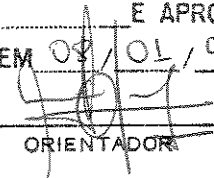


ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA
TESE DEFENDIDA POR ROSELI NORIKO
SUZUKI E APROVADA PELA
COMISSÃO JULGADORA EM 08/01/97.


ORIENTADOR

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

**SOLUÇÃO ANALÍTICA PARA DISTRIBUIÇÃO DE
TEMPERATURA NO PROCESSO DE SOLDAGEM
MIG COM MÚLTIPLOS PASSES**

Autora : Roseli Noriko Suzuki

Orientador: Prof. Dr. Osvaldo Vidal Trevisan

Co-orientadora : Profa. Dra. Roseana da Exaltação Trevisan

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

**SOLUÇÃO ANALÍTICA PARA DISTRIBUIÇÃO DE
TEMPERATURA NO PROCESSO DE SOLDAGEM MIG
COM MÚLTIPLOS PASSES**

Autora : Roseli Noriko Suzuki

Orientador: Prof. Dr. Osvaldo Vidal Trevisan†

Co-orientadora : Profa. Dra Roseana da Exaltação Trevisan

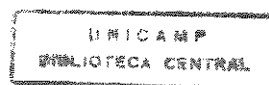
Curso: Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Tese de Mestrado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Campinas, 1996

S.P. - Brasil



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO

Tese de Mestrado

**SOLUÇÃO ANALÍTICA PARA DISTRIBUIÇÃO DE
TEMPERATURA NO PROCESSO DE SOLDAGEM MIG
COM MÚLTIPLOS PASSES**

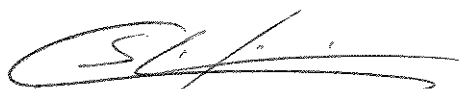
Autora : Roseli Noriko Suzuki

Orientador: Prof. Dr. Osvaldo Vidal Trevisan

Co-orientadora : Profa. Dra. Roseana da Exaltação Trevisan



Prof. Dr. Osvaldo Vidal Trevisan
UNICAMP - FEM



Prof. Dr. Claudio Shyinti Kiminami
UFSCar - Dema



Prof. Dr. Rezende Gomes dos Santos
UNICAMP - FEM

Campinas, dezembro/1996.

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

Su99s Suzuki, Roseli Noriko
Solução analítica para distribuição de temperatura no
processo de soldagem MIG com múltiplos passes / Roseli
Noriko Suzuki.--Campinas, SP: [s.n.], 1997.

Orientadores: Osvaldo Vidal Trevisan, Roseana da
Exaltação Trevisan.

Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual de
Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Calor - Transmissão. 2. Green, Funções de. I.
Trevisan, Osvaldo Vidal. II. Trevisan, Roseana da
Exaltação. III. Universidade Estadual de Campinas.
Faculdade de Engenharia Mecânica. IV. Título.

À minha família,
aos meus amigos.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Osvaldo Vidal Trevisan, pela orientação, colaboração e apoio durante a realização deste trabalho.

À Prof. Dra. Roseana da Exaltação Trevisan, pela orientação, estímulo e amizade no decorrer deste trabalho.

Ao Hipólito Carvajal Falls, pelo grande apoio técnico e amizade durante a realização deste trabalho.

Aos amigos Valtair, Paulo Villani, Carlos Camello, João Roberto, Dalberto, Maximino e Juan Carlo.

Aos professores e funcionários do DEF, Claudomiro Alves, Niederauer, Roseli, Ruth e Marília.

À UNICAMP, pela possibilidade de estudo e desenvolvimento do trabalho.

À CAPES, pela concessão da bolsa de estudos durante o período de trabalho.

À FAPESP, pelo financiamento durante a etapa experimental do trabalho.

Aos meus pais e irmãos, pela paciência, compreensão e incentivo durante a realização do trabalho.

À todos que, direta ou indiretamente, colaboraram para o desenvolvimento deste trabalho.

SUMÁRIO

	Páginas
1 INTRODUÇÃO E OBJETIVOS.....	1
1.1 Introdução.....	1
1.2 Objetivo.....	4
2 CONCEITUAÇÃO E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
2.1 Introdução.....	5
2.2 Fluxo de calor.....	5
2.2.1 Modelos de cálculo para o aquecimento de metais por um arco.....	6
2.2.1.1 Modelos para a peça soldada.....	6
2.2.1.2 Modelos para a fonte de calor.....	8
2.2.1.3 O Princípio da Superposição.....	9
2.3 Formulação do problema.....	9
2.3.1 Mecanismos de transferência de calor.....	10
2.3.1.1 Lei de Fourier.....	10
2.3.1.2 Lei de Newton.....	10
2.3.1.3 Lei de Stefan-Boltzman.....	11
2.3.1.4 Energia acumulada.....	11
2.3.1.5 Energia gerada.....	11
2.4 A equação da condução.....	11
2.4.1 As condições de contorno.....	15
2.5 Soluções propostas para condução de calor na soldagem.....	15
2.5.1 Correções para as equações de Rosenthal.....	17
2.6 Ciclos térmicos.....	20
2.6.1 Soldagem com múltiplos passes.....	21
2.6.1.1 Ciclo térmico na soldagem com passes longos.....	21
2.6.1.2 Ciclo térmico na soldagem com passes curtos.....	22
2.7 Processo de soldagem MIG/MAG.....	25
2.7.1 Insumo de calor.....	29
3 DESENVOLVIMENTO ANALÍTICO DOS MODELOS.....	31
3.1 Introdução.....	31
3.2 Função de Green.....	31

3.3 Modelo unidimensional.....	34
3.3.1 Modelo I - Regime transiente, sem perdas de calor para o ambiente.....	34
3.3.2 Modelo II - Regime transiente, com perdas de calor para o ambiente.....	43
3.3.3 Modelo III - Regime quasi-estacionário, com propriedades físicas constantes.....	47
3.3.4 Modelo IV - Regime quasi-estacionário, com propriedades físicas variáveis.....	48
3.4 Modelo bidimensional.....	51
3.4.1 Modelo I - Regime transiente, sem perdas de calor para o ambiente.....	51
3.4.2 Modelo II - Regime transiente, com perdas de calor para o ambiente.....	55
3.4.3 Modelo III - Regime quasi-estacionário, com propriedades físicas constantes.....	57
3.4.4 Modelo IV - Regime quasi-estacionário, com propriedades físicas variáveis.....	58
4 DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL.....	60
4.1 Introdução.....	60
4.2 Materiais e processos.....	60
4.3 Dimensões dos corpos de prova.....	60
4.4 Preparação dos corpos de prova.....	61
4.5 Localização dos termopares.....	62
4.6 Fixação dos corpos de prova.....	63
4.7 Aquisição dos ciclos térmicos.....	64
4.8 Processo de soldagem.....	65
4.9 Medidas das variáveis do processo.....	68
5 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	70
5.1 Introdução.....	70
5.2 Ciclos térmicos teóricos.....	70
5.2.1 Parâmetros de soldagem.....	71
5.2.2 Propriedades físicas.....	73
5.2.3 Distâncias dos termopares.....	74
5.2.4 Função de Bessel.....	75
5.3 Ciclos térmicos experimentais.....	75
5.4 Comparação com os modelos.....	78

5.4.1 Comparação com o modelo unidimensional.....	79
5.4.1.1 Modelos I e II - regime transiente.....	79
5.4.1.2 Modelos III e IV - regime quasi-estacionário.....	92
5.4.2 Comparação com o modelo bidimensional.....	92
5.4.2.1 Modelos I e II - regime transiente.....	92
5.4.2.2 Modelos III e IV - regime quasi-estacionário.....	98
6 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES.....	112
6.1 Conclusões.....	112
6.2 Recomendações.....	115
7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	116

LISTA DE FIGURAS

	Páginas
2.1 - Modelos para a peça soldada : (a) fonte pontual sobre a superfície de um corpo sólido; (b) fonte pontual sobre a superfície de uma chapa; (c) fonte linear numa placa; (d) fonte plana numa barra.....	7
2.2 - Elemento de volume indicando o fluxo de calor nas três direções.....	12
4.1 - Esquema do tipo de junta utilizado no experimento.....	61
4.2 - Secção transversal mostrando a localização dos termopares.....	62
4.3 - Sistema de fixação dos corpos de prova.....	64
4.4 - Esquema utilizado para aquisição dos parâmetros de soldagem e temperatura.....	68
5.1 - Ciclos térmicos para o cp 8.....	76
5.2 - Ciclos térmicos para o cp 2 ($d_4 = 26.70 \text{ mm}$); cp 5 ($d_4 = 23.95 \text{ mm}$) e cp 8 ($d_4 = 20.95 \text{ mm}$).....	78
5.3 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 2, distância $d_1 = 11.65 \text{ mm}$	80
5.4 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 2, distância $d_2 = 15.45 \text{ mm}$	81
5.5 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 2, distância $d_3 = 22.30 \text{ mm}$	81
5.6 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 2, distância $d_4 = 26.70 \text{ mm}$	82
5.7 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 5, distância $d_1 = 8.65 \text{ mm}$	84
5.8 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 5, distância $d_2 = 14.05 \text{ mm}$	84
5.9 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 5, distância $d_3 = 18.60 \text{ mm}$	85
5.10 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 5, distância $d_4 = 23.95 \text{ mm}$	85
5.11 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 8, distância $d_1 = 5.65 \text{ mm}$	87

5.12 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 8, distância $d_2 = 10.50$ mm.....	87
5.13 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 8, distância $d_3 = 16.05$ mm.....	88
5.14 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o co 8, distância $d_4 = 20.95$ mm.....	88
5.15 - Ciclos térmicos simulados para três pontos de solda, com y_p igual a 7 mm e t_s constante.....	94
5.16 - Ciclos térmicos simulados para três pontos de solda, com y_p igual a 10 mm e t_s constante	94
5.17 - Ciclos térmicos simulados para três pontos de solda, com y_p igual a 10 mm e t_s variável.....	96
5.18 - Valores da quantidade de calor Q obtidos para dez pontos de solda.....	97
5.19 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 2, distância $d_1 = 11.65$ mm.....	99
5.20 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 2, distância $d_2 = 15.40$ mm.....	99
5.21 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 2, distância $d_3 = 22.30$ mm.....	100
5.22 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 2, distância $d_4 = 26.70$ mm.....	100
5.23 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 5, distância $d_1 = 8.65$ mm.....	102
5.24 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 5, distância $d_2 = 14.05$ mm.....	102
5.25 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 5, distância $d_3 = 18.60$ mm.....	103
5.26 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 5, distância $d_4 = 23.95$ mm.....	103
5.27 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 8, distância $d_1 = 5.65$ mm.....	105
5.28 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 8, distância $d_2 = 10.50$ mm.....	105

5.29 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o	
cp 8, distância $d_3 = 16.05$ mm.....	106
5.30 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o	
cp 8, distância $d_4 = 20.95$ mm.....	106

LISTA DE TABELAS

	Páginas
2.1 - Soluções para as três direções de fluxo de calor no processo transiente, com propriedades físicas constantes.....	16
2.2 - Soluções para as três direções de fluxo de calor no regime quasi-estacionário, com propriedades físicas constantes.....	17
2.3 - Soluções para as três direções de fluxo de calor no regime transiente, com perdas para o ambiente.....	18
2.4 - Soluções para as três direções de fluxo de calor no regime quasi-estacionário, com propriedades físicas variáveis.....	19
2.5 - Faixas de corrente utilizadas para diferentes diâmetros de arame e materiais.....	26
2.6 - Parâmetros de soldagem em junta topo-a-topo na posição plana para aço inoxidável.....	27
2.7 - Gases e misturas utilizados no processo MIG/MAG.....	28
2.8 - Eficiência térmica para diferentes processos de soldagem.....	30
4.1 - Distâncias dos termopares à origem do sistema.....	63
4.2 - Parâmetros de soldagem utilizados no experimento.....	66
5.1 - Parâmetros reais de soldagem reais utilizados no experimento.....	72
5.2 - Valores da potência e do insumo de calor utilizados no processo.....	73
5.3 - Propriedades físicas para o aço inox AISI 304L a 400 °C.....	74
5.4 - Valores das distâncias dos termopares à origem do sistema.....	75
5.5 - Temperatura de pré-aquecimento para os corpos de prova 2, 5 e 8.....	77
5.6 - Parâmetros utilizados no modelo unidimensional.....	80
5.7 - Temperatura máxima e instante de sua ocorrência para o cp 2.....	83
5.8 - Temperatura máxima e instante de sua ocorrência para o cp 5.....	86
5.9 - Temperatura máxima e instante de sua ocorrência para o cp 8.....	89
5.10 - Eficiência térmica (η) para o processo MIG para os modelos com e sem perdas superficiais.....	91
5.11 - Propriedades físicas para o aço a 830 °C.....	93
5.12 - Parâmetros utilizados neste estudo.....	93

5.13 - Valores da temperatura de pico e da temperatura de pré-aquecimento para cada ponto de solda, em função da distância entre pontos.....	95
5.14 - Parâmetros utilizados no modelo bidimensional.....	98
5.15 - Propriedades físicas para o aço inox AISI 304L a 0 °C.....	99
5.16 - Temperatura máxima e instante de sua ocorrência para o cp 2.....	101
5.17 - Temperatura máxima e instante de sua ocorrência para o cp 5.....	104
5.18 - Temperatura máxima e instante de sua ocorrência para o cp 8.....	107
5.19 - Eficiência térmica (η) para o processo MIG com e sem variação das propriedades físicas.....	108
6.1 - Soluções analíticas para distribuição de temperatura na soldagem multipasse.....	113

NOMENCLATURA

- A - Área [m^2]
 b - Coeficiente de perda de calor [s^{-1}]
 c - Calor específico [$\text{J/kg}^\circ\text{C}$]
 d - Distância do termopar à origem do sistema [m]
 e - Número de Neper [2.718]
 E - Voltagem [V]
 f - Função
 h - Coeficiente de transferência de calor [$\text{J/m}^2\text{s}^\circ\text{C}$]
 I - Corrente [A]
 k - Coeficiente de condutividade térmica [$\text{J/ms}^\circ\text{C}$]
 L - Comprimento do passe [m]
 m - Coeficiente de ajuste das curvas de variação das propriedades físicas com a temperatura [$^\circ\text{C}^{-1}$]
 n - Número de passes ou número de pontos de solda
 P - Perímetro [m]
 Q - Quantidade de calor [J]
 q - Taxa de transferência de calor [J/s]
 r - Distância do ponto considerado à origem do sistema bidimensional [m]
 R - Distância do ponto considerado à origem do sistema tridimensional [m]
 T - Temperatura do sistema [$^\circ\text{C}$]
 t - Tempo [s]
 u - Função de Green
 v - Velocidade [m/s]
 V - Volume [m^3]
 w - Argumento da Função de Bessel
 x, y, z - Sistema de coordenadas

 α - Difusividade térmica [m^2/s]
 δ - Espessura [m]
 ϵ - Emissividade

η - Eficiência [%]

π - $\pi = 3.1416$

ρ - Densidade [kg/m³]

σ - Constante de Stefan-Boltzman [J/m²s°C⁴]

τ - Tempo de perturbação [s]

E_a - Energia acumulada no sistema [J].

E_c - Energia que entra no sistema [J]

E_{ef} - Voltagem eficaz [V]

E_g - Energia gerada no sistema [J]

E_m - Voltagem média [V]

E_s - Energia que sai do sistema [J]

I_{ef} - Corrente eficaz [A]

I_m - Corrente média [A]

k_o - Coeficiente de condutividade térmica a 0°C [J/ms°C]

K_o - Função de Bessel de segunda espécie e ordem zero

Q' - Quantidade de calor por unidade de comprimento [J/m]

Q'' - Quantidade de calor por unidade de área [J/m²]

r_b - Raio da fonte circular [m]

R_c - Resistência [Ω]

T_c - Temperatura crítica [°C]

T_m - Temperatura de transformação martensítica [°C]

$T_{m\acute{a}x}$ - Temperatura máxima [°C]

T_o - Temperatura inicial do sistema [°C]

T_p - Temperatura de pico [°C]

$t_{m\acute{a}x}$ - Instante em que ocorre a temperatura máxima [s]

t_p - Soma dos tempos e soldagem e de espera para a realização do segundo passe [s]

t_s - Tempo de soldagem [s]

x_o - Ponto de referência no sistema de coordenadas móvel [m]

α_o - Difusividade térmica a 0°C [m²/s]

$(\rho c)_o$ - Produto densidade x calor específico a 0 °C [J/m³°C]

AISI - “American Iron and Steel Institute”

GMAW - “Gas Metal Arc Welding”

HAZ - “Heat Affected Zone”

HI - “Heat Input” [J/m]

MAG - “Metal Active Gas”

MIG - “Metal Inert Gas”

TIG - “Tungsten Inert Gas”

ZAC - Zona Afetada pelo Calor

cc - Curto-circuito

config - Configuração

cp - Corpo de prova

ctes - constantes

exp - Exponencial

prop. - propriedade

pv - Pulverização

tm - Termopar

RESUMO

SUZUKI, R. N. *Solução analítica para distribuição de temperatura no processo de soldagem MIG com múltiplos passes*. Campinas : Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1996. 118 p. Tese (Mestrado).

Embora o estudo da transferência de calor em soldagem esteja bastante difundido, a literatura é escassa no que diz respeito ao processo quando realizado com múltiplos passes, necessário para a soldagem de chapas grossas, que são normalmente empregadas como componentes primários de estruturas soldadas. Devido aos rápidos ciclos de aquecimento e resfriamento a que o material é submetido durante a soldagem com múltiplos passes, a zona afetada pelo calor (ZAC) sofre a ação de diferentes ciclos térmicos, que provocam alterações na sua microestrutura. É importante conhecer a distribuição e o histórico de temperatura na ZAC, porque as propriedades mecânicas da junta soldada dependem da microestrutura resultante desta região. Neste trabalho, desenvolvem-se modelos analíticos para a distribuição de temperatura no processo de soldagem com múltiplos passes, nas configurações de fluxo de calor uni e bidimensional. Os modelos permitem determinar a temperatura em qualquer posição e em qualquer instante de tempo. Permitem também obter o ciclo térmico numa dada posição, para qualquer passe de solda, podendo eliminar, em alguns casos, a necessidade do pré-aquecimento interpasse para o controle da microestrutura. Para a verificação dos modelos, realizou-se a soldagem a topo de chapas de aço inoxidável AISI 304L, com dimensões 13 x 100 x 200 mm, chanfro em “V”, e três passes de solda depositados pelo processo MIG. O intervalo entre a realização dos passes foi igual a 60 segundos. Para a obtenção dos ciclos térmicos, utilizou-se um sistema de aquisição de dados acoplado a um microcomputador e termopares tipo R (Pt/Pt-Rh), inseridos em pequenos orifícios dispostos na peça em três profundidades diferentes. Verificou-se uma boa concordância entre os ciclos térmicos teórico e experimental. Os modelos analíticos desenvolvidos permitem verificar a influência dos diversos parâmetros no processo de soldagem com múltiplos passes, através da variação destes parâmetros nas soluções obtidas. Além disso, são úteis como padrão de comparação para os métodos numéricos e experimentais, que sempre envolvem erros.

Palavras-chave : Solução analítica, Múltiplos passes, Transferência de calor, Função de Green.

ABSTRACT

SUZUKI, R. N. *Analytical solution for the heat transfer in multiple passes GMAW process*. Campinas : Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1996. 118 p. Thesis (Master Degree).

Although heat transfer in welding is a fairly well studied topic, there is not much literature about multipass process, necessary for the welding of thick plates, which are generally used as primary components of weldments. During multipass welding process, the material undergoes quick cycles of heating and cooling, and the heat affected zone (HAZ) suffers the action of different thermal cycles, which modify its microstructure. It is important to know the temperature distribution in the HAZ, because the mechanical properties of weldment will depend on the resulting microstructure in this region. In this work, analytical models were developed for the temperature distribution in multiple pass welding process, in the heat flow one-dimensional and two-dimensional. The models allow temperature determination at any position and time. They also allow determine the thermal cycle at any specified position, for any weld pass, which can avoid the need of interpass preheating for the microstructure control. The models were verified through the butt welding of AISI 304L stainless steel plate, measuring 13 x 100 x 200 mm, "V"-bevel, and three passes of weld deposited through GMAW. The interpass time was equal to 60 seconds. The thermal cycles were obtained by means of an acquisition system connected to a microcomputer and to thermocouples Pt/Pt-Rh, which were inserted in small holes arranged at three different depths. A good accord between thermal cycles theoretical and experimental was verified. The analytical models allow to verify the influence of the various parameters in the multipass welding process, through the changes of these parameters in the solutions obtained. Moreover, the models are useful as comparison standard for the numerical and experimental methods, which always involve errors.

Key-words : Analytical solution, Multipass, Heat transfer, Green's Function.

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO E OBJETIVOS

1.1 - INTRODUÇÃO

A soldagem por fusão é uma etapa presente na montagem da maior parte de grandes estruturas metálicas, como pontes, navios e oleodutos. As altas energias necessárias para fundir o material e a sua atuação num curto período de tempo provocam alterações dimensionais e microestruturais nas regiões adjacentes à solda (Zona Afetada pelo Calor - ZAC), devido aos rápidos ciclos de aquecimento e resfriamento a que o material é submetido durante a soldagem. Para aplicações que exigem soldas de qualidade, como as citadas acima, deve-se levar em consideração estas modificações microestruturais, pois as propriedades dos materiais sólidos estão diretamente relacionadas com a sua microestrutura. O controle sobre estas modificações depende do conhecimento e controle do ciclo térmico gerado pelas condições de soldagem. Ao ciclo térmico estão associadas informações como a temperatura de pico numa determinada posição, o tempo de permanência acima de uma dada temperatura crítica e a taxa de resfriamento. Para materiais como os aços, que sofrem transformações de fase em temperaturas bem definidas, o acesso a estas informações permite prever a microestrutura resultante ao final do processo.

O ciclo térmico pode ser obtido conhecendo-se a distribuição de temperatura no material durante a soldagem, ou seja, através da solução para a equação da condução de calor, juntamente com as condições de contorno para o problema. Para o processo de união de juntas soldadas desenvolvido num único passe, existe uma solução analítica conhecida e, como mostrado em vários estudos, é possível se obter um bom acordo entre os resultados previstos pela teoria e os experimentais.

Entretanto, quando há necessidade de múltiplos passes, se o comprimento dos passes e o intervalo entre eles não forem muito longos, de modo a permitir o completo resfriamento de um cordão antes que o seguinte seja depositado, pode ocorrer o acúmulo dos efeitos térmicos de um passe sobre os anteriores. Desta forma, a ZAC é

afetada por um conjunto de diferentes ciclos térmicos, e o material é submetido várias vezes aos ciclos de aquecimento e resfriamento característicos do processo de soldagem.

O controle sobre a microestrutura neste caso é mais complicado do que para um único passe, e a solução prática normalmente utilizada é a manutenção de uma temperatura de pré-aquecimento interpasse após a realização de cada cordão. Do ponto de vista prático, evita-se a pré-ocorrência de elevados gradientes com a homogeneização térmica. Do ponto de vista do modelamento, o pré-aquecimento permite a utilização das equações propostas para distribuição de temperatura, que supõe uma temperatura inicial constante, mas requer tempo e custo, pois é necessário que o material seja pré-aquecido em toda sua extensão.

Assim, é interessante, tanto do ponto de vista teórico quanto prático, propor uma solução para a distribuição de temperatura na soldagem com múltiplos passes, com o fim de prever a temperatura em qualquer posição e em qualquer instante de tempo, após a realização de cada passe, sem a necessidade de se homogeneizar a temperatura do material. Para isto, é necessário solucionar o problema da condução de calor levando em consideração a distribuição de temperatura no material gerada por um passe sobre o outro.

Os problemas de condução de calor podem ser solucionados através de métodos analíticos e numéricos. O método analítico consiste na obtenção da equação para o processo, que satisfaça a equação da condução de calor e as condições de contorno. No método numérico, a equação diferencial da condução de calor é substituída por equações correspondentes em diferenças finitas ou elementos finitos. Tal equação permite calcular o processo de difusão de calor passo a passo no tempo, começando com a distribuição inicial de temperatura.

Na soldagem, a estrutura e propriedades mecânicas da ZAC podem ser controladas somente de forma indireta, pelo controle dos efeitos da fonte de calor sobre o metal. Neste caso, a solução do problema por meio de métodos analíticos é interessante, porque através de equações relativamente simples, obtém-se uma base para o entendimento da variação da temperatura no espaço e no tempo. Embora, geralmente, os métodos analíticos permitam obter soluções somente para processos que são descritos por equações diferenciais lineares com condições de contorno lineares, isto

é, para aqueles casos onde as propriedades físicas do material (condutividade térmica, calor específico e densidade) são consideradas independentes da temperatura, as soluções obtidas por este método são exatas, enquanto os métodos numéricos fornecem soluções aproximadas.

Quanto mais simples forem as condições do problema, mais fácil é de se obter uma solução analítica simples e clara, que descreva o processo numa forma geral e permita uma análise completa do mesmo. Frequentemente, é necessário simplificar a representação do problema para obter tal solução.

Uma das maiores dificuldades na utilização de métodos analíticos são as condições iniciais e/ou de contorno não-homogêneas que inevitavelmente surgem na formulação dos problemas de condução. No entanto, a possibilidade de controle sobre o processo através da verificação da influência de determinadas variáveis nas equações torna atraente o estudo da transferência de calor em soldagem utilizando métodos analíticos. Para testar a aplicabilidade de um esquema simplificado para um processo real de difusão de calor, é essencial estabelecer medidas de temperatura na peça soldada, através de termopares.

Neste trabalho, a principal inovação é a solução do problema para múltiplos passes através de um método analítico, pois a maioria das soluções propostas utilizam-se de algum método numérico, como Diferenças Finitas ou Elementos Finitos. A solução na forma analítica permite com facilidade proceder à análises de alternativas, como, por exemplo, a redução do tempo de soldagem em determinados casos, pois o conhecimento da distribuição de temperatura em qualquer posição e instante do processo pode reduzir a necessidade de espera para homogeneização da temperatura do material.

Outra inovação é a utilização do Método da Função de Green que, apesar de muito utilizado em outras áreas, consiste numa nova alternativa para a solução de problemas com condições iniciais não-homogêneas, como é o caso da soldagem com múltiplos passes.

1.2 - OBJETIVO

O objetivo deste trabalho consiste em desenvolver e validar soluções analíticas para a distribuição de temperatura no processo de soldagem com múltiplos passes, para os casos de fluxo de calor uni e bidimensional, nos regimes transiente e quasi-estacionário, considerando fatores como perdas de calor por convecção e variação das propriedades físicas com a temperatura.

CAPÍTULO 2

CONCEITUAÇÃO E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 - INTRODUÇÃO

Este capítulo apresenta uma breve revisão conceitual e bibliográfica sobre os problemas de transferência de calor em soldagem. Desde as primeiras soluções propostas na década de 40, muito se tem feito no sentido de se aprimorar tais soluções, visando a obtenção de um modelo que mais se aproxime das situações reais encontradas num processo de soldagem.

Para uma melhor compreensão, este capítulo foi dividido em itens, por tópicos. O item (2.2) traz um resumo sobre os modelos dos corpos e fontes utilizados em soldagem. No item (2.3) são apresentadas as equações dos principais mecanismos de transferência de calor, e no item (2.4), as equações da condução de calor uni, bi e tridimensionais, em regimes transiente e quasi-estacionário. O item (2.5) traz as soluções analíticas conhecidas para estes modelos. No item (2.6) é discutida a soldagem com múltiplos passes e o que há na literatura com relação à distribuição de calor para este caso. O item (2.7) traz um breve resumo do processo de soldagem MIG utilizado para efeito de validar os modelos analíticos propostos.

2.2 - FLUXO DE CALOR

O arco elétrico caracteriza-se por constituir uma fonte de calor intensa e localizada. Os altos gradientes térmicos gerados num processo de soldagem a arco resultam no surgimento de tensões residuais, deformações e alterações na microestrutura do material. Há vários requisitos para se obter uma junta soldada confiável, e o controle sobre os parâmetros de soldagem depende do que se deseja do ponto de vista de propriedades mecânicas.

Tendo em vista a crescente necessidade em busca da qualidade, muitos esforços tem sido feitos no sentido de se prever as modificações provocadas pela soldagem no material, sejam elas de ordem dimensional ou microestrutural. Como estas alterações

estão relacionadas com a distribuição de temperatura no material, os estudos estão dirigidos principalmente para os problemas de transferência de calor na soldagem.

