas experimentais baseadas em problemas inversos em condução de calor com e sem mudança de fase para o estudo de problemas térmicos decorrentes de processos de soldagem. Dois processos de soldagem são estudados: o TIG (Tungsten Inert Gas) para amostras de Aço Inoxidável 304 e o Ar Quente (Hot Air) para amostras de Policarbonato. A abordagem do problema inverso se dá por meio do uso de técnicas otimização com o uso dos algoritmos Simulated Annealing e o Método da Seção Áurea. O algoritmo desenvolvido estima a geometria da poça de fusão durante o processo de soldagem. O problema de transferência de calor é descrito pela equação geral da difusão de calor. A solução direta é obtida numericamente por meio de um modelo bidimensional transiente considerando mudança de fase, propriedades térmicas variando com a temperatura e perdas de calor por convecção e radiação. Um modelo analítico quasi-estacionário também é usado para a comparação dos resultados e para a obtenção simplificada do campo de temperatura e fluxo de calor na peça.

Ramanzini e Casas (2006) analisaram computacionalmente a distribuição do campo de temperaturas numa união soldada antes de avaliar a influência das tensões residuais na resistência à fratura e fadiga de componentes soldados. O material utilizado foi o aço inoxidável AISI 301L, e a obtenção do campo de temperaturas baseiam-se no método dos elementos finitos. Os resultados obtidos apresentam a distribuição de temperaturas após a execução de diversos cordões de solda. A propriedade de entalpia é introduzida nesta análise a fim de capturar as mudanças de fase sólido-líquido e conseqüentemente a distribuição de temperatura durante a soldagem. Para o método de elementos finitos, as mudanças de fase são modeladas através da entalpia, que depende, por exemplo, da temperatura o que torna o problema altamente não-linear, dificultando a obtenção dos resultados.

Bezerra et al. (2006) fizeram um estudo preliminar, o qual é parte de um projeto maior que visa o desenvolvimento de procedimentos baseados em elementos finitos para a predição de tensões residuais de soldagem. No trabalho, é realizada uma modelagem térmica para simular uma soldagem TIG de uma placa retangular sem material de adição. A partir do software comercial ANSYS. A modelagem da fonte de calor é discutida. Para melhor se ajustar às condições reais de soldagem, as propriedades do material são consideradas dependentes da temperatura, o que leva a uma análise não-linear. As perdas de calor por convecção e radiação também são levadas em conta. Uma análise transiente é realizada para obter o campo de temperatura em função do tempo. Os resultados obtidos se mostraram em boa correlação com os resultados experimentais disponíveis na literatura, o que demonstra a viabilidade e eficiência do método dos elementos finitos para simulação de ciclos térmicos de soldagem.

Melo et al. (2006) apresentam a implementação de um modelo numérico para a simulação da solidificação de um metal com fluxo de calor capaz de determinar o coeficiente de transferência de calor na interface metal/molde e os principais parâmetros térmicos e microestruturais. O modelo matemático é baseado na solução da equação diferencial de condução de calor com mudança de fase, segundo um sistema de coordenadas cilíndricas fixo no eixo longitudinal do molde. Os resultados do modelo foram validados com resultados experimentais de uma liga de alumínio. Nas amostras foram analisadas as macro e microestruturas e correlacionadas com os valores do coeficiente de transferência de calor calculados.

Gonçalves (2008) apresenta um procedimento para resolver um problema inverso transiente tridimensional de condução de calor com fonte de calor móvel. Os campos térmicos em qualquer região da placa ou em qualquer momento são determinados a partir da estimativa da taxa de calor que é fornecida à peça. O problema direto é resolvido pelo método de volumes finitos. O sistema de equações algébricas lineares é resolvido pelo método SOR (Strongly Over Relaxation) e o problema inverso é resolvido usando a técnica da Seção Áurea. O modelo desenvolvido é baseado na técnica da entalpia descrita por Al-Khalidy (1997).

2.3. Metodologia matemática e numérica adotada neste trabalho

A análise de problemas de transferência de calor no processo de solidificação e fusão, chamados problemas de fronteira móvel na literatura científica, é especialmente complicada devido o fato de que a fronteira sólida e líquida se move dependendo da velocidade que o calor latente é absorvido ou perdido na fronteira, de modo que a posição da fronteira não é conhecida a princípio, mas faz parte da solução (ZALBA *et al.*, 2003).

O método de malha fixa para problemas de mudança de fase elimina a necessidade em satisfazer as condições de frente da mudança de fase e são capazes de utilizar procedimentos de solução sem recorrer a manipulações e transformações matemáticas. Eles são amenos a interpretação física e fáceis de programar, a principal vantagem desses métodos é que podem lidar com problemas multidimensionais sem muita dificuldade.

Três métodos têm sido desenvolvidos para o método de malha fixa e definidos como: método de capacidade calorífica equivalente, o da entalpia e o método baseado na adoção de um termo fonte.

Neste trabalho será aplicado a formulação da entalpia que é um dos métodos mais populares de domínio fixo e de fácil formulação, no qual não é necessário considerar separadamente as regiões sólida e líquida. Como a equação governante para a entalpia é muito similar àquela adotada para a temperatura, apenas um pequeno esforço extra é requerido na programação.

A vantagem do método da entalpia é que esse é aplicado em todo o domínio, independente da fase do material. Além disso, o método da entalpia é flexível e pode lidar com problemas de mudança de fase ocorrendo para uma única temperatura de fusão ou para uma faixa de temperatura, como é o caso de ligas metálicas.

Uma das necessidades na identificação da posição da frente de fusão ocorre devido ao comportamento particular das propriedades dos materiais no domínio de cada fase. Além disso, a identificação da fronteira permite a determinação das parcelas de energia latente e sensível doada através da avaliação do volume fundido. Assim, a geometria da fronteira, juntamente com os campos de temperatura, permitem avaliações no sentido de determinar onde a transferência de calor é mais intensa. Buscando a solução desta classe de problemas desenvolve-se a formulação da entalpia, que será apresentada e discutida no Capítulo III.

Problemas em transferência de calor com mudança de fase podem ser divididos em duas categorias: problema direto e problema inverso. Assim, no Capítulo III será apresentado o

problema direto e a técnica numérica adotada para a sua solução. A solução inversa, por sua vez, é, apresentada no Capítulo IV.

No trabalho são ainda identificadas e definidas as principais fontes de erro associadas à solução do problema térmico. Os resultados obtidos serão validados por meio de comparações com dados experimentais.

CAPÍTULO III

FUNDAMENTOS TEÓRICOS

3.1. Introdução

O objetivo deste trabalho é desenvolver um modelo numérico para ser aplicado no estudo dos campos térmicos desenvolvidos durante o processo de soldagem TIG de um cilindro de aço inoxidável AISI 304. Nesse sentido, o modelo matemático é baseado na equação diferencial de condução de calor com mudança de fase, segundo um sistema de coordenadas cilíndricas. A solução numérica do problema térmico é obtida a partir de uma malha irregular por meio do Método dos Volumes Finitos. Os resultados obtidos serão validados a partir da comparação com dados experimentais.

Uma das dificuldades em resolver problemas com mudança de fase está associada ao fato da temperatura não ser constante na interface sólido-líquido para materiais impuros e ligas como os aços inoxidáveis da série 304. Neste caso, a formulação da entalpia é introduzida a fim de capturar as mudanças de fase sólido-líquido e conseqüentemente a distribuição de temperatura no modelo em análise.

O uso do método da entalpia permite que a fusão seja governada principalmente pela condução térmica obtendo-se assim os perfis térmicos e a fração do líquido na região de transição sólido-líquido. Uma outra característica do método é o fato da malha computacional permanecer fixa, não havendo necessidade de adequações de malha na medida em que a interface de fusão avança.

3.2. Modelo Térmico: Solução do Problema Direto

Para a solução do problema direto dispõe-se de três ferramentas: métodos analíticos, métodos numéricos e experimentais. Os métodos analíticos e numéricos formam a classe dos métodos teóricos. Os métodos analíticos são geralmente aplicáveis em problemas cujas hipóteses simplificadoras os desviam demasiadamente do fenômeno em estudo. O uso de técnicas numéricas, por sua vez, permitem resolver problemas térmicos complexos com características não-lineares, nos quais as propriedades térmicas variam com a temperatura.

3.3. Análise do Problema Físico e Definição do Modelo Matemático

Na Figura 3.1 a) é apresentado o problema físico de soldagem a partir de um sistema de coordenadas cilíndricas tridimensional. Na Figura 3.1 b) mostra que, a partir da análise de simetria, tal problema pode ser simplificado em um problema mais simples bidimensional.

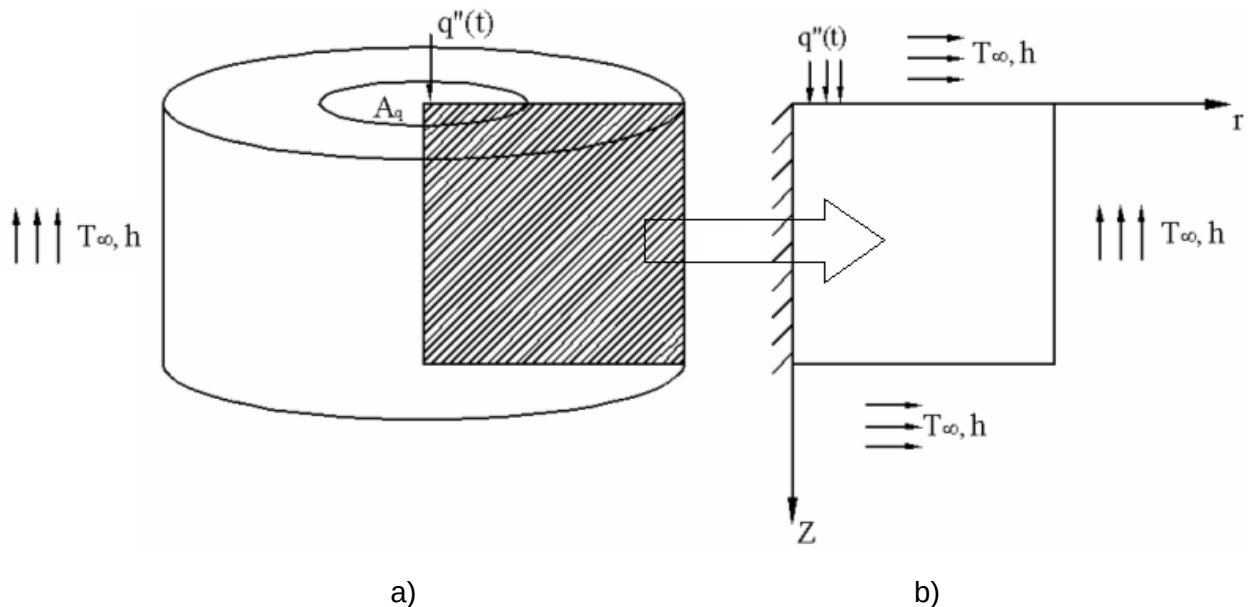


Figura 3.1- a) Modelo físico em coordenadas cilíndricas e b) Simplificação do modelo físico devido à simetria

Neste caso, a equação da difusão de calor em coordenadas cilíndricas é escrita da seguinte forma:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k(T) r \frac{\partial T(r, z, t)}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k(T) \frac{\partial T(r, z, t)}{\partial z} \right) = \rho \frac{\partial (C(T) T(r, z, t))}{\partial t} \quad (3.1)$$

onde ρ é a densidade, $C(T)$ é o calor específico, $k(T)$ é a condutividade térmica, T é a temperatura, t é o tempo e r, z são os sistemas de coordenadas. Nota-se que o problema é regido por uma equação diferencial não-linear devido ao fato das propriedades termofísicas dos materiais serem dependentes da temperatura.

As condições de contorno impostas ao problema apresentado pela Fig. 3.1 podem ser escritas por:

$$-k(T) \frac{\partial T}{\partial r} = h(T - T_{\infty}) \quad (3.2)$$

$$-k(T) \frac{\partial T}{\partial z} = h(T - T_{\infty}) \quad (3.3)$$

nas regiões expostas ao meio :

$$-k(T) \frac{\partial T}{\partial z} = \dot{q}''(t) \quad (3.4)$$

onde T_{∞} a temperatura ambiente, h o coeficiente de transferência de calor por convecção e $\dot{q}''(t)$ o fluxo térmico imposto na área A_q da Fig. 3.1 .Como condição inicial adotou-se:

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

onde T_0 representa a temperatura inicial.

3.4. Formulação da entalpia

A formulação da entalpia é introduzida a fim de capturar o fenômeno físico da mudança de fase sólido-líquido e conseqüentemente a distribuição de temperatura durante a soldagem.

Segundo Zalba *et al.* (2003) as principais vantagens do método da entalpia são:

- A equação é diretamente aplicada para as duas fases;
- A distribuição de temperatura no modelo é determinada para cada ponto da malha numérica a partir do cálculo prévio das propriedades termofísicas;
- Finalmente, de acordo com o campo de temperatura, é possível determinar a posição da frente de fusão ou solidificação se desejado.

Segundo Crank (1984) na temperatura de fusão, a capacidade térmica (que é a energia necessária para a elevação da temperatura do corpo) sofre uma descontinuidade, que se traduz pelo calor latente de fusão. Neste caso, considerando que a entalpia é definida por:

$$H(T) = \int C(T) dT \quad (3.6)$$

onde $H(T)$ representa a entalpia.

Substituindo-se a Eq. (3.6) na Eq. (3.1) obtém-se a formulação entálpica para a difusão de calor como sendo:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k(T) r \frac{\partial T(r, z, t)}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k(T) \frac{\partial T(r, z, t)}{\partial z} \right) = \rho \frac{\partial H(r, z, t)}{\partial t} \quad (3.7)$$

No caso de uma amostra ou substância pura, segundo Ozisik (1993), a fusão ocorre a uma temperatura constante T_m conforme apresentado na Fig. 3.2.

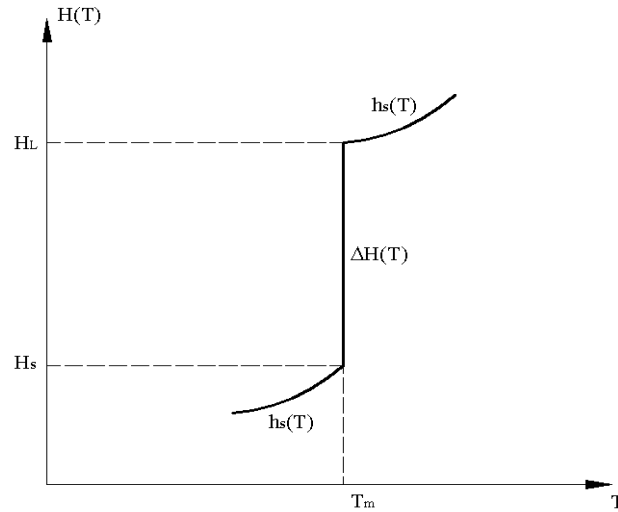


Figura 3.2- Variação da entalpia com a temperatura para substância pura (OZISIK, 1993)

Antes de alcançar a temperatura de fusão T_m a substância está na forma sólida e o calor sensível é dado pela Eq. (3.8). Após T_m a substância está na forma líquida e contém uma parcela de calor sensível e outra de calor latente H_f conforme a Eq. (3.9) (OZISIK, 1993):

$$H = \begin{cases} C(T - T_m) & \text{para } T < T_m \end{cases} \quad (3.8)$$

$$\begin{cases} C(T - T_m) + H_f & \text{para } T > T_m \end{cases} \quad (3.9)$$

A partir da análise das Eqs. (3.8) e (3.9), verifica-se que, dada a entalpia da substância, a temperatura correspondente é determinada a partir das seguintes equações:

$$T = \begin{cases} T_m + \frac{H}{C} & \text{para } H < 0 \end{cases} \quad (3.10)$$

$$T = \begin{cases} T_m & \text{para } 0 \leq H \leq H_f \end{cases} \quad (3.11)$$

$$\begin{cases} T_m + \frac{H - H_f}{C} & \text{para } H > H_f \end{cases} \quad (3.12)$$

Para misturas, materiais impuros e ligas, a fusão ocorre sobre uma escala de temperatura na qual aparece uma zona bifásica, denominada região de “mushy”, entre a zona sólida e a

líquida como ilustrado na Fig. 3.3. Neste caso, a entalpia é uma função não linear da temperatura.

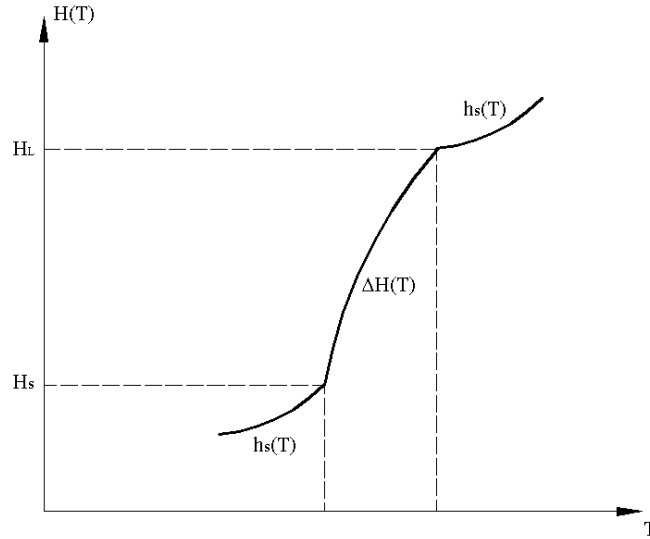


Figura 3.3- Variação da entalpia com a temperatura para substância impura (OZISIK, 1993)

A solução da Eq. (3.7) obviamente requer o conhecimento da dependência da função entalpia-temperatura, como é mostrado na Fig. 3.3.

Segundo Ozisik (1993) a variação da $H(T)$ com a temperatura é dada por:

$$H(T) = \begin{cases} CT & \text{para } T < T_s & \text{região sólida} \end{cases} \quad (3.13)$$

$$H(T) = \begin{cases} CT + \frac{T - T_s}{T_l - T_s} H_f & \text{para } T_s \leq T \leq T_l & \text{região de mushy} \end{cases} \quad (3.14)$$

$$H(T) = \begin{cases} CT + H_f & \text{para } T > T_l & \text{região líquida} \end{cases} \quad (3.15)$$

Al-Khalidy (1995), por sua vez, representa a entalpia total, $H(T)$, como sendo:

$$H(T) = h_s(T) + \Delta H(T) \quad (3.16)$$

onde $h_s(T)$ é calor sensível e $\Delta H(T)$ é o calor latente. Chama-se calor latente (entalpia de mudança de fase) a quantidade de energia absorvida ou liberada por unidade de massa quando ocorre a mudança de fase.

O calor sensível, $h_s(T)$ é expresso como:

$$h_s(T) = C(T).T(r, z, t) \quad (3.17)$$

O calor latente, $\Delta H(T)$, é restrito no intervalo:

$$0 \leq \Delta H(T) \leq H_f \quad (3.18)$$

Segundo Crank (1984), H_f pode ser obtida por meio da expressão:

$$\Delta H(T) = f.H_f \quad (3.19)$$

onde f é a fração de material líquido.

O ponto de fusão para o aço inoxidável 304 varia numa faixa entre a temperatura de sólido, T_s , abaixo da qual há apenas a fase sólida e a temperatura de líquido, T_l acima da qual há apenas a fase líquida do material. A fração de líquido, por sua vez, varia linearmente com a temperatura e pode ser obtida por meio da relação:

$$f = \begin{cases} 0 & \text{para } T(r, z, t) < T_s \end{cases} \quad (3.20)$$

$$f = \begin{cases} \frac{T(r, z, t) - T_s}{T_l - T_s} & \text{para } T_s \leq T(r, z, t) \leq T_l \end{cases} \quad (3.21)$$

$$f = \begin{cases} 1 & \text{para } T(r, z, t) > T_l \end{cases} \quad (3.22)$$

Substituindo as Eqs. (3.19) e (3.17) na Eq. (3.16) obtém-se:

$$H(T) = C(T).T(r, z, t) + f.H_f \quad (3.23)$$

Substituindo a Eq. (3.23) na Eq. (3.7) obtém-se:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k(T) r \frac{\partial T(r, z, t)}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k(T) \frac{\partial T(r, z, t)}{\partial z} \right) = \rho \frac{\partial (C(T).T(r, z, t) + f.H_f)}{\partial t} \quad (3.24)$$

A Equação (3.23) define o modelo matemático que será adotado na solução do problema térmico de soldagem.

3.5. Solução Numérica do Problema Térmico de Soldagem por meio do Método de volumes finitos

A solução numérica da EDP (equação diferencial parcial) apresentada na Eq. (3.23) será obtida via uma malha irregular e pelo Método dos Volumes Finitos (PATANKAR, 1980). Este método consiste na integração das equações diferenciais parciais sobre um certo número de volumes de controle originários da discretização do domínio. Uma vez que as equações diferenciais são obtidas originalmente através de balanços sobre os volumes de controle, tem a garantia de que a energia é conservada. Neste sentido, mesmo em uma malha grosseira há a conservação de energia.

Para problemas bidimensionais realiza-se a integração da equação na forma conservativa no espaço e no tempo. A Figura 3.4 apresenta o volume finito elementar P com seus vizinhos W , E , N e S correspondentes respectivamente, às seguintes localizações oeste, leste, norte e sul e r_p representa o raio até o ponto P em análise.