2.2.1 - MODELOS DE CÁLCULO PARA O AQUECIMENTO DE METAIS POR UM ARCO

Os processos de difusão de calor em metais aquecidos por um arco elétrico são vários, e dependem dos seguintes fatores :

- (1) do tamanho e da forma da peça soldada, das propriedades físicas do metal e das condições de troca de calor com as vizinhanças;
- (2) da potência térmica efetiva do arco, da distribuição de seu fluxo térmico sobre a superfície do metal e do tipo de movimento do arco sobre a peça.

2.2.1.1 - MODELOS PARA A PEÇA SOLDADA

Um dos seguintes modelos é escolhido para a forma da peça a ser soldada, conforme a Figura 2.1 :

- (1) Corpo semi-infinito, correspondente a um corpo sólido, cujas dimensões estendem-se consideravelmente nas direções Ox , Oy e Oz (Figura 2.1.a). A fonte de calor é pontual, com uma quantidade de calor Q (Joules) concentrada num elemento infinitesimal do volume $dx dy dz$. O fluxo de calor é tridimensional.
- (2) Camada plana, correspondente a uma chapa de espessura média (δ) e de comprimento e largura consideráveis (Figura 2.1.b). Neste caso, a fonte de calor também é pontual e, como no modelo anterior, o fluxo de calor é tridimensional. A diferença está na condição de contorno imposta pelo fato da espessura ter uma dimensão finita neste modelo.
- (3) Uma placa, isto é, uma chapa de pequena espessura que se estende infinitamente nas direções Ox e Oy . A fonte de calor linear com intensidade Q' (Joules/m) está concentrada num elemento linear correspondente à espessura da chapa, e coincide

com o eixo Oz (Figura 2.1.c). Supõe-se que a temperatura é uniforme através da espessura da chapa, ou seja, o fluxo de calor é bidimensional.

- (4) Uma barra, isto é, um corpo com um eixo linear e com pequena secção transversal (Figura 2.1.d). A fonte de calor está concentrada numa camada plana coincidente com a superfície yOz, e possui intensidade Q'' (Joules/m²). Supõe-se que a temperatura é completamente uniforme através da secção transversal da barra, e o fluxo de calor se reduz ao caso unidimensional.

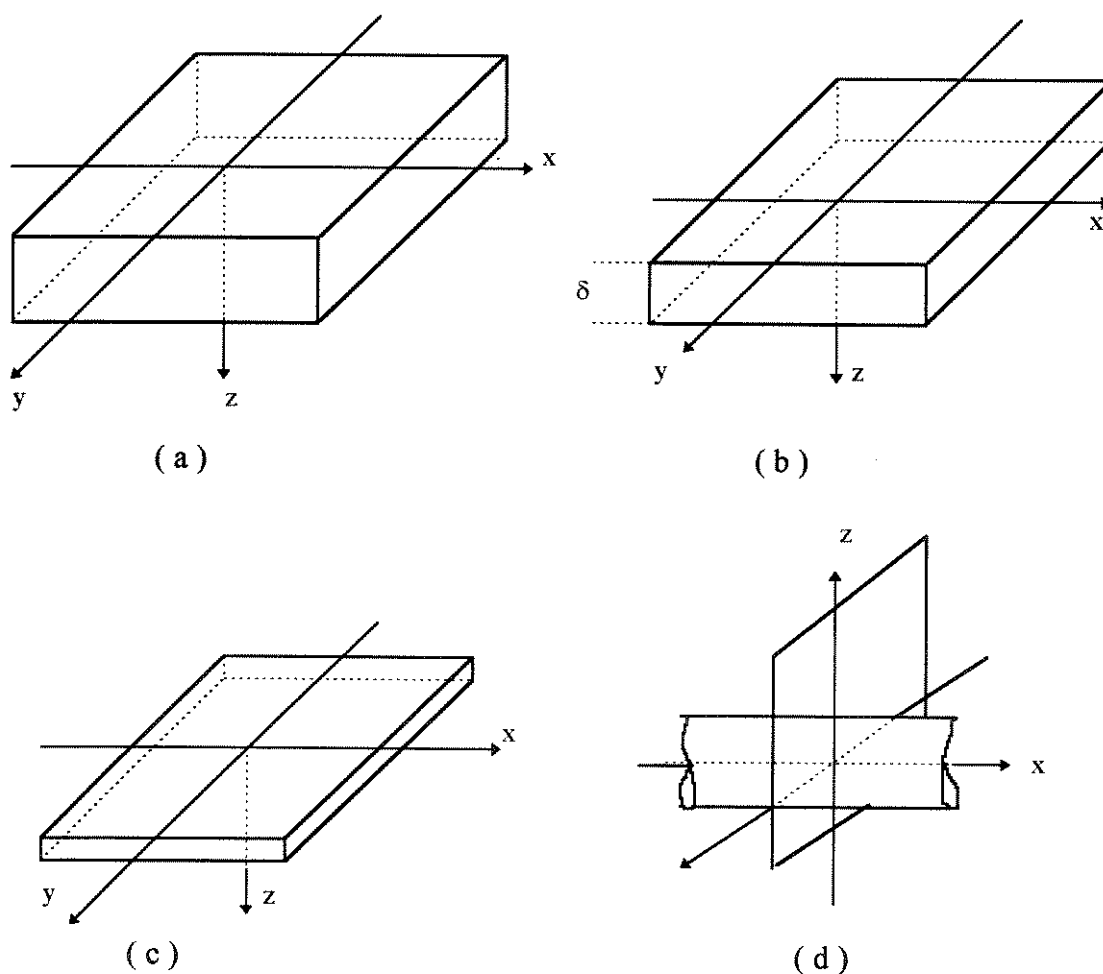


Figura 2.1 - Modelos para a peça soldada : (a) fonte pontual sobre a superfície de um corpo sólido; (b) fonte pontual sobre a superfície de uma chapa; (c) fonte linear numa placa; (d) fonte plana numa barra.

Fonte : Rykalin (1951).

2.2.1.2 - MODELOS PARA A FONTE DE CALOR

De acordo com a duração de ação da fonte de calor, pode-se classificá-la em :

- (1) Fonte de calor instantânea, quando o arco atua num curto período de tempo. Quanto menor a relação entre o tempo de atuação do arco e a duração do processo de difusão, melhor é a aproximação.
- (2) Fonte de calor contínua, quando o arco atua por um longo tempo. Pode ser representada como uma somatória de fontes instantâneas distribuídas no intervalo de tempo de atuação da fonte.

Em relação ao seu movimento, a fonte de calor pode ser :

- (1) Fonte de calor estacionária, raramente utilizada em soldagem.
- (2) Fonte de calor móvel, onde a fonte move-se em linha reta e com velocidade constante.
- (3) Fonte de calor muito rápida, onde supõe-se que a fonte se move em alta velocidade. Com esta suposição, os fluxos de calor bi e tridimensional reduzem-se aos casos uni e bidimensional, respectivamente, pois considera-se que a temperatura não varia na direção de soldagem. Quanto maior a velocidade da fonte, menor o erro envolvido nesta simplificação.

As fontes de calor podem ser divididas também em :

- (1) Fontes concentradas : ocupam um elemento de volume infinitesimal, e correspondem às fontes pontuais, lineares e planas.
- (2) Fontes distribuídas : ocupam uma região finita sobre a superfície ou volume de um corpo, e podem ser representadas como a somatória de fontes concentradas pontuais, lineares ou planas.

2.2.1.3 - O PRINCÍPIO DA SUPERPOSIÇÃO

Uma equação diferencial é dita linear se não contém produtos da função e de suas derivadas (Myers, 1971). O mesmo vale para uma condição de contorno linear. Uma equação diferencial linear é homogênea se, quando satisfeita por uma função $f(x)$, for também satisfeita por $Cf(x)$, onde C é uma constante arbitrária. Uma condição de contorno é homogênea quando a temperatura ou suas derivadas tiverem valor nulo na superfície. Nas situações onde se tem condições inicial e/ou de contorno não homogêneas, a solução pode ser obtida através da soma das soluções parciais do problema, onde o número destas soluções parciais é igual ao número de não homogeneidades presentes no problema inicial.

Assim, o processo de difusão de calor para fontes contínuas distribuídas pode ser obtido pela superposição dos efeitos de cada fonte concentrada instantânea. O calor de uma fonte difunde-se no material independente da ação de outras fontes. Em resumo, segundo o Princípio da Superposição, a temperatura produzida pela ação combinada de um número de fontes é igual à somatória das temperaturas a partir da ação de cada fonte separada. Este princípio não pode ser utilizado se :

- (1) as propriedades físicas do material e o coeficiente de transferência de calor forem dependentes da temperatura;
- (2) uma mudança de estado do material, resultante da absorção ou liberação de calor (fusão, transformação de fase) deve ser considerada.

2.3 - FORMULAÇÃO DO PROBLEMA

Para formular um problema, é necessário definir o sistema a ser estudado e os contornos que se deseja considerar. Em seguida, deve-se indicar os termos de energia que farão parte do sistema, ou seja, as energias que entram e saem do sistema, a energia gerada internamente, e a energia acumulada no sistema. O próximo passo é aplicar a Lei da Conservação da Energia ao sistema, isto é :

$$\begin{array}{ccccccc} \text{Energia que entra} & + & \text{Energia gerada} & = & \text{Energia que sai} & + & \text{Energia acumulada} & (2.1) \\ (E_e) & & (E_g) & & (E_s) & & (E_a) \end{array}$$

Se a energia que entra for igual à energia que sai do sistema, diz-se que o regime é permanente, isto é, não se observa variação de energia durante todo o processo. Caso contrário, temos um sistema em regime transiente.

2.3.1 - MECANISMOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR

Na análise de transferência de calor, é interessante estabelecer as taxas com as quais ela ocorre, a fim de se obter uma equação através da equação (2.1) para representar o problema. Os principais mecanismos de transferência de calor são descritos pelas chamadas Leis Particulares, que dependem da natureza do meio. São eles : Lei de Fourier, Lei de Newton e Lei de Stefan-Boltzman. Também serão descritas as taxas de acúmulo e de geração de calor no sólido.

2.3.1.1 - LEI DE FOURIER

Está associada ao mecanismo de transferência de calor por condução. Este tipo de transferência ocorre devido ao movimento de átomos ou moléculas em função da diferença de temperatura. A equação de Fourier define a condutividade térmica do material, e que normalmente depende da posição (material anisotrópico) e/ou da temperatura. Segundo esta lei, o fluxo de calor é dado por :

$$q = -kA \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2.2)$$

2.3.1.2 - LEI DE NEWTON

Está associada ao mecanismo de transferência de calor por convecção. Neste caso, a transferência de energia no material ocorre devido ao movimento de um fluido passando por ele. O fluxo de calor é descrito por :

$$q = hA(T - T_o) \quad (2.3)$$

Como na condução, a equação (2.3) é uma definição do coeficiente de transferência de calor h , que depende das características do movimento do fluido junto à superfície.

2.3.1.3 - LEI DE STEFAN-BOLTZMAN

Está associada ao mecanismo de transferência de calor por radiação, baseada na emissão de energia por uma superfície, sob a forma de ondas eletromagnéticas. A equação utilizada para descrever este processo é dada por :

$$q = \sigma \epsilon A (T^4 - T_o^4) \quad (2.4)$$

A emissividade ϵ é igual à 1 para uma superfície ideal e menor que 1 para uma superfície real.

2.3.1.4 - ENERGIA ACUMULADA

O acúmulo de energia num sólido ocorre quando a sua temperatura aumenta com o tempo. A equação (2.5) mostra a taxa com a qual ocorre este processo :

$$\frac{dE_a}{dt} = \rho c V \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.5)$$

Nesta equação foi feita a simplificação considerando que ρ , c e V são constantes, e foram retirados da derivada.

2.3.1.5 - ENERGIA GERADA

A geração de calor no material ocorre quando outras formas de energia (química, elétrica, nuclear) são convertidas em energia térmica.

2.4 - A EQUAÇÃO DA CONDUÇÃO

Considere um elemento de volume como mostrado na Figura 2.2. O processo de difusão de calor num corpo sólido $T = T (x, y, z, t)$ deve, em cada elemento de volume,

num ponto A (x, y, z) e num instante arbitrário de tempo t, obedecer a Lei de Conservação da Energia. No processo de condução térmica, a temperatura de cada elemento de volume do corpo varia como resultado da troca de calor com as suas vizinhanças, através da superfície adjacente ao elemento em consideração.

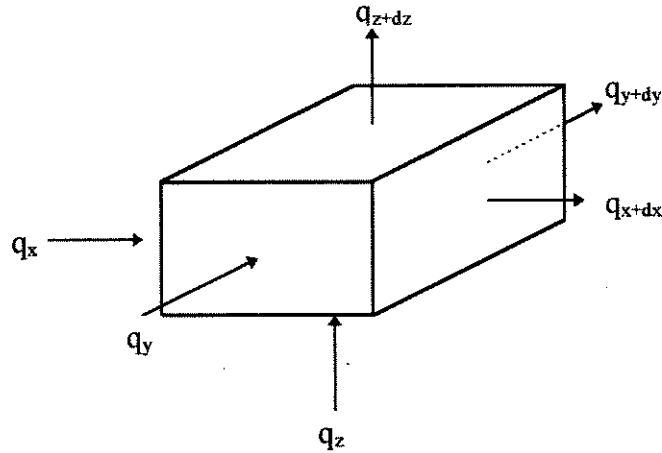


Figura 2.2 - Elemento de volume indicando o fluxo de calor nas três direções.

Fazendo um estudo do balanço térmico instantâneo de um elemento qualquer do material, conforme a equação (2.1), num processo sem geração de energia, obtemos :

$$(q_x + q_y + q_z) = (q_{x+dx} + q_{y+dy} + q_{z+dz}) + \frac{dE_s}{dt} \quad (2.6)$$

A combinação da equação (2.6) com as equações (2.2) e (2.5) fornece a equação da condução para o caso de fluxo de calor tridimensional, dada pela equação abaixo :

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (2.7)$$

A equação (2.7) é a equação geral da condução para a condutividade térmica variando com a posição e temperatura. Neste caso, a equação é não-linear e não permite a obtenção da solução por meio de métodos analíticos. Se o material for homogêneo e isotrópico, ou seja, k é constante, a equação (2.7) reduz - se a :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (2.8)$$

onde :

$$\alpha = \frac{k}{\rho c} \quad (2.9)$$

Analogamente, para fluxo de calor bidimensional,

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) \quad (2.10)$$

e para fluxo de calor unidimensional,

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (2.11)$$

A Lei de Fourier associa o fluxo de calor com a distribuição de temperatura no sólido. A equação diferencial da condução de calor associa a taxa de variação de temperatura num dado ponto com a distribuição de temperatura em suas vizinhanças. Quanto mais irregular a distribuição de temperatura nas vizinhanças de um ponto num dado instante, mais rapidamente a temperatura do próprio ponto irá variar. Com a difusão de calor como uma consequência da condutividade térmica, a temperatura estabiliza-se, isto é, a não-uniformidade da distribuição de temperatura nas vizinhanças do dado ponto diminui, e a taxa de variação de temperatura neste ponto diminui correspondentemente.

A equação (2.8) aplica-se aos modelos das Figuras 2.1.a e 2.1.b. Para estas situações, a não consideração das perdas de calor para o ambiente por convecção e/ou radiação não conduz a erros consideráveis, pois a transferência de calor por condução no material é bem maior que as parcelas da transferência de calor pelos dois outros mecanismos. Entretanto, para os modelos de fluxo de calor uni e bidimensional, o erro ao se desprezar as perdas é maior quanto menores a secção transversal da barra e a espessura da chapa.

Para levar em consideração as perdas de calor do material pelas superfícies nestes dois modelos, deve-se acrescentar à taxa de variação da temperatura ($\partial T / \partial t$) das

equações (2.10) e (2.11) a taxa na qual ocorrem estas perdas. Então, para uma chapa de espessura δ ,

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) - bT \quad (2.12)$$

onde :

$$b = \frac{2 h}{\rho c \delta} \quad (2.13)$$

O número 2 na equação (2.13) indica que o material perde calor pelas superfícies superior e inferior da chapa. O coeficiente b , que descreve a intensidade com que ocorre o decréscimo de temperatura provocado pelas perdas superficiais, é diretamente proporcional ao coeficiente de transferência de calor h do meio, e inversamente proporcional à espessura da chapa.

Para uma barra de secção transversal A e perímetro P ,

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} - bT \quad (2.14)$$

onde :

$$b = \frac{h P}{\rho c A} \quad (2.15)$$

Normalmente, as fontes de calor utilizadas em soldagem são móveis. Considerando a direção x como a direção de soldagem, a mudança de variável $x = x_0 - vt$ nesta direção e a suposição da existência de um estado quasi-estacionário, onde, para um observador situado sobre a fonte de calor, não se observa variação da temperatura com o tempo ($\partial T / \partial t = 0$), as equações (2.8), (2.10) e (2.11) reduzem - se à forma das equações (2.16), (2.17) e (2.18), respectivamente.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = -\frac{v}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2.16)$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = -\frac{v}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2.17)$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = -\frac{v}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2.18)$$

2.4.1 - AS CONDIÇÕES DE CONTORNO

Para analisar o processo de difusão de calor completamente, além da equação diferencial, é necessário definir as condições de contorno, ou seja, a distribuição inicial de temperatura e as condições de troca de calor nas fronteiras da peça. A distribuição inicial de temperatura é definida num dado instante do processo $t = 0$, tomado como a origem da coordenada t . Se a temperatura do material no instante inicial é zero, o processo de difusão de calor é controlado por fontes externas ou internas.

As condições de contorno correspondem às relações de troca térmica entre a superfície do material com as suas vizinhanças, e podem ser de três tipos :

- (1) Condição de contorno de primeira espécie - A temperatura das superfícies é dada como constante, ou função do tempo e da posição. O contorno isotérmico é o caso mais simples desta condição, onde a temperatura da superfície é suposta constante. Normalmente, esta temperatura é adotada como o zero da temperatura, pois isto simplifica consideravelmente o problema.
- (2) Condição de contorno de segunda espécie - O fluxo de calor nas superfícies é definido como constante, ou função da posição e do tempo. O contorno adiabático é um caso particular da condição de segunda espécie. Neste caso, o fluxo de calor na superfície é nulo.
- (3) Condição de contorno de terceira espécie - A troca de calor do material com as suas vizinhanças é especificada.

2.5 - SOLUÇÕES PROPOSTAS PARA CONDUÇÃO DE CALOR NA SOLDAGEM

A equação da condução e as condições de contorno mais adequadas constituem a formulação de um problema de transferência de calor. Como anteriormente citado, as soluções para estes problemas podem ser obtidas através de métodos numéricos e analíticos, cada um com as suas particularidades.

Os métodos numéricos, apesar de permitirem uma análise do processo mais próxima das condições reais, exigem computadores com boa capacidade de memória e longos tempos de programação, o que torna onerosa a sua utilização. Já os métodos analíticos, apesar das limitações, são mais acessíveis do ponto de vista prático, pois a influência das variáveis do processo podem ser verificadas pela simples substituição destes parâmetros nas equações que representam o problema.

Dos numerosos métodos analíticos, o mais tradicional para a solução de distribuição de temperatura é o Método das Fontes, o qual é conveniente para problemas de aquecimento e resfriamento do metal em soldagem, que envolvem a liberação local de calor. A solução por este método é obtida na forma mais simples se a região de difusão de calor é infinita e a fonte está concentrada num pequeno volume de material.

As primeiras soluções para os problemas de condução de calor foram apresentadas numa forma analítica, e correspondem às clássicas equações de Rosenthal (1941). A Tabela 2.1 mostra as soluções para o regime transiente (equações 2.8, 2.10 e 2.11), e a Tabela 2.2 para o estado quasi-estacionário (equações 2.16, 2.17 e 2.18). As soluções foram obtidas para fontes concentradas instantâneas e meio infinito.

Tabela 2.1 - Soluções para as três direções de fluxo de calor no processo transiente, com propriedades físicas constantes.

Unidimensional	$T = T_o + \frac{Q''}{2 \rho c \sqrt{\pi \alpha t}} \exp\left(-\frac{x^2}{4 \alpha t}\right)$
Bidimensional	$T = T_o + \frac{Q'}{4 \rho c \pi \alpha t} \exp\left(-\frac{r^2}{4 \alpha t}\right)$
Tridimensional	$T = T_o + \frac{Q}{8 \rho c (\pi \alpha t)^{3/2}} \exp\left(-\frac{R^2}{4 \alpha t}\right)$

Fonte : Rosenthal (1941).

Entretanto, devido às limitações do método analítico, as equações foram obtidas utilizando-se as seguintes simplificações :

- (1) As propriedades físicas dos materiais são independentes da temperatura;
- (2) As perdas de calor para o ambiente são desprezíveis;
- (3) A fonte de calor é pontual.

A primeira suposição limita o uso das equações, pois as propriedades físicas dos metais variam com a temperatura, seja de forma linear, parabólica, ou qualquer outra função e, portanto, os modelos são adequados somente para uma primeira aproximação. Durante a soldagem, o material perde calor para o ambiente por radiação e convecção. A intensidade destas perdas está associada, entre outros fatores, com a geometria da peça e as propriedades físicas do metal. A terceira suposição também conduz a erros, pois a fonte de calor está distribuída num volume finito de material.

Tabela 2.2 - Soluções para as três direções de fluxo de calor no regime quasi-estacionário, com propriedades físicas constantes.

Unidimensional	$T = T_o + \frac{Q''}{\rho c v} \exp\left(-\frac{v x}{\alpha}\right) \quad x \geq 0$ $T = T_o + \frac{Q''}{\rho c v} \quad x \leq 0$
Bidimensional	$T = T_o + \frac{Q'}{2 \pi k} \exp\left(-\frac{v x}{2 \alpha}\right) K_o\left(\frac{v r}{2 \alpha}\right)$
Tridimensional	$T = T_o + \frac{Q}{4 \pi k R} \exp\left(-\frac{v x}{2 \alpha}\right) \exp\left(\frac{v R}{2 \alpha}\right)$

Fonte : Rosenthal (1941)

2.5.1 - CORREÇÕES PARA AS EQUAÇÕES DE ROSENTHAL

Devido às suposições feitas por Rosenthal para a obtenção das soluções analíticas, vários pesquisadores se empenharam em modificá-las, a fim de aproximar os modelos de situações mais reais.

A possibilidade de perdas de calor para o ambiente por convecção foi considerada por Rykalin (1951), para o processo em regime transiente (Tabela 2.3).

Tabela 2.3 - Soluções para as três direções de fluxo de calor no regime transiente, com perdas para o ambiente.

Unidimensional	$T = T_o + \frac{Q''}{2 \rho c \sqrt{\pi \alpha t}} \exp\left(-\frac{x^2}{4 \alpha t}\right) \exp(-bt)$
Bidimensional	$T = T_o + \frac{Q'}{4 \rho c \pi \alpha t} \exp\left(-\frac{r^2}{4 \alpha t}\right) \exp(-bt)$

Fonte : Rykalin (1951)

A suposição de propriedades físicas variáveis foram estudadas por Grosh, Trabant & Hawkins (1955), que adaptaram as equações de Rosenthal para o estado quasi - estacionário, considerando que a condutividade térmica e o produto calor específico e densidade para o aço inox 304 variam linearmente com a temperatura, mas a razão entre estas propriedades, ou seja, a difusividade térmica, mantém-se praticamente constante. As soluções corrigidas encontram-se na Tabela 2.4. Os ciclos térmicos obtidos através da soldagem de chapas finas e de chapas grossas de aço inox 304 foram comparados com aqueles obtidos pelas equações com propriedades físicas constantes e variáveis (Grosh & Trabant, 1956). A melhor aproximação entre os modelos analíticos e experimental ocorrem para o caso onde se considera a variação das propriedades.

Devido às suposições de propriedades físicas constantes e fonte pontual nas equações de Rosenthal, a taxa de resfriamento obtida através de tais equações sofrem as seguintes restrições (Jhaveri, Moffatt & Adams, 1962) : é mais precisa quando utilizada para temperaturas bem abaixo do ponto de fusão do material, e a chapa deve ser grossa o suficiente para permitir o fluxo de calor tridimensional. Os autores propõe uma equação para determinar a taxa de resfriamento no caso de soldagem de chapas finas.

A hipótese de fonte de calor pontual também foi estudada por alguns autores. Várias tentativas tem sido feitas no sentido de se obter soluções considerando uma fonte de calor móvel distribuída. Pavelic et al (1969) sugeriram que a fonte de calor distribui-

se num volume finito do material, seguindo uma distribuição normal ou Gaussiana. Eagar & Tsai (1983) apresentaram uma solução para distribuição de temperatura considerando uma fonte móvel distribuída normalmente sobre uma chapa semi-infinita. A solução não se encontra numa forma explícita, sendo necessária a utilização de algum método numérico para a sua obtenção.

Tabela 2.4 - Soluções para as três direções de fluxo de calor no regime quasi - estacionário, com propriedades físicas variáveis.

Unidimensional	$T = \frac{1}{m} \left\{ \left[\frac{2 Q'' m}{(\rho c)_o v} \exp\left(-\frac{v x}{\alpha_o}\right) + (1 + m T_o)^2 \right]^{\frac{1}{2}} - 1 \right\} \quad x \geq 0$ $T = \frac{1}{m} \left\{ \left[\frac{2 Q'' m}{(\rho c)_o v} + (1 + m T_o)^2 \right]^{\frac{1}{2}} - 1 \right\} \quad x \leq 0$
Bidimensional	$T = \frac{1}{m} \left\{ \left[\frac{Q' m}{\pi k_o} \exp\left(-\frac{v x}{2 \alpha_o}\right) K_o\left(\frac{v r}{2 \alpha_o}\right) + (1 + m T_o)^2 \right]^{\frac{1}{2}} - 1 \right\}$
Tridimensional	$T = \frac{1}{m} \left\{ \left[\frac{Q m}{2 \pi k_o R} \exp\left(-\frac{v x}{2 \alpha_o}\right) \exp\left(\frac{v R}{2 \alpha_o}\right) + (1 + m T_o)^2 \right]^{\frac{1}{2}} - 1 \right\}$

Fonte : Grosh, Trabant & Hawkins (1955)

Uma outra solução que corrige a equação de Rosenthal para chapa grossa foi obtida por Ion, Easterling & Ashby (1984), supondo uma fonte circular finita de raio r_b . Para pontos distantes da fonte, onde r é bem maior que r_b , os autores utilizam a equação de Rosenthal; próximo à fonte, para r menor ou igual a r_b , a equação por eles proposta é mais adequada do que a de Rosenthal. Goldak, Chakravarti & Bibby (1984) apresentaram uma geometria elipsoidal para a fonte de calor e verificaram que, com esta suposição, o tempo de resfriamento desde 800 até 500 °C aproxima - se mais do experimental do que aquele calculado através da equação de Rosenthal.

A possibilidade de obtenção de uma solução em condições mais próximas da realidade levou muitos pesquisadores à utilização de métodos numéricos, com o objetivo de prever o comportamento térmico do material num processo de soldagem. Entre os

métodos numéricos mais utilizados estão a análise por diferenças finitas (Kou, 1981) e a análise por elementos finitos (Krutz & Segerlind, 1978; Goldak et al, 1986; Tekriwal & Mazumder, 1988). Estes modelos permitem considerar a variação das propriedades físicas com a temperatura, o calor latente de fusão, as perdas superficiais e uma distribuição Gaussiana para o fluxo de calor. Os resultados mostraram uma boa concordância entre a teoria e o experimento.

2.6 - CICLOS TÉRMICOS

Durante a soldagem, podem ocorrer mudanças microestruturais na zona afetada pelo calor. Os aços, por exemplo, estão sujeitos ao crescimento de grão, caso o tempo de permanência em altas temperaturas seja longo, e também ao processo de têmpera, caso a taxa de resfriamento seja muito alta. Todas estas modificações de microestrutura comprometem as propriedades mecânicas da junta soldada. O ciclo térmico, isto é, a variação da temperatura com o tempo num dado ponto da peça, descreve o efeito térmico da soldagem sobre o metal base. Para controlar os processos de variação microestrutural que ocorrem no material durante a soldagem, é necessário :

- (1) estabelecer a dependência do ciclo térmico na ZAC com as condições de soldagem, a geometria do corpo de prova, a temperatura de pré-aquecimento e as condições externas sob as quais a soldagem é realizada;
- (2) estabelecer como cada ciclo de variação de temperatura afeta a estrutura e propriedades mecânicas da ZAC.

Os principais parâmetros que descrevem um ciclo térmico são :

- (1) Temperatura de pico (T_p) : é a máxima temperatura atingida num dado ponto, e indica a possibilidade de ocorrência de transformações microestruturais neste ponto. Esta temperatura depende das condições de soldagem, da geometria e propriedades físicas da peça, da temperatura inicial e da distância do ponto considerado à fonte de calor.
- (2) Duração de aquecimento acima de uma dada temperatura crítica : é um parâmetro importante em materiais onde possa ocorrer, por exemplo, o crescimento de grãos.

- (3) Taxa de resfriamento : é importante na determinação da microestrutura em materiais que sofrem transformações de fase durante o resfriamento como, por exemplo, os aços estruturais comuns. A velocidade de resfriamento numa dada temperatura é igual à inclinação da curva do ciclo térmico nesta temperatura.

O ciclo térmico é determinado pelas condições de soldagem adotadas e a taxa correspondente de fusão do metal base e do metal de adição. Frequentemente é possível escolher os parâmetros de soldagem de forma a se obter um ciclo térmico cujo efeito sobre o material é produzir variações favoráveis em sua estrutura e propriedades. Os métodos de controle das condições de soldagem que garantem propriedades ótimas na ZAC diferem consideravelmente, e dependem das necessidades específicas.

2.6.1 - SOLDAGEM COM MÚLTIPLOS PASSES

Na soldagem com múltiplos passes, a ZAC passa por vários ciclos de aquecimento e resfriamento. Segundo Rykalin (1951), há dois extremos para a soldagem com múltiplos passes :

- (1) Passes longos (1,0 - 1,5 m), como na soldagem automática. No instante em que um passe termina, o metal na região do início do passe encontra-se quase totalmente resfriado. O próximo cordão, então, é depositado sobre um metal frio e, portanto, seu ciclo térmico não depende do ciclo térmico anterior.
- (2) Passes curtos (5,0 - 40,0 cm). Neste caso, cada cordão é depositado sobre um que não foi completamente resfriado, e os efeitos térmicos de cada passe são superpostos aos dos passes anteriores. Assim, o ciclo térmico complexo na ZAC é uma somatória dos efeitos térmicos dos passes individuais.

2.6.1.1 - CICLO TÉRMICO NA SOLDAGEM COM PASSES LONGOS

Para a soldagem com passes longos, o passe a ser analisado é o primeiro. Se as condições de soldagem para o primeiro passe proporcionam uma taxa de resfriamento próxima àquela desejada, o comprimento dos passes e o intervalo entre eles não precisam ser ajustados. Se os passes e o intervalo entre eles forem muito longos, o material pode

resfriar completamente. Geralmente, na soldagem multi-passe é necessário aumentar a quantidade de calor de um passe para o outro, pois a quantidade de material a ser fundida é maior. Neste caso, se o material resfriar completamente, o último passe pode ter um resfriamento mais rápido, sendo conveniente checar a taxa de resfriamento para as condições sob as quais o último cordão foi soldado.

A taxa de resfriamento na zona adjacente à solda para o primeiro passe é determinado pelos mesmos parâmetros que na soldagem com um único passe : o insumo de calor, a temperatura de pré-aquecimento e a espessura da chapa. Isto significa que, para passes longos, a taxa de resfriamento pode ser obtida pela simples derivação das equações de Rosenthal em relação ao tempo.

2.6.1.2 - CICLO TÉRMICO NA SOLDAGEM COM PASSES CURTOS

Os ciclos térmicos em vários pontos da ZAC na soldagem com passes curtos não são idênticos. Neste tipo de soldagem, o calor introduzido pelo segundo passe não permite que o metal da ZAC do primeiro passe esfrie abaixo de uma dada temperatura, ou seja, o calor do segundo passe aumenta a temperatura da ZAC do primeiro passe novamente.

Após o término do segundo passe, a zona adjacente à solda, que é afetada pelo calor de ambos os passes, esfria mais lentamente que após o primeiro passe. Os efeitos térmicos diminuem quando mais e mais passes são feitos : as temperaturas máximas na ZAC tornam-se mais baixas, e as temperaturas mínimas aumentam. O processo aproxima-se de um estado quasi-estacionário, onde a ZAC do primeiro passe atinge uma temperatura que varia muito pouco. Após o término da soldagem, toda a região da ZAC esfria lentamente, uma vez que grande quantidade de calor foi introduzida durante o processo.

No caso dos aços, para o primeiro passe, a temperatura de pontos próximos à solda aumenta rapidamente acima de uma temperatura crítica T_c , e diminui muito mais rapidamente que na soldagem num único passe, para chapas de mesma espessura. Isto se deve ao fato de que o não preenchimento total da junta com um único passe na soldagem multi-passe permite uma direção a mais de resfriamento.

A duração de aquecimento acima de T_c é pequena e, portanto, não ocorre crescimento de grão significativo. Entretanto, se a taxa de resfriamento for alta o suficiente de forma que o primeiro passe resfrie abaixo da temperatura de transformação martensítica (T_m), a junta apresentará uma estrutura frágil, comprometendo a sua resistência. As condições de soldagem podem ser otimizadas para que a ZAC não resfrie abaixo da temperatura T_m que, para a maioria dos aços perlíticos, situa-se entre 200 e 350 °C.

A temperatura da ZAC do último passe aumenta lentamente com a soldagem do primeiro passe. Na realização dos últimos passes, a temperatura de pontos próximos aos passes finais aumenta gradualmente. O último passe, então, é soldado sobre uma região pré-aquecida pelo calor dos passes anteriores. A temperatura de um ponto próximo a este passe aumenta acima da temperatura crítica T_c e resfria numa taxa muito menor que a do primeiro passe. Como essa região mantém-se acima de T_c por um período mais longo do que o primeiro passe, a região da ZAC do último passe é mais susceptível ao crescimento de grão do que a dos passes anteriores.

Assim, na soldagem multi-passes com passes curtos de aço carbono comum, há probabilidade de ocorrência de têmpera no primeiro passe e de crescimento de grão no passe final. O ciclo térmico deve ser controlado pela escolha adequada das condições de soldagem (insumo de calor, comprimento do passe, intervalo entre os passes, temperatura de pré-aquecimento), a fim de se obter juntas soldadas com características mais próximas às desejadas.

O controle dos ciclos térmicos na soldagem multi-passe com passes longos é mais simples do que para passes curtos, pois o material, no início do passe, encontra-se praticamente à temperatura ambiente antes que o segundo passe seja depositado. Isto faz com que a condição inicial seja sempre constante para todos os passes, simplificando consideravelmente o problema. Com passes curtos, como não há tempo suficiente para que um cordão resfrie completamente antes da deposição do próximo passe, a prática normalmente adotada é a de se manter uma temperatura de pré-aquecimento interpasse.

Ramsey, Chyle & Wepfer (1962) utilizaram uma temperatura de pré-aquecimento interpasse igual a 100 °C para estudar o efeito do tratamento de envelhecimento sobre o teor de hidrogênio em soldas multi-passes. Segundo os autores,

o reaquecimento de um passe pela deposição de outro permite a difusão do hidrogênio, fazendo com que o nível deste elemento seja diferente de um passe para o outro.

Os vários ciclos térmicos impostos na soldagem multi-passe com passes curtos podem ser associados a vários tratamentos térmicos que um passe impõe sobre os anteriores, modificando a sua estrutura. A possibilidade de utilizar os efeitos destes tratamentos térmicos para otimizar a estrutura e, conseqüentemente, as propriedades mecânicas da junta soldada, foi estudada por Stout, McLaughlin & Strunck (1969). Como no trabalho anterior, também foi utilizada a técnica de pré-aquecimento interpasse.

O estudo da microestrutura nos trabalhos acima citados, apesar de estarem relacionados com a distribuição de temperatura na ZAC, uma vez que dela depende a microestrutura a ser obtida, não fazem menção a qualquer tipo de modelo analítico e/ou numérico. O controle de temperatura é baseado apenas em medidas diretas de temperatura sobre a peça.

Alberry & Jones (1982) utilizaram as equações propostas por Rosenthal para prever a microestrutura da ZAC em peças soldadas com múltiplos passes. Como anteriormente citado, estas equações valem para os casos onde se mantém uma temperatura de pré-aquecimento constante, como é o caso deste trabalho, onde manteve-se uma temperatura igual a 20 °C. O controle da microestrutura pelo modelo de Rosenthal é simples, mas demorado, pois é necessário homogeneizar a temperatura da peça toda. Com a necessidade de se aumentar cada vez mais a produtividade, este procedimento deixa de ser viável para fins práticos.

Para estudar os efeitos da taxa de resfriamento sobre a microestrutura na ZAC do material, Tsai et al (1992) consideraram o estado quasi-estacionário para obter a distribuição de temperatura através da análise de elementos finitos. Os resultados teóricos foram comparados com o experimental, obtendo - se um bom acordo entre eles.

A dificuldade de se obter soluções na forma analítica para a soldagem multi-passe, devido à necessidade de se levar em consideração os efeitos térmicos de um passe sobre os outros, poucos pesquisadores tem se interessado pelo assunto, resultando numa literatura escassa sobre transferência de calor neste tipo de soldagem.

2.7 - PROCESSO DE SOLDAGEM MIG/MAG

Neste tipo de processo de soldagem, a união das peças metálicas é produzida pelo aquecimento destas com um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo metálico contínuo, consumível, e a peça. A proteção do arco e da região da solda contra contaminação pela atmosfera é feita por um gás ou mistura de gases, que podem ser inertes ou ativos. A única diferença entre os processos MIG e MAG é quanto ao gás de proteção utilizado : no processo MIG (Metal Inert Gas) a proteção é inerte, ou rica em gases inertes (argônio, hélio); no processo MAG (Metal Active Gas) a proteção é ativa, ou rica em gases ativos.

O processo normalmente é operado de forma semi-automática, em que a alimentação do arame eletrodo é feita mecanicamente, através de um alimentador motorizado, sendo o soldador responsável pelo início e término da soldagem, e pelo movimento da tocha ao longo da junta. O arco é mantido pela alimentação contínua de arame eletrodo e o comprimento do arco é, em princípio, mantido aproximadamente constante pelo próprio sistema, independentemente dos movimentos do soldador, dentro de certos limites.

A transferência de metal através do arco ocorre basicamente por quatro mecanismos : transferência por curto - circuito, transferência globular, transferência por “spray” ou aerosol, e transferência controlada, dependendo de parâmetros operacionais, tais como o nível de corrente, sua polaridade, diâmetro e composição do eletrodo, composição do gás de proteção e distância bico de contato-peça (“stickout”). O modo de ocorrência desta transferência é muito importante na soldagem MIG/MAG, pois afeta muitas características do processo como, por exemplo, a quantidade de gases absorvidos pelo metal fundido (principalmente hidrogênio, nitrogênio e oxigênio), a estabilidade do arco, a aplicabilidade do processo em determinadas posições de soldagem e o nível de respingos gerados, afetando o rendimento de deposição do processo.

O equipamento básico para o processo MIG/MAG consiste de tocha da soldagem, fonte de energia, reservatório de gás e alimentador de arame. Dispositivos

auxiliares como posicionadores e sistemas de movimento da tocha podem ser usados na soldagem mecanizada.

O diâmetro do arame é determinado em função da espessura do metal base e, para cada diâmetro, há uma faixa de corrente de soldagem mais adequada, que proporciona um arco estável (Tabela 2.5).

Tabela 2.5 - Faixas de corrente utilizadas para diferentes diâmetros de arame e materiais.

Material	Diâmetro do arame (mm)	Faixa de corrente (A)
Aço carbono e baixa liga	0,8	70 - 180
	1,0	90 - 220
	1,2	100 - 270
	1,6	190 - 360
	2,4	280 - 490
	3,2	270 - 580
Aço inoxidável austenítico	0,8	60 - 180
	1,0	80 - 200
	1,2	90 - 260
	1,6	170 - 320
	2,4	250 - 450
Alumínio	0,8	70 - 150
	1,2	80 - 200
	1,6	120 - 300
	2,4	180 - 350
Cobre	0,8	70 - 170
	1,2	90 - 250
	1,6	150 - 400

Fonte : Sola (1987).

A tensão do arco de soldagem está relacionado com o seu comprimento : para um valor baixo de tensão, tem-se um pequeno comprimento do arco. Para uma corrente constante, um aumento na tensão aumenta a largura do cordão. Valores altos de tensão favorecem também a ocorrência de respingos. Geralmente, valores de tensão abaixo de

22 V favorecem a transferência por curto-circuito e, conseqüentemente, um arco mais instável, podendo gerar porosidade na junta soldada.

A velocidade de soldagem exerce influência sobre o insumo de calor : velocidades baixas estão associadas a um insumo de calor elevado, que pode ser prejudicial do ponto de vista metalúrgico. Além disso, quanto menor a velocidade, maior o tempo gasto no processo e, portanto, maior o custo da operação. Na Tabela 2.6 estão alguns parâmetros utilizados na soldagem MIG de aços inoxidáveis.

Tabela 2.6 - Parâmetros de soldagem em junta topo-a-topo na posição plana para aço inoxidável.

δ (mm)	Velocidade de aliment. do arame (m/min) ⁽¹⁾	Modo de transf. ⁽²⁾	Distância bocal bico de contato (mm) ⁽³⁾	Corrente (A)	Tensão (V)	Velocidade de soldagem (cm/min)	Passes
6,4	3,2	cc	+ 4	120 - 130	16	15 - 20	1
	8,2	pv	- 5	220 - 240	30	25 - 30	2
9,5	3,8	cc	+ 4	140 - 150	16	12 - 18	1
	8,7	pv	- 5	230 - 250	30	15 - 20	2
12,7	3,8	cc	+ 4	140 - 150	16	15 - 20	1
	8,7	pv	- 5	230 - 250	30	20 - 25	2
	9,3	pv	- 5	240 - 260	31	15 - 20	3

Observações :

⁽¹⁾ Diâmetro do eletrodo : 1,2 mm.

⁽²⁾ cc = curto-circuito, usando argônio + 2% de oxigênio como gás de proteção.
pv = pulverização, usando argônio + 1% de oxigênio como gás de proteção.

⁽³⁾ Sinal + indica distância para fora do bocal.

Sinal - indica distância para dentro do bocal.

Fonte : Wainer, Brandi & Mello (1992).

A Tabela 2.7 mostra os principais tipos de gases e misturas utilizados no processo de soldagem MIG/MAG. As misturas entre gases inertes ou de gás inerte com gás ativo melhoram a estabilidade do arco.

Tabela 2.7 - Gases e misturas utilizados no processo MIG/MAG.

Gás ou mistura	Comportamento químico	Aplicações
Argônio	Inerte	Quase todos os metais, exceto a aço.
Hélio	Inerte	Al, Mg, Cu e suas ligas. Alta penetração.
Ar + He (20-50)%	Inerte	Idem He, mas melhor que 100% He.
Nitrogênio	-	Cobre - maior energia de soldagem.
Ar + (20-30)% N ₂	-	Idem N ₂ , mas melhor que 100% N ₂ .
Ar + (1-2)% O ₂	Lig. oxidante	Aços inoxidáveis e algumas ligas de Cu.
Ar + (3-5)% O ₂	Oxidante	Aços carbono e alguns aços baixa liga.
CO ₂	Oxidante	Aços carbono e alguns aços baixa liga.
Ar + (20-50)% CO ₂	Oxidante	Vários aços; transf. curto circuito.
Ar + CO ₂ + O ₂	Oxidante	Vários aços.

Fonte : Sola (1987).

Este processo apresenta como vantagens : fácil automação; versátil, podendo ser aplicado a diferentes tipos de materiais e espessuras; alta velocidade de soldagem; alta taxa de deposição; permite a soldagem em todas as posições; ausência de escória e, conseqüentemente, elimina-se a operação de remoção da mesma; menor exigência de habilidade do soldador.

A sensibilidade à variação dos parâmetros elétricos do arco é o principal fator limitante do processo MIG/MAG, pois estes parâmetros estão diretamente relacionados com as características desejadas para o cordão de solda. Isto faz com que seja necessário um ajuste rigoroso dos parâmetros para se obter soldas de boa qualidade. Entretanto, a forte interdependência destes parâmetros dificulta a determinação dos mesmos. Outras limitações do processo são : maior custo do equipamento, maior necessidade de manutenção deste, comparado com o equipamento para soldagem com eletrodo revestido, e menor variedade de consumíveis.

É um processo utilizado na fabricação e manutenção de equipamentos e peças metálicas, na recuperação de peças desgastadas e no recobrimento de superfícies metálicas com materiais especiais. Este processo, juntamente com a soldagem com arame tubular, tem sido um dos que apresentam maior crescimento em termos de utilização,

nos últimos anos, em escala mundial. Este crescimento ocorre devido, principalmente, à tendência à substituição, sempre que possível, da soldagem manual por processos semi-automáticos, mecanizados e automáticos, para a obtenção de maior produtividade.

2.7.1 - INSUMO DE CALOR

A potência térmica do arco elétrico é obtida a partir de seus parâmetros elétricos, de acordo com a equação abaixo :

$$Q = EI \quad (2.19)$$

Na soldagem, o parâmetro mais comum utilizado para designar a quantidade de calor fornecida ao processo é o insumo de calor HI (“heat input”), definido na equação (2.20). O insumo de calor é a quantidade de calor fornecida à peça por unidade de comprimento da solda.

$$HI = \frac{Q}{v} = \frac{EI}{v} \quad (2.20)$$

O termo Q/v aparece em muitas equações de fluxo de calor, e varia normalmente na faixa de 1 a 8 kJ/mm (Svensson, 1994).

Devido às perdas de calor para o ambiente por convecção, radiação, apenas uma fração da energia gerada é transferida para a solda. Assim, é conveniente considerar a eficiência térmica do processo (η) no conceito de insumo de calor, ou seja,

$$HI = \eta \frac{EI}{v} \quad (2.21)$$

A eficiência térmica varia de um processo de soldagem para o outro, como mostrado na Tabela 2.8. Normalmente, a eficiência é determinada através do método de calorimetria.

Tabela 2.8 - Eficiência térmica para diferentes processos de soldagem.

Processo	η (%)
Arco submerso	90 - 99
Eletrodo revestido e MIG/MAG	66 - 85
TIG	21 - 48

Fonte : Svensson (1994).

CAPÍTULO 3

DESENVOLVIMENTO ANALÍTICO DOS MODELOS

3.1 - INTRODUÇÃO

Este capítulo apresenta todo o desenvolvimento matemático para a obtenção dos modelos aplicados à soldagem com múltiplos passes, para fluxos de calor uni e bidimensional, em regime transiente e quasi - estacionário. Na formulação do problema de cada modelo, é necessário especificar a equação e as condições inicial e de contorno para o mesmo, e para cada passe de solda. Então, para cada passe, haverá uma solução, e a solução geral para um determinado modelo é dada pela soma das soluções parciais de cada passe, conforme o Princípio da Superposição.

Como citado no item 2.6.1.1, para a soldagem multi-passe com passes longos, a distribuição de temperatura no material pode ser obtida através das soluções analíticas já existentes, uma vez que o ciclo térmico de um passe não depende dos anteriores. Porém, no caso da soldagem com passes curtos, devido ao não resfriamento do material antes da realização do passe seguinte, a condição inicial para a formulação do problema neste passe não é uniforme, mas sim uma função que depende da posição. A solução analítica do problema requer então um método que permita considerar a não-homogeneidade da condição inicial. No presente trabalho, utilizou-se o Método da Função de Green, que será descrito a seguir.

3.2 - FUNÇÃO DE GREEN

A função de Green $u(x, y, z, x', y', z', t-\tau)$ é uma função de duas posições e dois tempos, que correspondem às posições e aos tempos de perturbação e observação. De modo geral, pode-se dizer que a função de Green está associada à solução do

problema composto pelas condições homogêneas do sistema, para uma fonte de calor com potência unitária, aplicada no ponto $P (x', y', z')$ e no instante τ . Ela é utilizada como um passo intermediário na resolução de problemas cuja condição inicial não é homogênea.

A razão para sua utilização é o fato de que, normalmente, é mais fácil se obter a função de Green do que a própria solução do problema. No caso específico em que a função procurada é a temperatura, as funções de Green já foram obtidas para várias situações, como em meios infinitos, semi-infinitos e finitos (Carslaw & Jaeger, 1959). Cada função de Green está associada a um sistema, e as seguintes observações devem ser consideradas :

(1) A função de Green u é simétrica em (x, y, z) e (x', y', z') .

(2) $\lim_{t \rightarrow \tau} u = 0$ em todo o domínio de observação (x, y, z) , exceto no próprio ponto de perturbação, ou seja, em $(x, y, z) = (x', y', z')$, onde $u \rightarrow \infty$.

(3) No contorno S , pode-se ter condições de dois tipos :

$$u = 0 \quad \text{ou} \quad \frac{\partial u}{\partial n} = 0$$

(4) u é solução da equação

$$\alpha \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) = \frac{\partial u}{\partial t} \quad t > \tau$$

(5) Quando a função estudada, neste caso a temperatura, é conhecida na fronteira, a função de Green é nula nesta fronteira. Da mesma forma, quando a derivada da temperatura é conhecida na fronteira, a derivada da função de Green é nula nesta fronteira.

As soluções fundamentais para a função de Green num meio infinito são :

(1) Para fonte pontual instantânea, aplicada no instante $t = 0$:

$$u = \frac{1}{8 [\pi \alpha (t - \tau)]^{3/2}} \exp \left\{ - \frac{[(x - x')^2 + (y - y')^2 + (z - z')^2]}{4 \alpha (t - \tau)} \right\} \quad (3.1)$$

(2) Para fonte linear instantânea,

$$u = \frac{1}{4 \pi \alpha (t - \tau)} \exp \left\{ - \frac{[(x - x')^2 + (y - y')^2]}{4 \alpha (t - \tau)} \right\} \quad (3.2)$$

(3) Para fonte plana instantânea,

$$u = \frac{1}{2 [\pi \alpha (t - \tau)]^{1/2}} \exp \left[- \frac{(x - x')^2}{4 \alpha (t - \tau)} \right] \quad (3.3)$$

Seja $T(x, y, z, t)$ a temperatura do sistema, devido às seguintes condições inicial e de contorno :

$$T(t = 0) = f(x, y, z)$$

$$T(t \geq 0) = \phi(x, y, z, t) \text{ no contorno } C \text{ ou}$$

$$\frac{\partial T}{\partial n}(t \geq 0) = \varphi(x, y, z, t) \text{ no contorno } C$$

Se $T(x, y, z, t)$ é solução da equação da condução, pode-se mostrar que a distribuição de temperatura no material, numa dada posição (x, y, z) e num instante de tempo t , é dada por :

$$T(x, y, z, t) = \int_s u_{\tau=0} f(x', y', z') dV' + \alpha \int_0^t \int_C \left[u \varphi - \phi \frac{\partial u}{\partial n} \right] dS d\tau \quad (3.4)$$

O primeiro termo do lado direito da equação (3.4) considera a condição inicial, e o segundo termo considera a influência da condição de contorno. A sua utilização permite determinar a distribuição de temperatura no material para qualquer condição inicial e/ou de contorno, conhecendo - se a função de Green associada ao sistema.

3.3 - MODELO UNIDIMENSIONAL

Para o desenvolvimento do modelo unidimensional, é considerada uma das seguintes suposições :

- (1) A fonte de calor move-se em alta velocidade, de forma que o fluxo de calor na direção de soldagem (direção z) possa ser desprezada, ou seja, $\partial T / \partial z = 0$. Cada cordão de solda preenche toda a espessura da chapa, de forma que a temperatura possa ser considerada constante na direção y . Neste caso incluem-se os modelos em regime transiente, com e sem perdas de calor para o ambiente (modelos I e II).
- (2) A soldagem é realizada numa velocidade moderada, e o processo atinge o estado quasi-estacionário, não se observando variação da temperatura com o tempo na direção perpendicular à direção de soldagem, quando observada a partir da fonte móvel. Além disso, cada passe preenche toda a espessura da chapa, e $\partial T / \partial y = 0$. Considera-se neste caso processos com propriedades físicas constantes e variáveis (modelos III e IV).

3.3.1 - MODELO I - REGIME TRANSIENTE, SEM PERDAS PARA O AMBIENTE.

Para o primeiro passe de solda, a formulação do problema é dada por :

$$\alpha \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.5)$$

$$\text{sujeito a :} \quad T(t = 0) = T_0 \quad (3.5.1)$$

$$T(x \rightarrow \infty) = T_0 \quad (3.5.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} (T - T_0) dx = \frac{Q_1''}{\rho c} \quad (3.5.3)$$

No instante inicial e num ponto distante da solda, a temperatura do sistema é igual à temperatura ambiente T_0 . Na outra condição de contorno, a quantidade de calor

fornecida ao sistema mantém-se constante em todo o volume do material. A formulação acima apresenta duas condições não homogêneas, que podem ser eliminadas através da seguinte substituição :

$$\theta = T - T_0 \quad (3.6)$$

Com isto, a formulação para o problema na variável θ passa a ser :

$$\alpha \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (3.7)$$

$$\text{com :} \quad \theta (t = 0) = 0 \quad (3.7.1)$$

$$\theta (x \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.7.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} \theta dx = \frac{Q_1''}{\rho c} \quad (3.7.3)$$

Antes de proceder à solução deste problema, considere a seguinte formulação :

$$\alpha \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = \frac{\partial u}{\partial t} \quad (3.8)$$

$$\text{com :} \quad u (t = 0) = 0 \quad (3.8.1)$$

$$u (x \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.8.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} u dx = 1 \quad (3.8.3)$$

A solução para $u (x, t)$ é a função de Green que, para o caso de fonte plana instantânea, é dada pela equação (3.3). Comparando os problemas (3.7) e (3.8), concluímos que a solução para o problema (3.7) é a própria função de Green, com $x' = 0$, $\tau = 0$, multiplicada por $Q_1''/(\rho c)$, ou seja :

$$\theta(x, t) = \frac{Q_1''}{2 \rho c (\pi \alpha t)^{1/2}} \exp\left(-\frac{x^2}{4 \alpha t}\right) \quad (3.9)$$

Esta é a solução para a distribuição de temperatura quando se tem um único passe de solda, e é a solução proposta por Rosenthal (Tabela 2.1). Para a formulação do segundo passe, a condição inicial é dada pela equação (3.9), no instante $t = t_p$, que corresponde ao instante de início do segundo passe. Para simplificação, a condição inicial será referida como uma função $\gamma(x)$. Então, é conveniente fazer o deslocamento no tempo da variável t , como mostrado abaixo :

$$t' = t - t_p \quad (3.10)$$

A formulação para o segundo passe, já na nova variável t' é :

$$\alpha \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} = \frac{\partial \theta}{\partial t'} \quad (3.11)$$

sendo :

$$\theta(t' = 0) = \frac{Q_1''}{2 \rho c (\pi \alpha t_p)^{1/2}} \exp\left(-\frac{x^2}{4 \alpha t_p}\right) = \gamma(x) \quad (3.11.1)$$

$$\theta(x \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.11.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} [\theta - \gamma(x)] dx = \frac{Q_2''}{\rho c} \quad (3.11.3)$$

Como no primeiro passe, também há duas condições não-homogêneas nesta formulação, mas que não podem ser eliminadas por uma simples substituição. De acordo com o Princípio da Superposição, esta formulação pode ser escrita em termos de formulações mais simples, de acordo com o número de não-homogeneidades presentes na formulação inicial. Portanto, a formulação acima será separada em duas formulações, onde em cada uma delas será considerada uma das condições não-homogêneas. Fisicamente, o problema 1 corresponde à aplicação da fonte de calor, e o problema 2 corresponde à dissipação da condição existente após o intervalo entre os passes.

$$\text{Problema 1} \quad \alpha \frac{\partial^2 \theta_1}{\partial x^2} = \frac{\partial \theta_1}{\partial t'} \quad (3.12)$$

$$\text{com :} \quad \theta_1 (t' = 0) = 0 \quad (3.12.1)$$

$$\theta_1 (x \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.12.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} \theta_1 dx = \frac{Q_2''}{\rho c} \quad (3.12.3)$$

$$\text{Problema 2} \quad \alpha \frac{\partial^2 \theta_2}{\partial x^2} = \frac{\partial \theta_2}{\partial t'} \quad (3.13)$$

$$\text{com :} \quad \theta_2 (t' = 0) = \gamma(x) \quad (3.13.1)$$

$$\theta_2 (x \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.13.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} [\theta_2 - \gamma(x)] dx = 0 \quad (3.13.3)$$

O problema 1 é análogo ao problema para o primeiro passe e, portanto, sua solução é semelhante, exceto o fato de que, em lugar de Q_1 , temos agora Q_2 .

$$\theta_1 (x, t') = \frac{Q_2''}{2 \rho c (\pi \alpha t')^{1/2}} \exp\left(-\frac{x^2}{4 \alpha t'}\right) \quad (3.14)$$

Para resolver o problema (3.13), é necessário utilizar o Método da Função de Green (equação 3.4), para que se possa considerar a influência da condição inicial. Na equação (3.4), temos apenas a contribuição do primeiro termo, que considera a condição inicial, pois, como a temperatura é conhecida na fronteira, segundo a observação (5) do item 3.2, a função de Green u é nula nesta fronteira ($u = 0$). Além disso, a temperatura sendo nula na fronteira (equação 3.13.2), $\phi = 0$, e todo o segundo termo da equação (3.4) anula-se. Assim, a equação a ser solucionada é :

$$\theta_2 (x, t') = \int_{-\infty}^{\infty} u_{t=0} \gamma(x') dx' \quad (3.15)$$

Com $\tau = 0$ na equação (3.3), $x = x'$ na condição inicial (3.13.1), substituindo ambas na equação (3.15) e retirando os termos constantes para fora da integral, resulta em :

$$\theta_2 (x, t') = \frac{Q_1''}{4 \rho c \pi \alpha (t_p t')^{1/2}} \int_{-\infty}^{\infty} \exp \left[-\frac{(x - x')^2}{4 \alpha t'} \right] \exp \left(-\frac{x'^2}{4 \alpha t_p} \right) dx' \quad (3.16)$$

A integral pode ser resolvida fazendo-se $p = 4 \alpha t'$ e $s = 4 \alpha t_p$, e utilizando-se a seguinte relação :

$$\int_{-\infty}^{\infty} \exp \left[-\frac{(x - x')^2}{p} \right] \exp \left(-\frac{x'^2}{s} \right) dx' = \sqrt{\frac{\pi p s}{p + s}} \exp \left(-\frac{x^2}{p + s} \right) \quad (3.17)$$

Portanto, a solução para o problema 2 é dada por :

$$\theta_2 (x, t') = \frac{Q_1''}{2 \rho c [\pi \alpha (t' + t_p)]^{1/2}} \exp \left[-\frac{x^2}{4 \alpha (t' + t_p)} \right] \quad (3.18)$$

A solução para o problema (3.11) é dado pela soma das soluções dos problemas 1 e 2 :

$$\theta (x, t') = \theta_1 (x, t') + \theta_2 (x, t')$$

$$\theta (x, t') = \frac{Q_2''}{2 \rho c (\pi \alpha t')^{1/2}} \exp \left(-\frac{x^2}{4 \alpha t'} \right) + \frac{Q_1''}{2 \rho c [\pi \alpha (t' + t_p)]^{1/2}} \exp \left[-\frac{x^2}{4 \alpha (t' + t_p)} \right]$$

Voltando à variável t ,

$$\theta(x, t) = \frac{Q_1''}{2 \rho c (\pi \alpha t)^{1/2}} \exp\left(-\frac{x^2}{4 \alpha t}\right) + \frac{Q_2''}{2 \rho c [\pi \alpha (t - t_p)]^{1/2}} \exp\left[-\frac{x^2}{4 \alpha (t - t_p)}\right] \quad (3.19)$$

A equação (3.19) mostra claramente a influência dos efeitos térmicos do primeiro e do segundo passe. Pode-se observar também que o intervalo entre os passes, que aparece na equação através de t_p , será um dos fatores de influência na distribuição de temperatura do segundo passe.