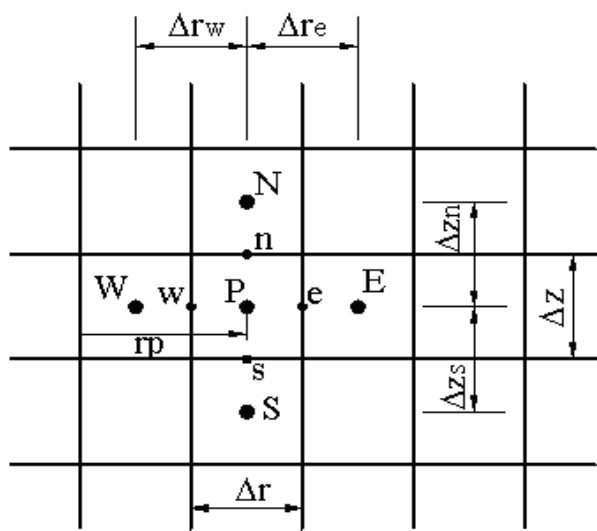


Figura 3.4- Volume finito elementar considerando a malha variável

Na solução transiente do problema proposto, um esquema explícito, totalmente implícito ou implícito pode ser usado. Neste caso, um esquema totalmente implícito é adotado devido ao fato de não possuir restrições quanto ao tipo de malha e passo de tempo adotado.

Integrando a Eq. (3.24) no tempo e no espaço (Fig. 3.4) obtém-se, portanto, a Eq. (3.25):

$$\begin{aligned} & \frac{k_w(T)}{r_P \Delta r} \left(r_P - \frac{\Delta r}{2} \right) \left(\frac{T_W^{n+1} - T_P^{n+1}}{\Delta r_w} \right) + \frac{k_e(T)}{r_P \Delta r} \left(r_P + \frac{\Delta r}{2} \right) \left(\frac{T_E^{n+1} - T_P^{n+1}}{\Delta r_e} \right) \\ & + \frac{k_n(T)}{\Delta z} \left(\frac{T_N^{n+1} - T_P^{n+1}}{\Delta z_n} \right) + \frac{k_s(T)}{\Delta z} \left(\frac{T_S^{n+1} - T_P^{n+1}}{\Delta z_s} \right) = \\ & H_f \rho \left(\frac{f^{n+1} - f^n}{\Delta t} \right) + \rho \left(\frac{C^{n+1}(T) T_P^{n+1} - C^n(T) T_P^n}{\Delta t} \right) \end{aligned} \quad (3.25)$$

Aproximando as derivadas nas faces do volume elementar por diferenças centradas e baseado na formulação totalmente implícita, é possível montar um sistema linear. Esse sistema possui uma notação $A \cdot T = B$ conforme apresentado abaixo:

$$A_P T_P^{n+1} + A_E T_E^{n+1} + A_W T_W^{n+1} + A_N T_N^{n+1} + A_S T_S^{n+1} = B \quad (3.26)$$

onde os coeficientes são definidos por:

$$A_P = \frac{k_w(T)}{r_P \Delta r \Delta r_w} \left(r_P - \frac{\Delta r}{2} \right) + \frac{k_e(T)}{r_P \Delta r \Delta r_e} \left(r_P + \frac{\Delta r}{2} \right) + \frac{k_n(T)}{\Delta z \Delta z_n} + \frac{k_s(T)}{\Delta z \Delta z_s} + \rho \frac{C^{n+1}(T)}{\Delta t} \quad (3.27)$$

$$A_E = - \frac{k_e(T)}{r_P \Delta r \Delta r_e} \left(r_P + \frac{\Delta r}{2} \right) \quad (3.28)$$

$$A_W = - \frac{k_w(T)}{r_P \Delta r \Delta r_w} \left(r_P - \frac{\Delta r}{2} \right) \quad (3.29)$$

$$A_N = - \frac{k_n(T)}{\Delta z \Delta z_n} \quad (3.30)$$

$$A_S = -\frac{k_s(T)}{\Delta z \Delta z_s} \quad (3.31)$$

$$B = -H_f \rho \left(\frac{f^{n+1} - f^n}{\Delta t} \right) + \rho \frac{C^n(T) T_P^n}{\Delta t} \quad (3.32)$$

A fração mássica no tempo posterior f^{n+1} é previamente calculada a partir da Eq. (3.33) conforme Ozisik (1993).

$$f^{n+1} = f^n + \left(\frac{\partial f}{\partial T} \right)^n (T^n - T^{n-1}) \quad (3.33)$$

Uma expressão similar pode ser escrita para o calor específico:

$$C^{n+1} = C^n + \left(\frac{\partial C}{\partial T} \right)^n (T^n - T^{n-1}) \quad (3.34)$$

3.6. Uso de Malha não Uniforme: Cálculo da Condutividade Térmica nas faces do Volume Finito

Com o uso de uma malha não uniforme as propriedades térmicas sobre as faces da célula devem agora ser interpoladas de maneira pertinente. Neste caso, propõe-se o uso do esquema de interpolação conforme sugerido por Patankar (1980).

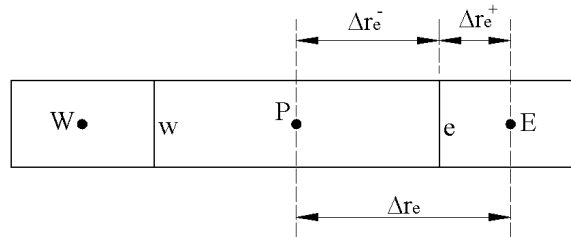


Figura 3.5- Malha não-uniforme e distâncias associadas a face e

Para a interpolação da condutividade térmica sobre a face, optou-se por uma aproximação linear entre os pontos vizinhos da seguinte forma:

$$k_e = f_e K_P + (1 - f_e) K_E \quad (3.35)$$

onde o fator de interpolação f_e é a razão entre as distâncias apresentadas na Fig. 3.5, dada por:

$$f_e = \frac{\Delta r_e^+}{\Delta r_e} \quad (3.36)$$

$$\text{onde: } \Delta r_e = \Delta r_e^- + \Delta r_e^+ \quad (3.37)$$

3.7. Solução do Sistema Linear: Método S.O.R. (Strongly Over Relaxation)

Uma vez estabelecida uma rede nodal é escrita uma equação em volumes finitos apropriada para cada nó, à distribuição de temperatura pode então ser determinada. O problema se reduz a solução de um sistema de equações algébricas lineares do tipo $A.T^{n+1} = B$. Assim, conhecidos os valores dos coeficientes A_P, A_E, A_W, A_N, A_S e B resta ainda um problema: como determinar T^{n+1} na Eq. (3.26)?

Cabe ressaltar que são numerosos os métodos disponíveis para a solução do sistema linear e estes se classificam em métodos diretos e métodos iterativos. Neste trabalho, propõe o uso do S.O.R. (Método das Sobre-relaxações Sucessivas), que, por sua vez, pode ser facilmente deduzido a partir do método de Newton-Raphson (CARVALHO, 2005), cujo objetivo é determinar o zero da função $F(T)$, conforme apresentado na Fig. 3.6.

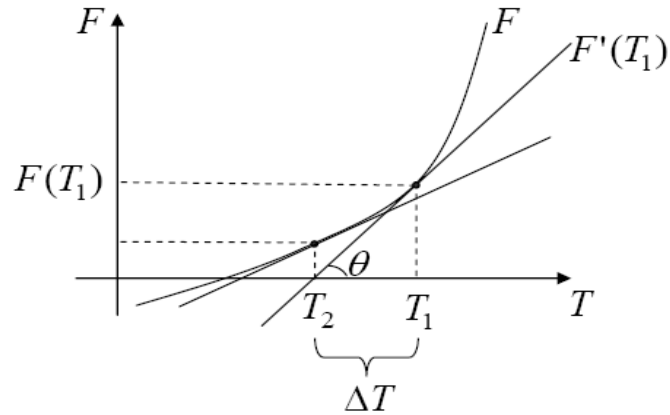


Figura 3.6- Dedução do S.O.R. por meio do Método de Newton-Raphson

O método de Newton Raphson é considerado um dos processos mais eficientes para o cálculo de raízes de equações e pode ser facilmente deduzido a partir das seguintes equações:

$$\operatorname{tg} \theta = F'(T_1) = \frac{F(T_1) - 0}{T_1 - T_2} \quad (3.38)$$

logo,

$$T_1 - T_2 = \frac{F(T_1)}{F'(T_1)} \quad (3.39)$$

ou ainda:

$$T_2 = T_1 - \frac{F(T_1)}{F'(T_1)} \quad (3.40)$$

Assim, considerando que $\Delta T \rightarrow 0$, tem-se que $T_1 \approx T_2 \approx T_P^{n+1}$. Logo,

$$T_P^{n+1} = T_P^{n+1} - w \frac{F(T_P^{n+1})}{F'(T_P^{n+1})} \quad (3.41)$$

onde T_P^{n+1} é a temperatura em um dado nó da malha numérica, $F'(T_P^{n+1})$ é a derivada da função $F(T_P^{n+1})$ e w é o coeficiente de relaxação que serve para avançar mais rapidamente a solução, quando o processo está lento, ou “segurar” a solução, quando a mesma está avançando em demasia e pode causar divergência. Ressalta-se que o valor de w depende fortemente da distância entre nós ($\Delta r, \Delta z$) e do intervalo de tempo (Δt).

Resta ainda determinar $F(T_P^{n+1})$ e $F'(T_P^{n+1})$, neste caso, considere a Eq. (3.26), assim, tem-se que:

$$F(T_P^{n+1}) = A_P T_P^{n+1} + A_E T_E^{n+1} + A_W T_W^{n+1} + A_N T_N^{n+1} + A_S T_S^{n+1} - B \quad (3.42)$$

logo,

$$F'(T_P^{n+1}) = A_P \quad (3.43)$$

Substituindo as Eqs. (3.42) e (3.43) na Eq. (3.41), tem-se:

$$T_P^{n+1} = T_P^{n+1} - w \left(\frac{A_P T_P^{n+1} + A_E T_E^{n+1} + A_W T_W^{n+1} + A_N T_N^{n+1} + A_S T_S^{n+1} - B}{A_P} \right) \quad (3.44)$$

Após calcular o campo de temperatura de todos os nós da malha numérica a partir da expressão anterior, deve-se verificar a convergência do S.O.R. a partir da seguinte equação:

$$\left| T_P^{n+1} - \left(\frac{A_E T_E^{n+1} + A_W T_W^{n+1} + A_N T_N^{n+1} + A_S T_S^{n+1} - B}{-A_P} \right) \right| \leq \varepsilon \quad (3.45)$$

No caso do processo de transferência de calor com mudança de fase, adotou-se como critério de convergência um erro de $\varepsilon = 10^{-7}$. Ressalta-se que as principais características do S.O.R. são suas propriedades de convergência e simplicidade de aplicação.

Assim, a partir da definição do modelo matemático e do modelo numérico, tem-se a solução do problema direto desde que o fluxo de calor imposto à amostra seja conhecido.

Entretanto, no problema em questão este parâmetro é desconhecido e neste caso torna-se necessário o uso de técnicas inversas em transferência de calor para estimar a energia fornecida à amostra metálica durante o processo de soldagem.

CAPÍTULO IV

TÉCNICAS INVERSAS

4.1. Problema Inverso em Transferência de Calor

O problema inverso em transferência de calor com mudança de fase se estabelece à medida que o fluxo de calor absorvido no processo de soldagem e/ou a geometria da poça de fusão não são conhecidas. Os problemas inversos são considerados como uma classe especial dentro das técnicas de solução de problemas de transferência de calor. As características principais desses problemas são: usar temperaturas medidas experimentalmente, modelar o problema térmico baseando-se na equação de difusão de calor e ter como objetivo a estimativa de algum parâmetro térmico, como por exemplo, a obtenção da propriedade térmica, do fluxo de calor superficial, da fonte de calor interna ou ainda a da temperatura superficial numa face sem acesso direto. Esta é, de fato, a proposta deste trabalho, ou seja, aplicar uma técnica inversa em transferência de calor para estimar o fluxo de calor fornecido à amostra metálica durante o processo de soldagem TIG.

Existem várias ferramentas numéricas de otimização que podem ser usadas para a solução de problemas inversos. Uma alternativa é o uso da técnica de otimização da Seção Áurea.

Apesar das similaridades, problemas inversos e de otimização são conceitualmente diferentes. Problemas inversos estão relacionados à identificação de grandezas desconhecidas que aparecem na formação matemática de problemas físicos. Por outro lado, problemas de otimização geralmente lidam com a minimização ou maximização de uma dada função, com o objetivo de encontrar as variáveis de projeto que irão resultar na variável desejada. A otimização consiste na busca racional do melhor, dentre todos os valores possíveis para uma variável em função de um determinado objetivo e das limitações existentes. Ressalta-se que o

ótimo deve ser entendido como a busca do melhor possível, de acordo com as limitações do modelo, dos recursos materiais e da técnica empregada (KRIPKA, 2010).

No estudo do problema térmico de soldagem proposto neste trabalho, as técnicas de otimização têm como objetivo minimizar uma função erro quadrática F_{obj} definida pelo quadrado da diferença entre as temperaturas experimentais, $Y(r_i, z_i, t)$, e as temperaturas calculadas pelo modelo teórico, $T(r_i, z_i, t)$. Assim, a função a ser minimizada pode ser escrita como:

$$F_{obj} = \sum_{t=1}^{nt} \sum_{i=1}^N [Y(r_i, z_i, t) - T(r_i, z_i, t)]^2 \quad (4.1)$$

onde N representa o número de termopares e nt representa o período de aquecimento e/ou resfriamento do cilindro submetido ao processo de soldagem.

A partir do uso da técnica inversa da Seção Áurea (VANDERPLAATS, 1999) e das temperaturas experimentais, propõe-se determinar a taxa de transferência de calor no processo de soldagem e posteriormente determinar a temperatura e comparar os resultados com dados experimentais.

Apresenta-se a seguir uma descrição da técnica de otimização da Seção Áurea (VANDERPLAATS, 1999).

4.2. Método da Seção Áurea (VANDERPLAATS, 1999)

Considerada como um dos métodos mais eficientes de otimização, a Seção Áurea emprega uma razão constante para dividir o intervalo de busca em segmentos.

A Seção Áurea é uma das técnicas mais aplicadas para se estimar o máximo, mínimo ou zero de uma função de apenas uma variável. A função é assumida unimodal, não são necessárias derivadas contínuas, a taxa de convergência é conhecida, o método é facilmente programável apresentando baixo custo computacional, entretanto essa técnica permite a estimativa de apenas uma variável de projeto.

O método pode ser resumido por uma função F , de uma variável X , a ser minimizada, assumindo-se que os limites inferiores e superiores em X sejam conhecidos como X_L e X_U .

Assumindo que a função F seja avaliada para cada um desses limites e obtendo-se respectivamente, F_L e F_U a Fig. 4.1 apresenta o processo de minimização/otimização.

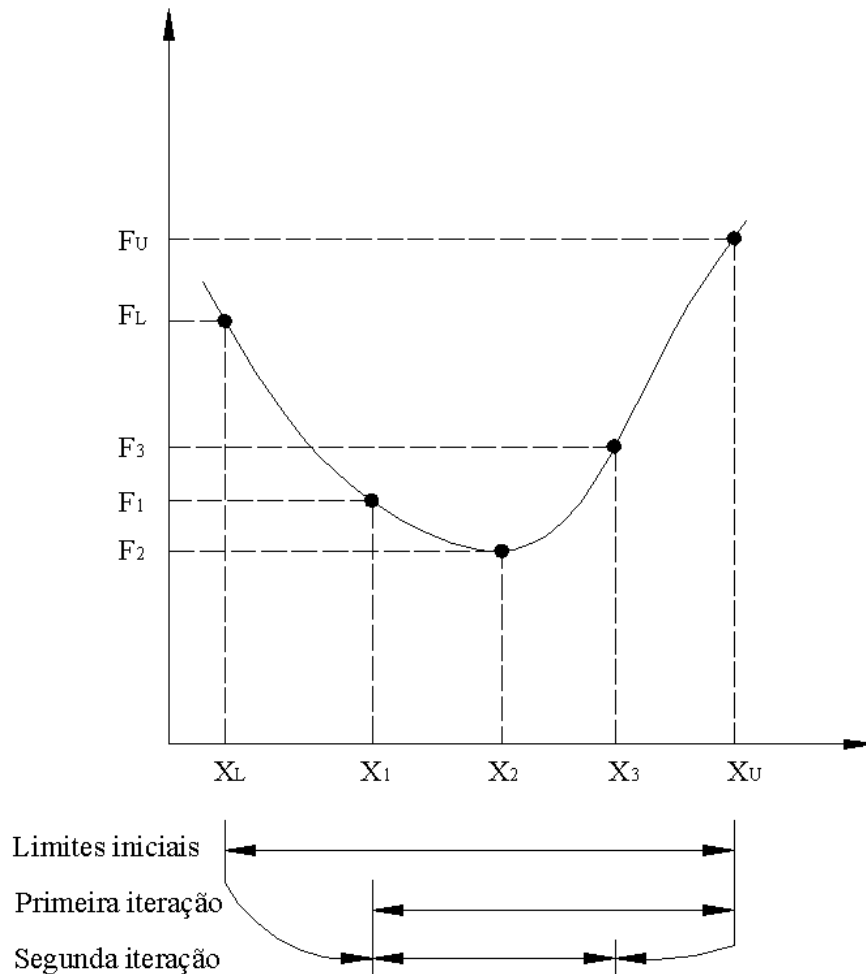


Figura 4.1- Método da Seção Áurea (VANDERPLAATS, 1999).

No método da Seção Áurea, calculam-se dois pontos intermediários X_1 e X_2 de maneira que $X_1 < X_2$ e avaliam-se estes pontos obtendo F_1 e F_2 . Como a função F é unimodal, X_1 ou X_2 formam um novo limite de mínimo ou máximo. Assim, se $F_1 > F_2$ então X_1 será o novo limite inferior obtendo-se assim um novo conjunto de limites, X_1 e X_U .

Nesse exemplo, X_1 forma o novo limite inferior, ao adicionar o ponto X_3 e ao comparar F_2 e F_3 nota-se que F_3 é maior, então X_3 passa a ser o novo limite superior. O processo é repetido, até que se obtenha o valor do mínimo desejado. O algoritmo mais eficiente é aquele

que reduz o limite na mesma fração a cada iteração. Esses limites são simétricos em relação ao centro do intervalo em X_L e X_U , de modo que:

$$X_U - X_2 = X_1 - X_L \quad (4.2)$$

valem ainda as seguintes relações:

$$\frac{X_1 - X_L}{X_U - X_L} = \frac{X_2 - X_1}{X_U - X_1} \quad (4.3)$$

Por conveniência, adotando $X_L = 0$ e $X_U = 1$ de modo que os valores de X_1 e X_2 agora se tornam frações do intervalo $X_U - X_L$. Sendo $X_2 = 1 - X_1$, tem-se:

$$\frac{X_1 - 0}{1 - 0} = \frac{(1 - X_1) - X_1}{1 - X_1} \quad (4.4)$$

Rearranjando a Eq. (4.4) tem-se:

$$X_1 = \frac{1 - 2X_1}{1 - X_1} \quad (4.5)$$

logo,

$$X_1 - X_1^2 = 1 - 2X_1 \quad (4.6)$$

igualando a Eq. (4.6) a zero tem-se:

$$X_1^2 - 3X_1 + 1 = 0 \quad (4.7)$$

Aplicando a fórmula de Báscara na Eq. (4.7) obtêm-se duas raízes: $X_1 = 0.381966$ e $X_1 = 2.6180$.

A segunda raiz é ignorada, pois seu valor ultrapassa o limite superior de 1. Assim, como $X_1 = 0.381966$, então o valor de $X_2 = 0.6180$.

Esta razão é conhecida desde a antiguidade como a razão áurea. A razão entre X_2 e X_1 é dada por:

$$\frac{X_1}{X_2} = 0.6180 = X_2 = \frac{X_2}{X_1} - 1 \text{ e } X_1 = X_2^2 \quad (4.8)$$

Para que o processo seja simplificado pode se definir $X_1 = 0.381966$ e obter:

$$X_1 = (1 - \tau)X_L + \tau X_U \quad (4.9)$$

$$X_2 = \tau X_L + (1 - \tau)X_U \quad (4.10)$$

O algoritmo do método da Seção Áurea fornece um intervalo dentro do qual provavelmente está o mínimo da função. O algoritmo computacional do método é apresentado na Fig. 4.2.

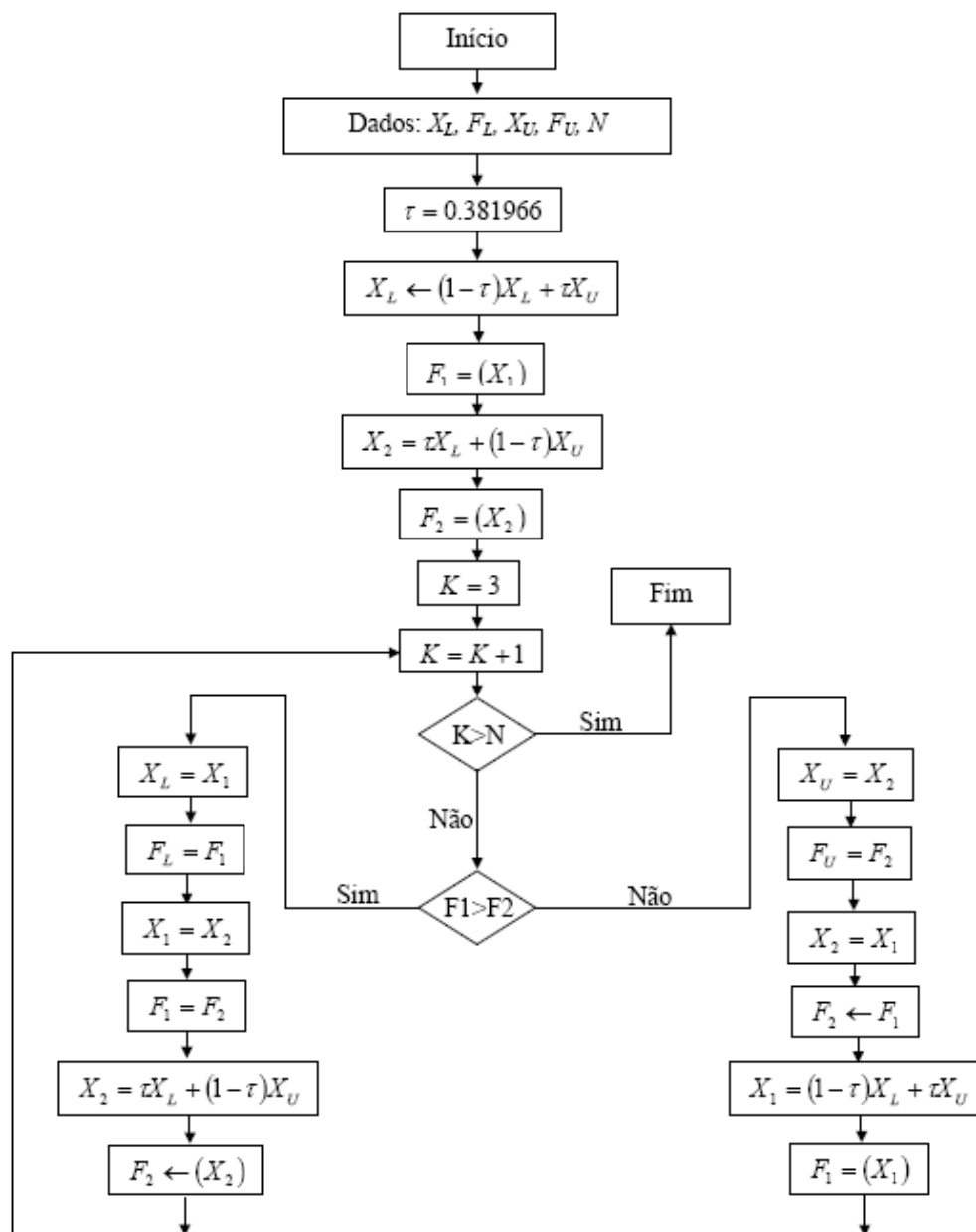


Figura 4.2- Algoritmo da Seção Áurea para funções sem restrição (VANDERPLAATS, 1999)

Na literatura científica alguns autores fazem uso desse método para a solução de problemas inversos em transferência de calor. Gonçalves (2004), por exemplo, aplica a técnica como um procedimento numérico para identificar a geometria da poça de solda em um processo de soldagem. Carvalho (2005), por sua vez, apresenta uma metodologia para a solução de problemas inversos a ser aplicada na solução de problemas de térmicos de usinagem e soldagem.

Observa-se que o uso da Seção Áurea requer que o problema direto seja calculado várias vezes. Nesse caso, deve-se resolver o sistema linear proposto no Capítulo III tantas vezes quanto for necessário para a minimização da função objetivo definida pela Eq. (4.1). Assim, surge à necessidade de se desenvolver um algoritmo computacional que faça a conexão entre a solução do sistema de equações algébricas (problema direto) e o algoritmo de otimização (problema inverso).

4.3. Procedimento para solução do problema inverso

Na solução inversa do problema térmico de soldagem em coordenadas cilíndricas bidimensionais a variável desconhecida a ser estimada é o fluxo de calor imposto à amostra de aço inoxidável AISI 304. Neste caso, o algoritmo computacional para a solução do problema inverso consiste nos seguintes passos:

Passo 1: Impor uma faixa de busca para o fluxo de calor $(q''_{\min} \leq q'' \leq q''_{\max})$;

Observação: a faixa de busca é baseada em dados experimentais.

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

Passo 3: Resolver o problema direto conforme apresentado no Capítulo III.

Passo 4: Analisar a função objetivo F_{obj} (Eq. 4.1)

Passo 5: Repetir os passos de 2 a 4 até que q'' ótimo e F_{obj} mínimo sejam encontrados;

Passo 6: Quando o valor mínimo de F_{obj} for encontrado avance para o próximo instante de tempo.

Nesse capítulo apresentou-se o problema inverso em transferência de calor, o Capítulo V, por sua vez, apresenta a análise teórica do processo de soldagem TIG e a montagem experimental.

CAPÍTULO V

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

5.1. Soldagem TIG

A soldagem TIG é um processo no qual uma fonte de calor intensa é aplicada na peça de trabalho. O arco elétrico, imerso em um fluxo contínuo do gás inerte, produz um fluxo de calor que induz em um ciclo térmico entre a tocha e a peça de trabalho. Para ter um maior controle desse processo de fabricação, torna-se útil a obtenção dos gradientes térmicos oriundos da fonte de calor a fim de se definir o raio e a penetração do cordão de solda.

Neste trabalho o processo de soldagem TIG foi escolhido baseado em pesquisas e experiências anteriores do LTCM (Laboratório de Transferência de Calor e Massa e Dinâmica dos Fluidos) e do Laprosolda (Laboratório de Soldagem) da Universidade Federal de Uberlândia.

O processo de soldagem TIG apresenta como principal vantagem a possibilidade de obter uma maior penetração do cordão de solda e contrariamente a outros processos como o laser e o feixe de elétrons, só provoca a fusão do metal, não causando nenhuma vaporização. Outra vantagem do processo TIG é quanto a estabilidade do arco elétrico.

O processo de soldagem TIG utiliza o gás inerte como gás de proteção e um eletrodo de tungstênio não consumível, formando uma poça de fusão bem controlada, o que o torna especialmente adequado para soldagem de aços inoxidáveis e metais não ferrosos, além de juntas que precisem de bom acabamento na raiz. Tal processo de fabricação é amplamente utilizado em indústrias farmacêuticas, alimentícias e de petróleo (ZEEMAN et al., 2005).

No processo, pode-se utilizar material de adição ou não (solda autógena), e seu grande desenvolvimento deve-se à necessidade de disponibilidade de processos eficientes de soldagem para materiais como o alumínio e magnésio (BRACARENSE, 2000). A Figura 5.1 apresenta um esquema do processo de soldagem TIG.

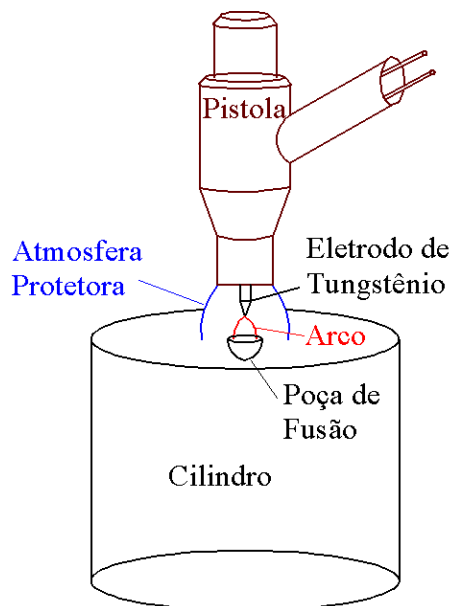


Figura 5.1- Esquema do processo de soldagem TIG

O arco elétrico é protegido da contaminação atmosférica a partir do gás inerte, que flui no bico da pistola. O gás minimiza ou mesmo elimina moléculas de nitrogênio, oxigênio e hidrogênio (componentes do ar atmosférico) na região fundida o que proporciona uma solda suave e uniforme, requerendo pouco ou nenhum acabamento posterior. Tal fato explica o porquê da soldagem TIG ser usada para executar soldas de alta qualidade na maioria dos metais e ligas.

Outra característica importante do processo de soldagem TIG é o fato de oferecer um arco concentrado, o que permite controlar o aporte de calor (ou “heat input”), resultando numa estreita zona afetada pelo calor. Tal comportamento térmico é requerido, principalmente quando se deseja soldar metais de alta condutividade térmica como o alumínio e o cobre.

A corrente elétrica na soldagem TIG pode ser alternada ou contínua. Em corrente contínua, pode-se optar pela polaridade direta ou inversa. No primeiro caso, produz-se o mínimo de aquecimento no eletrodo e o máximo de aquecimento no metal de base. Fato contrário ocorre em polaridade inversa. Já em corrente alternada é possível obter ambos os comportamentos. Normalmente, recomenda-se que a soldagem de aço ocorra em corrente contínua, já no caso de alumínio, por exemplo, recomenda-se corrente alternada. No entanto, nada impede de se soldar aço em corrente alternada ou alumínio em corrente contínua, tudo depende do acabamento e da qualidade do cordão de solda desejado.

A Figura 5.2 mostra o efeito do tipo de corrente na penetração da solda e na concentração de calor no eletrodo e na peça.

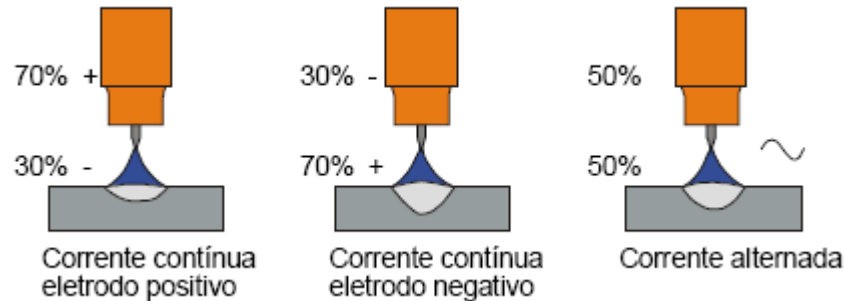


Figura 5.2 - Influência do tipo de corrente elétrica na penetração da solda e na concentração de calor (DA FONSECA, 2004)

Para o início do processo de soldagem TIG é recomendável que se inicie a vazão de gás inerte alguns segundos antes da abertura do arco (pré-purga). Decorrido esse tempo, faz-se abertura do arco, usando um ignitor de alta frequência ou outro meio. A seguir deixa-se a tocha parada por um certo tempo para que haja formação da poça de fusão, faz-se a extinção do arco, interrompendo a passagem da corrente, com a tocha ainda em posição, deixa-se que ocorra fluxo de gás inerte por um certo tempo (DEMEC-UFMG, 2009).

Segundo Modenesi (2008) a soldagem por fusão é realizada pela aplicação de energia concentrada em uma parte da peça onde a solda será realizada, de forma a conseguir a sua fusão localizada, de preferência afetando termicamente ao mínimo o restante da peça. Esse processo é ilustrado na Fig. 5.3.

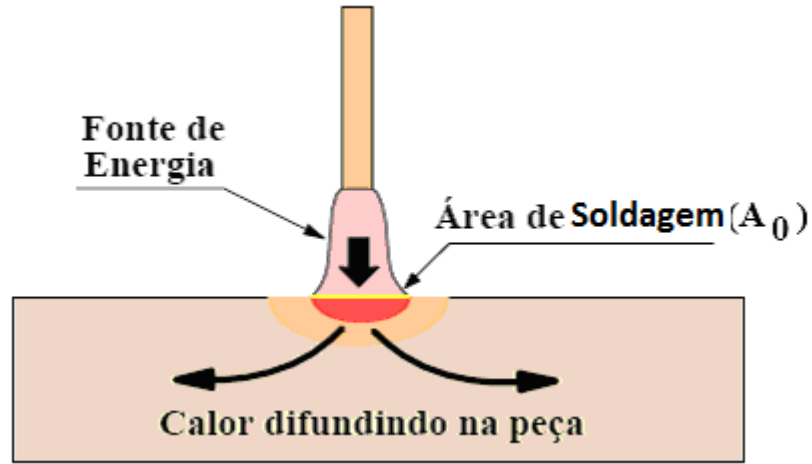


Figura 5.3- Fluxo de calor durante o processo de soldagem por fusão (MODENESI, 2008)

Segundo Modenesi (2008), para ser efetiva na soldagem por fusão, a fonte elétrica deve fornecer energia a uma taxa suficientemente elevada em uma área suficientemente pequena $A_0 [m^2]$ para garantir a fusão localizada do metal antes que o calor se difunda em quantidades apreciáveis para o restante da peça. Para caracterizar esse processo, define-se a potência específica Q''_{esp} de uma fonte de energia como:

$$Q''_{esp} = \eta \cdot \frac{E}{t \cdot A_0} \left[\frac{W}{m^2} \right] \quad (5.1)$$

onde E é a quantidade de energia gerada pela fonte [J], η é o rendimento térmico e representa a fração de energia da tocha que é efetivamente transferida para a peça, t é o tempo de operação [s] e A_0 a área definida pelo cordão de solda [m^2].

No caso do arco elétrico a energia gerada por unidade de tempo pode ser representada pelo produto da tensão, V , e da corrente elétrica, I , dessa forma a equação de potência específica se torna:

$$Q''_{esp} = \eta \cdot \frac{VI}{A_0} \left[\frac{W}{m^2} \right] \quad (5.2)$$

rearranjando a Eq. (5.2), defini-se o rendimento térmico do processo, ou seja,

$$\eta = \frac{Q_{esp}''}{Q_{exp}''} \cdot 100 \quad (5.3)$$

onde Q_{exp}'' é a potência fornecida pela tocha de soldagem é representada pela Eq. (5.4).

$$Q_{exp}'' = \frac{VI}{A_0} \quad (5.4)$$

Uma vez definidas as grandezas relativas à energia fornecida ao processo de soldagem, apresenta-se na sequência a bancada experimental para o processo de soldagem.

5.2. Bancada experimental para o processo de soldagem

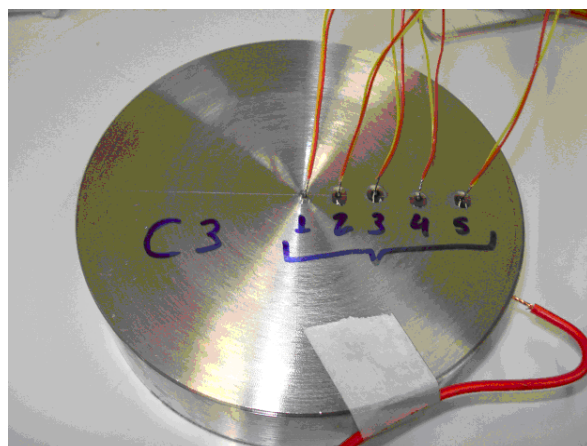
No intuito de avaliar e posteriormente validar o algoritmo computacional foram realizados 3 experimentos em condições práticas semelhantes.

Nos testes foram definidos 3 cilindros semelhantes de aço inoxidável AISI 304, cujo diâmetro (D) e espessura (δ) são apresentados na Tab. 5.1.

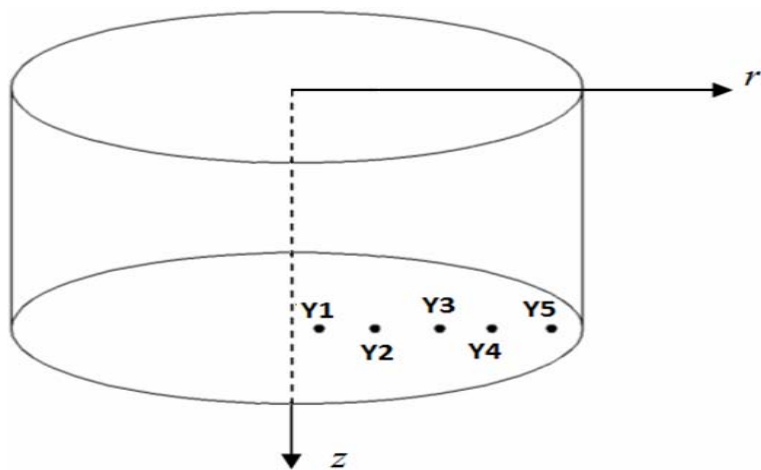
Tabela 5.1- Dimensões das amostras cilíndricas

Cilindro	Medida [m]	
	D	δ
C1	0.102	0.026
C2	0.1015	0.0258
C3	0.102	0.03

No processo TIG, a fim de se obter os dados de temperatura, $Y(r,z,t)$, necessários para a solução do problema inverso, foram fixados 5 termopares tipo K (Chromel-Alumel) em regiões acessíveis da amostra cilíndrica, por meio de descarga capacitiva conforme a Fig. 5.4 a) e b).



(a)



(b)

Figura 5.4- Posicionamento dos termopares: a) Termopares no cilindro de AISI 304 e b) Posição dos termopares no cilindro

As coordenadas de cada termopar encontram-se na Tab. 5.2.

Tabela 5.2 - Coordenada r dos termopares considerando $z = \delta$

	Y1	Y2	Y3	Y4	Y5
C1	0.004	0.012	0.022	0.032	0.042
C2	0.004	0.012	0.018	0.029	0.039
C3	0.001	0.009	0.017	0.027	0.036

Devido às imperfeições geométricas e dimensionais foi difícil encontrar o centro das amostras para definir com exatidão a posição dos termopares. Dessa forma, não houve preocupação em fixar os termopares na mesma posição.

Os sensores de temperatura são posicionados na face oposta à região fundida de forma que o arco voltaico, enquanto ligado, não interfira na aquisição das temperaturas experimentais. A temperatura inicial da amostra foi obtida via uma média das temperaturas medidas antes do acionamento da tocha de soldagem.

A Figura 5.5 mostra a montagem experimental onde se verificam dois termopares próximos à tocha que são responsáveis por monitorar o momento exato na qual a tocha de soldagem é acionada.



Figura 5.5- Montagem experimental: Cilindro submetido ao processo de soldagem

No processo experimental, utilizou uma amostra de aço inoxidável AISI 304 submetida a uma fonte de calor contínua posicionada no centro do cilindro, Fig. 5.5.

Os sinais de temperatura são adquiridos via microcomputador e um sistema de aquisição de dados Aligent 34970 A (Data acquisition\Swich Unit). A Figura 5.6 ilustra a bancada experimental.



Figura 5.6- Bancada experimental: HP 34970(Data Acquisition\Control Unit), microcomputador e fonte de corrente contínua

Um esquema geral da bancada de testes utilizada no processo de soldagem TIG é apresentado na Fig. 5.7

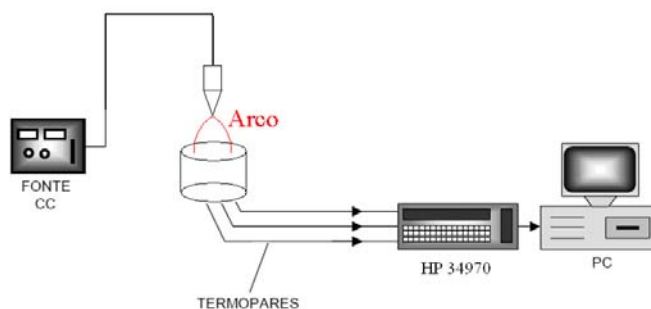


Figura 5.7- Bancada experimental

Os dados experimentais referentes ao processo de soldagem TIG das amostras cilíndricas (C1, C2 e C3) são mostrados na Tab. 5.3.

Tabela 5.3- Parâmetros de soldagem experimentais

Dados de soldagem	Cilindro		
	C1	C2	C3
V , tensão, [V]	15	14.1	14.62
I , corrente de soldagem, [A]	205	203	204.2
$P = V.I$, potência do aparelho, [W]	3075	2862.3	2985.404
T_O , temperatura inicial, [°C]	27.8	23	22.3
T_∞ , temperatura ambiente, [°C]	27.8	23	22.3
Δt , intervalo de aquisição de temperatura, [s]	0.502	0.286	0.289
t_{aq} , tempo de aquecimento, [s]	128.512	128.986	119.935
t_f , tempo total, [s]	300.196	301.158	291.312
W_D^* , diâmetro inicial da poça de fusão, [m]	0.01	0.01	0.01

Os testes experimentais foram conduzidos usando a soldagem TIG polaridade direta-eletrodo negativo com corrente constante e eletrodo de 3.2 mm de diâmetro. O ângulo de apontamento do eletrodo é de 60°. A distância da ponta do eletrodo à peça foi definida em 4 mm e o material do eletrodo é o AWS EWTh-2 - tungstênio dopado com 2% de Tório. O gás de proteção é composto de Argônio puro, com vazão mantida constante em 12 l/min.

Segundo Da Fonseca (2004) alterando o ângulo da ponta do eletrodo obtém-se variação no perfil da penetração. Ângulos agudos concentram mais o arco aumentando a penetração e ângulos maiores diminuem a penetração aumentando a largura do cordão conforme mostrado na Fig. 5.8

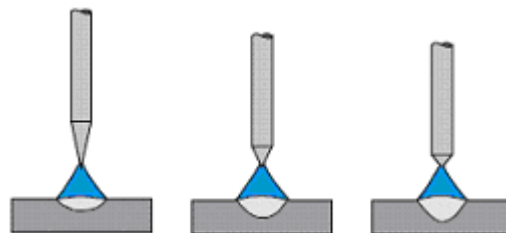


Figura 5.8- Influência do ângulo da ponta do eletrodo na penetração (DA FONSECA, 2004)

É importante ressaltar que neste trabalho não serão avaliados os efeitos da polaridade do arco e nem mesmo do ângulo de apontamento do eletrodo. Tais temas servem como propostas para o desenvolvimento de trabalhos futuros.