Na formulação do terceiro passe de solda, novamente devemos fazer a mudança na variável t . Supondo o intervalo de tempo entre passes constante, a origem do tempo para este passe será deslocada de um fator igual a $2t_p$, ou seja,

$$t'' = t - 2t_p \quad (3.20)$$

Para uma fonte de calor de potência Q_3 , considerando a condição inicial dada pela equação (3.19), no instante $t = 2t_p$, a formulação do problema pode ser escrita como :

$$\alpha \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} = \frac{\partial \theta}{\partial t''} \quad (3.21)$$

sendo :

$$\theta(t'' = 0) = \frac{Q_1''}{2 \rho c (\pi \alpha 2t_p)^{1/2}} \exp\left(-\frac{x^2}{8 \alpha t_p}\right) + \frac{Q_2''}{2 \rho c (\pi \alpha t_p)^{1/2}} \exp\left(-\frac{x^2}{4 \alpha t_p}\right) = \psi(x) \quad (3.21.1)$$

$$\theta(x \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.21.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} [\theta - \psi(x)] dx = \frac{Q_3''}{\rho c} \quad (3.21.3)$$

As mesmas etapas utilizadas na solução do segundo passe são seguidas para resolver o problema para o terceiro passe. Separando em dois problemas mais simples, tem-se :

$$\text{Problema 1} \quad \alpha \frac{\partial^2 \theta_1}{\partial x^2} = \frac{\partial \theta_1}{\partial t''} \quad (3.22)$$

$$\text{com :} \quad \theta_1 (t''=0) = 0 \quad (3.22.1)$$

$$\theta_1 (x \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.22.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} \theta_1 dx = \frac{Q_3''}{\rho c} \quad (3.22.3)$$

$$\text{Problema 2} \quad \alpha \frac{\partial^2 \theta_2}{\partial x^2} = \frac{\partial \theta_2}{\partial t''} \quad (3.23)$$

$$\text{com :} \quad \theta_2 (t''=0) = \psi(x) \quad (3.23.1)$$

$$\theta_2 (x \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.23.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} [\theta_2 - \psi(x)] dx = 0 \quad (3.23.3)$$

A solução do problema 1 é, da mesma forma que para o primeiro passe, a própria função de Green, multiplicada por $Q_3''/(\rho c)$. Assim,

$$\theta_1 (x, t'') = \frac{Q_3''}{2 \rho c (\pi \alpha t'')^{1/2}} \exp\left(-\frac{x^2}{4 \alpha t''}\right) \quad (3.24)$$

Utilizando o Método da Função de Green e a observação (5) do item 3.2, para o problema 2 obtém-se :

$$\theta_2 (x, t'') = \int_{-\infty}^{\infty} u_{t''=0} \psi(x') dx' \quad (3.25)$$

$$\begin{aligned}
\theta_2(x, t'') = & \frac{Q_1''}{4 \rho c \pi \alpha (2t_p t'')^{1/2}} \int_{-\infty}^{\infty} \exp\left[-\frac{(x-x')^2}{4 \alpha t''}\right] \exp\left(-\frac{x'^2}{8 \alpha t_p}\right) dx' + \\
& + \frac{Q_2''}{4 \rho c \pi \alpha (t_p t'')^{1/2}} \int_{-\infty}^{\infty} \exp\left[-\frac{(x-x')^2}{4 \alpha t''}\right] \exp\left(-\frac{x'^2}{4 \alpha t_p}\right) dx'
\end{aligned} \quad (3.26)$$

Fazendo $p = 4 \alpha t''$ e $s = 8 \alpha t_p$, a relação (3.17) fornece :

$$\begin{aligned}
\theta_2(x, t'') = & \frac{Q_1''}{2 \rho c [\pi \alpha (t'' + 2t_p)]^{1/2}} \exp\left[-\frac{x^2}{4 \alpha (t'' + 2t_p)}\right] + \\
& + \frac{Q_2''}{2 \rho c [\pi \alpha (t'' + t_p)]^{1/2}} \exp\left[-\frac{x^2}{4 \alpha (t'' + t_p)}\right]
\end{aligned} \quad (3.27)$$

Somando as soluções dos problemas 1 e 2, obtém-se a solução para o terceiro passe de solda :

$$\begin{aligned}
\theta(x, t'') = & \frac{Q_1''}{2 \rho c [\pi \alpha (t'' + 2t_p)]^{1/2}} \exp\left[-\frac{x^2}{4 \alpha (t'' + 2t_p)}\right] + \\
& + \frac{Q_2''}{2 \rho c [\pi \alpha (t'' + t_p)]^{1/2}} \exp\left[-\frac{x^2}{4 \alpha (t'' + t_p)}\right] + \\
& + \frac{Q_3''}{2 \rho c (\pi \alpha t'')^{1/2}} \exp\left(-\frac{x^2}{4 \alpha t''}\right)
\end{aligned} \quad (3.28)$$

Voltando à variável t através da relação (3.20),

$$\begin{aligned}
\theta(x,t) = & \frac{Q_1''}{2 \rho c (\pi \alpha t)^{1/2}} \exp\left(-\frac{x^2}{4 \alpha t}\right) + \\
& + \frac{Q_2''}{2 \rho c [\pi \alpha (t-t_p)]^{1/2}} \exp\left[-\frac{x^2}{4 \alpha (t-t_p)}\right] + \\
& + \frac{Q_3''}{2 \rho c [\pi \alpha (t-2t_p)]^{1/2}} \exp\left[-\frac{x^2}{4 \alpha (t-2t_p)}\right] \quad (3.29)
\end{aligned}$$

Seguindo o mesmo procedimento para 4, 5, 6, 7,..., n passes, voltando à variável $T(x, t)$, de acordo com (3.6), a solução geral é dada por :

$$T(x, t) = T_o + \frac{1}{2 \rho c (\pi \alpha)^{1/2}} \sum_{i=1}^n \frac{Q_i''}{[t - (i-1)t_p]^{1/2}} \exp\left\{-\frac{x^2}{4 \alpha [t - (i-1)t_p]}\right\} \quad (3.30)$$

Se a quantidade de calor Q for a mesma para todos os passes,

$$T(x, t) = T_o + \frac{Q''}{2 \rho c (\pi \alpha)^{1/2}} \sum_{i=1}^n \frac{1}{[t - (i-1)t_p]^{1/2}} \exp\left\{-\frac{x^2}{4 \alpha [t - (i-1)t_p]}\right\} \quad (3.31)$$

As equações acima permitem calcular a distribuição de temperatura no material num processo multi-passe, em qualquer posição e em qualquer instante de tempo, e para qualquer passe de solda. A temperatura máxima num determinado passe e o tempo em que ela ocorre podem ser determinados através da equação (3.30), derivando-a em relação ao tempo, ou seja,

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{2 \rho c (\pi \alpha)^{1/2}} \sum_{i=1}^n \left\{ \frac{Q_i''}{2 [t - (i-1)t_p]^{3/2}} \exp\left\{-\frac{x^2}{4 \alpha [t - (i-1)t_p]}\right\} \left[\frac{x^2}{2 \alpha [t - (i-1)t_p]} - 1 \right] \right\} \quad (3.32)$$

Igualando a expressão (3.32) a zero, obtém-se o instante em que ocorre a temperatura máxima para qualquer passe de solda. O valor para a temperatura máxima é obtido substituindo-se o instante em que ela ocorre na equação (3.30). É um parâmetro importante de se prever, pois o seu valor determinará a possibilidade de ocorrência de transformações microestruturais no material.

3.3.2 - MODELO II - REGIME TRANSIENTE, COM PERDAS DE CALOR PARA O AMBIENTE.

Para fluxo de calor unidimensional, é conveniente se considerar que o material perde calor através da superfície por convecção. Neste caso, a equação da condução é dada pela equação :

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} - b\theta \quad (3.33)$$

Suponha que a temperatura do material $\theta (x, t)$ seja dada pelo produto da temperatura $V (x, t)$ e do fator adimensional $\exp(- bt)$, que descreve a intensidade com que ocorre o resfriamento devido às perdas superficiais, ou seja,

$$\theta (x, t) = V (x, t) . \exp (-bt) \quad (3.34)$$

Derivando esta equação em relação a x e t , e substituindo na equação (2.14), obtemos :

$$\frac{\partial V}{\partial t} \exp(-bt) - b V \exp(-bt) = \alpha \frac{\partial^2 V}{\partial x^2} \exp(-bt) - b V \exp(-bt) \quad (3.35)$$

Simplificando a equação (3.35) :

$$\frac{\partial V}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 V}{\partial x^2} \quad (3.36)$$

A função $V(x, t)$ é a temperatura do material sem perdas de calor, que satisfaz a mesma condição inicial que a temperatura $\theta(x, t)$ num material com perdas de calor. As condições de contorno para $V(x, t)$ devem ser escolhidas de tal forma a satisfazer as condições de contorno para $\theta(x, t)$. Então, a temperatura $\theta(x, t)$ de um material com perdas de calor é igual ao produto da temperatura $V(x, t)$ obtida para um material sem perdas de calor, e o fator de resfriamento $\exp(-bt)$, que depende da duração do processo de resfriamento.

Para o primeiro passe de solda, a formulação do problema para $V(x, t)$ é a mesma formulação dada pela equação (3.7) e as condições a ela associadas. Como a solução para este problema é conhecida (equação 3.9), a solução para o primeiro passe é obtida diretamente através da equação (3.34) :

$$\theta(x, t) = \frac{Q_1''}{2 \rho c (\pi \alpha t)^{1/2}} \exp\left(-\frac{x^2}{4 \alpha t}\right) \exp(-bt) \quad (3.37)$$

Na formulação para o segundo passe, fazendo o deslocamento da origem do tempo ($t' = t - t_p$), tem-se :

$$\alpha \frac{\partial^2 V}{\partial x^2} = \frac{\partial V}{\partial t'} \quad (3.38)$$

$$\text{sendo : } V(t' = 0) = \frac{Q_1''}{2 \rho c (\pi \alpha t_p)^{1/2}} \exp\left(-\frac{x^2}{4 \alpha t_p}\right) \exp(-bt_p) = \gamma(x) \quad (3.38.1)$$

$$V(x \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.38.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} V dx = \frac{Q_2''}{\rho c} \quad (3.38.3)$$

Pelo Princípio da Superposição, dividindo o problema (3.38) em dois problemas :

Problema 1

$$\alpha \frac{\partial^2 V_1}{\partial x^2} = \frac{\partial V_1}{\partial t'} \quad (3.39)$$

com :

$$V_1 (t'=0) = 0 \quad (3.39.1)$$

$$V_1 (x \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.39.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} V_1 dx = \frac{Q_2''}{\rho c} \quad (3.39.3)$$

Problema 2

$$\alpha \frac{\partial^2 V_2}{\partial x^2} = \frac{\partial V_2}{\partial t'} \quad (3.40)$$

com :

$$V_2 (t'=0) = \gamma (x) \quad (3.40.1)$$

$$V_2 (x \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.40.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} [V_2 - \gamma(x)] dx = 0 \quad (3.40.3)$$

O problema 1 é semelhante ao problema para um único passe de solda, e sua solução é dada por :

$$V_1(x, t') = \frac{Q_2''}{2 \rho c (\pi \alpha t')^{1/2}} \exp\left(-\frac{x^2}{4 \alpha t'}\right) \quad (3.41)$$

A solução para o problema considerando as perdas é obtida utilizando a relação (3.34) :

$$\theta_1(x, t') = V_1(x, t') \cdot \exp(-bt')$$

$$\theta_1(x, t') = \frac{Q_2''}{2 \rho c (\pi \alpha t')^{1/2}} \exp\left(-\frac{x^2}{4 \alpha t'}\right) \exp(-bt') \quad (3.42)$$

Para o problema 2, através do Método da Função de Green, tem-se :

$$V_2(x, t') = \int_{-\infty}^{\infty} u_{t=0} \gamma(x') dx' \quad (3.43)$$

$$V_2(x, t') = \frac{Q_1''}{4 \rho c \pi \alpha (t_p t')^{1/2}} \exp(-bt_p) \int_{-\infty}^{\infty} \exp\left[-\frac{(x-x')^2}{4 \alpha t'}\right] \exp\left(-\frac{x'^2}{4 \alpha t_p}\right) dx' \quad (3.44)$$

Aplicando a relação (3.17) na equação (3.44),

$$V_2(x, t') = \frac{Q_1''}{2 \rho c [\pi \alpha (t' + t_p)]^{1/2}} \exp(-bt_p) \exp\left[-\frac{x^2}{4 \alpha (t' + t_p)}\right] \quad (3.45)$$

Considerando as perdas, a solução do problema 2 é dada por :

$$\theta_2(x, t') = \frac{Q_1''}{2 \rho c [\pi \alpha (t' + t_p)]^{1/2}} \exp\left[-\frac{x^2}{4 \alpha (t' + t_p)}\right] \exp[-b(t' + t_p)] \quad (3.46)$$

A soma das equações (3.42) e (3.46) resulta na solução do problema para o segundo passe de solda, levando em consideração as perdas superficiais. Voltando à variável t , tem-se :

$$\begin{aligned} \theta(x, t) = & \frac{Q_1''}{2 \rho c (\pi \alpha t)^{1/2}} \exp\left[-\frac{x^2}{4 \alpha t}\right] \exp[-b t] + \\ & + \frac{Q_2''}{2 \rho c [\pi \alpha (t - t_p)]^{1/2}} \exp\left[-\frac{x^2}{4 \alpha (t - t_p)}\right] \exp[-b(t - t_p)] \end{aligned} \quad (3.47)$$

Para n passes de solda, a solução geral obtida para o problema considerando as perdas de calor pela superfície é dada por :

$$T(x, t) = T_o + \frac{1}{2 \rho c (\pi \alpha)^{1/2}} \sum_{i=1}^n \frac{Q_i''}{[t - (i-1)t_p]^{1/2}} \exp\left\{-\frac{x^2}{4 \alpha [t - (i-1)t_p]}\right\} \exp\{-b[t - (i-1)t_p]\} \quad (3.48)$$

3.3.3 - MODELO III - REGIME QUASI-ESTACIONÁRIO, COM PROPRIEDADES FÍSICAS CONSTANTES.

Os modelos I e II foram desenvolvidos para o regime transiente, onde a temperatura varia com o tempo no decorrer do processo. Entretanto, se a soldagem for realizada ao longo de uma chapa com um comprimento considerável e numa velocidade moderada, o processo pode atingir um estado onde, reposicionando-se o observador, não se observa variação da temperatura com o tempo, o então chamado estado quasi-estacionário.

Neste caso, para o primeiro passe, o problema a ser solucionado é :

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} = -\frac{v}{\alpha} \frac{\partial \theta}{\partial x} \quad (3.49)$$

sujeito às condições : $\theta (x \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.49.1)$

$$\frac{\partial \theta}{\partial x}(x=0) = -\frac{Q_1''}{k} \quad (3.49.2)$$

Utilizando o método de redução da ordem e posteriormente o método do fator integrante, a solução para o problema acima é dada por :

$$\theta = \frac{Q_1''}{\rho c v} \exp\left(-\frac{v x}{\alpha}\right) \quad x \geq 0 \quad (3.50.1)$$

$$\theta = \frac{Q_1''}{\rho c v} \quad x \leq 0 \quad (3.50.2)$$

Deve-se lembrar que a equação acima foi obtida através da mudança de variável na direção de soldagem $x (x = x_0 - vt)$. Para o segundo passe de solda, ao deslocar a origem do tempo de um valor igual a t_p , como t não aparece explicitamente na equação (3.50.1), este deslocamento será denotado por um índice na variável x . Nos dois modelos anteriormente desenvolvidos, observa-se que a solução para o i -ésimo passe de solda é obtida pela superposição das soluções dos n passes, onde o tempo é deslocado de $(i-1)t_p$. Assim, a solução para o segundo passe é dada por :

$$\theta = \frac{Q_1''}{\rho c v} \exp\left(-\frac{v x_1}{\alpha}\right) + \frac{Q_2''}{\rho c v} \exp\left(-\frac{v x_2}{\alpha}\right) \quad (3.51)$$

Analogamente, para o terceiro passe de solda,

$$\theta = \frac{Q_1''}{\rho c v} \exp\left(-\frac{v x_1}{\alpha}\right) + \frac{Q_2''}{\rho c v} \exp\left(-\frac{v x_2}{\alpha}\right) + \frac{Q_3''}{\rho c v} \exp\left(-\frac{v x_3}{\alpha}\right) \quad (3.52)$$

A expressão geral da distribuição de temperatura para o regime quasi-estacionário, num processo com n passes de solda, pode ser escrita como :

$$T = T_o + \frac{1}{\rho c v} \sum_{i=1}^n Q_i'' \exp\left(-\frac{v x_i}{\alpha}\right) \quad (3.53)$$

onde :

$$x_i = x_o - v [t - (i-1)t_p] \quad (3.54)$$

3.3.4 - MODELO IV - REGIME QUASI-ESTACIONÁRIO, COM PROPRIEDADES FÍSICAS VARIÁVEIS.

Para o modelo com variação das propriedades físicas, supõe-se que a condutividade térmica e o produto do calor específico pela densidade variem da seguinte forma :

$$k = k_o f'(T) \quad (3.55.1)$$

$$\rho c = (\rho c)_o f(T) \quad (3.55.2)$$

Geralmente,

$$\frac{\partial f(T)}{\partial x} = f'(T) \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.56)$$

Na derivação da equação para o estado quasi-estacionário, considerando a variação das propriedades físicas com a temperatura, tem-se :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) = - \rho c v \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.57)$$

Substituindo as equações (3.55.1) e (3.55.2) na equação (3.57) :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[k_0 f'(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] = - v (\rho c)_0 f'(T) \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.58)$$

Como k_0 é constante, pode ser retirado da derivada. Utilizando a relação (3.56) e rearranjando :

$$\frac{\partial^2 f(T)}{\partial x^2} = - \frac{v}{\alpha} \frac{\partial f(T)}{\partial x} \quad (3.59)$$

O problema acima é semelhante ao problema (3.49). Portanto, sua solução é análoga, e em vez de T tem-se $f(T)$:

$$f(T) = f(T_0) + \frac{Q_1''}{\rho c v} \exp \left(- \frac{v x_1}{\alpha} \right) \quad (3.60)$$

Se as propriedades variam linearmente com a temperatura, ou seja , se $f'(T)$ é da forma :

$$f'(T) = 1 + mT \quad (3.61)$$

a função $f(T)$ é obtida pela simples integração da equação (3.61) :

$$f(T) = T + \frac{m}{2} T^2 \quad (3.62)$$

Substituindo a equação (3.62) na equação (3.60) :

$$T + \frac{m}{2} T^2 = T_o + \frac{m}{2} T_o^2 + \frac{Q_1''}{\rho c v} \exp\left(-\frac{v x_1}{\alpha}\right) \quad (3.63)$$

Resolvendo a equação (3.63), obtém-se a solução para o primeiro passe de solda no regime quasi-estacionário com propriedades variáveis :

$$T = \frac{1}{m} \left\{ \left[\frac{2 Q_1'' m}{(\rho c)_o v} \exp\left(-\frac{v x_1}{\alpha}\right) + (1 + m T_o)^2 \right]^{1/2} - 1 \right\} \quad x \geq 0 \quad (3.64.1)$$

$$T = \frac{1}{m} \left\{ \left[\frac{2 Q_1'' m}{(\rho c)_o v} + (1 + m T_o)^2 \right]^{1/2} - 1 \right\} \quad x \geq 0 \quad (3.64.2)$$

No segundo passe, a condição inicial é dada pela equação (3.64.1), no instante $t = t_p$, ou seja, é um valor constante e igual a U. Então, de acordo com a equação (3.60), considerando a condição inicial e a potência da fonte Q_2 , tem-se :

$$f(T) = f(U) + \frac{Q_2''}{\rho c v} \exp\left(-\frac{v x_2}{\alpha}\right) \quad (3.65)$$

Aplicando a relação (3.62) para $f(T)$ e $f(U)$ na equação (3.65) e resolvendo a nova equação do segundo grau :

$$T = \frac{1}{m} \left\{ \left[(1 + m T_o)^2 + \frac{2 Q_1'' m}{(\rho c)_o v} \exp\left(-\frac{v x_1}{\alpha}\right) + \frac{2 Q_2'' m}{(\rho c)_o v} \exp\left(-\frac{v x_2}{\alpha}\right) \right]^{1/2} - 1 \right\} \quad (3.66)$$

Seguindo o mesmo procedimento para m passes :

$$T = \frac{1}{m} \left\{ \left[(1 + m T_o)^2 + \frac{2 m}{(\rho c)_o v} \sum_{i=1}^n Q_i'' \exp\left(-\frac{v x_i}{\alpha}\right) \right]^{1/2} - 1 \right\} \quad (3.67)$$

A equação (3.67) é a solução geral para m passes de solda no regime quasi-estacionário, onde as propriedades físicas variam linearmente com a temperatura. Nesta equação, x_n tem a mesma definição dada pela equação (3.54).

3.4 - MODELO BIDIMENSIONAL

O modelo bidimensional pode ser aplicado nos seguintes casos :

- (1) A fonte move-se em alta velocidade, e o fluxo de calor na direção de soldagem pode ser desprezado. A transferência de calor ocorre ao longo da espessura da peça e perpendicular à direção de soldagem. Neste caso, serão desenvolvidos os modelos em regime transiente, com propriedades físicas constantes, sem perdas de calor e também com perdas superficiais.
- (2) A temperatura é constante ao longo da espessura da chapa, e o fluxo de calor ocorre nas direções de soldagem e perpendicular à ela. Neste caso, serão desenvolvidos os modelos em regime quasi-estacionário, com propriedades físicas constantes e variáveis, e com perdas e sem perdas de calor para o ambiente.

3.4.1 - MODELO I - REGIME TRANSIENTE, SEM PERDAS DE CALOR PARA O AMBIENTE.