Definidos os parâmetros experimentais, torna-se necessário conhecer as incertezas relacionadas ao experimento proposto que serão mostradas no Capítulo VI. Neste caso, as incertezas analisadas foram:

1. Incertezas nas medições das temperaturas experimentais.
2. Dificuldade em aplicar a fonte de calor no centro da peça.

CAPÍTULO VI

INCERTEZAS E ERROS EXPERIMENTAIS

Neste capítulo, apresenta-se uma discussão e análise sobre as principais fontes de erro presentes na montagem experimental do processo de soldagem TIG.

Mesmo que o experimento seja realizado com o máximo de cuidado, há sempre fontes de erro que podem afetá-lo. Dentre as fontes analisadas citam-se:

- I) Incerteza na medição das temperaturas experimentais;
- II) Posicionamento da tocha durante a soldagem da peça cilíndrica;
- III) Identificação experimental do diâmetro e penetração do cordão de solda.

6.1. Incerteza na medição das temperaturas experimentais

A primeira etapa de validação do algoritmo computacional consiste em comparar as temperaturas calculadas com as experimentais. Muitos fenômenos em engenharia são dependentes da temperatura. Dentre os diversos sistemas de medição de temperatura, destacam-se aqueles que empregam termopares (HOLMAN, 1994; RICHARDSON, 1998) devido, principalmente, a confiabilidade e baixo custo.

Neste trabalho, optou-se pelos termopares tipo K, compostos por Níquel-Cromo(+)/Níquel-Alumínio(-). O fio positivo níquel-cromo é conhecido comercialmente como Cromel e o negativo níquel-alumínio é conhecido como Alumel.

A faixa de medição do termopar tipo K é de -200 a 1200 °C (IOPE, 2005). Estes sensores ligados a um sistema de aquisição de dados têm uma excelente resistência à oxidação em alta temperatura e à corrosão em baixas temperaturas.

Dos Santos (2008), descreve que 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 porcentagem de temperatura medida, adotando-se sempre o maior valor. No caso do termopar tipo K os limites de erro são, de acordo com a norma IEC-584 - 2(Revisão junho de 1989), de $\pm 1,5$ °C para a faixa de temperatura de - 40 a 375 °C e de 0.4 % para a faixa de 375 a 1000 °C. Outro fato importante é a relação temperatura máxima versus bitola do fio. Os termopares têm limites máximos e mínimos de aplicação que são funções das características físicas e termelétricas dos fios. O limite mínimo, segundo a ANSI MC 96.1, é de -200 °C para o tipo K. O limite superior depende do diâmetro do fio utilizado na construção do termopar e no caso do termopar tipo K, segundo a ANSI MC 96.1 (1982), é de 1260 °C para um termopar de diâmetro de 1.63 mm (IOPE, 2005).

Segundo Dos Santos (2008) a qualidade do sinal está ainda relacionada com a 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 (range).

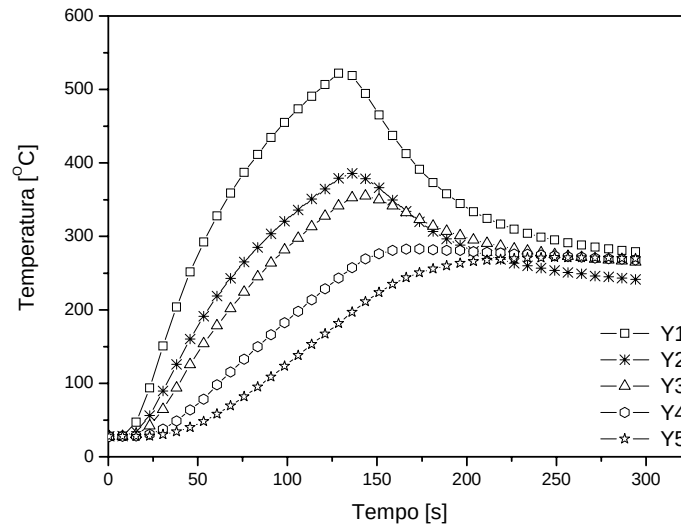
Outra fonte de erro se refere à fixação do termopar na peça. Neste trabalho, optou-se pela técnica da descarga capacitiva (CARVALHO, 2005). Nessa técnica, o termopar é soldado ao material que o que possibilita a minimização do problema da resistência térmica de contato. A desvantagem dessa técnica é que ela possui aplicação exclusiva em materiais condutores elétricos.

O sistema de aquisição de dados também pode introduzir erros nas temperaturas medidas, uma vez que o sinal elétrico sofre amplificação, conversão e processamento numérico.

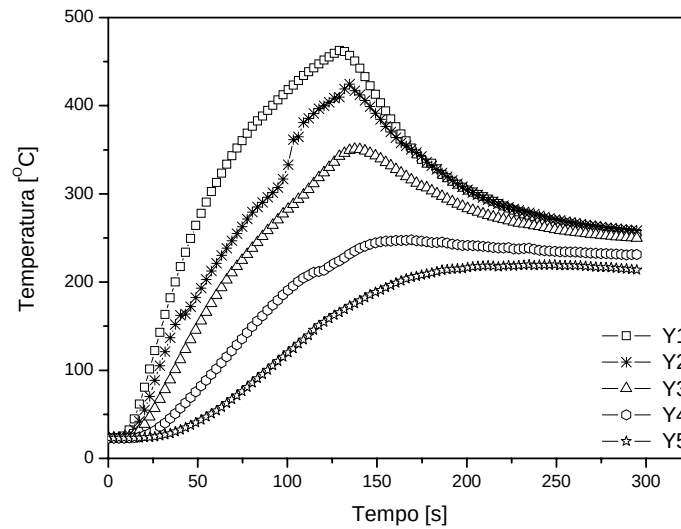
Outra fonte causadora de erros e incertezas é a rede elétrica. Em horários de pico, diversos aparelhos são acionados ao mesmo tempo e na ausência de uma rede estabilizada tal fato gera ruídos nas temperaturas medidas. O ruído é qualquer distúrbio ou sinal falso que, acoplado de diferentes maneiras numa linha de sinal de termopar e superposto ao sinal original, tende a alterar o conteúdo das informações, o que reduz a precisão das medidas, controles e registros, tornando as malhas de controles mais instáveis e menos confiáveis. Como os termopares geram sinais de baixo nível (milivolts) qualquer campo elétrico ou magnético pode interferir nos sinais gerados pelo sensor (IOPE, 2005).

Definidas as principais incertezas relacionadas à medição do sinal da temperatura, apresenta-se na Fig. 6.1 os perfis das temperaturas experimentais obtidos nos testes C1, C2 e C3. As temperaturas foram medidas por meio de um sistema de aquisição de dados HP Série

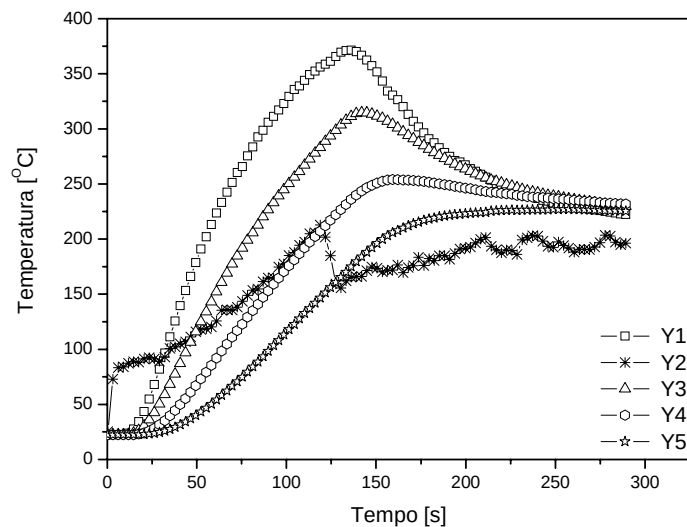
34970 e os termopares foram distribuídos na peça conforme a Tab. 5.2 apresentada no capítulo anterior.



(a) Experimento C1



(b) Experimento C2



(c) Experimento C3

Figura 6.1- Perfis de temperaturas ao longo do tempo: a) Experimento C1, b) Experimento C2 e c) Experimento C3

Analisando a Fig. 6.1 observa-se que o termopar Y2 não apresentou um perfil coerente com as demais temperaturas medidas. Ressalta-se que mesmo substituindo os cabos de compensação o erro persistiu. Assim, acredita-se que o problema ocorreu no canal de leitura do sistema de aquisição. Por isso, para o cálculo do problema inverso o termopar Y2 não será usado.

Além das incertezas na medição das temperaturas experimentais, foi detectada, experimentalmente outra fonte de erro relacionada ao posicionamento da tocha durante a soldagem da peça cilíndrica. Este assunto será tratado na sequência.

6.2. Posicionamento da tocha durante a soldagem da peça cilíndrica

No Capítulo III definiu-se que o problema térmico tridimensional de soldagem seria simplificado em um problema mais simples com características bidimensionais. No entanto, do ponto de vista experimental a tocha de soldagem deve ser posicionada no centro da peça cilíndrica, a fim de se obter perfis de temperatura com características bidimensionais.

Entretanto na prática não é uma tarefa fácil identificar e posicionar a tocha de soldagem no centro da peça cilíndrica. Além disso, para iniciar a dissipação de energia entre o eletrodo e a peça é necessário fechar o circuito elétrico. Tal procedimento é 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, a tocha pode sair da posição inicial de soldagem conforme é observado na Fig. 6.2.

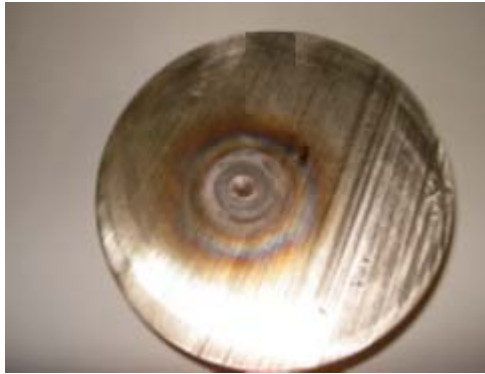


Figura 6.2- Dificuldade experimental em aplicar fonte de calor no centro da peça cilíndrica

Analisando a figura anterior, verifica-se que o deslocamento da tocha torna o problema térmico tridimensional o que inviabiliza o uso do modelo proposto neste trabalho. Assim, em todos os testes experimentais foram tomados os devidos cuidados para assegurar que a fonte de calor permanecesse sobre o centro da amostra cilíndrica.

Na sequência, apresenta-se o procedimento para medição do diâmetro e penetração do cordão de solda.

6.3. Identificação experimental do diâmetro e penetração do cordão de solda

A segunda etapa de validação do algoritmo computacional consiste em comparar o diâmetro e a profundidade de penetração do cordão de solda experimental com os respectivos valores calculados. Nesse sentido, após a obtenção das temperaturas experimentais, as amostras cilíndricas de aço inoxidável AISI 304 foram cortadas ao longo do diâmetro, com disco abrasivo AA2 da Arotec em equipamento Discotom / Struers. As etapas experimentais para a definição da poça de soldagem são apresentadas na Fig. 6.3.



a) Dimensões do corpo de prova



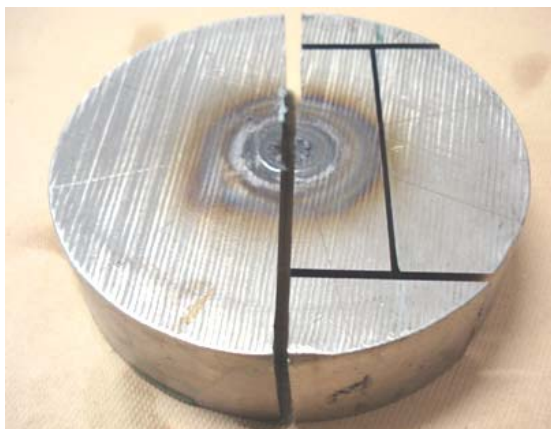
b) Definição do centro do cilindro



c) Equipamento Discotom / Struers



d) Corte do cilindro com o equipamento Discotom / Struers



e) Cilindro após corte



f) Superfície cortada aguardando polimento.

Figura 6.3- Etapas experimentais para a definição da poça de soldagem

Após o corte na seção de interesse, as amostras foram lixadas, Fig. 6.4, com lixas a prova d'água nos tamanhos, #320, #400, #600, #120. Em seguida, foram polidas com óxido de cromo e pastas adiamantadas de #03 μm , #0,25 μm e atacadas quimicamente com reativo de Villela's.



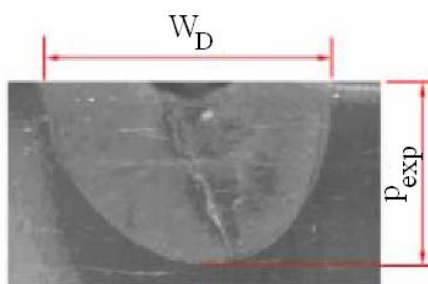
Figura 6.4- Placa de lixamento

Para a medição experimental do diâmetro e penetração do cordão de solda, usou-se um sistema de tratamento de imagens composto por uma câmera de vídeo Hitachi CCD, modelo KP-110, um computador AMK K6 450 MHz e um software de tratamento das imagens, o Global LAb conforme apresentado na Fig. 6.5.

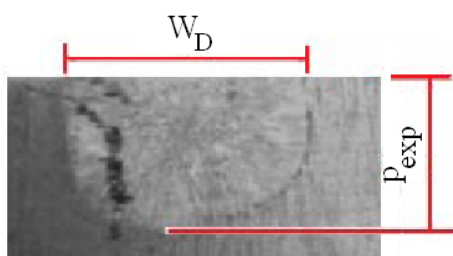


Figura 6.5- Bancada para a medição do diâmetro e penetração do cordão de solda

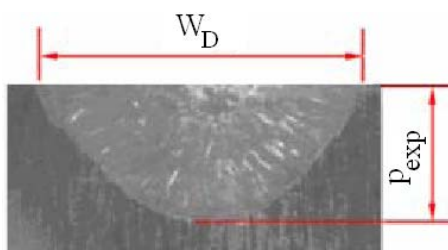
Na Figura 6.6 mostra-se o perfil da região fundida em cada experimento.



a) Experimento C1



b) Experimento C2



c) Experimento C3

Figura 6.6- Perfil do cordão de solda: a) Experimento C1; b) Experimento C2 e c) Experimento C3, Escala 3:1

As dimensões do diâmetro e penetração do cordão de solda encontram-se na Tab. 6.1.

Tabela 6.1- Dimensões do diâmetro e penetração do cordão de solda

<i>Experimento</i>	<i>W_D, diâmetro do cordão de solda, [m]</i>	<i>p_{exp}, penetração do cordão de solda, [m]</i>
C1	$1.34.10^{-2}$	$8.01.10^{-3}$
C2	$1.24.10^{-2}$	$7.48.10^{-3}$
C3	$1.53.10^{-2}$	$6.68.10^{-3}$

Observa-se na Tab.6.1 que os resultados do diâmetro e a penetração do cordão de solda não foram semelhantes. Um dos motivos é devido às diferenças geométricas e dimensionais de cada cilindro (C1, C2 e C3) como foi mostrado na Tab. 5.1 no Capítulo V.

Outros fatores que podem ter influenciado no formato do cordão de solda são: a potência regulada na fonte de alta tensão, incertezas no tempo de aquecimento e na temperatura inicial de cada amostra. É importante destacar que os testes foram realizados em dias diferentes conforme a disponibilidade do laboratório de soldagem.

Nesse capítulo, foi realizada uma discussão sobre as principais fontes de erros experimentais. Assim, na sequência o Capítulo VII apresenta uma análise das principais fontes de erro inerentes a simulação numérica do problema térmico.

CAPÍTULO VII

ANÁLISE DE ERROS NA SOLUÇÃO DO PROBLEMA DIRETO

7.1. Problema Direto

Conforme definido no Capítulo III o modelo matemático desenvolvido foi baseado na equação diferencial de condução de calor com mudança de fase, segundo um sistema de coordenadas cilíndricas. A solução deste problema foi obtida a partir do método numérico de Volumes Finitos com malha irregular e formulação implícita. O algoritmo computacional foi implementado a partir da plataforma C++ Builder e permite obter os perfis de temperatura no modelo cilíndrico, a fração mássica, a entalpia durante a transição sólido-líquido e líquido-sólido, além do raio e penetração da região fundida. 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 e das propriedades térmicas do material e do meio.

Esse estudo contribui tanto para o entendimento do problema matemático quanto para a posterior aplicação da solução inversa do problema térmico de soldagem.

O problema físico consiste basicamente em um processo bidimensional transiente de soldagem, no qual se deseja obter a distribuição de temperatura na peça e as dimensões da região fundida. Assim, considerou uma amostra de dimensões $r = 0.05105$ m e $z = 0.0279$ m conforme apresentado na Fig.7.1 b). Adotou-se ainda um tempo total de simulação de 240 s e um intervalo de simulação de 0.001 s no intuito de identificar as regiões de transição sólido-líquido e líquido-sólido. Um fluxo de calor constante $q_0'' = 6.10^6$ W/m² foi aplicado na área A_q de raio 0.01 m durante os 120 s iniciais. Adotou-se transferência de calor por convecção em todas as faces do modelo térmico considerando-se $h = 20$ W/m² K.

A Figura 7.1 ilustra o modelo físico.

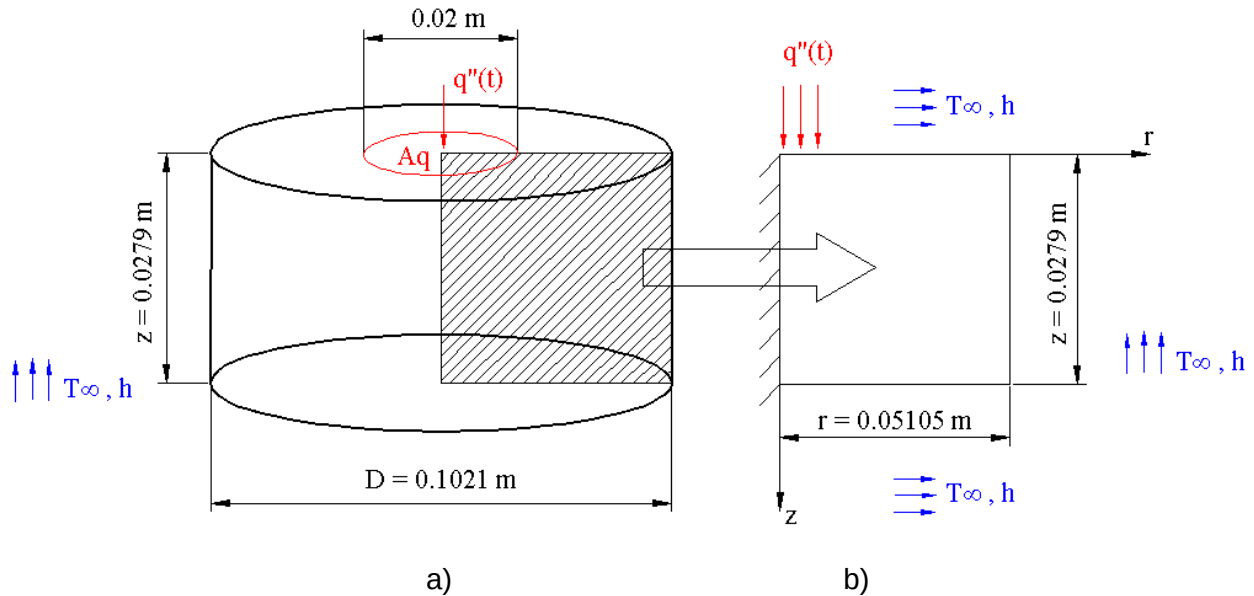


Figura 7.1- a) Modelo físico em coordenadas cilíndricas e b) Simplificação do modelo físico devido à simetria

A exatidão dos cálculos em problemas envolvendo mudança de fase depende da exatidão com que se conhecem as propriedades físicas.

Nesse sentido, nos testes experimentais adotou-se o aço inoxidável AISI 304 visto que esse tem grande aplicação industrial e suas propriedades termofísicas tem sido exaustivamente estudadas.

A seguir serão descritas as principais propriedades termofísicas utilizadas no modelo térmico bem como a importância/influência de tais parâmetros na simulação numérica.

7.2. Análise das propriedades térmicas

No método de volumes finitos, a mudança de fase é descrita pela variação da entalpia, que depende por sua vez, da temperatura o que torna o problema não-linear.

A entalpia é uma grandeza termodinâmica que varia com a temperatura e define a energia durante as mudanças de estado por meio de cálculos envolvendo o calor latente e sensível.

O calor latente de fusão é a energia que durante a fusão de um metal ou liga será utilizada unicamente para a transformação da fase, ou seja, a mudança de fase sólida para a líquida. No processo inverso, de solidificação, esta grandeza define a energia perdida para que ocorra a formação da fase sólida. Essa liberação continua de calor latente na interface sólida/líquida dificulta a análise da solidificação. Pois, quando uma liga é resfriada surge uma região onde coexistem as fases líquida e sólida, chamada zona pastosa (FLEMINGS, 1974). Um modelo numérico para simulação da solidificação deve considerar a forma de liberação desse calor latente e as propriedades térmicas dessas diferentes fases (BOUNDS et al., 1998)

A condução térmica é o fenômeno segundo o qual o calor é transportado das regiões de alta temperatura para regiões de baixa temperatura. A condutividade térmica é a propriedade que expressa a habilidade de um material transferir calor. É uma propriedade chave nos modelos de solidificação variando com a temperatura e com a composição (CALLISTER, 2000).

A condutividade térmica k [W/m K] para o aço inoxidável AISI 304 utilizada nos cálculos é função da temperatura conforme definido nas Eqs. 7.1 e 7.2 (PARK et al., 2000).

$$k = 14.3 + 0.01983.T - 5.451 \cdot 10^{-6}.T^2 \quad T \leq 1400 \quad (7.1)$$

$$k = 31.37804 \quad T > 1400 \quad (7.2)$$

A Figura 7.2 apresenta o gráfico da condutividade térmica em função da temperatura.

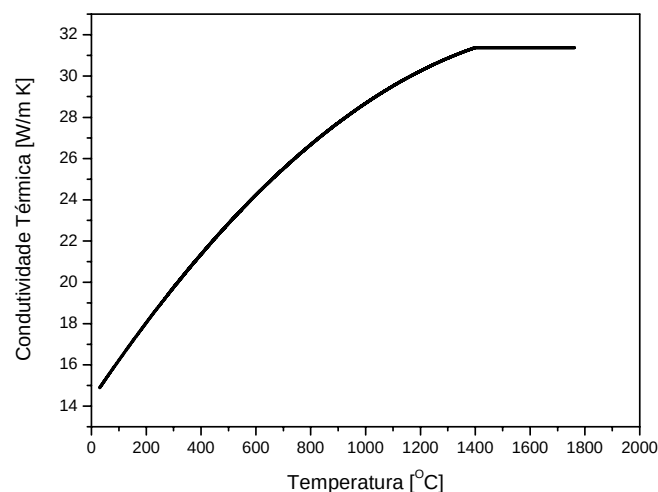


Figura 7.2- Variação da condutividade térmica com a temperatura

O calor específico é uma propriedade que serve como indicativo da habilidade de um material absorver calor das vizinhanças. Representa a quantidade de energia exigida para produzir um aumento unitário de temperatura. Varia com a temperatura e com a composição (CALLISTER, 2000).

O calor específico C [J/kg K] para o aço inoxidável AISI 304 é definido pelas Eqs. 7.3 e 7.4 (PARK et al., 2000).

$$C = 460.5 + 0.4257.T - 5.050.10^{-4}.T^2 + 2.660.10^{-7}.T^3 \quad T \leq 1400 \quad (7.3)$$

$$C = 796.584 \quad T > 1400 \quad (7.4)$$

A Figura 7.3 mostra o gráfico do calor específico em função da temperatura.

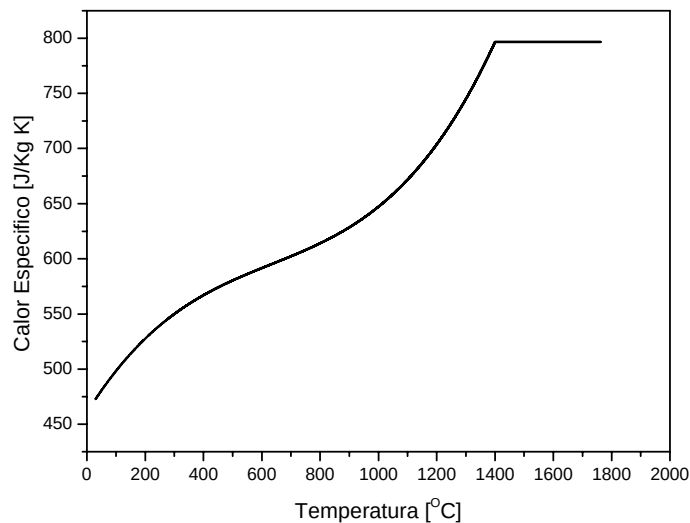


Figura 7.3- Variação do Calor Específico com a temperatura

Conforme Gonçalves (2004) são ainda estabelecidas às seguintes propriedades para a análise de transferência de calor durante a mudança de fase do aço inoxidável AISI 304:

Tabela 7.1- Propriedades do aço (GONÇALVES, 2004)

<i>Símbolo</i>	<i>Propriedade</i>	<i>Valor</i>	<i>Unidade</i>
T_l	Temperatura do líquido	1455	°C
T_s	Temperatura do sólido	1400	°C
ρ	Densidade	7200	Kg/m ³
H_f	Calor latente	265200	J/kg

Ozisik (1993) negligencia a diferença da densidade para a fase sólida e a líquida, assim: $\rho_l = \rho_s = \rho$, tal consideração será adotada neste trabalho.

O ponto de fusão para o aço inoxidável 304 varia numa faixa entre a temperatura de sólido, T_s , abaixo da qual há apenas a fase sólida e a temperatura de líquido, T_l acima da qual há apenas a fase líquida do material.

Uma vez definido as propriedades térmicas, apresenta-se no próximo item o perfil de temperatura do modelo cilíndrico, além da fração mássica, entalpia e dimensões da região fundida.

7.3. Análise da temperatura, fração mássica, calor específico e da entalpia

No intuito de avaliar os parâmetros calculados no decorrer da solução do problema térmico, considerou-se uma sonda/sensor numérico localizado na coordenada $r = 0.0005$ m e $z = 0.002$ m, ou seja, abaixo da fonte de calor, na região de transição sólido/líquido. A variação da temperatura durante o período de simulação do processo de aquecimento e resfriamento da peça metálica é apresentado na Fig. 7.4.

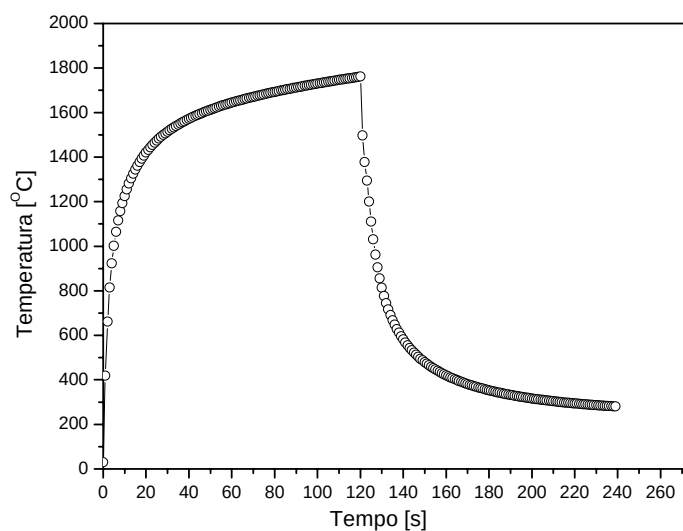


Figura 7.4- Variação da temperatura durante o período de simulação em um sensor numérico localizado na coordenada em $r = 0.0005$ m e $z = 0.002$ m

Na Figura 7.5 é mostrado o comportamento da fração mássica “ f ” ao longo do tempo.

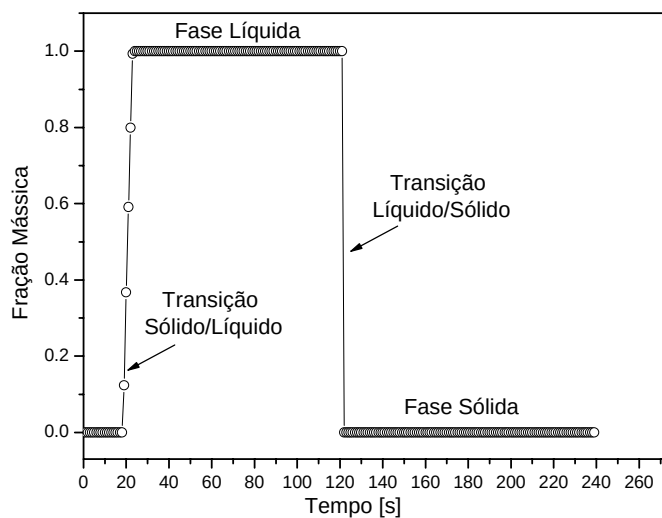


Figura 7.5- Fração Mássica para um sensor numérico localizado na coordenada $r = 0.0005$ m e $z = 0.002$ m

Na Figura 7.5 verifica-se que a partir de 19 s de aquecimento ocorre a transição sólido-líquido do metal, ou seja, a fração mássica deixa de ser nula e tende ao valor unitário. Ressalta que os valores zero e um da fração mássica definem respectivamente o estado sólido e líquido do metal submetido ao processo de soldagem. Na transição ($0 < f < 1$) surge uma interface entre os dois estados físicos do metal que é denominada região de mushy (OZISIK, 1993). Segundo Gonçalves (2004) a transição sólido/líquido ou vice-versa ocorre quando a temperatura da barra cilíndrica de aço AISI 304 atinge a faixa de temperatura de 1400 a 1455 °C. Ainda na Fig. 7.5 nota-se que o fenômeno de mudança de fase ocorre em aproximadamente 4 s quando então a região submetida à fonte de calor permanece totalmente líquida por cerca de mais 96 s. Após esse tempo a fonte de calor é removida e inicia-se o resfriamento da peça devido ao fenômeno da convecção natural. A fração mássica começa a decrescer até a total solidificação da região fundida.

A Figura 7.6, por sua vez mostra o calor específico durante o período de simulação do processo de aquecimento e resfriamento.

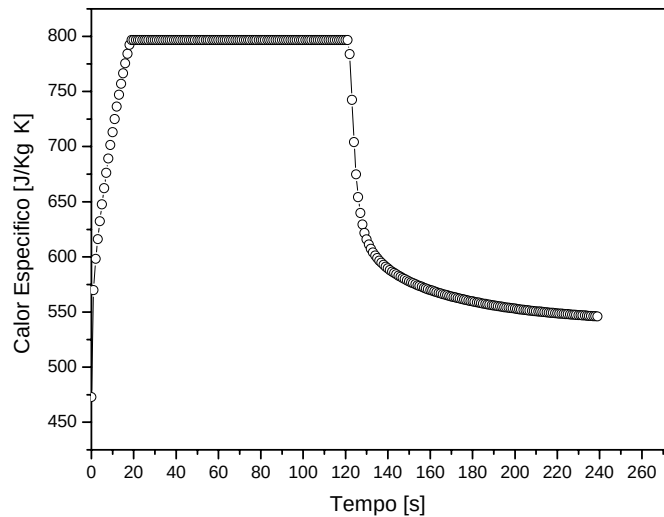


Figura 7.6- Variação do calor específico ao longo da simulação do processo de aquecimento e resfriamento da peça metálica para um sensor numérico localizado na coordenada $r = 0.0005$ m e $z = 0.002$ m

Na Figura 7.6 é verificado que até o tempo de 18 s há apenas a fase sólida e a temperatura varia até 1400 °C. Ressalta-se que os valores de $C < 796 \text{ [J/kg K]}$ definem respectivamente o estado sólido do metal submetido ao processo de soldagem. A partir do tempo 19 até 23 s ocorre a transição sólido-líquido e o valor do calor específico se torna constante 796 J/kg K. A partir do tempo 24 s o calor específico define respectivamente o estado líquido do metal submetido ao processo de soldagem. Após o tempo de 120 s a fonte de calor é removida e inicia-se o resfriamento da peça devido ao fenômeno de convecção.

A Figura 7.7 apresenta a entalpia ao longo do período total de simulação.

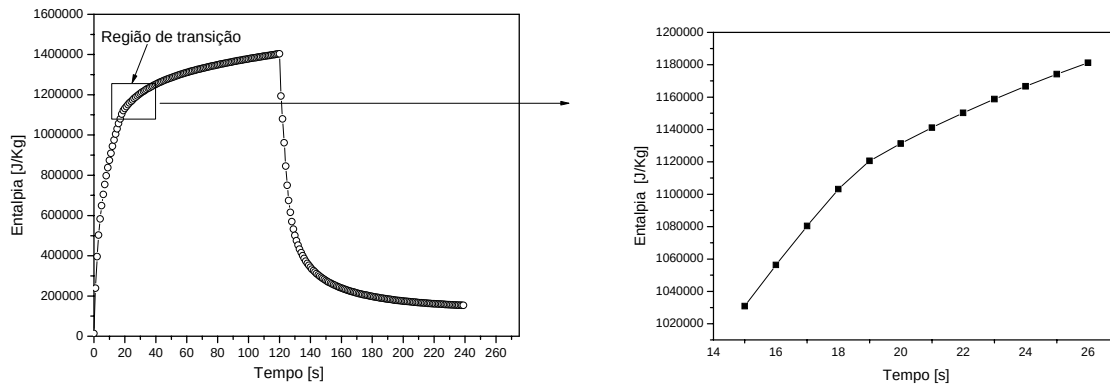


Figura 7.7- Variação da entalpia durante o tempo total de simulação para um sensor numérico localizado na coordenada $r = 0.0005 \text{ m}$ e $z = 0.002 \text{ m}$

Na Figura 7.7 após 18 s de aquecimento ocorre a transição sólido-líquido do metal que ocorre entre a faixa de 1400 a 1455 °C.

A Figura 7.8, por sua vez, define o comportamento da entalpia variando com temperatura.

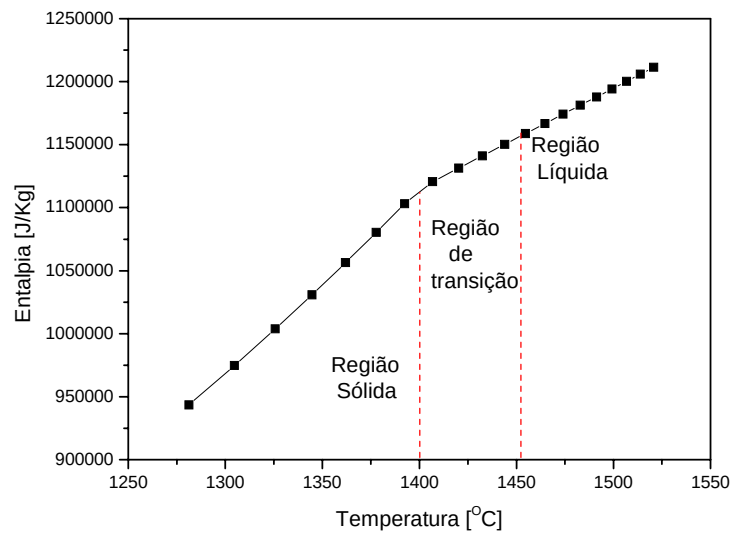


Figura 7.8- Entalpia em função da temperatura considerando um sensor numérico localizado na coordenada $r = 0.0005$ m e $z = 0.002$ m

O ponto de fusão para o aço inoxidável 304 varia numa faixa entre a temperatura de sólido, 1400 °C, abaixo da qual há apenas a fase sólida e a temperatura de líquido, 1455 °C acima da qual há apenas a fase líquida do material.

A Figura 7.9 apresenta os perfis térmicos e a fração mássica, durante o período de aquecimento da amostra metálica, conforme os seguintes instantes de tempo: a) 30 s; b) 60 s; c) 90 s e d) 120 s.

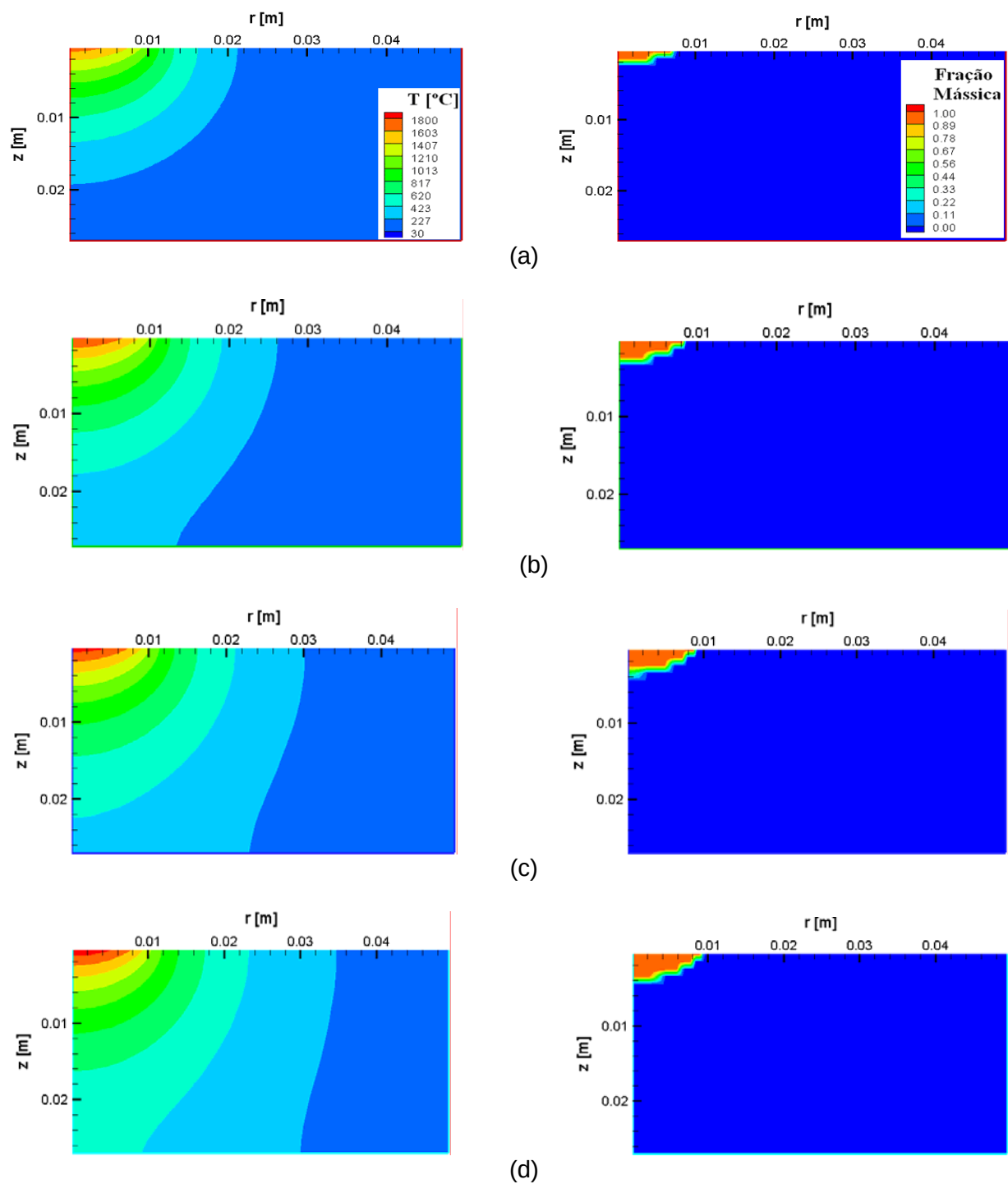


Figura 7.9- Simulação dos campos térmicos e da fração mássica durante o aquecimento da amostra metálica para: a) 30 s; b) 60 s; c) 90 s e d) 120 s

A evolução da temperatura e da fração mássica quando a tocha está ligada são mostradas na Fig. 7.9. Observa-se que quando a temperatura é superior a 1400 °C ocorre a transição sólido-líquido que é identificada por sua vez pela fração mássica.

Analisando a Fig. 7.9 d) é possível identificar o raio (0.00937 m) e a penetração (0.004 m) do cordão de solda que ocorreu no instante de tempo 120 s.

Uma vez definido o modelo numérico, torna-se necessário fazer uma análise de convergência da malha numérica, analisar o fator de relaxação do solver (SOR – CARVALHO, 2005) aplicado na solução do sistema linear a fim de reduzir o custo computacional e avaliar o balanço de energia.

7.4. Teste de convergência da malha numérica

Quando estamos trabalhando com sistemas de equação não-lineares, resolvidas em geral de forma sequencial, onde acoplamentos delicados estão presentes, é muito difícil provar matematicamente que uma aproximação numérica é estável e convergente.

Segundo Maliska (2004) seria um presente maravilhoso aos usuários de métodos numéricos se os analistas numéricos pudessem fornecer as condições (tamanho da malha, tamanho de intervalo de tempo, coeficientes de relaxação, etc) para que as aproximações numéricas dos problemas acoplados e não lineares fossem estáveis e convergentes.

A solução numérica é convergente quando é estável e tende para a solução das equações diferenciais quando a malha é refinada.

Antes de realizar o teste de convergência, é interessante definir o que é uma malha numérica. A malha numérica consiste em discretizar um domínio geométrico, utilizando formas triangulares ou quadriláteras para duas dimensões e formas tetraédricas ou hexaédricas, para três dimensões, entre outras possíveis formas geométricas. Além disto, as malhas podem ser estruturadas e não estruturadas. Para a solução do problema direto proposto neste trabalho utilizou-se uma malha estruturada irregular e quadrilátera.

Definida a forma e o tipo da malha, a próxima análise é com relação às dimensões da malha que possa fornecer resultados confiáveis. Assim, a partir de sensores aleatoriamente posicionados em regiões do modelo térmico Tab. 7.2, será realizada a análise de convergência da malha numérica.

Tabela 7.2- Posição dos sensores no modelo térmico segundo os eixos de coordenadas definidas na Fig. 7.1

<i>Posição</i>	<i>r [m]</i>	<i>z [m]</i>
T_1	$1.5 \cdot 10^{-2}$	0
T_2	$2.0 \cdot 10^{-2}$	0
T_3	$2.9315 \cdot 10^{-2}$	0
T_4	$1 \cdot 10^{-2}$	$2.79 \cdot 10^{-2}$
T_5	$2 \cdot 10^{-2}$	$2.79 \cdot 10^{-2}$
T_6	$2.9315 \cdot 10^{-2}$	$2.79 \cdot 10^{-2}$

O teste de convergência consiste em analisar diferentes dimensões de malhas e verificar a influência dessas nas temperaturas calculadas pelo modelo térmico. Assim, para o modelo térmico proposto foram analisadas as seguintes malhas:

Tabela 7.3- Malhas utilizadas para análise de convergência

<i>Dimensões</i>	<i>Numeração da malha</i>
30 x 20	Malha Nº 1
90 x 20	Malha Nº 2
110 x 20	Malha Nº 3

A partir da solução do problema direto foi possível comparar as temperaturas medidas pelos sensores numéricos da Tab. 7.2. A Figura 7.10 apresenta os resultados para, T_1 , T_2 e T_3 que estão localizados na parte superior do cilindro, conforme as malhas definidas na Tab. 7.3.