A formulação do problema para o primeiro passe, já fazendo a mudança de variável $\theta (x, y, t) = T (x, y, t) - T_o$, como no caso unidimensional, para eliminar as condições inicial e de contorno não homogêneas, é dada por :

$$\alpha \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \right) = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (3.68)$$

$$\text{sujeito às condições :} \quad \theta (t = 0) = 0 \quad (3.68.1)$$

$$\theta (x \rightarrow \infty, y \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.68.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} \theta \, dx \, dy = \frac{Q'_1}{\rho c} \quad (3.68.3)$$

Assim como no caso unidimensional, comparando-se o problema acima com o problema para $u(x, y, t)$ com potência unitária, temos :

$$\alpha \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right) = \frac{\partial u}{\partial t} \quad (3.69)$$

com :

$$u(t=0) = 0 \quad (3.69.1)$$

$$u(x \rightarrow \infty, y \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.69.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} u \, dx \, dy = 1 \quad (3.69.3)$$

A solução para $u(x, y, t)$ é a função de Green para fonte linear instantânea (equação 3.2). Portanto, a solução para o primeiro passe é a própria função de Green, com $x'=0$, $y'=0$ e $\tau=0$, multiplicada por $Q'_1/(\rho c)$.

$$\theta(x, y, t) = \frac{Q'_1}{4 \rho c \pi \alpha t} \exp \left[-\frac{(x^2 + y^2)}{4 \alpha t} \right] \quad (3.70)$$

Para o segundo passe de solda, além do deslocamento no tempo ($t' = t - t_p$), devemos também considerar o deslocamento da origem do eixo y de um valor igual a y_p , correspondente à altura do cordão de solda. Neste caso, supõe-se que todos os cordões possuem a mesma altura. Com a substituição da coordenada y por

$$\omega = y - y_p \quad (3.71)$$

a formulação do problema para o segundo passe nas variáveis t' e ω , considerando a condição inicial dada pela equação (3.70), passa a ser :

$$\alpha \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial \omega^2} \right) = \frac{\partial \theta}{\partial t'} \quad (3.72)$$

com :
$$\theta (t' = 0) = \frac{Q_1''}{4 \rho c \pi \alpha t_p} \exp \left[-\frac{x^2 + (\omega + y_p)^2}{4 \alpha t_p} \right] = \gamma (x, \omega) \quad (3.72.1)$$

$$\theta (x \rightarrow \infty, \omega \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.72.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} [\theta - \gamma (x, \omega)] dx d\omega = \frac{Q_2'}{\rho c} \quad (3.72.3)$$

A presença das duas condições não homogêneas exige a divisão deste problema em dois problemas mais simples :

Problema 1
$$\alpha \left(\frac{\partial^2 \theta_1}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta_1}{\partial \omega^2} \right) = \frac{\partial \theta_1}{\partial t'} \quad (3.73)$$

com :
$$\theta_1 (t' = 0) = 0 \quad (3.73.1)$$

$$\theta_1 (x \rightarrow \infty, \omega \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.73.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \theta_1 dx d\omega = \frac{Q_2'}{\rho c} \quad (3.73.3)$$

Problema 2
$$\alpha \left(\frac{\partial^2 \theta_2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta_2}{\partial \omega^2} \right) = \frac{\partial \theta_2}{\partial t'} \quad (3.74)$$

com :
$$\theta_2 (t' = 0) = \gamma (x, \omega) \quad (3.74.1)$$

$$\theta_2 (x \rightarrow \infty, \omega \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.74.2)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} [\theta_2 - \gamma (x, \omega)] dx d\omega = 0 \quad (3.74.3)$$

Exceto o fato de que as variáveis agora são ω e t' , a solução para o problema 1 é semelhante à do primeiro passe :

$$\theta_1 (x, \omega, t') = \frac{Q_2'}{4 \rho c \pi \alpha t'} \exp \left[-\frac{(x^2 + \omega^2)}{4 \alpha t'} \right] \quad (3.75)$$

Para o problema 2, é necessário recorrer ao Método da Função de Green para obter a solução. A temperatura nula na fronteira elimina o segundo termo do lado direito da expressão (3.4). A integral a ser solucionada reduz-se então a :

$$\theta_2(x, \omega, t') = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} u_{\tau=0} \gamma(x', \omega') dx' d\omega'$$

$$\theta_2(x, \omega, t') = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{1}{4\pi\alpha t'} \exp\left[-\frac{(x-x')^2 + (\omega-\omega')^2}{4\alpha t'}\right] \frac{Q_1}{4\rho c \pi \alpha t_p} \exp\left[-\frac{x'^2 + (\omega' + y_p)^2}{4\alpha t_p}\right] dx' d\omega'$$

$$\theta_2(x, \omega, t') = \frac{Q_1'}{16\rho c (\pi\alpha)^2 t_p t'} \int_{-\infty}^{\infty} \exp\left[-\frac{(x-x')^2}{4\alpha t'} - \frac{x'^2}{4\alpha t_p}\right] dx' \int_{-\infty}^{\infty} \exp\left[-\frac{(\omega-\omega')^2}{4\alpha t'} - \frac{(\omega' + y_p)^2}{4\alpha t_p}\right] d\omega'$$

(3.76)

Através da substituição $p = 4\alpha t'$ e $s = 4\alpha t_p$, e utilizando a relação dada pela equação (3.17), a solução para o problema 2 é :

$$\theta_2(x, \omega, t') = \frac{Q_1'}{4\rho c \pi \alpha (t' + t_p)} \exp\left\{-\frac{[x^2 + (\omega + y_p)^2]}{4\alpha (t' + t_p)}\right\} \quad (3.77)$$

Pelo Princípio da Superposição, a solução para o segundo passe é dada pela soma dos problemas 1 e 2 :

$$\theta(x, \omega, t') = \theta_1(x, \omega, t') = \frac{Q_2'}{4\rho c \pi \alpha t'} \exp\left[-\frac{(x^2 + \omega^2)}{4\alpha t'}\right] +$$

$$+ \frac{Q_1'}{4\rho c \pi \alpha (t' + t_p)} \exp\left\{-\frac{[x^2 + (\omega + y_p)^2]}{4\alpha (t' + t_p)}\right\} \quad (3.78)$$

Voltando às variáveis y e t ,

$$\theta(x, y, t) = \frac{Q'_1}{4 \rho c \pi \alpha t} \exp\left[-\frac{(x^2 + y^2)}{4 \alpha t}\right] + \frac{Q'_2}{4 \rho c \pi \alpha (t - t_p)} \exp\left[-\frac{[x^2 + (y - y_p)^2]}{4 \alpha (t - t_p)}\right] \quad (3.79)$$

Para cada passe de solda, a coordenada y e o tempo t são deslocados de um y_p e de um t_p , respectivamente. Para n passes de solda, a distribuição de temperatura é dada pela equação :

$$T(x, y, t) = T_o + \frac{1}{4 \rho c \pi \alpha} \sum_{i=1}^n \frac{Q'_i}{[t - (i-1)t_p]} \exp\left\{-\frac{[x^2 + [y - (i-1)y_p]^2]}{4 \alpha [t - (i-1)t_p]}\right\} \quad (3.80)$$

Se a potência fornecida ao processo for a mesma para todos os passes, a variável Q pode ser retirada da somatória na equação (3.80). Derivando a equação (3.80) em relação ao tempo, obtém-se :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{4 \rho c \pi \alpha} \sum_{i=1}^n \left\{ \frac{Q'_i}{[t - (i-1)t_p]^2} \exp\left\{-\frac{[x^2 + [y - (i-1)y_p]^2]}{4 \alpha [t - (i-1)t_p]}\right\} \left[\frac{[x^2 + [y - (i-1)y_p]^2]}{4 \alpha [t - (i-1)t_p]} - 1 \right] \right\} \quad (3.81)$$

Igualando a equação (3.81) a zero, obtém-se o instante em que ocorre a temperatura máxima. A substituição do valor obtido para este instante na equação (3.80) resulta na temperatura máxima a ser atingida numa dada posição.

3.4.2 - MODELO II - REGIME TRANSIENTE, COM PERDAS DE CALOR PARA O AMBIENTE.

No modelo bidimensional, é razoável considerar as perdas de calor através da superfície, principalmente se a espessura da chapa não for muito grande, pois o

coeficiente de perda de calor é inversamente proporcional à espessura do material, como mostrado na equação (2.13). Neste caso, a equação a ser solucionada é dada por :

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \alpha \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \right) - b\theta \quad (3.82)$$

Da mesma forma que para o caso unidimensional, a solução para o problema considerando as perdas superficiais pode ser obtida através da solução para o problema sem perdas, já que as condições inicial e de contorno são as mesmas para os dois casos. Assim, conhecendo-se a solução para o caso onde as perdas de calor pela superfície são desprezíveis, é possível obter a solução para o caso onde as perdas devem ser levadas em consideração, como mostrado no desenvolvimento do modelo II do caso unidimensional.

A solução para o primeiro passe de solda sem considerar as perdas é dada pela equação (3.70). Então, multiplicando esta equação pelo fator de resfriamento, obtém-se a solução para o primeiro passe considerando as perdas superficiais :

$$\theta (x, y, t) = \frac{Q'_1}{4 \rho c \pi \alpha t} \exp \left[-\frac{(x^2 + y^2)}{4 \alpha t} \right] \exp(-bt) \quad (3.83)$$

Da mesma forma, a solução para o segundo passe considerando as perdas de calor é dada multiplicando-se a equação (3.79) pelo fator de resfriamento, ou seja,

$$\begin{aligned} \theta(x,y,t) = & \frac{Q'_1}{4 \rho c \pi \alpha t} \exp \left[-\frac{(x^2 + y^2)}{4 \alpha t} \right] \exp(-bt) + \\ & + \frac{Q'_2}{4 \rho c \pi \alpha (t - t_p)} \exp \left\{ -\frac{[x^2 + (y - y_p)^2]}{4 \alpha (t - t_p)} \right\} \exp[-b(t - t_p)] \quad (3.84) \end{aligned}$$

Por analogia aos modelos unidimensionais, onde mostrou-se que a solução geral pode ser obtida pela superposição das soluções de cada passe, deslocando-se o tempo e, neste caso, deve-se deslocar também a coordenada y , a solução geral é dada por :

$$T(x, y, t) = T_o + \frac{1}{4 \rho c \pi \alpha} \sum_{i=1}^n \frac{Q'_i}{[t - (i-1)t_p]} \exp \left\{ -\frac{[x^2 + [y - (i-1)y_p]^2]}{4 \alpha [t - (i-1)t_p]} \right\} \exp \{ -b[t - (i-1)t_p] \} \quad (3.85)$$

3.4.3 - MODELO III - REGIME QUASI-ESTACIONÁRIO, COM PROPRIEDADES FÍSICAS CONSTANTES.

Para uma fonte de calor móvel na direção de soldagem x , a formulação do problema no regime quasi-estacionário é dada por :

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} = -\frac{v}{\alpha} \frac{\partial \theta}{\partial x} \quad (3.86)$$

$$\text{sendo :} \quad \theta (x \rightarrow \infty, y \rightarrow \infty) = 0 \quad (3.86.1)$$

$$Q_1 = \lim_{r \rightarrow 0} -2 \pi r \delta k \frac{\partial \theta}{\partial r} \quad (3.86.2)$$

A solução para este problema é conhecida, e corresponde à distribuição de temperatura no material quando a soldagem é realizada num único passe.

$$\theta = \frac{Q'_1}{2 \pi k} \exp \left(-\frac{v x_1}{2 \alpha} \right) K_o \left(\frac{v r_1}{2 \alpha} \right) \quad (3.87)$$

Para o segundo passe, a solução é obtida somando-se ao efeito térmico do primeiro passe o termo que considera a potência Q_2 aplicada no segundo passe, deslocando a origem do tempo de um t_p . Assim,

$$\theta = \frac{Q'_1}{2 \pi k} \exp \left(-\frac{v x_1}{2 \alpha} \right) K_o \left(\frac{v r_1}{2 \alpha} \right) + \frac{Q'_2}{2 \pi k} \exp \left(-\frac{v x_2}{2 \alpha} \right) K_o \left(\frac{v r_2}{2 \alpha} \right) \quad (3.88)$$

Para n passes de solda, a distribuição de temperatura pode ser calculada através da fórmula geral :

$$T = T_o + \frac{1}{2 \pi k} \sum_{i=1}^n Q'_i \exp\left(-\frac{v x_i}{2 \alpha}\right) K_o\left(\frac{v r_i}{2 \alpha}\right) \quad (3.89)$$

3.4.4 - MODELO IV - REGIME QUASI-ESTACIONÁRIO, COM PROPRIEDADES FÍSICAS VARIÁVEIS.

Para considerar a variação das propriedades físicas com a temperatura no regime quasi-estacionário, tem-se :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) = - \rho c v \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.90)$$

Utilizando as relações (3.55.1) e (3.55.2) na equação (3.90) :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_o f'(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_o f'(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right) = - v (\rho c)_o f'(T) \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.91)$$

Aplicando a propriedade dada pela equação (3.56) e rearranjando os termos, obtém-se :

$$\frac{\partial^2 f(T)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 f(T)}{\partial y^2} = - \frac{v}{\alpha} \frac{\partial f(T)}{\partial x} \quad (3.92)$$

A equação (3.92) é semelhante à equação (3.86) e, por analogia, sua solução é dada por :

$$f(T) = f(T_o) + \frac{Q'_1}{2 \pi k_o} \exp\left(-\frac{v x_1}{2 \alpha}\right) K_o\left(\frac{v r_1}{2 \alpha}\right) \quad (3.93)$$

Supondo uma variação linear das propriedades com a temperatura e utilizando a equação (3.62) na equação (3.93), obtém-se, da mesma forma que para o caso unidimensional, uma expressão para a temperatura T , que corresponde a uma equação do segundo grau. Resolvendo esta equação, a solução para o primeiro passe considerando a variação das propriedades físicas com a temperatura é :

$$T = \frac{1}{m} \left\{ \left[(1 + mT_o)^2 + \frac{Q'_1}{\pi k_o} \exp\left(-\frac{v x_1}{2 \alpha}\right) K_o\left(\frac{v r_1}{2 \alpha}\right) \right]^{1/2} - 1 \right\} \quad (3.94)$$

Seguindo o mesmo procedimento do modelo unidimensional (item 3.3.5), obtém-se a solução para o segundo passe, que é dada por :

$$T = \frac{1}{m} \left\{ \left[(1 + mT_o)^2 + \frac{Q'_1}{\pi k_o} \exp\left(-\frac{v x_1}{2 \alpha}\right) K_o\left(\frac{v r_1}{2 \alpha}\right) + \frac{Q'_2}{\pi k_o} \exp\left(-\frac{v x_2}{2 \alpha}\right) K_o\left(\frac{v r_2}{2 \alpha}\right) \right]^{1/2} - 1 \right\} \quad (3.95)$$

A solução geral para n passes de solda pode ser escrita como :

$$T = \frac{1}{m} \left\{ \left[(1 + mT_o)^2 + \frac{1}{\pi k_o} \sum_{i=1}^n Q'_i \exp\left(-\frac{v x_i}{2 \alpha}\right) K_o\left(\frac{v r_i}{2 \alpha}\right) \right]^{1/2} - 1 \right\} \quad (3.96)$$

A equação (3.96) permite calcular a distribuição de temperatura para qualquer passe, levando em consideração a variação das propriedades físicas com a temperatura. Vale lembrar que esta variação foi suposta ter um comportamento linear.

CAPÍTULO 4

DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL

4.1 - INTRODUÇÃO

Neste capítulo são abordados os tópicos que descrevem a determinação do tamanho dos corpos de prova, fixação dos mesmos para soldagem, sistema para controle dos parâmetros do processo e o sistema para aquisição de temperatura.

4.2 - MATERIAIS E PROCESSOS

Neste trabalho, utilizou-se o processo de soldagem MIG pois, dentre os processos disponíveis para a deposição dos cordões, este é o que melhor permite a manutenção dos parâmetros de soldagem constantes durante a realização da solda. Entretanto, os modelos analíticos aplicam-se aos demais processos de soldagem e materiais. A escolha do metal base foi vinculada ao processo de soldagem utilizado no experimento. Devido ao custo relativamente alto do processo MIG, optou-se pela utilização de um material mais nobre comparado ao aço carbono comum. Assim, utilizou-se como metal base o aço inoxidável austenítico AISI 304L, e como metal de adição o arame eletrodo ER 308, com diâmetro igual a 1,2 mm.

4.3 - DIMENSÕES DOS CORPOS DE PROVA

A definição das dimensões dos corpos de prova (espessura, largura e comprimento) foi baseada nas seguintes considerações :

- (1) Espessura - Os modelos analíticos desenvolvidos aplicam-se à soldagem multi-passe. Para comparar os dados experimentais com os modelos, a espessura da chapa a soldar deve permitir o preenchimento da junta com pelo menos dois passes. Neste trabalho, optou-se por uma espessura de $\frac{1}{2}$ polegada, equivalente a 12,7 mm, com três passes de solda, como sugerido na Tabela 2.6.

- (2) Comprimento - Para verificar o efeito térmico de um passe sobre o outro, o seu comprimento deve estar na faixa estabelecida para passes considerados curtos (50 - 400 mm), como citado no item 2.6.1. Assim, utilizou-se um valor igual a 100 mm para o comprimento do cordão, como sugerido por Radaj (1992). Deve-se lembrar que a definição de passe longo e passe curto está associado ao tempo de espera entre a realização dos passes : se o comprimento utilizado corresponde a um passe curto mas o intervalo entre eles for grande, de forma que permita o completo resfriamento do material, não se observará influência de um passe sobre o outro.
- (3) Largura - Devido ao contato do dispositivo de fixação com o metal base, a largura da chapa deve ter uma dimensão suficiente para que não ocorra extração de calor do metal pelo dispositivo. Através dos modelos, calculou-se a distância mínima necessária, perpendicular à direção de soldagem, para que não ocorresse variação da temperatura durante o tempo de duração do processo. O valor utilizado para a largura do corpo de prova foi igual a 200 mm.

4.4 - PREPARAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA

A soldagem a topo de chapas na espessura estabelecida requer a preparação da junta. Neste trabalho, utilizou-se o chanfro em “V” simples, com um ângulo de 45° , nariz igual a 1 mm, e distância entre as peças igual ao diâmetro do arame, ou seja, 1,2 mm, conforme a Figura 4.1. Após a preparação dos chanfros e nariz, realizou-se a abertura dos orifícios destinados à inserção dos termopares. Antes de proceder à soldagem, os corpos de prova foram devidamente jateados com areia para reduzir a presença de possíveis elementos contaminantes na solda.

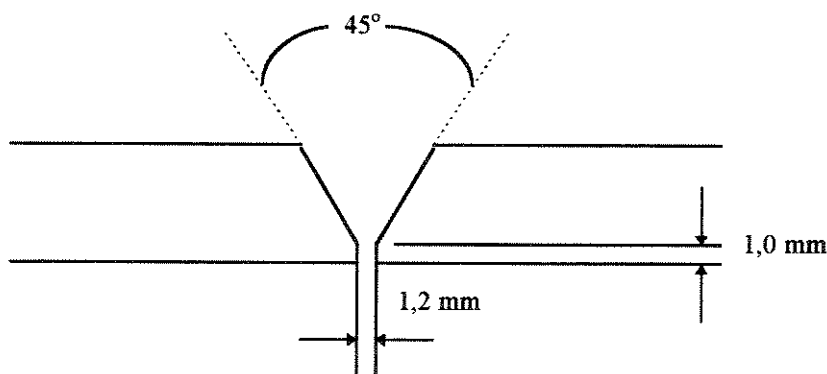


Figura 4.1 - Esquema do tipo de junta utilizado no experimento.

4.5 - LOCALIZAÇÃO DOS TERMOPARES

Para as medidas de temperatura, utilizou-se termopares tipo R (Pt/Pt-Rh), com diâmetro igual a 0,5 mm, adequados para o processo de soldagem, onde estão envolvidas altas temperaturas. Os termopares foram calibrados comparando-se as medidas de temperatura obtidas num forno com um termopar padrão. Para se evitar erros provenientes da não-homogeneização da temperatura no interior do forno, as medidas foram feitas numa mesma posição para todos os termopares. A calibração foi feita para uma ampla faixa de temperaturas, cobrindo toda a escala obtida no experimento.

Para proteger os termopares dos respingos, foram utilizados capilares cerâmicos com diâmetro de 4,2 mm . Devido ao alto custo deste tipo de termopar, os mesmos foram interligados ao sistema de aquisição de dados por meio de cabos de compensação, adequados ao termopar tipo R.

Quatro termopares foram inseridos em orifícios dispostos perpendicularmente à direção de soldagem. Os orifícios acompanham o ângulo do chanfro, como mostra a Figura 4.2, e encontram-se a uma distância de 50 mm do início do cordão, ou seja, na metade do comprimento total do passe.

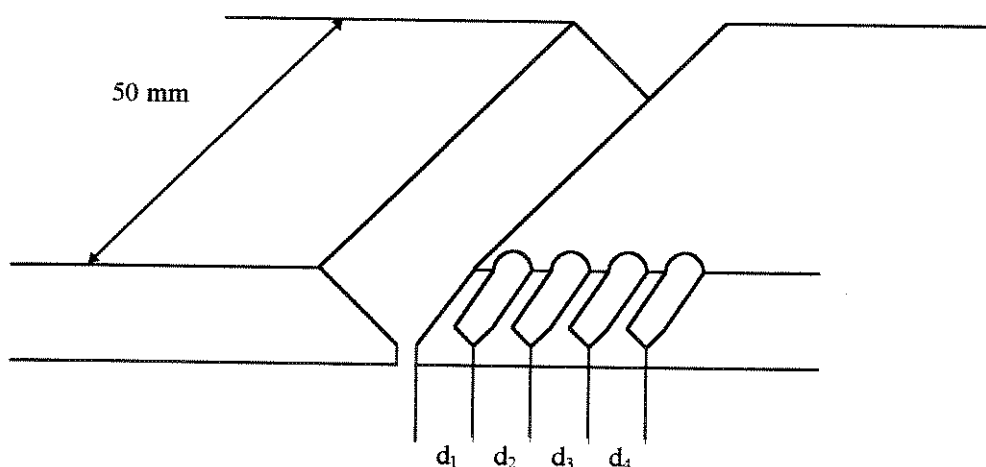


Figura 4.2 - Secção transversal mostrando a localização dos termopares.

Os termopares foram inseridos em três profundidades diferentes ao longo de sua espessura (2, 6 e 11 mm). Como a origem do sistema é o centro do chanfro, as distâncias dos quatro termopares à origem será diferente para cada profundidade. A Tabela 4.1 mostra estas distâncias em função da profundidade, calculadas teoricamente utilizando as propriedades de triângulo retângulo, e considerando-se que as extremidades dos termopares encontram-se no centro do orifício.

Tabela 4.1 - Distâncias dos termopares à origem do sistema.

Profundidade (mm)	d ₁ (mm)	d ₂ (mm)	d ₃ (mm)	d ₄ (mm)
2	9,51	14,71	19,91	25,11
6	7,75	12,95	18,15	23,35
11	5,68	10,88	16,08	21,28

Pode-se observar na Tabela 4.1 que a distância entre os termopares é constante e igual a 5,2 mm, independente da profundidade, e corresponde à menor distância possível de se obter na prática, devido ao revestimento cerâmico dos termopares. Estes foram soldados nos orifícios por descarga capacitiva.

4.6 - FIXAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA

Para o processo de soldagem a topo, foi necessária a utilização de um dispositivo para fixação dos corpos de prova. Uma vista parcial do sistema de fixação encontra-se na Figura 4.3, que mostra também os quatro termopares com revestimento cerâmico, o tipo de chanfro utilizado (“V”), e a tocha de soldagem. A fixação dos corpos de prova desta forma proporciona um percurso retilíneo para a tocha de soldagem e, com isto, que a posição do termopar em relação à origem (centro do chanfro) possa ser mantida constante para todos os corpos de prova nos três passes. Além disso, o dispositivo de fixação garante que toda a superfície do conjunto soldado esteja num mesmo plano.

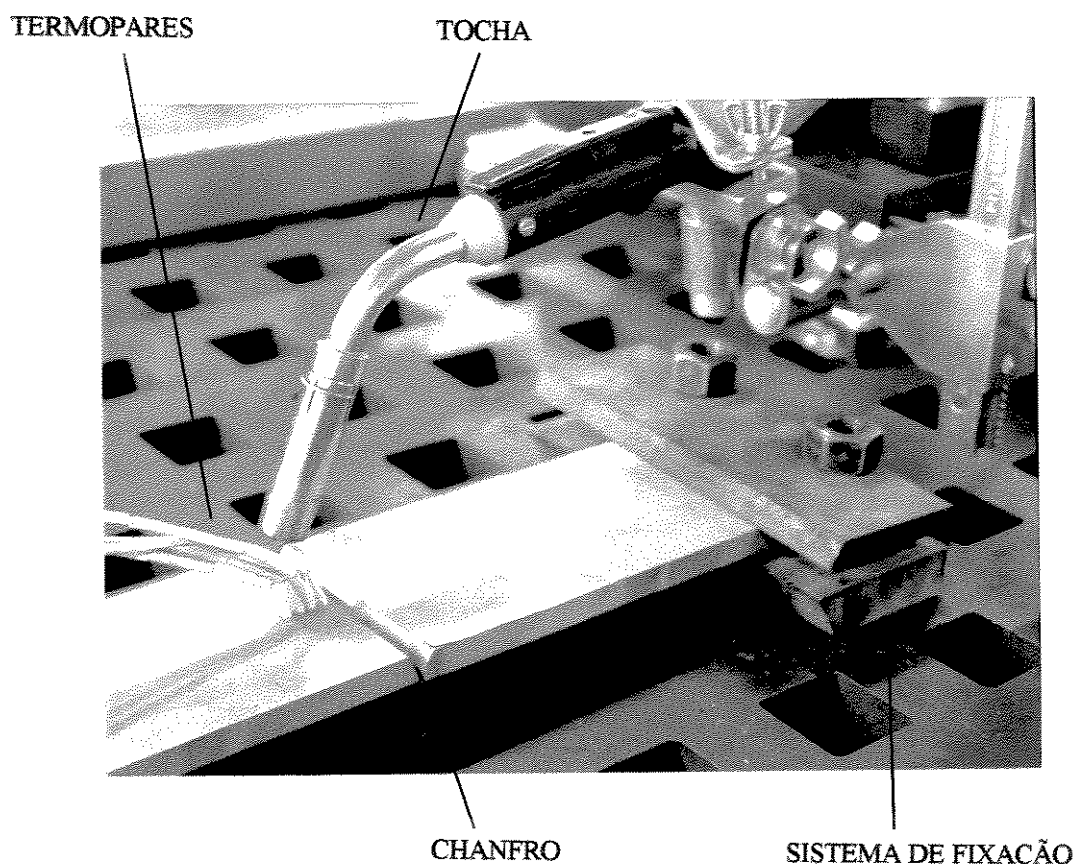


Figura 4.3 - Sistema de fixação dos corpos de prova.

4.7 - AQUISIÇÃO DOS CICLOS TÉRMICOS

Os ciclos térmicos foram obtidos através do programa de aquisição de sinais AqDados, da Lynx Tecnologia, com a placa de conversão A/D instalada no microcomputador PC 386. A resolução do conversor A/D modelo CAD 12/32 é de 12 bits, com faixas de entrada programáveis, podendo ser bipolares ($\pm 5,0$ V, $\pm 2,5$ V, $\pm 1,0$ V e $\pm 0,5$ V) ou unipolares (0 a 1,0 V e 0 a 0,5 V). Como a tensão proveniente do termopar é da ordem de milivolts, foi necessário amplificar o sinal para torná-lo adequado à faixa de entrada disponível na placa.

Para que o sinal em milivolts seja convertido em temperatura, utilizou-se o recurso de linearização de sinais do AqDados, que permite inserir tabelas de conversão de milivolts para graus Celsius. A linearização foi realizada com compensação de junta fria, onde os valores de tensão são linearizados já levando em consideração a

temperatura ambiente. O sinal da junta fria é lido num canal configurado com essa finalidade.

O modelo CAD 12/32 possui oito canais numerados de 0 a 7 e, para a aquisição de um sinal, utiliza-se um canal. Deve-se lembrar que um dos canais é destinado à junta fria e, conseqüentemente, há sete canais disponíveis para aquisição. No experimento em questão, utilizou-se os canais de 1 a 4 para coleta dos dados, e o canal 0 foi reservado para a junta fria.

Os sinais foram coletados com uma frequência de 15 Hz por canal, ou seja, a cada 0,067 segundos foi feita uma medida de temperatura. Como a duração do processo para cada ensaio foi de 300 segundos, obteve-se os ciclos térmicos com 4500 pontos.

Depois de configurados todos os parâmetros do ensaio, como frequência, duração, nome do arquivo para armazenamento dos dados, o AqDados confere se há alguma inconsistência na configuração. Caso haja, o programa informa como erro; caso contrário, prossegue-se para a fase de aquisição.

O AqDados possui vários recursos para tratamento dos dados, como tratamentos estatísticos, apresentação na forma de gráficos, conversão para ASCII, permitindo que os dados possam ser trabalhados em planilhas eletrônicas. Neste trabalho, os ciclos térmicos teóricos foram obtidos utilizando-se o “software” Excel. Os dados experimentais foram convertidos para ASCII e exportados para o Excel, para compará-los com aqueles provenientes dos modelos analíticos.

4.8 - PROCESSO DE SOLDAGEM

Os passes de solda foram depositados pelo processo MIG, e o gás de proteção utilizado foi uma mistura de argônio com oxigênio (2%), como sugerido na Tabela 2.7 para a soldagem de aços inoxidáveis, com uma vazão de 12 l/min.

Os parâmetros de soldagem foram otimizados de forma a obter o preenchimento da junta com três passes. O chanfro em “V “ faz com que seja necessário aumentar a

quantidade de metal de adição de um passe para o outro, pois a região a ser preenchida aumenta com o aumento da abertura do chanfro. O aumento da velocidade de alimentação do arame aumenta a intensidade de corrente e, portanto, o insumo de calor (equação 2.21). Na prática, é comum aumentar-se o insumo de calor de um passe para o outro. Este aumento pode ser obtido aumentando-se a corrente e/ou a voltagem, ou diminuindo-se a velocidade de soldagem.

A redução na velocidade de soldagem resulta no aumento do tempo gasto no processo, o que não é viável do ponto de vista econômico. Além disso, para um tempo de soldagem variando de um passe para o outro, os modelos desenvolvidos devem ser corrigidos, pois foram obtidos considerando-se o tempo de soldagem constante para todos os passes. Assim, no experimento, manteve-se a velocidade constante nos três passes.

Para um valor fixo do parâmetro velocidade de soldagem, o aumento no insumo de calor necessário para o preenchimento da junta foi obtido aumentando a velocidade de alimentação do arame e, conseqüentemente, a corrente de soldagem. Os valores de corrente utilizados no experimento encontram-se dentro da faixa estabelecida para o diâmetro do arame de 1,2 mm (Tabela 2.5). A voltagem também foi mantida constante, e a melhor combinação dos parâmetros de soldagem encontra-se na Tabela 4.2. O insumo de calor contido nesta tabela foi obtido considerando-se uma eficiência de 100% para o processo MIG.

Tabela 4.2 - Parâmetros de soldagem utilizados no experimento.

Passe	Corrente (A)	Tensão (V)	Veloc. soldagem (mm/min)	Insumo de calor (kJ/mm)
1	142	23	200	0,98
2	192			1,32
3	213			1,47

Estes valores de insumo de calor são menores do que aqueles sugeridos na Tabela 2.6, para a mesma espessura de chapa e mesma quantidade de passes. Entretanto, deve-

se ressaltar que os dados da Tabela 2.6 referem-se a um chanfro com um ângulo de 60° e, portanto, é necessário uma maior quantidade de material para o preenchimento da junta.

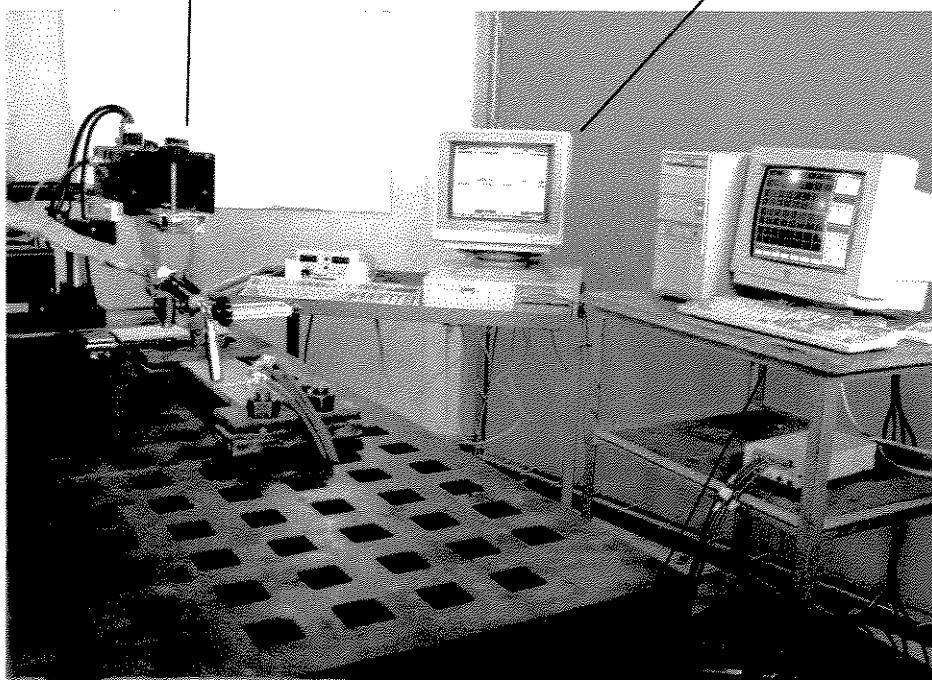
A tocha de soldagem foi acoplada ao sistema de deslocamento BUG-O SYSTEMS, modelo Speed Weaver II (Figura 4.4), garantindo a velocidade constante. Este sistema de deslocamento permite também o acionamento liga-desliga da tocha para início da soldagem, ou seja, não é necessário que o soldador mantenha o gatilho da tocha acionado durante todo o processo. Este sistema, juntamente com o dispositivo de fixação dos corpos de prova, garantem a linearidade da solda, altura constante da tocha e, consequentemente, voltagem constante em toda a extensão do cordão.

Para o primeiro passe, utilizou-se um “stickout” igual a 8 mm, pois o diâmetro do bocal, sendo maior que a abertura do chanfro, não permite a utilização de uma distância menor. Entretanto, o preenchimento parcial da junta pelo primeiro passe diminui esta distância para o segundo passe e, consequentemente, altera a voltagem. Assim, a cada passe realizado, a altura da tocha foi ajustada de forma a manter a voltagem constante para os três passes.

A velocidade de soldagem (200 mm/min) e o comprimento do cordão (100 mm) fornecem um tempo de soldagem de 30 segundos para cada passe. O intervalo entre os passes foi igual a 60 segundos, suficiente para retornar o dispositivo de deslocamento ao início do passe, ajustar a altura da tocha para manter a voltagem constante, e alterar a velocidade de alimentação para o preenchimento da junta. Os dados foram coletados durante um período de 300 segundos. Cada condição foi repetida três vezes, ou seja, para cada profundidade dos termopares, realizou-se três experimentos, obtendo-se uma boa repetibilidade entre eles. Após a soldagem de cada corpo de prova, eles foram devidamente identificados.

SISTEMA DE DESLOCAMENTO

AQUISIÇÃO DE CORRENTE E TENSÃO



AQUISIÇÃO DE TEMPERATURA

Figura 4.4 - Esquema utilizado para aquisição dos parâmetros de soldagem e temperatura.

4.9 - MEDIDAS DAS VARIÁVEIS DO PROCESSO

Os ciclos térmicos teóricos são obtidos substituindo os parâmetros (corrente, tensão, velocidade de soldagem, propriedades físicas dos materiais e distância dos termopares à origem do sistema de coordenadas) utilizados na prática nos modelos analíticos. Assim, quanto mais próximos das condições reais estiverem estes parâmetros, menor o erro envolvido na comparação dos modelos com o experimento. A determinação destes parâmetros foi feita da seguinte forma :

- (1) Corrente e tensão : devido à dificuldade no controle destes dois parâmetros elétricos, utilizou-se o sistema de aquisição de dados SISDATASOLDA, desenvolvido na Universidade Federal de Santa Catarina, composto por uma placa A/D INTERDATA 3, um sensor de indução eletromagnética, chamado sensor de

efeito “Hall”, um multímetro digital TC-1, e o “software” MIG/MAG. Este sistema permite fazer a aquisição e tratamento dos dados de corrente e tensão que efetivamente geraram o arco durante o período de atuação deste.

- (2) Velocidade de soldagem : determinada diretamente no sistema de deslocamento utilizado no processo de soldagem. O sistema foi calibrado verificando-se o tempo gasto para o percurso de uma dada distância.
- (3) Propriedades físicas : como estas grandezas foram consideradas constantes nos modelos, deve-se utilizar valores para densidade, calor específico e condutividade térmica numa temperatura média do processo. Assim, utilizou-se valores para estas propriedades considerando-se como temperatura média do processo 400 °C, como sugerido por Rykalin (1951).
- (4) Distância do termopar à origem do sistema : se os termopares estivessem situados no centro dos orifícios, estas distâncias seriam aquelas mostradas na Tabela 4.1. Entretanto, para se determinar exatamente a posição dos termopares, os corpos de prova foram seccionados transversalmente, como na Figura 4.2. Com o auxílio de um paquímetro e através da indicação proveniente da solda do termopar no orifício, determinou-se as distâncias para os quatro termopares. É importante determinar corretamente as distâncias, pois a temperatura varia exponencialmente com este parâmetro.

CAPÍTULO 5

RESULTADOS E DISCUSSÕES

5.1 - INTRODUÇÃO

Neste capítulo são apresentados os ciclos térmicos teóricos, obtidos através dos modelos, e os ciclos térmicos experimentais, obtidos pelo método de medidas “in situ”, para as três profundidades consideradas, e em quatro posições perpendiculares à direção de soldagem.

Os ciclos térmicos experimentais são comparados com os modelos analíticos desenvolvidos, com o objetivo de se verificar a concordância entre o experimento e a teoria, e qual modelo descreve melhor o processo para as condições de soldagem utilizadas. Também são comparados alguns parâmetros importantes do ponto de vista prático, que podem ser previstos pelos modelos, com aqueles obtidos experimentalmente, como a temperatura máxima atingida numa dada posição e o instante em que ela ocorre.

5.2 - CICLOS TÉRMICOS TEÓRICOS

Para se obter os ciclos térmicos teóricos são necessários :

- (1) Os valores dos parâmetros de soldagem utilizados no experimento : corrente, tensão e velocidade.
- (2) Os valores das propriedades físicas (condutividade térmica, calor específico e densidade) para o aço inox AISI 304L.
- (3) Os valores das distâncias dos termopares à origem do sistema, para as três profundidades.
- (4) Uma aproximação para a função de Bessel $K_0(x)$, no caso do modelo quasi-estacionário bidimensional.

Os sub-itens a seguir mostram todos os parâmetros utilizados nos modelos para a simulação dos ciclos térmicos.

5.2.1 - PARÂMETROS DE SOLDAGEM

A Tabela 5.1 mostra os parâmetros de soldagem utilizados no experimento em cada passe. Como descrito no item 4.8, os parâmetros foram otimizados de forma a obter o preenchimento da junta com três passes de solda, obtendo-se os valores da Tabela 4.2. Entretanto, devido à dificuldade de controle destes parâmetros, nem sempre o valor fixado é o valor que efetivamente gerou o arco elétrico, como pode ser observado na Tabela 5.1, que traz os valores médios e eficazes da corrente e tensão de soldagem coletados pelo “software” MIG/MAG.

A coluna referente aos valores de tensão mostram que o ajuste na altura da tocha de soldagem após cada passe de solda manteve a tensão praticamente constante para os três passes em cada corpo de prova.

A tensão e a corrente fornecem a potência Q do arco elétrico, e o quociente Q/v fornece o insumo de calor HI utilizado no processo. A potência e o insumo de calor encontram-se na Tabela 5.2, e foram calculados de acordo com as equações (2.19) e (2.20), respectivamente, utilizando-se os valores eficazes de tensão e corrente (Blakeley, 1990).

Tabela 5.1 - Parâmetros reais de soldagem utilizados no experimento.

cp	Prof. (mm)	Passe	v (mm/min)	I _m (A)	I _{ef} (A)	E _m (V)	E _{ef} (V)
1	2	1	200	166	167	23.5	23.5
		2		195	204	23.2	23.5
		3		226	235	23.1	23.7
2	2	1	200	138	139	23.5	23.5
		2		180	189	23.1	23.5
		3		200	211	22.8	23.2
3	2	1	200	135	135	23.3	23.3
		2		180	190	22.9	23.2
		3		200	209	22.6	23.1
4	6	1	200	159	163	23.8	23.8
		2		198	204	23.0	23.4
		3		226	234	22.9	23.5
5	6	1	200	143	143	23.7	23.7
		2		183	191	23.1	23.5
		3		206	215	23.0	23.4
6	6	1	200	141	141	23.8	23.8
		2		186	194	23.2	23.5
		3		201	209	23.0	23.4
7	11	1	200	173	177	23.7	23.7
		2		206	215	22.9	23.3
		3		237	247	23.0	23.6
8	11	1	200	142	143	23.6	23.6
		2		184	191	22.9	23.2
		3		207	217	23.0	23.4
9	11	1	200	144	145	23.1	23.1
		2		184	193	22.9	23.2
		3		207	218	22.8	23.3

Tabela 5.2 - Valores da potência e do insumo de calor utilizados no processo.

cp	Passe	Q (x 10 ³ J/s)	HI (x 10 ⁶ J/m)
1	1	3.92	1.18
	2	4.79	1.44
	3	5.57	1.67
2	1	3.27	0.98
	2	4.44	1.33
	3	4.90	1.47
3	1	3.15	0.94
	2	4.41	1.32
	3	4.83	1.45
4	1	3.88	1.16
	2	4.77	1.43
	3	5.50	1.65
5	1	3.39	1.02
	2	4.49	1.35
	3	5.03	1.51
6	1	3.36	1.01
	2	4.56	1.37
	3	4.89	1.47
7	1	4.19	1.26
	2	5.01	1.50
	3	5.83	1.75
8	1	3.37	1.01
	2	4.43	1.33
	3	5.08	1.52
9	1	3.35	1.00
	2	4.48	1.34
	3	5.08	1.52

5.2.2 - PROPRIEDADES FÍSICAS

A solução analítica dos modelos demanda considerar as propriedades físicas constantes. Entretanto, sabe-se que a condutividade térmica e o calor específico dos metais são funções da temperatura.

Para os modelos em que estas propriedades foram consideradas constantes, utilizou-se valores correspondentes à uma temperatura de 400 °C, como mostrado na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 - Propriedades físicas para o aço inox AISI 304L a 400 °C.

k (J/ms°C)	ρc (J/m ³ °C)	α (m ² /s)
19.6	4.48×10^6	4.38×10^{-6}

Fonte : Grosh, Trabant & Hawkins (1955).

A variação da condutividade térmica e do calor específico com a temperatura para o aço inox 304 é linear, e foi obtida experimentalmente por Grosh, Trabant & Hawkins (1955). No modelo quasi-estacionário que considera a variação das propriedades físicas com a temperatura, utilizou-se para o coeficiente de ajuste (equação 3.61) um valor médio entre os obtidos para as curvas de condutividade térmica e calor específico, igual a $3,784 \times 10^{-4} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$.

5.2.3 - DISTÂNCIAS DOS TERMOPARES

As distâncias dos termopares em relação à origem do sistema de coordenadas estão na Tabela 5.4. A variação das distâncias medidas em relação àquelas previstas teoricamente (Tabela 4.1) mostra que os termopares não encontravam-se exatamente nos centros dos orifícios. A determinação exata destas distâncias é importante, pois este parâmetro afeta exponencialmente os resultados nos modelos analíticos, podendo conduzir a erros consideráveis.

Para o modelo quasi-estacionário, além das distâncias dos termopares à origem do sistema, é importante também a determinação da posição do termopar em relação ao início do cordão, pois este é um parâmetro que também afeta exponencialmente a resposta neste modelo. Teoricamente, esta distância deveria ser igual a 50 mm, como estabelecido inicialmente, mas os termopares podem não estar exatamente nesta posição, como será mostrado no item 5.4.2.2.

Tabela 5.4 - Valores das distâncias dos quatro termopares à origem do sistema.

cp	Prof.(mm)	d ₁ (mm)	d ₂ (mm)	d ₃ (mm)	d ₄ (mm)
1	2	10.15	14.55	19.95	25.15
2	2	11.65	15.45	22.30	26.70
3	2	9.90	15.20	21.55	27.25
4	6	8.35	13.50	18.85	24.20
5	6	8.65	14.05	18.60	23.95
6	6	8.45	13.95	19.80	24.65
7	11	5.90	9.65	15.25	21.10
8	11	5.65	10.50	16.05	20.95
9	11	5.85	10.35	16.10	21.10

5.2.4 - FUNÇÃO DE BESSEL

Para a função de Bessel de segunda espécie e ordem zero $K_0(w)$, utilizou-se a seguinte aproximação polinomial (Abramovitz, 1970), válida para valores do argumento w no intervalo $2 < w < \infty$:

$$K_0(w) = [1.25331414 - 0.07832358 (2/w) + 0.02189568 (2/w)^2 - 0.01062446 (2/w)^3 + 0.00587872 (2/w)^4 - 0.00251540 (2/w)^5 + 0.00053208 (2/w)^6] / [w^{1/2} \cdot \exp (w)]$$

5.3 - CICLOS TÉRMICOS EXPERIMENTAIS

Os ciclos térmicos experimentais foram obtidos para quatro distâncias a partir do centro do chanfro, na direção perpendicular à de soldagem. A Figura 5.1 mostra os quatro ciclos térmicos para o caso em que os termopares estão situados a 11 mm de profundidade.

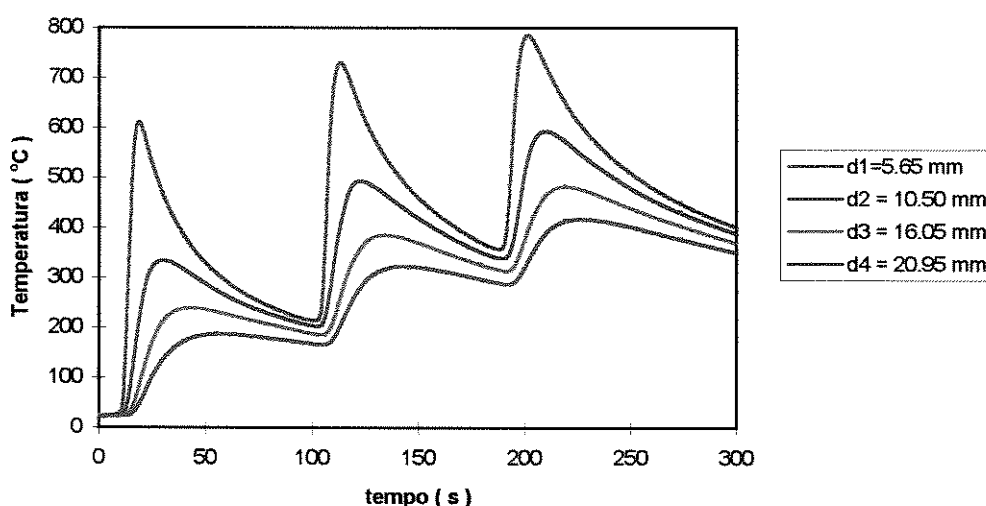


Figura 5.1 - Ciclos térmicos para o cp 8.

Através da Figura 5.1, pode-se observar que, quanto menor a distância do termopar à origem do sistema, maior a temperatura máxima atingida neste ponto, e mais cedo ela ocorre. O comprimento do passe (100 mm), considerado como um passe curto, proporcionou a observação de uma nítida influência dos efeitos térmicos de um passe sobre o outro, pois os ciclos térmicos são diferentes para os três passes. Como anteriormente citado, o passe curto permite que parte do calor de um passe permaneça sobre o outro se o intervalo entre eles não for muito longo, de forma que o cordão de solda não se resfrie completamente antes que o próximo cordão seja depositado.

O intervalo entre os passes utilizado no experimento, igual a 60 segundos, não permite que o primeiro passe resfrie até à temperatura ambiente antes do início da realização do segundo passe, conforme mostra a Tabela 5.5. O dígito após a indicação do número do corpo de prova refere-se à distância do termopar à origem do sistema, ou seja, o dígito 1 refere-se à distância d_1 (Tabela 5.4) e assim por diante. Devido à repetibilidade dos ensaios, a tabela mostra as temperaturas de pré-aquecimento apenas para um corpo de prova de cada profundidade considerada.

A temperatura de pré-aquecimento do primeiro passe corresponde à temperatura ambiente que o sistema se encontra no instante inicial $t = 0$. Para o segundo e terceiro passes, as temperaturas de pré-aquecimento são funções das distâncias dos termopares, ou seja, para os instantes $t = 90 \text{ s}$ (t_p) e $t = 180 \text{ s}$ ($2t_p$), o material encontra-se a uma

temperatura que depende da posição. Esta é uma das versatilidades do modelo analítico, que permite conhecer a distribuição de temperatura no material em qualquer posição e em qualquer instante de tempo.

Como o intervalo entre os passes foi mantido constante, mas o insumo de calor aumentou de um passe para o outro, a temperatura de pré-aquecimento aumenta com a deposição dos cordões, pois é maior a quantidade de energia a ser difundida num mesmo período de tempo. O efeito do pré-aquecimento, somado ao fato de se utilizar insumos de calor crescentes, faz com que a temperatura de pico também seja maior nos passes seguintes.

Tabela 5.5 - Temperatura de pré-aquecimento para os corpos de prova 2, 5 e 8.

Passe	cp-tm	Temp. pré-aquec. (°C)	cp-tm	Temp. pré-aquec. (°C)	cp-tm	Temp. pré-aquec. (°C)
1		23		23		23
2	2-1	176.15	5-1	222.26	8-1	224.48
3		323.68		343.10		368.07
1		23		23		23
2	2-2	138.16	5-2	206.06	8-2	213.70
3		247.93		334.02		350.05
1		23		23		23
2	2-3	131.36	5-3	197.59	8-3	196.55
3		236.84		306.16		324.31
1		23		23		23
2	2-4	111.97	5-4	165.93	8-4	173.25
3		203.49		265.61		296.05

Na Figura 5.2 encontram-se os ciclos térmicos para as três profundidades utilizadas no experimento, correspondentes à distância d_4 para cada caso. O corpo de prova localizado numa profundidade maior está mais próximo da origem do sistema (cp 8). Consequentemente, este corpo de prova atinge temperaturas de pico mais altas do que nos outros dois corpos de prova que estão à distâncias maiores. Isto vale,

considerando-se que a potência fornecida ao sistema é a mesma para os três corpos de prova.

A Figura 5.2 mostra também que a tendência de se obter temperaturas de pico maiores com o progresso do número de passes independe da profundidade em que os termopares encontram-se, ou seja, os valores do comprimento do passe e do intervalo entre os passes mostraram-se adequados ao propósito do trabalho.

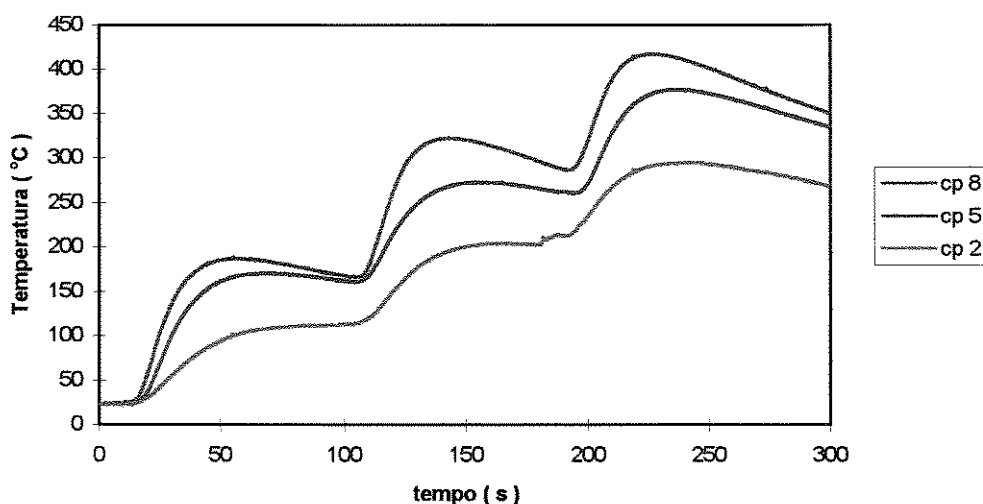


Figura 5.2 - Ciclos térmicos para o cp 2 ($d_4 = 26.70$ mm), cp 5 ($d_4 = 23.95$ mm) e cp 8 ($d_4 = 20.95$ mm).

5.4 - COMPARAÇÃO COM OS MODELOS

Os modelos foram desenvolvidos para os regimes transiente e quasi-estacionário, e nas configurações de fluxo de calor uni e bidimensional para os dois regimes, e aqueles que melhor descrevem a distribuição de temperatura para o conjunto condições de soldagem/geometria da junta são :

- (1) regime transiente : modelo unidimensional;
- (2) regime quasi-estacionário : modelo bidimensional.

Os ciclos térmicos experimentais são comparados com os modelos unidimensional transiente (com e sem perdas de calor) e bidimensional quasi-estacionário (com e sem variação das propriedades físicas).

5.4.1 - COMPARAÇÃO COM O MODELO UNIDIMENSIONAL

5.4.1.1 - MODELOS I E II - REGIME TRANSIENTE

De acordo com a primeira suposição, feita para o desenvolvimento do modelo unidimensional transiente, a temperatura é constante no sentido da espessura da chapa, e a soldagem é realizada numa velocidade elevada, de forma que não ocorra variação de temperatura na direção de soldagem.

Por velocidade elevada, entende-se :

$$v \gg \frac{\alpha}{L} \quad (5.1)$$

Esta relação mostra que se a velocidade de soldagem for bem maior que o quociente entre a difusividade térmica do material e o comprimento do cordão de solda, ela pode ser considerada elevada. Para uma difusividade igual a $4.38 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ e um comprimento de cordão de 0,1 m, obtém-se $v = 4.38 \times 10^{-5} \text{ m/s}$, ou $v = 2,59 \text{ mm/min}$. Neste trabalho, utilizou-se uma velocidade aproximadamente 70 vezes maior que esta relação, permitindo a utilização do modelo unidimensional.

Além dos parâmetros anteriormente descritos nas Tabelas 5.1 a 5.4, são necessários os demais parâmetros contidos na Tabela 5.6, para a simulação dos ciclos térmicos através dos modelos I e II. O valor da quantidade de calor por unidade de área (Q'') é obtido dividindo-se a quantidade de calor (Q_t) de cada passe (Tabela 5.2) pelo produto $L\delta$, ou seja, o produto do comprimento do cordão pela espessura, que são as duas direções onde o fluxo de calor é considerado constante neste modelo. O coeficiente b é calculado de acordo com a equação (2.15).

Para o modelo I, que não considera as perdas de calor superficiais, os ciclos térmicos foram simulados através da equação (3.31) e, para o modelo II, que considera

as perdas superficiais, os ciclos térmicos foram obtidos através da equação (3.48), substituindo-se, nos modelos, os parâmetros de soldagem utilizados nos três passes.

Tabela 5.6 - Parâmetros utilizados no modelo unidimensional.

cp	Q_1'' ($\times 10^8 \text{ J/m}^2$)	Q_2'' ($\times 10^8 \text{ J/m}^2$)	Q_3'' ($\times 10^8 \text{ J/m}^2$)	b ($\times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$)	t_p (s)
2	0.75	1.02	1.13	7.76	90
5	0.78	1.04	1.16		
8	0.78	1.02	1.17		

As Figuras 5.3 a 5.6 mostram os ciclos térmicos teórico e experimental para o corpo de prova 2, nos dois casos, para as quatro distâncias consideradas. Os modelos com e sem perdas de calor num mesmo gráfico permitem uma melhor comparação das temperaturas máximas obtidas pelos modelos com as obtidas experimentalmente, e também com relação à inclinação das curvas de resfriamento, pois este é outro parâmetro que é influenciado pelas perdas de calor.

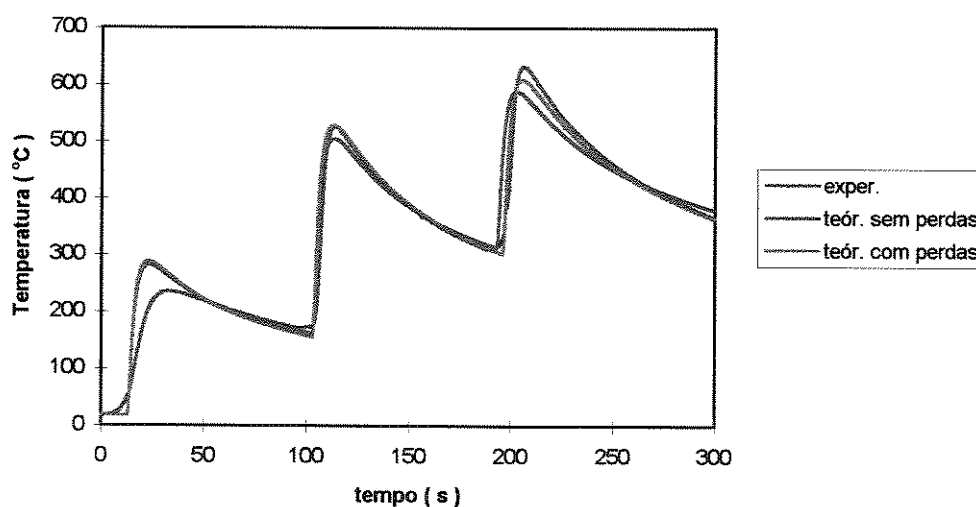


Figura 5.3 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 2, distância $d_1 = 11.65$ mm.

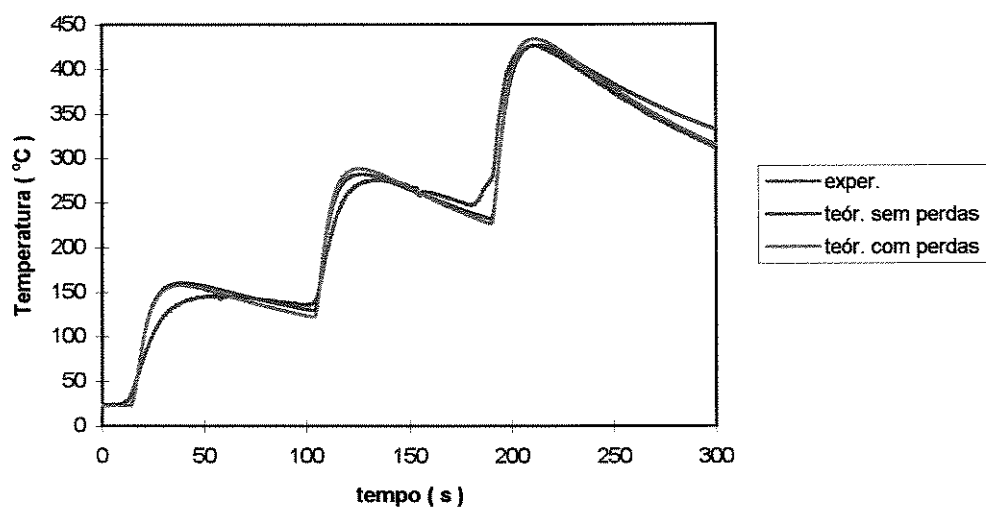


Figura 5.4 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 2, distância $d_2 = 15.45$ mm.