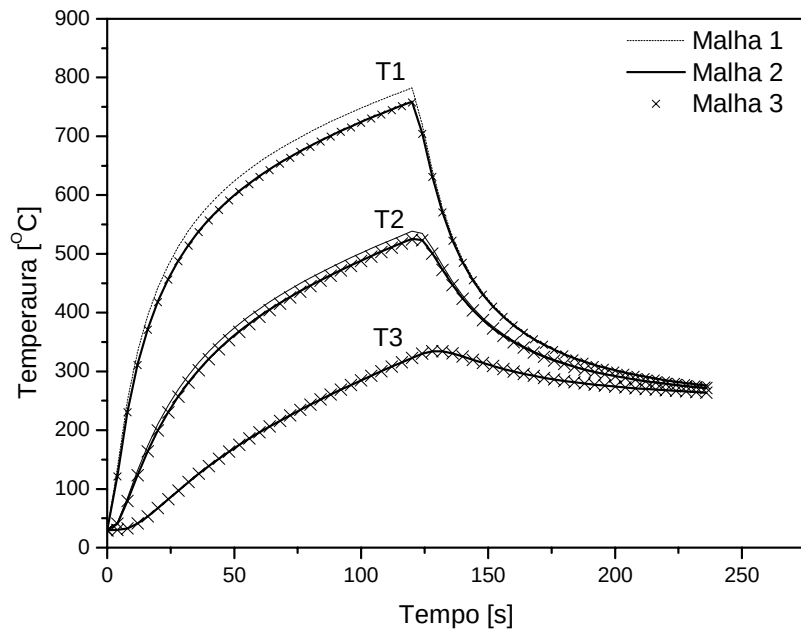


Figura 7.10- Análise da convergência da malha numérica para os sensores localizados na parte superior do cilindro

De acordo com a Fig. 7.10, percebe-se que a temperatura tende a diminuir para malhas com uma maior quantidade de nós. Além disso, nota-se uma grande similaridade entre as temperaturas calculadas com as malhas N° 2 e N° 3.

Os resultados para os sensores T_4 , T_5 e T_6 que estão localizados na parte inferior do cilindro são mostrados na Fig. 7.11.

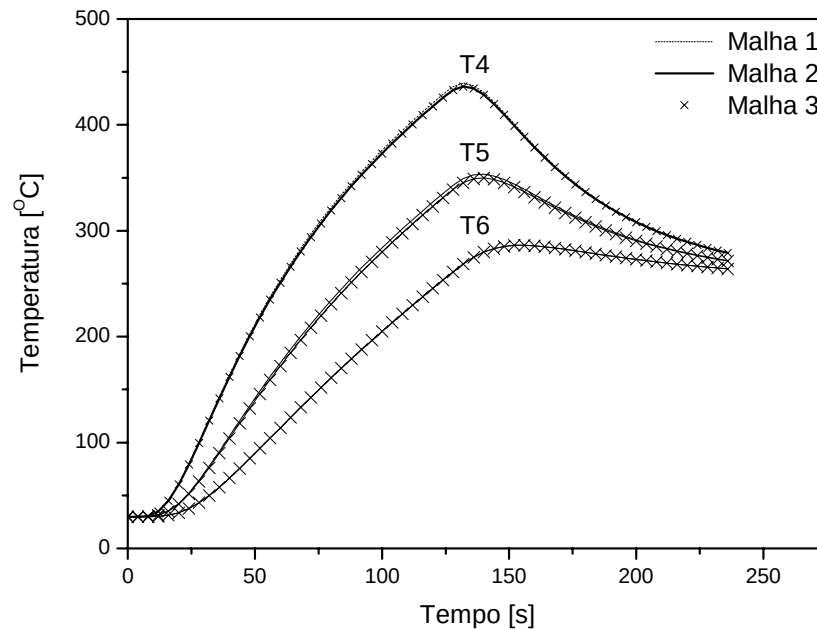


Figura 7.11- Análise da convergência da malha numérica para os sensores localizados na parte inferior do cilindro

Na figura acima que os resultados foram muito similares na região inferior do cilindro. Portanto de acordo com os resultados apresentados na Fig. 7.10, definiu-se que a convergência numérica é alcançada para malhas a partir de 90 x 20 nós. Logo, a malha nº 2 foi definida como a ideal para simular o problema térmico com mudança de fase. Na sequência apresenta uma análise do fator de relaxação do solver (S.O.R.) aplicado na solução do sistema linear.

7.5. Análise do fator de relaxação do solver (S.O.R.) aplicado na solução do sistema linear

No método iterativo S.O.R., a escolha correta do valor do fator de relaxação (w) pode acelerar o processo de convergência, ou seja, reduzir o custo computacional. Assim, o objetivo é determinar o melhor valor de “ w ” para agilizar a solução do modelo térmico de soldagem.

Na solução do problema térmico de soldagem pelo método S.O.R. adotou-se valores de “w” na faixa de 0.9 a 1.3. A Figura 7.12 apresenta o tempo gasto para a solução do problema direto conforme o valor do fator de relaxação.

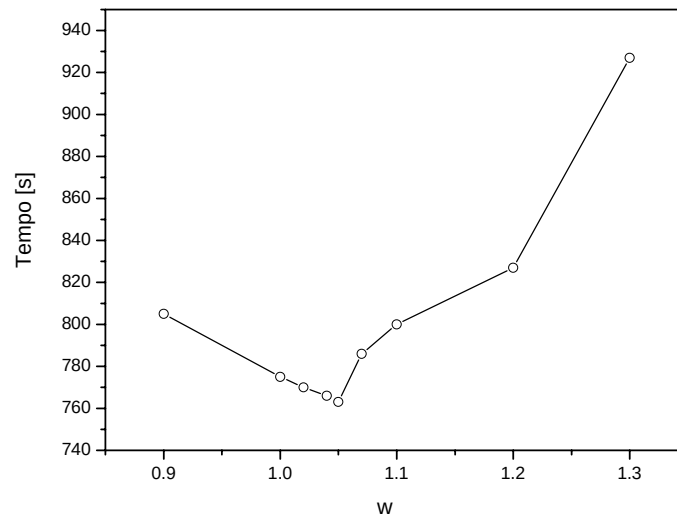


Figura 7.12- Análise do tempo gasto na solução do sistema linear em função do w para uma malha de 90 x 20

Na Figura 7.12 nota-se que a escolha do fator de relaxação influi diretamente no tempo necessário para a solução do sistema linear. Assim, para cada tipo de problema recomenda-se sempre avaliar o valor de “w” tendo em vista a redução do custo computacional.

Assim de posse desses resultados, optou-se pela malha 90 x 20 e pelo fator de relaxação $w=1.05$ a fim de se obter um resultado consistente e de baixo custo computacional. A próxima etapa consiste em verificar se o princípio do balanço de energia é respeitado.

7.6. Análise do balanço de energia

No desenvolvimento e implementação do modelo numérico, falhas no algoritmo computacional e imprecisões na solução do sistema linear podem introduzir erros na solução do problema térmico. Assim, o objetivo desta etapa é verificar se numericamente toda a energia fornecida ao modelo térmico é igual à soma da parcela de energia acumulada e perdida para o meio. Para uma melhor compreensão do procedimento numérico para análise do balanço de energia considere a Fig. 7.13.

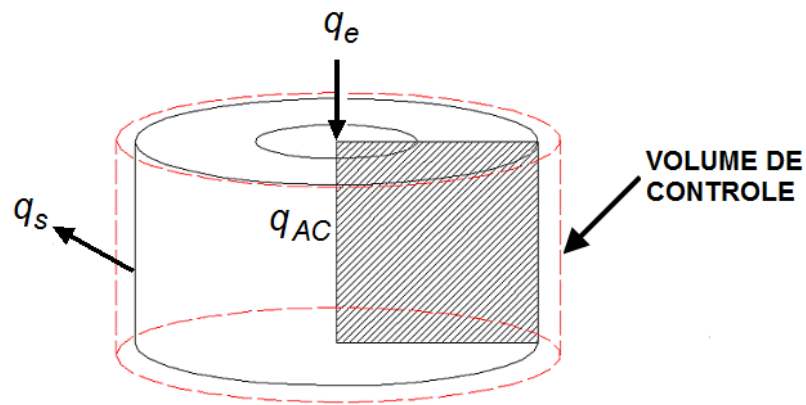


Figura 7.13- Modelo térmico bidimensional

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

$$q_e - q_s = q_{AC} \quad (7.5)$$

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

$$q''(t).A_r - h.A_h.(T_f - T_\infty) = \rho V \frac{\partial (C(T).T(r,z,t) + f.H_f)}{\partial t} \quad (7.6)$$

onde A_r é a área submetida ao fluxo de calor, A_h a área submetida à transferência de calor por convecção e T_f a temperatura da face do volume.

Neste caso, a partir de um nó genérico (i, j) da malha numérica, integrando no espaço e no tempo e rearranjando a Eq. (7.6), tem-se:

$$q''(t).A_r - h.A_h.(T_{f_{i,j}}^{n+1} - T_\infty) = \frac{\rho}{\Delta t} \sum_{i=1}^{n_r} \sum_{j=1}^{n_z} \left[H_f.(f_{i,j}^{n+1} - f_{i,j}^n) + (C_{i,j}^{n+1}(T).T^{n+1} - C_{i,j}^n(T).T^n) \right] V \quad (7.7)$$

Resolvendo-se a equação acima para uma malha de n_r , n_z nós, tem-se finalmente que:

$$q''(t).A_r = \frac{\rho}{\Delta t} \sum_{i=1}^{n_r} \sum_{j=1}^{n_z} \left[H_f.(f_{i,j}^{n+1} - f_{i,j}^n) + (C_{i,j}^{n+1}(T).T^{n+1} - C_{i,j}^n(T).T^n) \right] V + \sum_{i=1}^{n_r} \sum_{j=1}^{n_z} h.A_h.(T_{f_{i,j}}^{n+1} - T_\infty) \quad (7.8)$$

onde:

$$V = \Delta z \pi \left((r_p + 0,5dr)^2 - (r_p - 0,5dr)^2 \right) \quad (7.9)$$

A Equação 7.8 demonstra que, para o problema térmico proposto, a conservação de energia será obedecida se a energia fornecida na forma de fluxo de calor for igual à soma da parcela da energia acumulada em cada volume finito da amostra e da energia perdida por convecção nas fronteiras dos volumes. Caso estes valores coincidam, tem-se uma confirmação de que a discretização e implementação numérica do problema está correta.

Assim, adotando-se um fluxo de calor $q_0'' = 6.10^6$ W/m², a malha 90 x 20 e $w=1.05$, realizou-se uma análise do balanço de energia conforme apresentado na Fig. 7.14.

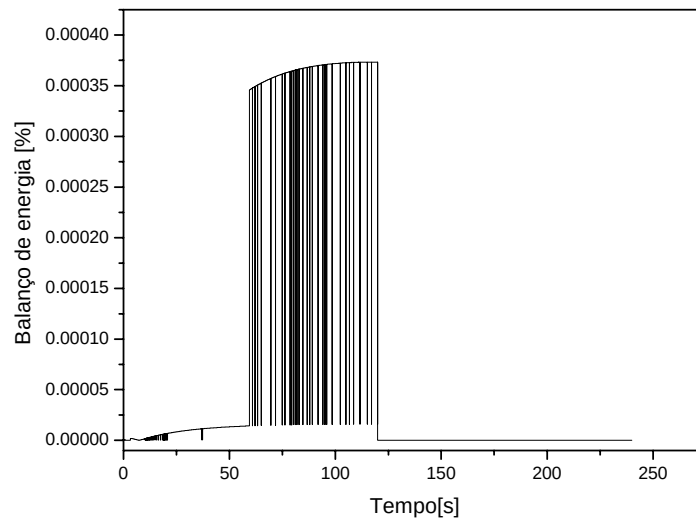


Figura 7.14- Erro médio calculado para o balanço de energia

Observa-se na Fig. 7.14 que o princípio do balanço de energia foi respeitado, apresentando um erro médio numérico inferior a 0.0004 %. Isso significa que a energia fornecida ao modelo na forma de calor para cada instante de tempo se manteve igual à soma da parcela de energia acumulada pelos volumes finitos e perdida pelas superfícies expostas ao meio convectivo.

A partir da constatação e discussão das principais fontes de erros e incertezas associadas ao problema direto, a próxima etapa consiste em avaliar a influência do coeficiente de transferência de calor por convecção entre o cilindro e o meio (ar), na solução do problema inverso.

CAPÍTULO VIII

ANÁLISE DO COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR POR CONVECÇÃO NA SOLUÇÃO DO PROBLEMA INVERSO

A partir do uso da técnica inversa da Seção Áurea e das temperaturas experimentais, propõe-se determinar a taxa de transferência de calor, o perfil da região fundida e as temperaturas nas peças cilíndricas durante o processo de soldagem.

No entanto, do ponto de vista térmico, há uma incerteza referente à influência do coeficiente de transferência de calor por convecção entre o cilindro e o meio. Assim, apresenta-se neste capítulo um estudo dessa importante variável na solução do problema térmico de soldagem.

8.1. Transferência de calor por convecção entre a peça e o meio

A fonte de erro a ser analisada se refere à transferência de calor por convecção entre a peça e o meio onde ela se encontra (ar).

A convecção livre, de uma forma geral, surge de uma instabilidade térmica criada pela diferença de temperatura entre uma superfície e o meio. Ela ocorre quando os fluídos mais quentes e mais leves deslocam-se em relação aos fluídos mais frios e mais pesados (INCROPERA et al., 1992). Observa-se que as propriedades térmicas do meio, assim como as equações governantes, devem ser conhecidas para uma análise do efeito da convecção. A taxa de transferência de calor por convecção entre a peça e o meio (ar) é dada pela lei do resfriamento de Newton (INCROPERA et al., 1992) como é mostrado na Eq. (8.1).

$$q_{conv} = h \cdot A_{sup} \cdot (T_{sup} - T_{\infty}) \quad (8.1)$$

onde q_{conv} representa a taxa de transferência de calor por convecção, A_{sup} e T_{sup} a área e a temperatura superficial do conjunto, T_{∞} a temperatura ambiente e h o coeficiente de transferência de calor por convecção.

Sabe-se que a determinação correta do coeficiente de transferência de calor por convecção não é uma tarefa fácil. Nesse sentido, apresenta-se neste capítulo a análise da influência do “ h ” no cálculo das temperaturas e na definição da região fundida no modelo térmico cilíndrico.

A partir das temperaturas experimentais e da técnica inversa da Seção Áurea estima a taxa de transferência de calor e consequentemente têm-se as temperaturas no modelo térmico. Os resultados encontrados, $T_1(r,z,t)$, são comparados aos respectivos valores experimentais, $Y_1(r,z,t)$, para uma determinada faixa de valores de $5 \leq h \leq 110 \text{ W/m}^2 \text{ K}$. Uma vez que os experimentos foram realizados em condições similares, propõem-se nesse capítulo analisar a influência do “ h ” na simulação do problema térmico, tendo como referência a temperatura experimental em um determinado ponto da amostra e informações do raio e penetração do cordão de solda. A Figura 8.1 a) apresenta os resultados obtidos para o experimento C3. A Figura 8.1 b), por sua vez, mostra o erro entre a temperatura calculada, T_i , e experimental, Y_i , conforme definido na Eq. 8.2:

$$Erro = \sum_{i=1}^{nt} \left(\frac{Y_i - T_i}{Y_i} \cdot 100 \right) \quad (8.2)$$

onde nt representa o número de dados experimentais adquiridos ao longo do tempo.

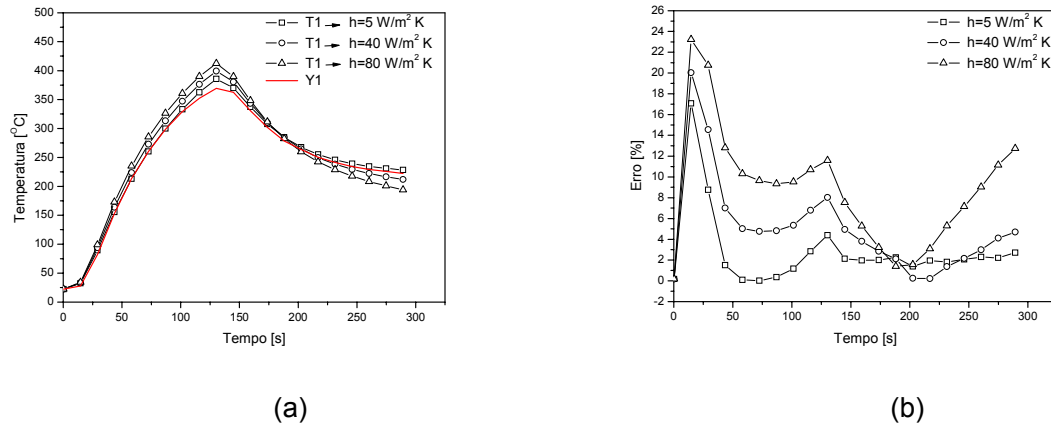


Figura 8.1- Análise do “ h ”: a) Comparação entre a temperatura experimental, $Y1(r,z,t)$, e a temperatura calculada, $T1(r,z,t)$, pelo modelo térmico e b) Erro percentual entre a temperatura experimental e calculada

Na Figura 8.1, observa-se que com a diminuição do coeficiente de transferência de calor por convecção houve um decréscimo no erro percentual entre a temperatura experimental e calculada.

A Figura 8.2 fornece uma melhor avaliação do coeficiente de transferência de calor convectivo do erro médio entre a temperatura calculada e experimental. Neste caso, foi adotado a Eq. (8.3).

$$Erro\ Médio = \frac{\sum_{i=1}^{nt} [(Y_i - T_i) / Y_i] \cdot 100}{nt} \quad (8.3)$$

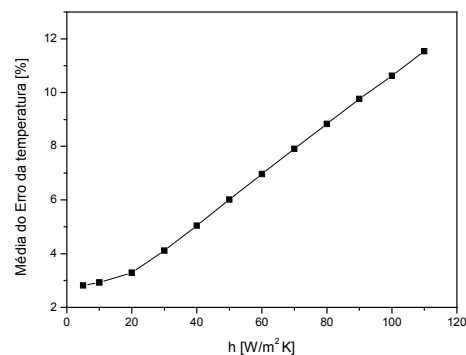


Figura 8.2- Evolução do erro médio da temperatura

A partir da solução do problema inverso na faixa de $5 \leq h \leq 110 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ identifica-se que o erro médio entre a temperatura experimental e calculada tende a aumentar quando o coeficiente de transferência de calor aumenta.

Diante dos resultados obtidos, conclui-se que a faixa de valores de “ h ” analisada compromete o cálculo da temperatura. Na Figura 8.2, nota-se que para $h < 40 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ o erro médio entre as temperaturas é inferior a 6 %, ou seja, tem-se uma concordância razoável entre os dados experimentais e aqueles calculados pelo modelo térmico.

No que diz respeito à solução do problema inverso, a Fig. 8.3 fornece a influência do “ h ” na estimativa do fluxo de calor e consequentemente no cálculo do rendimento térmico do processo de soldagem.

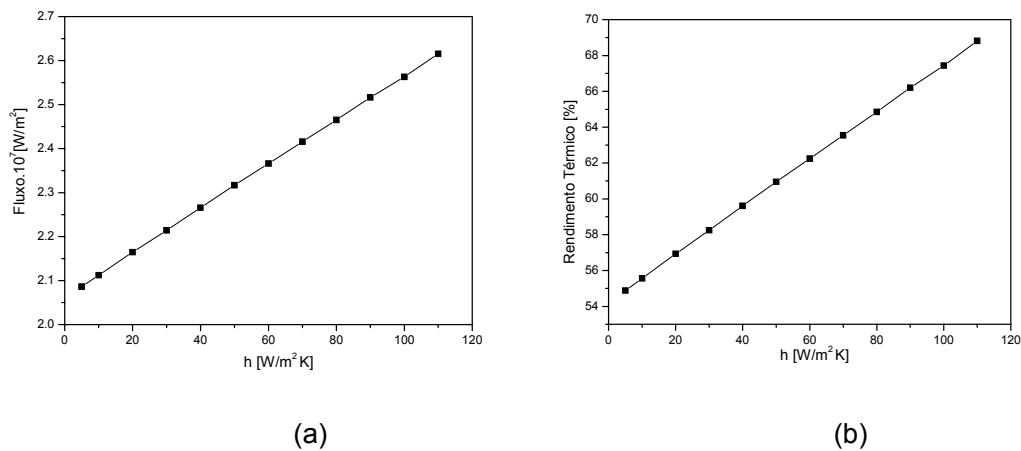


Figura 8.3- Análise do coeficiente de transferência de calor por convecção; a) Fluxo de calor estimado e b) Rendimento térmico

Conforme esperado, quando aumenta o coeficiente de transferência de calor por convecção ocorre um acréscimo no rendimento térmico e no fluxo de calor. Diante da faixa de valores apresentados na Fig. 8.3 para o “ h ”, o rendimento térmico do processo de soldagem pode variar de 54 a 70 %. Tal fato comprova que a identificação precisa do coeficiente de transferência de calor por convecção é essencial para a solução do problema térmico.