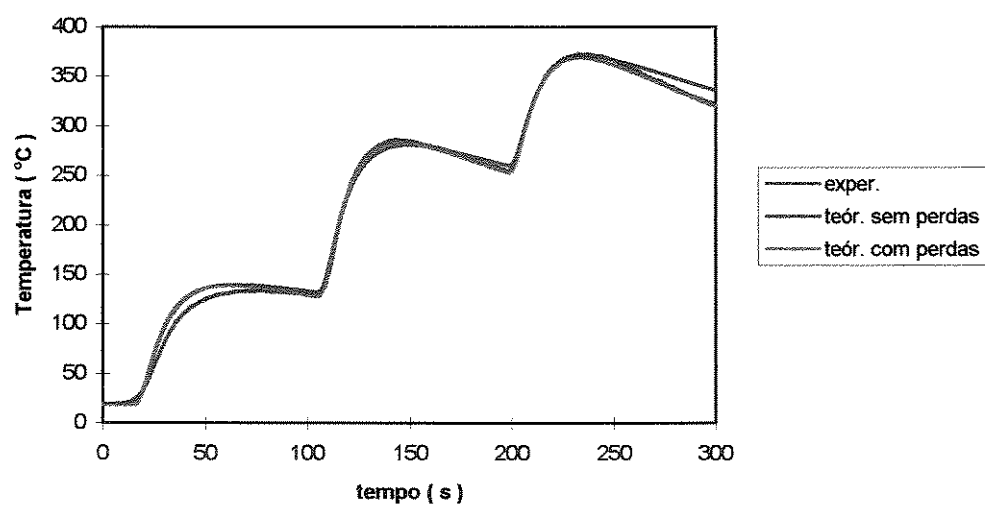


Figura 5.5 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 2, distância $d_3 = 22.30$ mm.

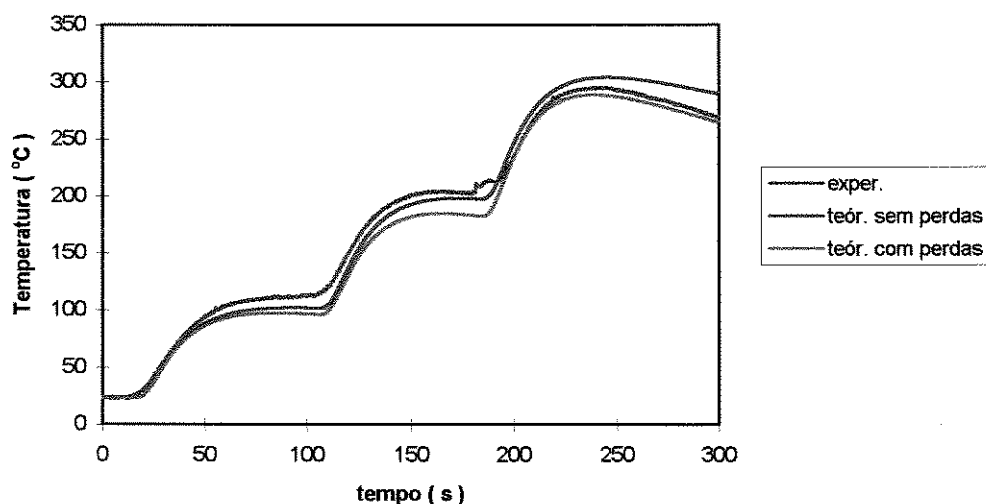


Figura 5.6 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 2, distância $d_4 = 26.70$ mm.

Se, para as condições de soldagem utilizadas no experimento, o material perde calor para o ambiente, o modelo II deve-se aproximar mais da curva experimental do que o modelo I.

Uma das utilidades do modelo analítico é a possibilidade de se prever a temperatura máxima a ser atingida numa dada posição e o instante em que ela ocorrerá através das equações (3.32) e (3.33), no caso em que as perdas não são levadas em consideração. Para o modelo II, a temperatura máxima difere do valor calculado através do modelo I pelo fator $\exp(-bt)$. Considerando as perdas de calor pela superfície, a temperatura máxima será menor, para uma mesma posição e um mesmo tempo. A substituição dos parâmetros em tais equações fornecem os valores contidos na Tabela 5.7, onde constam também os valores obtidos experimentalmente para efeito de comparação.

Para o modelo transiente, a distribuição de temperatura tem início no instante em que a fonte de calor passa pelo ponto de referência, sendo este instante considerado como o instante inicial. Entretanto, como os termopares encontram-se a uma distância igual a 50 mm do início do cordão, quando a fonte de calor passa por este ponto, já decorreram 15 segundos. Para a simulação dos ciclos térmicos através dos modelos I e

II, observou-se que no instante $t = 12$ segundos, a temperatura começa a aumentar, acompanhando as curvas obtidas experimentalmente.

Esta diferença de 3 segundos entre os instantes teórico e prático está associado ao fato de que os termopares não encontram-se exatamente a 50 mm do início do cordão, como será mostrado na comparação com o modelo quasi-estacionário, onde esta distância corresponde ao valor de x_0 , e também ao fato de que os instantes iniciais de soldagem e de aquisição dos dados não terem coincidido. Assim, o instante inicial neste caso deve ser tomado como igual a 12 segundos, devendo ser acrescido no tempo calculado através da equação (3.32), que corresponde ao tempo em que ocorre a temperatura máxima.

Tabela 5.7 - Temperatura máxima e instante de sua ocorrência para o cp 2.

cp	Passe	$T_{\text{máx}}$ experim. ($^{\circ}\text{C}$)	$t_{\text{máx}}$ experim. (s)	$T_{\text{máx}}$ teor. sem perdas ($^{\circ}\text{C}$)	$t_{\text{máx}}$ teor. sem perdas (s)	$T_{\text{máx}}$ teor. com perdas ($^{\circ}\text{C}$)	$t_{\text{máx}}$ teor. com perdas (s)
2-1	1	236.95	32.27	372.71	27.49	368.61	27.14
	2	526.86	112.93	702.36	104.73	681.06	104.51
	3	633.92	205.60	981.64	195.49	933.43	193.91
2-2	1	147.71	54.93	287.19	39.25	281.81	38.19
	2	276.35	135.86	567.81	115.06	545.19	113.95
	3	426.55	212.00	819.13	207.25	771.04	202.89
2-3	1	133.66	80.80	206.65	68.77	199.13	64.49
	2	286.45	145.60	426.72	140.01	401.89	136.02
	3	372.22	230.66	637.54	236.77	589.97	222.61
2-4	1	112.52	92.80	182.79	93.38	167.92	85.09
	2	204.06	177.60	368.46	160.95	342.19	153.35
	3	295.14	243.60	557.92	261.38	509.94	237.51

Os ciclos térmicos experimental e teórico para o corpo de prova 5 estão nas Figuras 5.7 a 5.10.

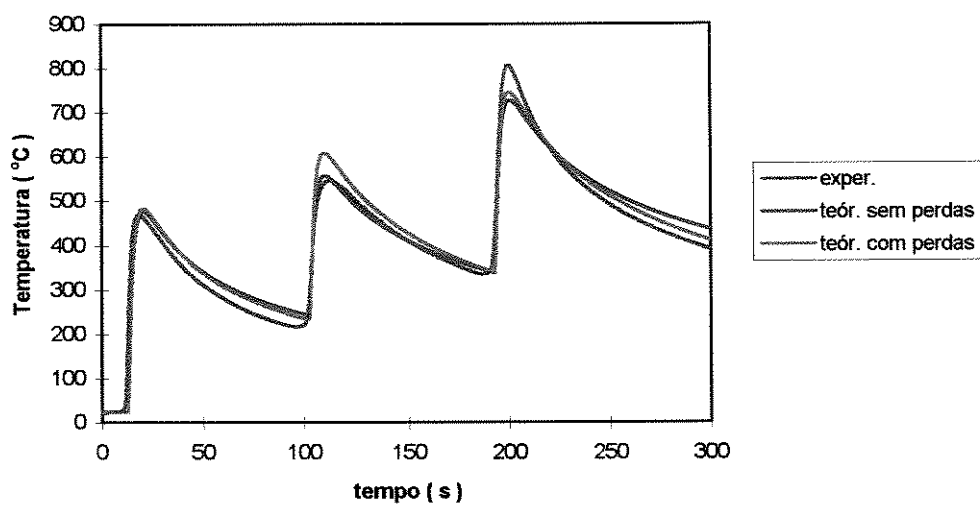


Figura 5.7 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 5, distância $d_1 = 8.65$ mm.

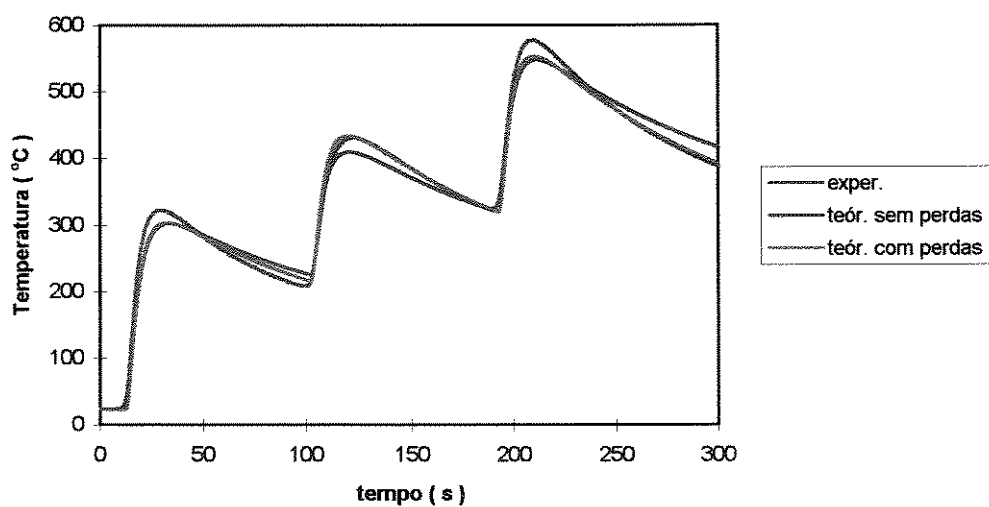


Figura 5.8 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 5, distância $d_2 = 14.05$ mm.

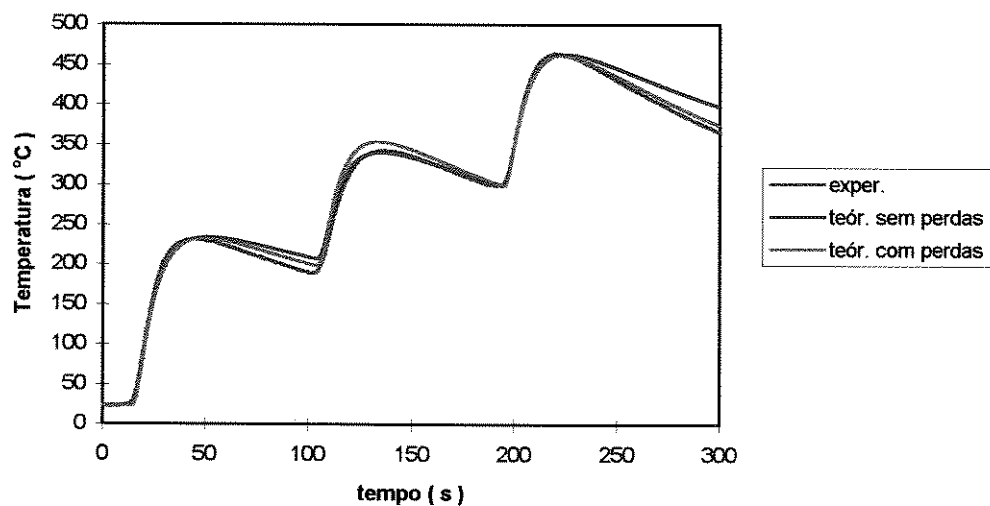


Figura 5.9 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 5, distância $d_3 = 18.60$ mm.

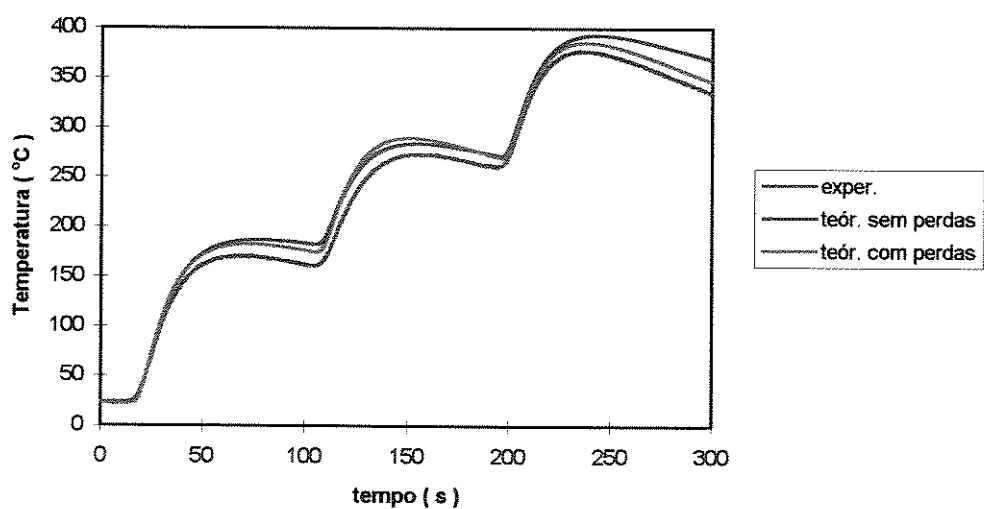


Figura 5.10 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 5, distância $d_4 = 23.95$ mm.

A Tabela 5.8 mostra os valores das temperaturas máximas experimental e previstas pelos modelos I e II, para o corpo de prova 5.

Tabela 5.8 - Temperatura máxima e instante de sua ocorrência para o cp 5.

cp	Passe	$T_{\text{máx}}$ experim. (°C)	$t_{\text{máx}}$ experim. (s)	$T_{\text{máx}}$ teór. sem perdas (°C)	$t_{\text{máx}}$ teór. sem perdas (s)	$T_{\text{máx}}$ teór. com perdas (°C)	$t_{\text{máx}}$ teór. com perdas (s)
5-1	1	469.87	18.39	512.04	20.54	508.84	20.43
	2	546.77	112.13	900.89	98.32	880.10	98.19
	3	807.05	199.60	1218.24	188.54	1168.47	188.55
5-2	1	322.98	29.60	324.85	34.53	319.74	33.79
	2	431.34	123.20	625.54	110.94	602.65	110.25
	3	577.88	208.40	893.77	202.53	844.14	199.50
5-3	1	231.70	45.73	251.50	51.49	244.85	49.33
	2	343.22	137.33	505.10	125.41	480.67	123.32
	3	464.49	218.93	742.70	219.49	693.53	211.33
5-4	1	170.97	66.80	200.90	77.48	192.57	71.91
	2	273.57	157.60	413.27	147.25	387.12	142.15
	3	377.66	236.80	620.98	245.48	571.94	227.82

As Figuras 5.11 a 5.14 mostram os ciclos térmicos teórico e experimental para o corpo de prova 8.

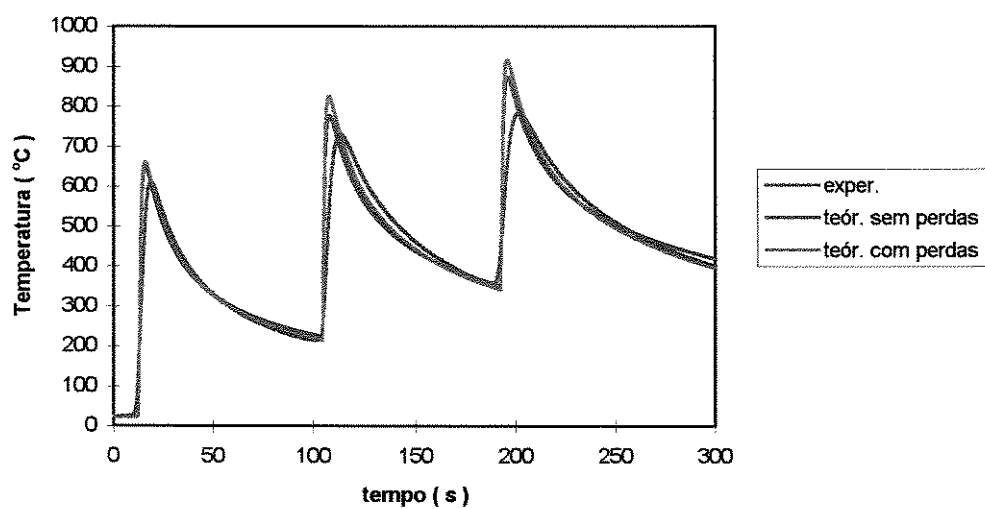


Figura 5.11 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 8, distância $d_1 = 5.65$ mm.

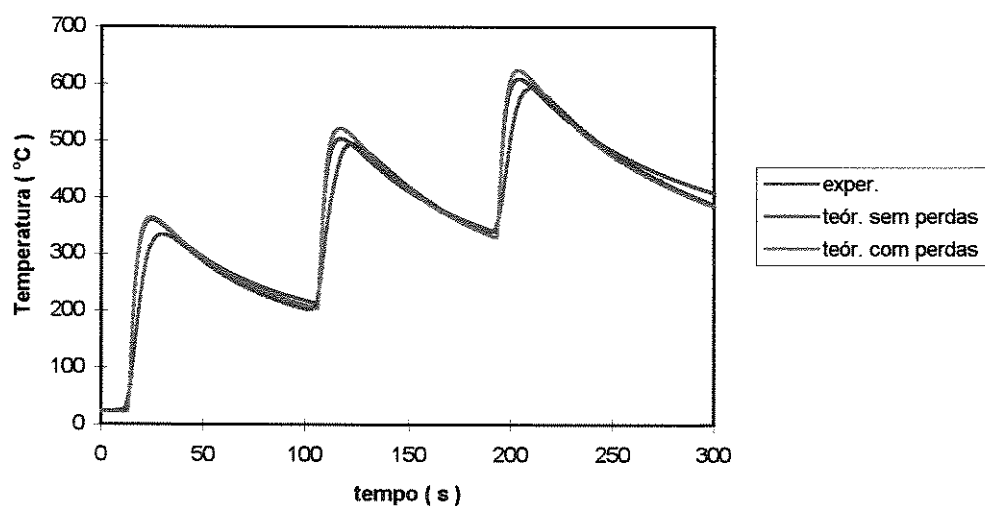


Figura 5.12 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 8, distância $d_2 = 10.50$ mm.

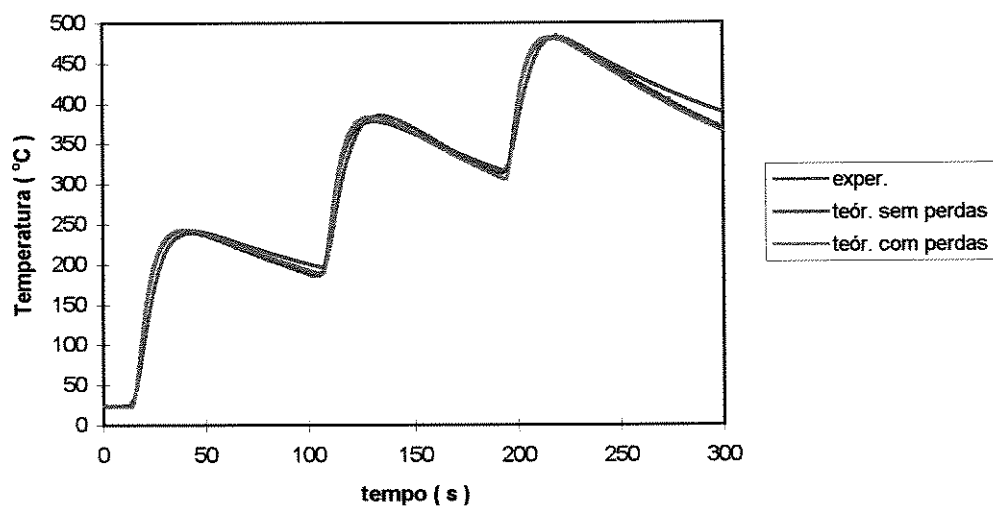


Figura 5.13 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 8, distância $d_3 = 16.05$ mm.

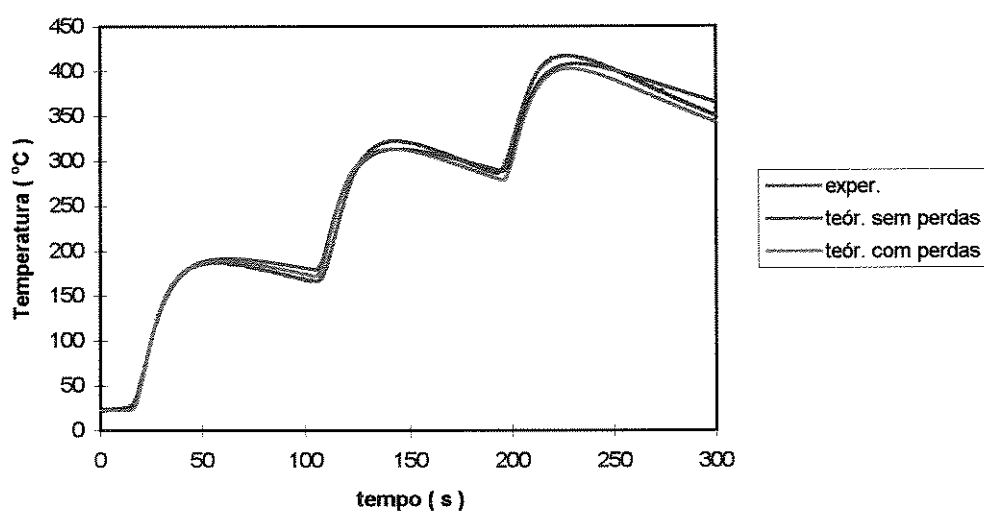


Figura 5.14 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 8, distância $d_4 = 20.95$ mm.

Da mesma forma que para os corpos de prova 2 e 5, as temperaturas máximas calculadas pelos modelos para o corpo de prova 8 encontram-se na Tabela 5.9.

Tabela 5.9 - Temperatura máxima e instante de sua ocorrência para o cp 8.

cp	Passe	$T_{\text{máx}}$ experim. (°C)	$t_{\text{máx}}$ experim. (s)	$T_{\text{máx}}$ teor. sem perdas (°C)	$t_{\text{máx}}$ teor. sem perdas (s)	$T_{\text{máx}}$ teor. com perdas (°C)	$t_{\text{máx}}$ teor. com perdas (s)
8-1	1	610.89	18.27	770.64	15.64	768.54	15.62
	2	730.67	113.20	1237.93	93.61	1217.62	93.38
	3	785.59	201.60	1625.95	183.64	1578.32	183.58
8-2	1	334.53	29.60	426.23	24.58	422.36	24.35
	2	494.62	122.67	767.85	102.06	746.34	102.04
	3	594.03	210.00	1075.48	192.59	1026.20	191.28
8-3	1	239.40	43.20	287.48	41.41	281.69	40.17
	2	389.96	134.26	557.86	119.83	535.49	116.02
	3	485.25	218.53	818.21	209.41	768.98	204.81
8-4	1	187.51	60.80	226.09	62.10	218.69	58.72
	2	322.88	145.06	454.97	134.22	429.99	131.15
	3	417.85	227.20	682.21	230.10	633.38	218.42

De acordo com a equação (3.32), o instante em que um determinado ponto do material atinge a temperatura máxima no primeiro passe é obtido em função da distância deste ponto até a origem do sistema. Para os passes seguintes, o instante de máxima temperatura é obtido somando-se $(n - 1) t_p$ ao instante do primeiro passe, onde n é o número do passe considerado, e $n \geq 2$.

As Tabelas 5.7 a 5.9 mostram que os instantes obtidos experimentalmente tendem para a diferença de $1 t_p = 90$ segundos do primeiro para o segundo passe, e de $2 t_p = 180$ segundos do primeiro para o terceiro passe. As diferenças entre os valores experimentais e teóricos indicam que o início da soldagem, que tem como consequência o instante da passagem da fonte de calor pelo ponto de referência, não coincidiu com o início do acionamento do sistema para a aquisição dos dados.

Para a utilização do modelo analítico, deve-se conhecer a eficiência térmica do processo de soldagem. A eficiência do arco pode ser medida por métodos calorimétricos, como o estudo realizado por DuPont & Marder (1995), que determinaram a eficiência do arco para alguns processos de soldagem em função da corrente.

Uma outra maneira de se determinar a eficiência é através da comparação dos valores de temperatura medidos experimentalmente com aqueles obtidos utilizando-se o modelo analítico (Giedt, Tallerico & Fuerschbach, 1989). Este foi o procedimento adotado neste trabalho, tendo como referência a temperatura máxima na distância d_3 .

Assim, para cada profundidade, escolheu-se o termopar situado à distância d_3 , calculou-se a eficiência do processo comparando-se a temperatura de pico nesta distância com aquela medida pelo termopar, para os três corpos de prova (Tabela 5.10). O valor obtido para a eficiência é aplicado para a obtenção dos ciclos térmicos nas outras três posições.

De um passe para o outro, todos os parâmetros de soldagem foram mantidos constantes, exceto a corrente. Esta variou, com o objetivo de se aumentar o insumo de calor e proporcionar o adequado preenchimento da junta. O aumento na intensidade de corrente pode ter gerado um arco menos estável, provocando um aumento na quantidade de respingos e, conseqüentemente, diminuindo a eficiência do processo de um passe para o outro, como mostrado na Tabela 5.10.

Para o processo TIG, o aumento na intensidade de corrente e a diminuição da velocidade de soldagem reduzem a eficiência do processo (Niles & Jackson, 1975).

Tabela 5.10 - Eficiência térmica (η) para o processo MIG para os modelos com e sem perdas superficiais.

cp	Passe	η sem perdas (%)	η com perdas (%)
2	1	65	67
	2	67	71
	3	58	63
5	1	92	95
	2	68	71
	3	63	67
8	1	83	85
	2	70	73
	3	59	63

Os valores de eficiência para os dois primeiros passes encontram-se dentro da faixa estabelecida para o processo MIG (Tabela 2.8). A determinação da eficiência do processo através da distribuição de temperatura não é uma medida real da fração de energia que é transferida para o material. As eficiências da Tabela 5.10 correspondem a valores ajustados para verificar a concordância entre resultados experimentais e teóricos. Se o modelo utilizado for adequado à situação prática, as eficiências determinadas desta maneira aproximam-se dos valores medidos por calorimetria (Giedt, Tallerico & Fuerschbach, 1989).

A maior eficiência do modelo que considera as perdas de calor é esperada, pois se o material perde calor pela superfície, a temperatura máxima por ele obtida será menor do que no modelo que não considera as perdas. Assim, estes valores de temperatura máxima estão mais próximos dos valores obtidos na prática, resultando numa eficiência maior.

Nas Figuras 5.3 a 5.14, os ciclos térmicos foram obtidos através dos modelos I e II já considerando as eficiências da Tabela 5.10. A indicação de que o material realmente perde calor pela superfície pode ser verificada pela inclinação das curvas de resfriamento mostrada nestas figuras. As curvas para o modelo I, que não considera as perdas de

calor, encontram-se acima das curvas experimental e do modelo que considera as perdas, ou seja, a taxa de resfriamento (inclinação da curva) seria menor. As curvas de resfriamento para o modelo II acompanham a inclinação das curvas experimentais, mostrando que as perdas realmente ocorrem e devem ser consideradas na simulação.

5.4.1.2 - MODELOS III E IV - REGIME QUASI-ESTACIONÁRIO

A comparação dos resultados experimentais com os modelos III e IV, que correspondem aos modelos quasi-estacionário sem e com variação das propriedades físicas, respectivamente, não é possível, pois nestes modelos supõe-se que a temperatura varia apenas na direção de soldagem. Entretanto, a dimensão dos corpos de prova na direção perpendicular à de soldagem não permite que a temperatura possa ser considerada constante nesta direção e, assim, o modelo unidimensional quasi-estacionário não é adequado a este caso prático.