Na sequência, a Fig. 8.4 apresenta a influência do “ h ” nas dimensões do cordão de solda. No processo de simulação, o raio e a penetração do cordão de solda foram definidos a partir da análise da fração mássica no último instante de aquecimento da peça cilíndrica. Experimentalmente, tais grandezas foram medidas por meio de um corte transversal no plano $r - z$ do cilindro soldado conforme apresentado no Capítulo 6.

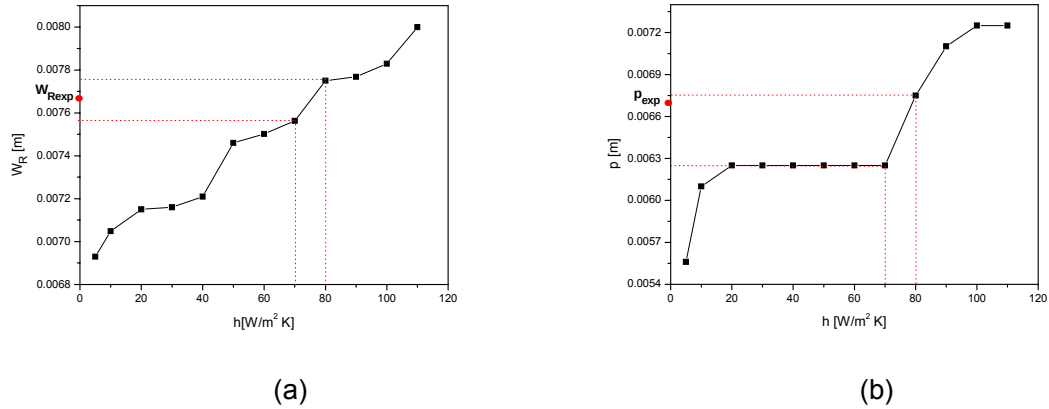


Figura 8.4- Influência do “h” no cálculo das seguintes variáveis: a) Raio do cordão de solda e b) Penetração do cordão de solda

Na Figura 8.4 nota-se que o coeficiente de transferência de calor influi diretamente no raio e na penetração do cordão de solda. Além disso, para valores de “h” entre 70 e 80 W/m² K tem-se uma aproximação razoável entre os dados calculados e os experimentais.

Assim, no intuito de identificar um valor de “h” que minimize o erro entre os parâmetros reais e calculados, é mostrado na Fig. 8.5 uma análise simultânea do erro médio conforme os dados calculados e experimentais da temperatura, do raio e da penetração do cordão de solda.

Ressalta-se que o erro percentual para o raio do cordão de solda é definido por:

$$E_{raio} = \frac{|W_{Rexp} - W_R|}{W_{Rexp}} \cdot 100[\%] \quad (8.4)$$

e o erro percentual para penetração do cordão é dado por;

$$E_{penetração} = \frac{|p_{exp} - p|}{p_{exp}} \cdot 100[\%] \quad (8.5)$$

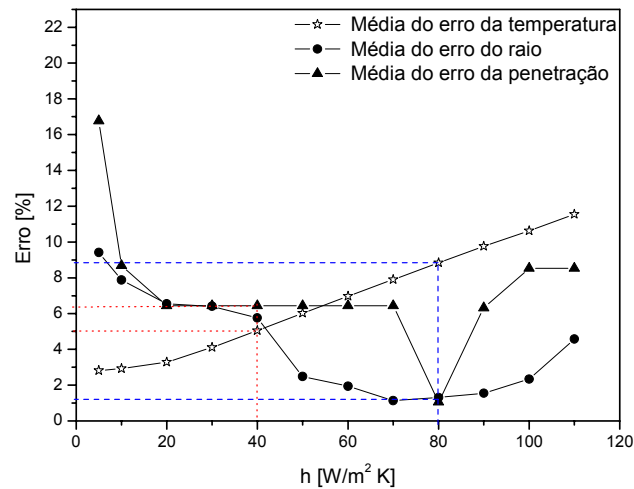


Figura 8.5- Análise da influência da convecção

Analisando Fig. 8.5 observa-se que o raio e a penetração possui um pequeno erro para o coeficiente de transferência de calor por convecção $80 \text{ W/m}^2 \text{ K}$. No entanto, o mesmo comportamento não é observado para a temperatura. O erro entre os parâmetros analisados varia de 1 % para 9 %.

Por outro lado, para o coeficiente de transferência de calor por convecção $40 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ o erro varia de 5 a 7 %, ou seja, identifica-se uma faixa de erro aceitável para projetos de engenharia e uma notável redução do intervalo de incerteza entre os dados experimentais e calculados. Tais características justificam o uso de h igual a $40 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ na solução do problema térmico.

Assim, definido o valor do coeficiente de transferência de calor por convecção, o Capítulo IX apresenta inicialmente uma comparação entre as temperaturas calculadas e experimentais e na sequência são comparadas as dimensões do raio e penetração do cordão de solda simulado com os respectivos valores experimentais.

CAPÍTULO IX

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste trabalho foram realizados três experimentos em condições práticas semelhantes, a partir dos quais propõe-se, em um primeiro momento, validar o algoritmo computacional comparando-se as temperaturas calculadas com as experimentais. A segunda etapa de validação consiste em comparar o raio e a penetração do cordão de solda experimental com os respectivos valores calculados. Além disso, apresenta-se neste capítulo uma análise dos campos térmicos e do fenômeno de mudança de fase durante o processo de simulação da soldagem dos cilindros de aço AISI 304.

Na primeira etapa, a partir do uso da técnica inversa da Seção Áurea e das temperaturas experimentais será determinada a taxa de transferência de calor no processo de soldagem. Para tanto, é necessário fornecer ao software algumas informações sobre o experimento, tais como: dimensões do cilindro, tempo total de aquisição de dados, intervalo entre as medições das temperaturas experimentais, coordenadas dos termopares, temperatura ambiente, o valor do coeficiente de transferência de calor por convecção e o raio da região fundida.

A partir da estimativa da taxa de transferência de calor em cada experimento, propõe-se em um segundo momento simular o problema direto a fim de obter o raio e a penetração da solda e os campos térmicos nos modelos cilíndricos. Os resultados obtidos serão comparados com os respectivos valores experimentais.

9.1. Solução do problema inverso: Estimativa da taxa de transferência de calor

Para a solução do problema inverso a partir da técnica da Seção Áurea, deve-se definir inicialmente uma faixa de busca para que a técnica de otimização determine o valor ótimo do fluxo de calor. No problema proposto, a faixa de busca compreende desde a ausência total de

energia na peça até a máxima energia fornecida pela tocha de soldagem, dada pelo produto entre a tensão e a corrente fornecida ao processo. A Tabela 9.1 apresenta a faixa de busca adotada para cada experimento.

Tabela 9.1- Faixa de busca do fluxo de calor

	Cilindro		
	C1	C2	C3
Ausência de Energia [W]	0	0	0
Energia máxima fornecida [W]	3075	2862	2985

Assim, a partir dos sinais experimentais da temperatura e do modelo térmico, aplicou-se a técnica inversa da Seção Áurea para estimar o fluxo de calor em cada experimento.

Na Tabela 9.2 são mostradas, as condições experimentais, o fluxo de calor estimado e o rendimento térmico do processo de soldagem calculado por meio da Eq. (5.3) apresentada no Capítulo V.

Tabela 9.2- Fluxo de calor fornecido à peça e rendimento térmico do processo de soldagem

Dados de soldagem	Cilindro			Erro
	C1	C2	C3	
V , tensão, [V]	15.00	14.10	14.62	$\pm 1.10^{-2}$
I , corrente, [A]	205.0	203.0	204.2	$\pm 1.10^{-1}$
Q_{exp}'' , fluxo de calor experimental, [W/m ²]	$3.91.10^7$	$3.64.10^7$	$3.80.10^7$	-
Q_{est}'' , fluxo de calor estimado, [W/m ²]	$2.35.10^7$	$2.17.10^7$	$2.26.10^7$	-
η , rendimento térmico, [%]	60.10	59.45	59.60	-
W_{Rexp} , raio do cordão de solda, [m]	$6.70.10^{-3}$	$6.20.10^{-3}$	$7.60.10^{-3}$	$\pm 1.10^{-5}$
p_{exp} , penetração do cordão de solda, [m]	$8.01.10^{-3}$	$7.48.10^{-3}$	$6.68.10^{-3}$	$\pm 1.10^{-5}$

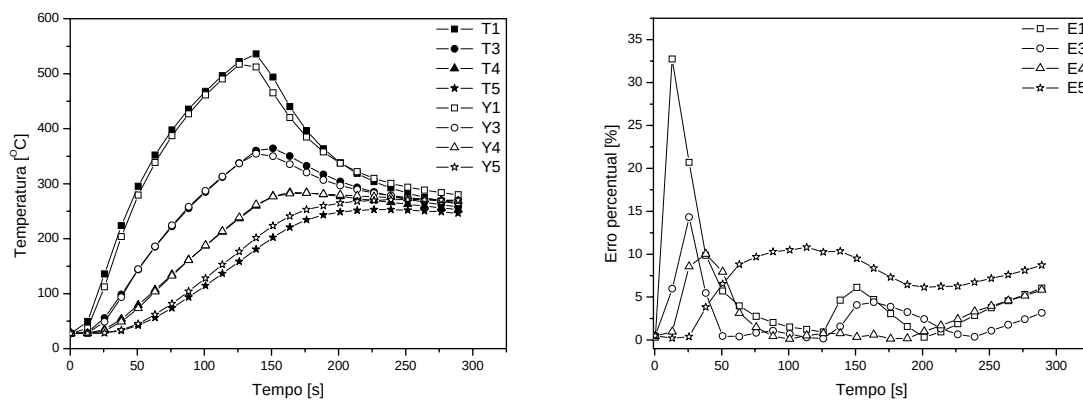
Segundo Easterling (1983) o rendimento térmico do processo de soldagem TIG varia de 20% a 50%, para processos com corrente alternada, e de 50% a 80%, para corrente contínua. Grong (1994), por sua vez, afirma que o rendimento pode variar de 25% a 75%. Analisando a Tab. 9.2, verifica-se que os resultados obtidos estão em conformidade com a literatura, além disso, houve uma boa repetibilidade no rendimento térmico estimado para cada experimento. Com base na Tab. 9.2 o rendimento térmico médio do processo de soldagem TIG em corrente contínua foi de 59.72 %.

Apresenta-se na Fig. 9.1 a comparação entre as temperaturas experimentais e calculadas para os três casos testes: cilindros C1, C2 e C3. Além disso, são apresentados os erros percentuais entre a temperatura experimental e calculada na solução do problema inverso.

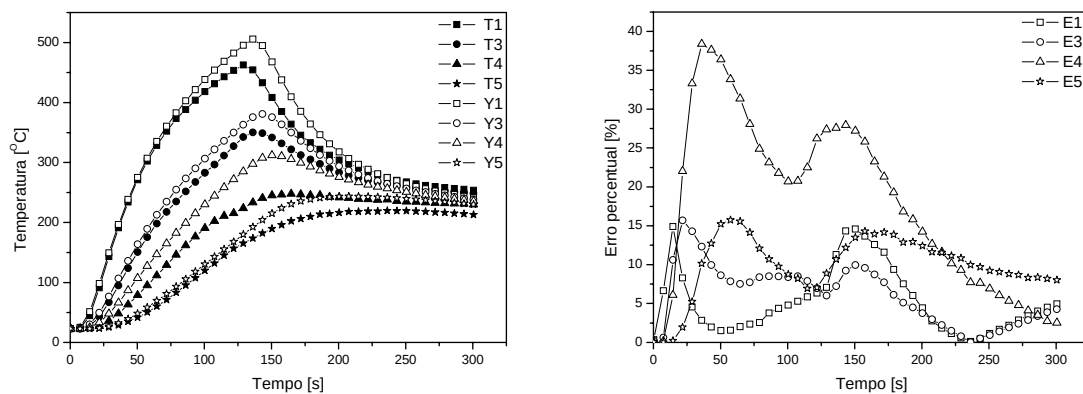
Neste caso o erro percentual é definido como sendo:

$$E_i = \frac{|Y_i - T_i|}{Y_i} \cdot 100 \quad (9.1)$$

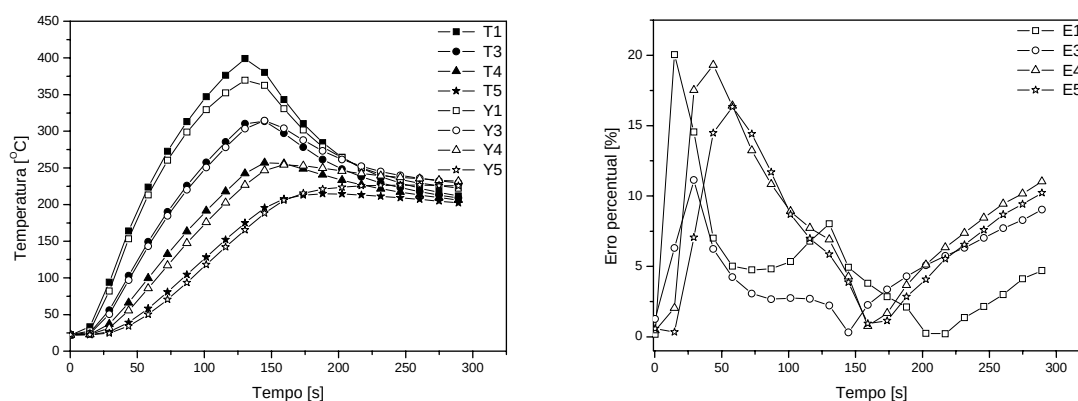
onde Y representa a temperatura experimental e T a temperatura calculada.



(a) Teste para C1



(b) Teste para C2



(c) Teste para C3

Figura 9.1- Comparação entre as temperaturas experimentais e as calculadas para cada caso teste: a) C1, b) C2 e c) C3

Analisando a Fig. 9.1, verifica-se uma boa concordância entre as temperaturas experimentais e aquelas calculadas pela técnica inversa. A ausência de alguns termopares em cada teste é justificada por falhas e erros durante a execução de cada experimento conforme apresentado no Capítulo VI.

Em todos os testes nota-se que o erro percentual entre as temperaturas é relativamente alto nos primeiros instantes de tempo e tende a diminuir após aproximadamente 30 segundos de soldagem. Tal erro inicial pode ser atribuído à imprecisão na estimativa do fluxo de calor, à instabilidade do arco de soldagem, entre outros.

Na sequência apresenta-se a análise térmica do raio e da penetração de solda.

9.2. Análise do raio e penetração da solda

A segunda etapa de validação consiste em comparar os valores experimentais do raio ($W_{R_{exp}}$) e a penetração (p_{exp}) da solda com os respectivos valores calculados pelo código computacional. O raio e a penetração foram medidas experimentalmente por meio de um corte transversal no plano $r - z$ do cilindro. No processo de simulação, o raio (W_R) e a penetração (p) do cordão de solda foram calculadas a partir da análise da fração mássica.

Na Figura 9.2 a) mostra a comparação entre os raios experimentais e calculados para cada caso teste. Na Figura 9.2 b) é definido o erro percentual do raio.

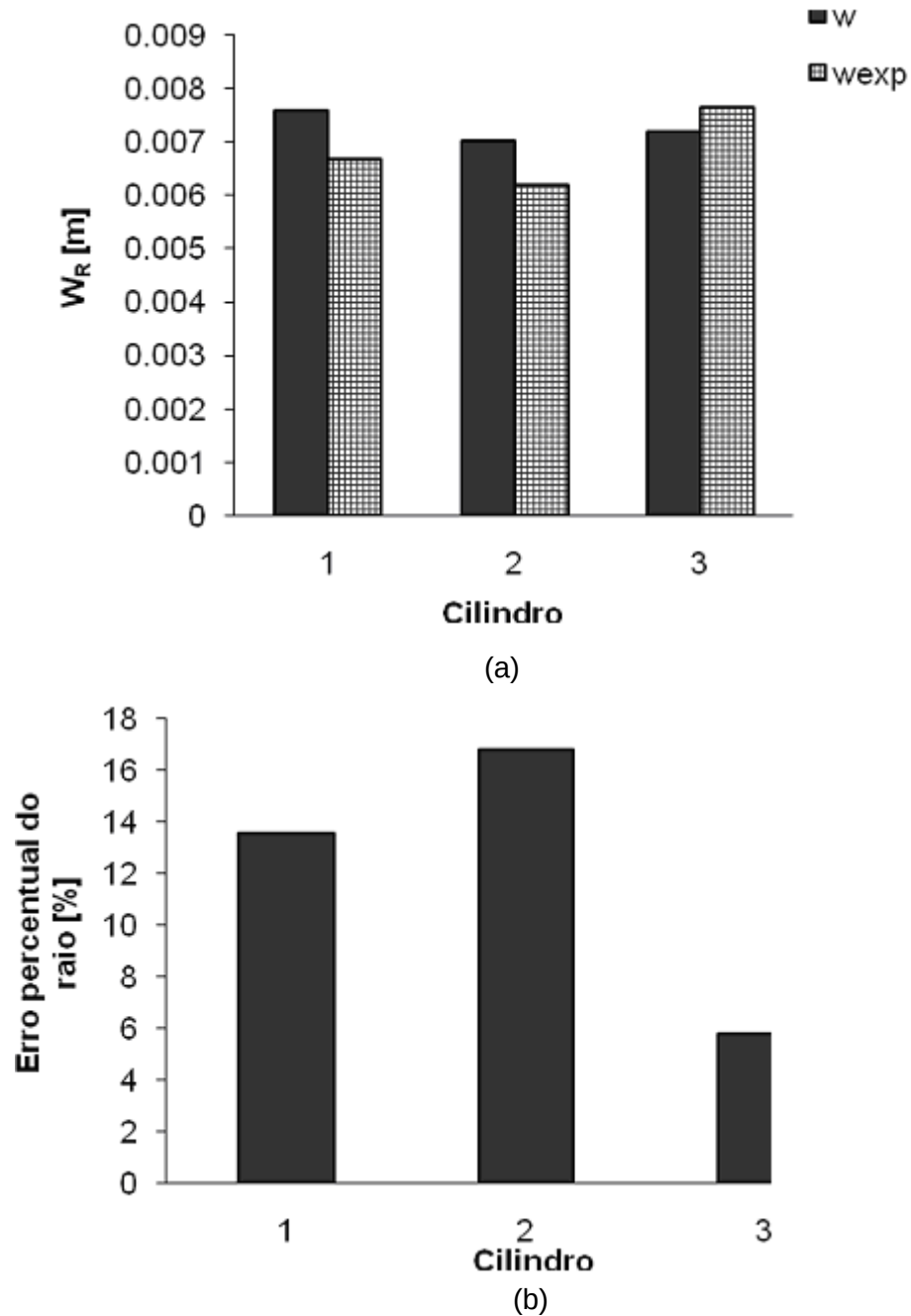


Figura 9.2- Análise do raio da solda: a) Comparação entre os raios experimentais e os calculados e b) Erro percentual.

A comparação entre as penetrações experimentais e calculadas para cada caso teste são apresentadas na Fig. 9.3 a). Já na Fig. 9.3 b) é definido o erro percentual da penetração.

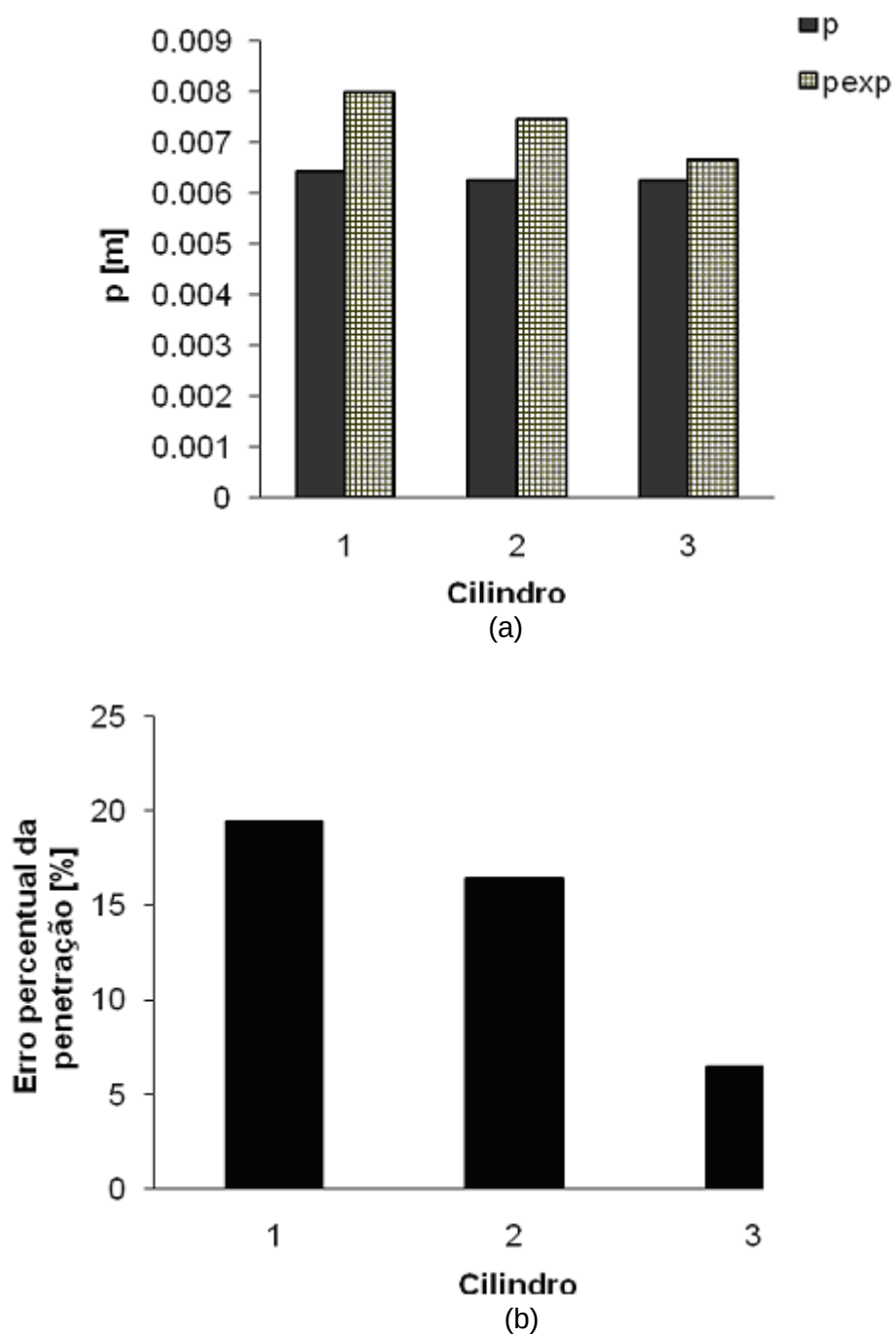


Figura 9.3- Análise da penetração da solda: a) Comparação entre os valores experimentais e os calculados e b) Erro percentual.

Na Figura 9.4 apresenta uma comparação entre o perfil da região fundida experimental e calculada pelo modelo térmico para cada condição prática.

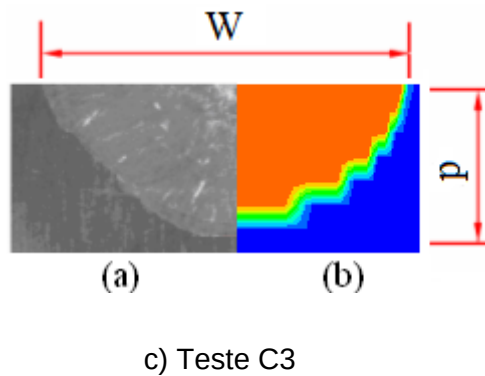
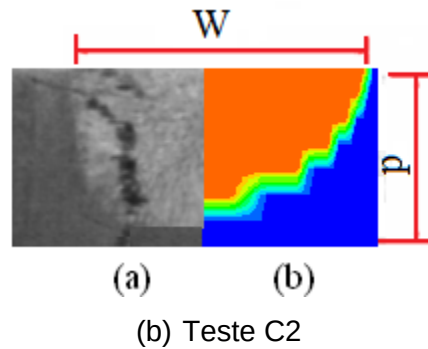
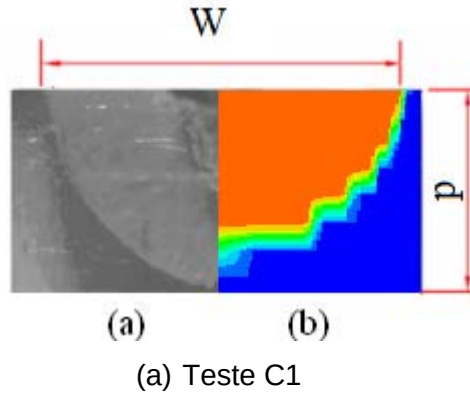


Figura 9.4- Comparação da poça de fusão: (a) Experimental e b) Teórica (Escala 3:1)

Conforme observado nas figuras anteriores os valores calculados para o raio e penetração apresentam um desvio máximo de 17 % e 19.5 % respectivamente. Essas discrepâncias podem ser atribuídas à radiação e convecção térmica gerada durante o processo de soldagem e as

incertezas nas variáveis fornecidas ao software, como o raio inicial do cordão de solda, tempo de soldagem, propriedades térmicas e mecanismos de convecção da poça de fusão.

Durante a soldagem, um soldador controla um certo número de fatores que podem afetar o formato final do cordão, como por exemplo a corrente de soldagem e a tensão do arco.

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

1. Corrente do arco;
2. Distância entre o eletrodo e a peça (comprimento do arco);
3. Perfil da ponta do eletrodo;
4. Tipo da gás de proteção;

É importante ressaltar que neste trabalho não foram avaliados os efeitos da penetração de solda em função da corrente de soldagem, tensão do arco, tipo de gás de proteção, comprimento do arco e a distância do eletrodo à peça. Tais temas servem como propostas para o desenvolvimento de trabalhos futuros.

Na sequência, apresenta-se uma análise dos campos térmicos e do fenômeno de mudança de fase durante o processo de soldagem TIG dos cilindros de aço inoxidável AISI 304.

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

Estimado o fluxo de calor a distribuição de temperatura pode então ser obtida resolvendo o problema direto. Para o cálculo térmico utilizou-se um modelo numérico, resolvido por meio do método de Volumes Finitos, baseado no método da entalpia conforme apresentado no Capítulo III. Esse modelo considera que a fusão é governada principalmente por condução térmica e permite obter os perfis térmicos e as frações de líquido na região fundida.

Uma vez que todos os testes experimentais ocorrem em condições semelhantes, são apresentados neste capítulo apenas os campos térmicos e a fração mássica para o teste C3. A Figura 9.5 apresenta a evolução da temperatura e da fração mássica conforme o período de aquecimento e resfriamento do modelo térmico cilíndrico.

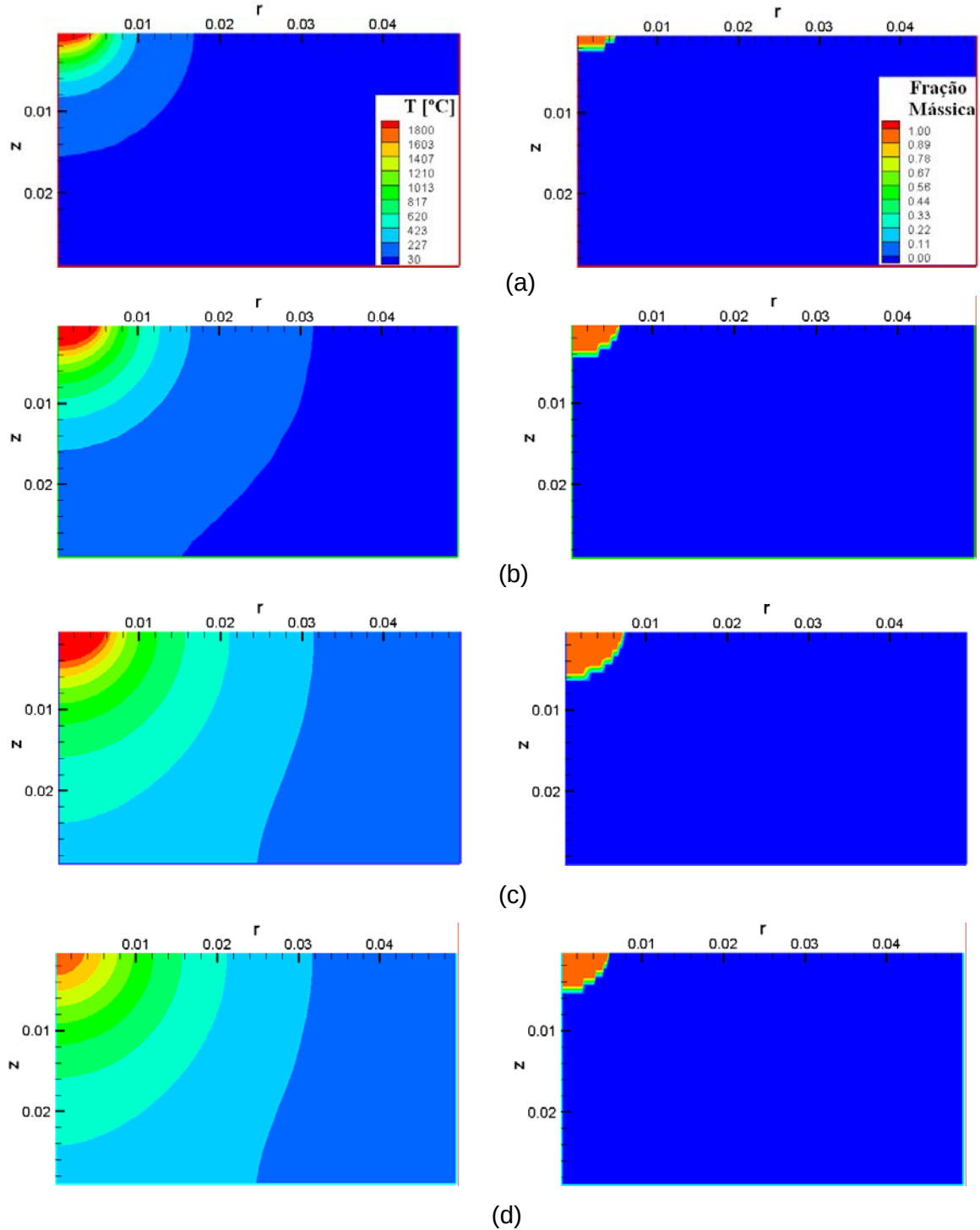


Figura 9.5- Simulações dos campos térmicos e fração mássica durante o aquecimento (de 0 a 119 s) e o resfriamento (121 a 291 s) da amostra de aço AISI 304: a) 3 s; b) 17 s; c) 119 s e d) 121 s

Segundo Gonçalves (2004) apesar do grande número de trabalhos voltados às técnicas de problemas inversos, poucos têm sido dedicados aos processos com mudança de fase com uso de medições experimentais, sendo que a maioria faz uso de dados simulados. Um dos motivos é a dificuldade em se obter dados experimentais de temperatura em virtude dos sinais elevados da tensão e corrente comparados aos baixos sinais obtidos pelos termopares. Além disso, o pequeno tamanho da poça de fusão, as rápidas flutuações térmicas, a alta temperatura da zona de fusão e do arco dificultam a instrumentação e a obtenção precisa e definitiva de medidas experimentais do fluxo de calor gasto no processo e da temperatura da poça de fusão. Embora a simulação numérica seja um instrumento poderoso ela apresenta limitações na abordagem real do problema.

A partir de tais informações, verifica-se que o engenheiro deve atuar como um mediador: ora atuando no aprimoramento dos equipamentos e redução das incertezas experimentais, ora buscando novas ferramentas matemáticas e computacionais para desenvolver modelos mais robustos.

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

CAPÍTULO X

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

O objetivo deste trabalho foi desenvolver um modelo numérico para ser aplicado no estudo dos campos térmicos desenvolvidos durante o processo de soldagem TIG de um cilindro de aço inoxidável AISI 304. Nesse sentido, o modelo matemático foi baseado na equação diferencial de condução de calor com mudança de fase, segundo um sistema de coordenadas cilíndricas. O problema direto foi resolvido a partir de uma malha irregular por meio do Método de Volumes Finitos.

Uma das dificuldades em resolver problemas com mudança de fase está associada ao fato da temperatura não ser constante na interface sólido-líquido para materiais impuros e ligas como o aço inoxidável AISI 304. Nesse caso, a formulação da entalpia foi introduzida a fim de capturar as mudanças de fase sólido-líquido e, conseqüentemente, a distribuição de temperatura no modelo em análise. O uso do método da entalpia permitiu obter os perfis térmicos e a fração do líquido na região de transição sólido-líquido.

Visando diminuir o custo computacional foram analisadas a convergência da malha numérica e a influência do fator de relaxação na solução do sistema linear pelo método S.O.R..

A partir da definição do modelo matemático e do modelo numérico haveria a solução do problema direto, se o fluxo de calor imposto à amostra fosse conhecido. Entretanto, no problema em questão tal parâmetro foi desconhecido e neste caso tornou-se necessário o uso de técnicas inversas em transferência de calor para estimar a energia fornecida à amostra metálica durante o processo de soldagem. Com o uso de temperaturas fornecidas pelo modelo, $T(r,z,t)$, e de temperaturas experimentais, $Y(r,z,t)$, foi construída uma função erro quadrática de minimização. O algoritmo da Seção Áurea foi usado como ferramenta de otimização na obtenção do fluxo de calor.

Neste trabalho foram realizados três experimentos em condições práticas semelhantes, a partir dos quais foi proposto, em um primeiro momento, validar o algoritmo computacional comparando-se as temperaturas calculadas com as experimentais. A segunda etapa de validação consistiu em comparar o raio e a penetração da solda experimental com os respectivos valores calculados.

Na primeira etapa de validação, a partir do uso da técnica inversa da Seção Áurea e das temperaturas experimentais, determinou-se a taxa de transferência de calor no processo de soldagem, calculou-se o rendimento térmico e verificou-se que os resultados obtidos estavam em conformidade com a literatura. O rendimento térmico médio do processo de soldagem TIG em corrente contínua foi de 59.72 %.

Na segunda etapa de validação, a partir da estimativa da taxa de transferência de calor, definiu-se o raio e a penetração do cordão de solda. Os resultados obtidos foram comparados com os respectivos valores experimentais e apresentaram um desvio máximo de 17 % para o raio e 19.5 % para a profundidade. As discrepâncias são atribuídas às incertezas inerentes ao problema térmico.

Foi observado que algumas fontes de erros podem afetar o resultado final, assim procurou-se minimizar ao máximo a influência das seguintes incertezas: ruídos nas temperaturas experimentais, posicionamento da tocha durante a soldagem da peça cilíndrica, dimensões experimentais do raio e penetração do cordão de solda e o coeficiente de transferência de calor por convecção.

Como propostas de trabalhos futuros, seguem as seguintes sugestões:

- Implementar o modelo térmico tridimensional.
- Adicionar as equações de Navier Stokes na solução.
- Avaliar outras técnicas de otimização e aplicá-las na solução do problema inverso.
- Realizar diversos experimentos e aplicar uma análise estatística nos resultados obtidos.
- Avaliar termicamente a influência dos diversos parâmetros de soldagem: corrente elétrica, tensão, tipo de gás de proteção, distância do eletrodo a peça, entre outros.
- Aplicar o modelo térmico na soldagem de juntas metálicas.
- Analisar e quantificar as trocas térmicas por radiação.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AL-KHALIDY, NEHAD, Enthalpy Technique for Solution of Stefan Problems: Application of the Keyhole Plasma Arc Welding Process involving moving heat source, **International Communications in Heat Mass Transfer**, v. 22, n. 6, p. 779-790, dec. 1995.

AL-KHALIDY, NEHAD, Application of Optimization Methods for Solving Inverse Phase-Change Problems, **Numerical Heat Transfer, Part B: Fundamentals**, v. 31, n. 4, p. 477-497, jun. 1997.

ANDERSSON, B.; KARISSON, L., Thermal Stresses in Large Butt-Welded Plates. **Journal of Thermal Stresses**. v. 4, n. 3 e 4, p. 491-500, july 1981.

ASHBY, M. F.; EASTERLING, K. E. A First Report on Diagrams for Grain Growth in Welds, **Acta Metallurgica**. v.30, n.11. p. 1969-1978, nov. 1982.

BEZERRA A. C.; RADE D. A.; SCOTTI A.; Simulation of a TIG Weld Using Finite Element Method: Part 1 – Thermal Analysis (Simulação de uma Soldagem TIG usando o Método dos Elementos Finitos: Parte 1 – Análise Térmica), **Soldagem Insp.**, v. 11, n. 1, jan./mar. 2006.

BOUNDS, S. M.; MORAN, G. J.; PERICLEUS, K .A.; CROSS, M.-Finite Volume Modelling of Shrinkage Porosity Formation in Metal Casting. In: *Proceedings of Modeling of Casting, Welding and Avanced Solidification Processes VII*, eds. B.G. Thomas e C. Beckermann, Tms, p.171-178, 1998.

BRACARENSE, A. Q. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais. **Processo de Soldagem TIG-GTAW**. Belo Horizonte, maio 2000. 22 p. Disciplina Processo de Soldagem.

CALLISTER, W. D. Jr. **Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução**, Rio de Janeiro-RJ. Ed. LTC Editora, 2000.

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.

CRANK, J. **Free and moving boundary problems.** New York. Oxford Science Publications, 1984.

DA FONSECA, A. S. Centro de Formação Profissional “Aloysio Ribeiro de Almeida”. **SOLDAGEM TIG.** Varginha-MG, 2004.

Demec UFMG– SOLDAGEM TIG

<[ftp://www.demec.ufmg.br/ema097solda/6-GTAW1.pdf](http://www.demec.ufmg.br/ema097solda/6-GTAW1.pdf) > Acesso em: 13 nov. 2009.

DOS SANTOS, M. R. **Desenvolvimento de Modelo Térmico para a Solução de Problemas Inversos e Transferência de Calor Com Aplicação em um Processo de Usinagem por Torneamento de aço de Corte fácil com Ferramenta de Aço-Rápido.** 2008. Dissertação de Mestre em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG.

EASTERLING, K. E. **Introduction to the Physical Metallurgy of Welding,** Butterworths&CoLtd. London, UK, 1983.

FLEMINGS, M. C. **Solidification Processing,** McGraw-Hill, New York, 1974.

FRANCIS, J. D. **Welding Simulations of Aluminum Alloy Joints by Finite Element Analysis.**2002. Dissertation of Master of Science in Aerospace Engineering, Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg-Virginia

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

GONÇALVES, C. V.; CARVALHO, S. R.; GUIMARÃES, G. Application of Optimization Techniques and the Enthalpy Method for Solving a 3D Inverse Problem During a TIG Welding Process, 12th Brazilian Congress of Thermal Engineering and Sciences, nov. 10-14, 2008, Belo Horizonte- MG

GRONG, O. "Metallurgical Modelling of Welding", The Institute of Materials, London, 1994.

HOLMAN, J. P. **Experimental methods for engineers**. 6.ed. New York: McGraw-Hill, 1994.

INCROPERA, F. P., DEWITT, D. P. **Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa**. Rio de Janeiro. Editora LTC, 1992.

IOPE - Instrumentos de Medição

<http://www.iope.com.br/p_temp_termop_b.htm> Acesso em: 12 jan. 2005.

KATZ, M. A.; RUBINSKY, B. An Inverse Finite – Element Technique to Determine the Change of Phase Interface Location in One – Dimensional Melting Problems. **Numerical Heat Transfer, Part A: Applications**, v.7, n.3, p. 269 -283, july 1984.

KRIPKA, M. Programa de Pós-Graduação em Engenharia. **Otimização Aplicada à Engenharia, Passo Fundo-RS**, 2010.

LAMÉ, G.; CLAPEYRON, B. P. Memoire sur la Solidification par Refroidissement D' un globe Solid. **Ann. Chem. Phys.** v.47, 250-260, 1831.

MALISKA C. R. **Transferência de Calor e Mecânica dos Fluídos**. 2 ed. Brasil. Editora LTC, 2004.

MARTORANO, M. A.; CAPOCCHI J. D. T. Modelagem Matemática da Transferência de Calor na Interface Metal/Molde. **Engevista**, v.5, n.8, p.4-14, jun. 2003

MELO, M. L. N. M.; EID, M. A.; SANTOS, R. G.; RODRIGUES, J. R. P.; ALBERT, A. S. Simulação Numérica da Solidificação com Fluxo de Calor Radial. 17ºCBECIMat - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, 17, nov. 2006, Foz do Iguaçu-PR.

MODENESI, P. J. Universidade Federal de Minas Gerais Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais. **Introdução à física do arco elétrico soldagem I**. Belo Horizonte-MG, dezembro 2008.

NEUMANN, F., *Die Paruellen Differentialgleichungen der Mathematischen Physik*, Reimann–Weber, p.2-121, 1912.

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

Park, K. J.; Jang K.; Kim C. Numerical Study on the Two-Dimensional Heat Flow in High-Power Density Welding Process, **Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers B**, v. 24. Issue 9, p. 1166-1174, september 2000.

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

RAMANZINI R.; CASAS W. J. P. Distribuição do Campo de Temperaturas num Protótipo virtual de Junta Soldada multipasse. 17º CBECIMat - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, 17, nov. 2006, Foz do Iguaçu-PR.

REAL, P. V.; R., OLIVEIRA, C. M. Modelação Numérica de Problemas Térmicos Envolvendo Mudança de fase, **Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería**. v.19, n.2, p.171-196, 2003.

RICHARDSON, R. C.; SMITH, E. N. **Experimental techniques in condensed matter physics at low temperature**. The Perseus Books Group, march 1998.

STEFAN, J. Über einige Probleme der Theorie der Wärmeleitung. *S-B Wien Akad. Mat. Natur.* v. **98**, p.173-484, 1889.

STEFAN, J. Über die Theorie der Eisbildung, insbesondere über die Eisbildung im Polarmeer, **Ann. Chem. Phys.** v.42, p. 269, 1891.

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

ZALBA B.; MARIN J. M.; CABEZA L. F.; MEHLING H. Review on thermal energy storage with phase change: materials, heat transfer analysis and applications. **Applied Thermal Engineering**. v.23. n.3. p. 251–283, february 2003.

ZEEMANN, A.; ALMEIDA, D. M.; DOMINGUES, G.; COSTA, U. P.; A SOLDAGEM GTAW (OU TIG). **Revista da Soldagem**. In: Ensino ABC-ABS, 2005. Disponível em: <[http://www.abs-soldagem.org.br/centraladm/docs/revistas/A%20soldagem%20GTAW%20\(ou%20TIG\).pdf](http://www.abs-soldagem.org.br/centraladm/docs/revistas/A%20soldagem%20GTAW%20(ou%20TIG).pdf)>. Acesso em: 9 set. 2009.