5.4.2 - COMPARAÇÃO COM O MODELO BIDIMENSIONAL

5.4.2.1 - MODELOS I E II - REGIME TRANSIENTE

Nos modelos bidimensionais transientes I e II, supõe-se que a soldagem é realizada numa velocidade elevada, como no modelo unidimensional transiente, com o fluxo de calor ocorrendo nas direções perpendicular à de soldagem e da espessura da chapa. Para a espessura de chapa utilizada no experimento, não foi observada variação no comportamento do ciclo térmico, isto é, tanto para o termopar situado próximo à base da chapa (11 mm de profundidade) quanto para o termopar situado próximo à superfície (22 mm de profundidade), os ciclos térmicos apresentaram as mesmas características, com as temperaturas de pré-aquecimento e de pico aumentando de um passe para o outro (Figura 5.2).

A utilização do modelo transiente, que não leva em consideração o intervalo de tempo decorrido do início do processo até a fonte de calor passar pelo ponto de referência em estudo, é mais adequado para os processos onde a fonte de calor atua nos locais onde encontram-se os termopares, como na soldagem por resistência com

múltiplos pontos. Este tipo de processo aplica-se basicamente para a soldagem de chapas finas e, considerando-se a temperatura constante no sentido da espessura da chapa, o fluxo de calor reduz-se ao caso bidimensional. A seguir, faz-se um breve resumo com exemplos de aplicação do modelo bidimensional transiente (item 3.4 - Modelo I). Maiores detalhes podem ser encontrados num estudo realizado por Suzuki & Trevisan (1996).

No processo de soldagem por resistência, a quantidade de calor Q pode ser expressa como (AWS Welding Handbook, 1980) :

$$Q = \eta R_e I^2 t_s \quad (5.2)$$

Para verificar o comportamento da distribuição de temperatura através da equação (3.80), utilizou-se como exemplo a soldagem de duas chapas de aço carbono de 1 mm de espessura cada, e cujas propriedades físicas constam da Tabela 5.11.

Tabela 5.11 - Propriedades físicas para o aço carbono a 830 °C.

k (J/ms°C)	c (J/kg°C)	ρ (kg/m ³)	α (x 10 ⁻⁶ m ² /s)
35	1500	7870	2,96

Foram simulados três pontos de solda, utilizando-se um tempo de espera igual a 3 segundos entre a realização de um ponto e o seguinte. Como o tempo de soldagem é pequeno comparado ao tempo de espera, considerou-se nos cálculos o valor de t_p igual a 3 segundos. A Tabela 5.12 mostra os parâmetros de soldagem (Chen, Hsu & Ho, 1994) utilizados na simulação, assim como o valor da quantidade de calor obtido através da equação (5.2).

Tabela 5.12 - Parâmetros utilizados neste estudo.

I (kA)	R_e ($\mu\Omega$)	t_s (s)	η	Q (J)	t_p (s)
9	400	0,167	0,7	3787,56	3

Os valores da distância entre os pontos, correspondente a y_p na equação (3.80), foram adotados como 7 e 10 mm, que são grandes comparados à espessura da chapa, para evitar o efeito de desvio da corrente para os pontos de solda adjacentes. As Figuras 5.15 e 5.16 mostram os ciclos térmicos obtidos para os três pontos de solda, a uma distância igual a 3,5 mm do centro do ponto, utilizando a mesma quantidade de calor para os três pontos, ou seja, mantendo o tempo de soldagem constante. A Tabela 5.13 mostra a influência da variação de y_p sobre as temperaturas iniciais e temperaturas de pico para cada ponto de solda.

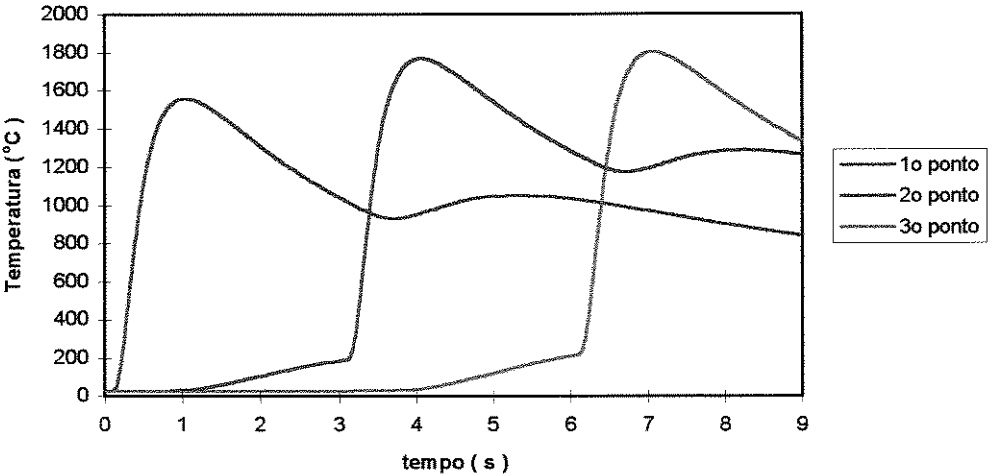


Figura 5.15 - Ciclos térmicos simulados para três pontos de solda, com y_p igual a 7 mm e t_s constante.

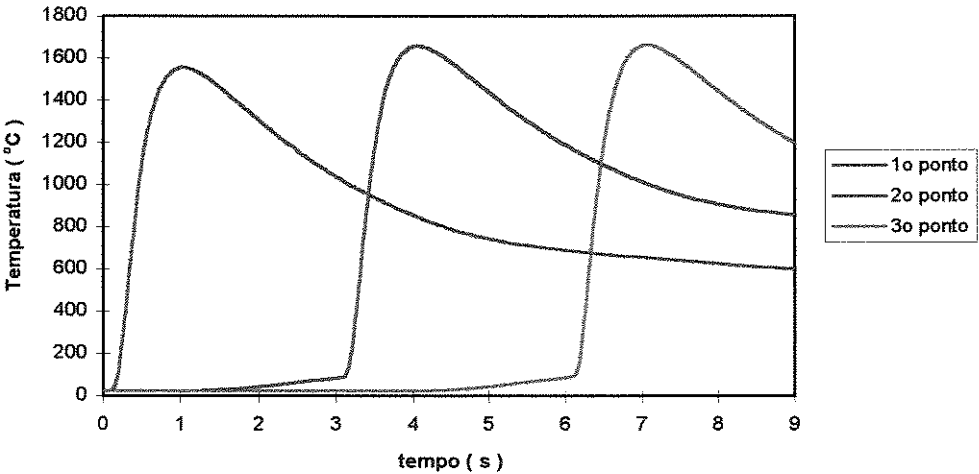


Figura 5.16 - Ciclos térmicos simulados para três pontos de solda, com y_p igual a 10 mm e t_s constante.

Os ciclos térmicos obtidos utilizando o mesmo insumo de calor para os três pontos (Figura 5.15) mostram que ocorreu um pré-aquecimento de um ponto pelo outro, pois eles atingem temperaturas de pico diferentes. Além disso, pode-se observar também que, para uma distância entre pontos igual a 7 mm, o segundo ponto provoca um aumento de temperatura na curva de resfriamento do primeiro ponto, mostrando a nítida influência de um ponto sobre o outro.

Já para o caso da Figura 5.16, onde utilizou-se um valor de y_p igual a 10 mm, as temperaturas de pico obtidas também são diferentes para os três pontos, mas não há uma influência acentuada de um ponto sobre a curva de resfriamento do ponto anterior. Comparando as Figuras 5.15 e 5.16, observa-se que as temperaturas de pico são mais altas na Figura 5.15, pois utilizou-se uma distância menor entre os pontos, fazendo com que o efeito do pré-aquecimento seja mais acentuado, como mostra a Tabela 5.13, através da temperatura de pré-aquecimento T_o .

Tabela 5.13 - Valores da temperatura de pico e da temperatura de pré-aquecimento para cada ponto de solda, em função da distância entre pontos.

y_p (mm)	7			10		
nº do ponto	1	2	3	1	2	3
T_o (°C)	25	187	211	25	65	88
$T_{máx}$ (°C)	1555	1769	1803	1555	1658	1662

Com a finalidade de se obter, numa dada posição, as mesmas temperaturas de pico para todos os pontos de solda, pode-se adotar um dos critérios abaixo :

- (a) Mesmo tamanho de lente para todos os pontos;
- (b) Mesmo tamanho de ZAC para todos os pontos.

No primeiro caso, fixa-se como temperatura máxima desejada a temperatura de fusão do material; no segundo caso, a temperatura a ser adotada será aquela a partir da qual ocorrem transformações microestruturais no material, caracterizando a ZAC. Para o

caso em estudo, utilizou-se o primeiro critério, considerando ser o mais importante do ponto de vista de propriedades mecânicas da junta soldada.

Através da equação (3.82), para a temperatura de fusão do material estudado (1550 °C), o tamanho de lente corresponde a 3,5 mm de raio. Assim, para que o segundo ponto de solda apresente esta mesma dimensão, é necessário que a quantidade de calor seja menor do que a utilizada no primeiro ponto, pois a região já se encontra pré-aquecida. Este novo valor de Q é obtido através da equação (3.80) ou (3.82), para $n = 2$, e assim sucessivamente.

Para ilustrar o resultado da obtenção da mesma temperatura de pico para os três pontos de solda da Figura 5.16, variou-se o tempo de soldagem através dos novos valores de Q , conforme mostra a Figura 5.17. Assim, para a mesma distância de 3,5 mm, a temperatura de pico para os três pontos mantém-se constante e igual à temperatura de fusão do material. Na Figura 5.18 encontram-se os valores de Q necessários para que dez pontos de solda apresentem o mesmo tamanho de lente.

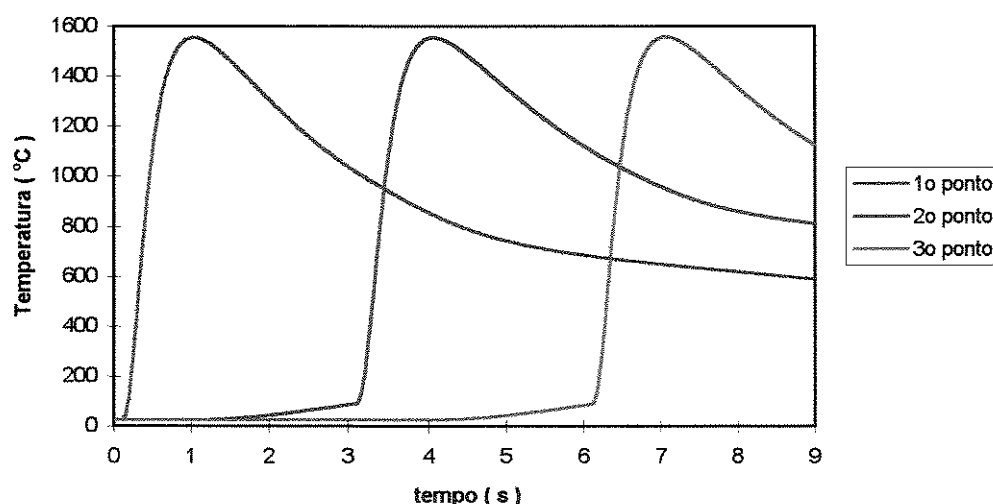


Figura 5.17 - Ciclos térmicos simulados para três pontos de solda, com y_p igual a 10 mm e t_s variável.

Através da Figura 5.18, observa-se uma queda acentuada de Q do primeiro para o terceiro ponto; a partir do quarto ponto de solda, praticamente não há variação de Q , se comparada à ordem de grandeza envolvida. Isto pode ser explicado pelo fato de que, no início do processo, o gradiente térmico é elevado, pois o material encontrava-se à temperatura ambiente e liberou-se uma grande quantidade de calor para a realização do primeiro ponto de solda.

O fluxo de calor para as regiões adjacentes à solda provoca um pré-aquecimento, fazendo com que a quantidade de calor necessária seja menor, de forma que a 3,5 mm do centro do ponto não se ultrapasse a temperatura de fusão. Após a realização de vários pontos de solda, a temperatura da chapa encontra-se relativamente estabilizada, e o fluxo de calor já não é tão intenso. É como se todos os pontos fossem feitos partindo da mesma temperatura inicial, ou seja, diz-se que o processo atingiu o regime térmico quasi-estacionário.

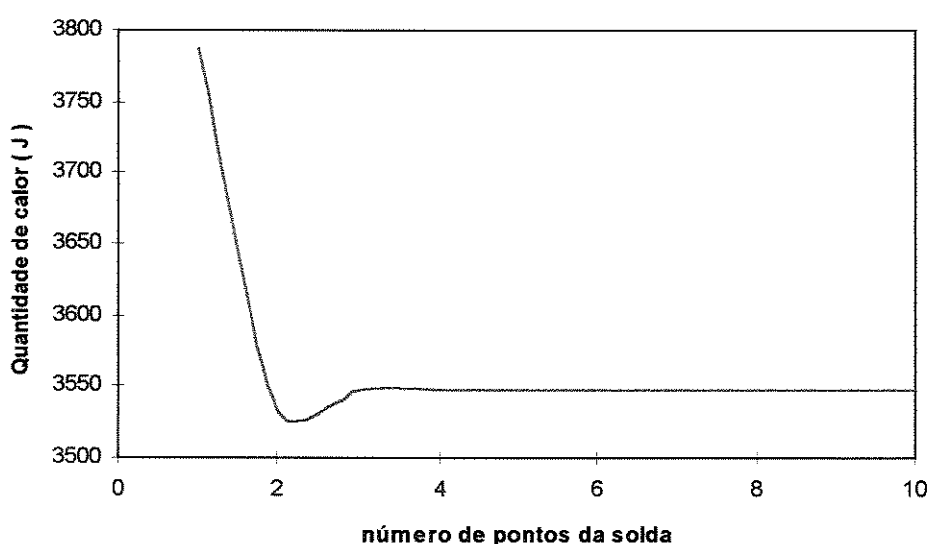


Figura 5.18 - Valores da quantidade de calor Q obtidos para dez pontos de solda.

Assim, da mesma forma que para a soldagem com múltiplos passes, a utilização de métodos analíticos para a soldagem por resistência com múltiplos pontos permite prever a temperatura máxima a ser atingida em cada ponto. Além disso, é possível

determinar a quantidade de calor necessária para que a temperatura máxima seja a mesma para todos os pontos, o que é interessante do ponto de vista de propriedades mecânicas, pois garante características metalúrgicas semelhantes para todos os pontos.

5.4.2.2 - MODELOS III E IV - REGIME QUASI-ESTACIONÁRIO.

Os ciclos térmicos para os modelos III e IV foram obtidos através das equações (3.89) e (3.96), respectivamente. Os parâmetros adicionais necessários para a simulação encontram-se na Tabela 5.14. O valor da quantidade de calor por unidade de comprimento Q' é obtido dividindo-se a quantidade de energia (Q_t) pela espessura da chapa. O valor de m corresponde à inclinação da curva de variação das propriedades físicas com a temperatura.

Tabela 5.14 - Parâmetros utilizados no modelo bidimensional.

cp	Q_1' ($\times 10^6$ J/m)	Q_2' ($\times 10^6$ J/m)	Q_3' ($\times 10^6$ J/m)	x_0 (m)	m ($\times 10^{-4}$ °C ⁻¹)
2	0.98	1.33	1.47	0.045	3.784
5	1.02	1.35	1.51	0.049	
8	1.01	1.33	1.52	0.047	

As Figuras 5.19 a 5.22 mostram os ciclos térmicos experimental e teóricos, modelos III e IV, com propriedades físicas constantes e variáveis, para o corpo de prova 2. Para a utilização da equação (3.96), são necessários os valores das propriedades físicas a 0 °C, mostradas na Tabela 5.15 (Grosh, Trabant & Hawkins, 1955).

Tabela 5.15 - Propriedades físicas para o aço inox AISI 304L a 0 °C.

$k_o \text{ (J/ms}^\circ\text{C)}$	$(\rho c)_o \text{ (J/m}^3\text{oC)}$	$\alpha_o \text{ (m}^2\text{/s)}$
18.54	3.73×10^6	3.83×10^{-6}

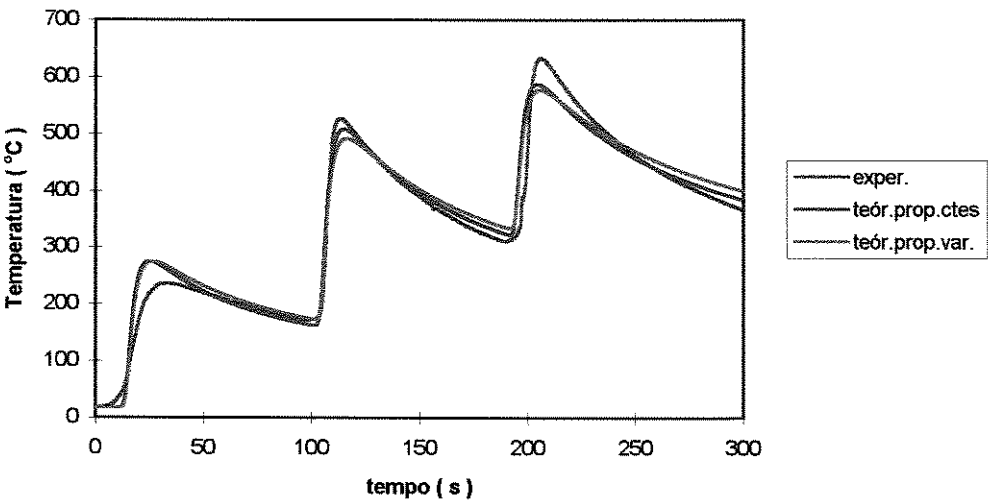


Figura 5.19 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 2, distância $d_1 = 11.65$ mm.

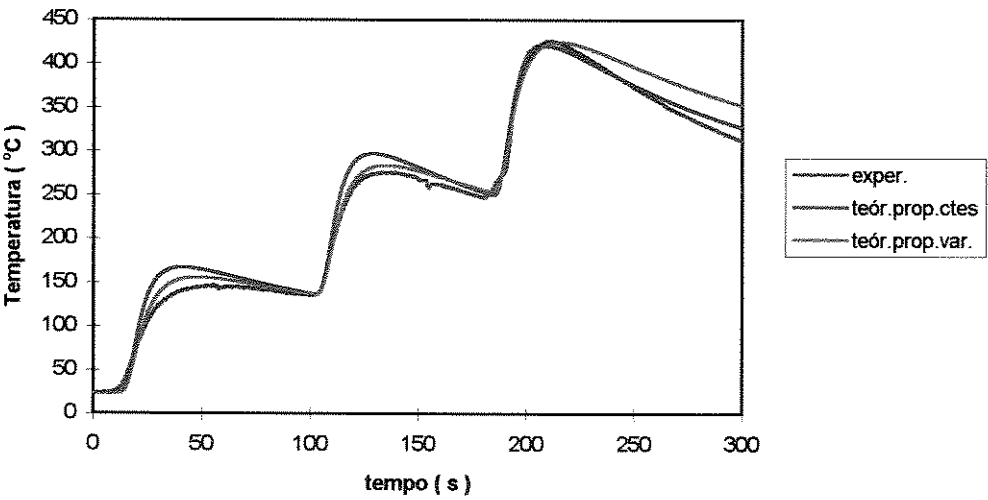


Figura 5.20 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp2, distância $d_2 = 15.40$ mm.

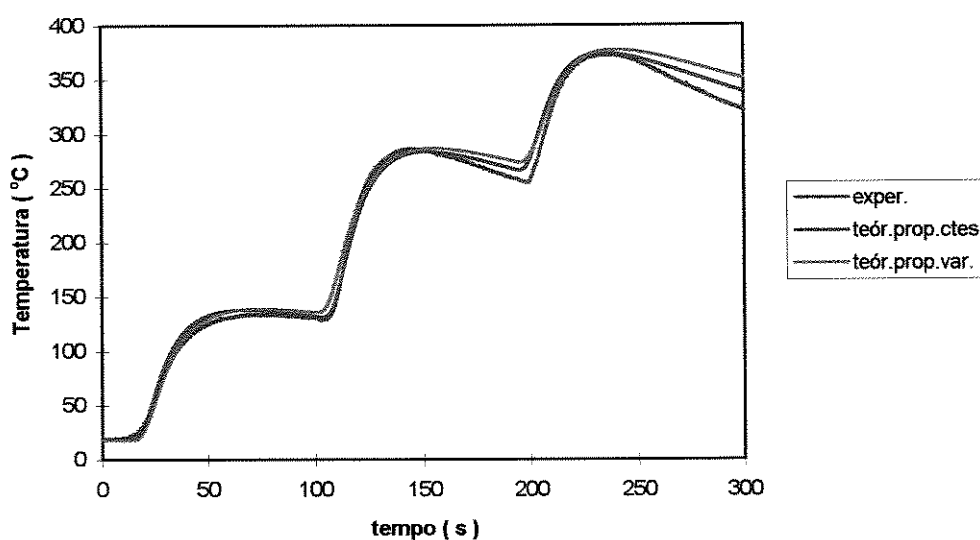


Figura 5.21 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 2, distância $d_3 = 22.30$ mm.

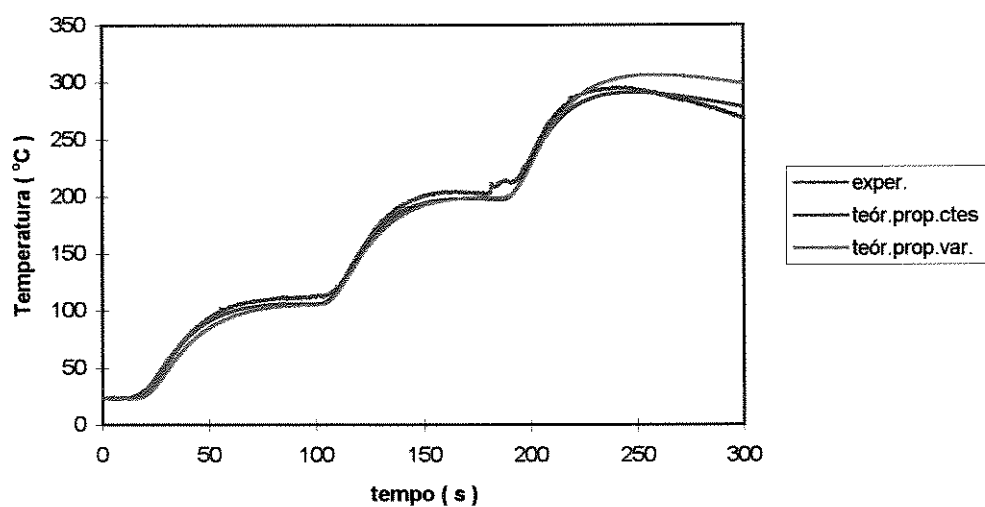


Figura 5.22 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 2, distância $d_4 = 26.70$ mm.

Para comparar os modelos com o experimento, a Tabela 5.16 mostra as temperaturas máximas para os modelos com e sem variação das propriedades físicas para o corpo de prova 2.

Tabela 5.16 - Temperatura máxima e instante de sua ocorrência para o cp 2.

cp	Passe	$T_{\text{máx}}$ experim. (°C)	$t_{\text{máx}}$ experim. (s)	$T_{\text{máx}}$ teór. prop. ctes (°C)	$t_{\text{máx}}$ teór. prop. ctes (s)	$T_{\text{máx}}$ teór. prop. var. (°C)	$t_{\text{máx}}$ teór. prop. var. (s)
2-1	1	236.95	32.27	416.76	25.10	371.62	26.67
	2	526.86	112.93	768.97	115.10	645.11	116.67
	3	633.92	205.60	1056.77	205.10	861.39	206.67
2-2	1	147.71	54.93	285.50	40.93	254.15	43.89
	2	276.35	135.86	566.99	130.93	467.05	133.89
	3	426.55	212.00	825.38	220.93	668.27	223.89
2-3	1	133.66	80.80	208.13	66.93	180.62	74.40
	2	286.45	145.60	424.57	156.93	371.78	164.40
	3	372.22	230.66	639.47	246.93	545.27	254.40
2-4	1	112.52	92.80	175.12	94.67	158.71	95.13
	2	204.06	177.60	366.32	184.67	324.79	185.13
	3	295.14	243.60	563.42	274.67	484.96	275.13

A tabela acima mostra que as temperaturas máximas previstas pelo modelo quasi-estacionário bidimensional são menores do que as previstas pelo modelo transiente unidimensional (Tabela 5.7) pois, no primeiro caso, sendo duas as direções possíveis de fluxo de calor, as temperaturas de pico atingidas no material serão menores. Isto significa que, no cálculo da eficiência do processo, a diferença entre as temperaturas máximas sendo menores, resultarão em valores de eficiência maiores do que aqueles calculados pelo modelo unidimensional.

Para o corpo de prova 5, os ciclos térmicos experimental e teóricos estão nas Figuras 5.23 a 5.26.

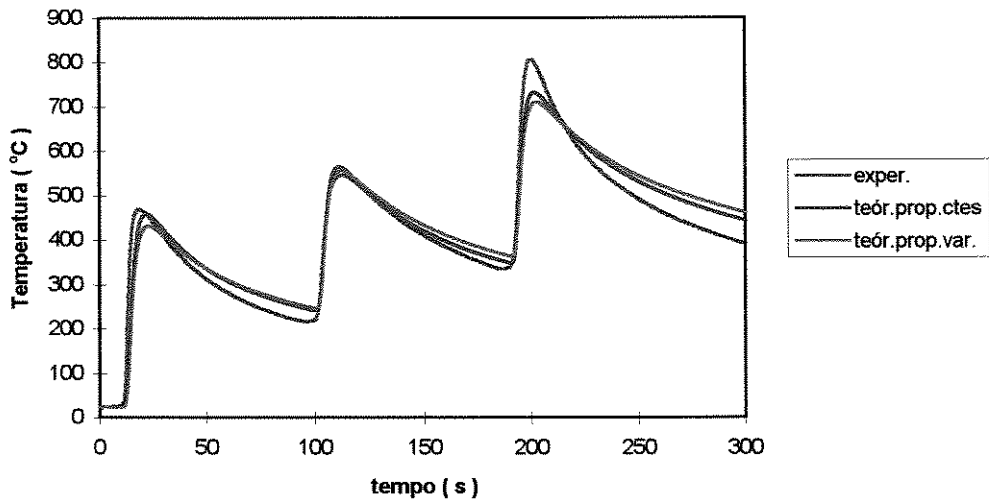


Figura 5.23 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 5, distância $d_1 = 8.65$ mm.

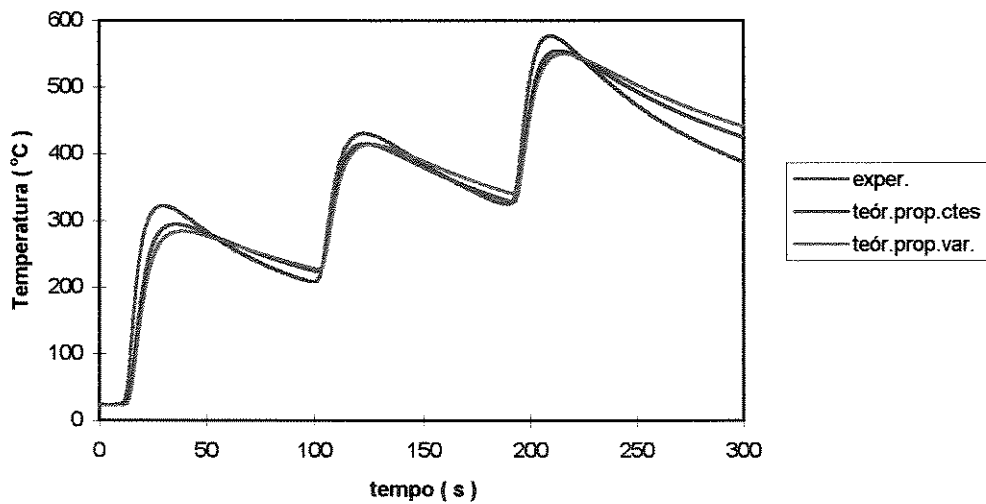


Figura 5.24 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 5, distância $d_2 = 14.05$ mm.

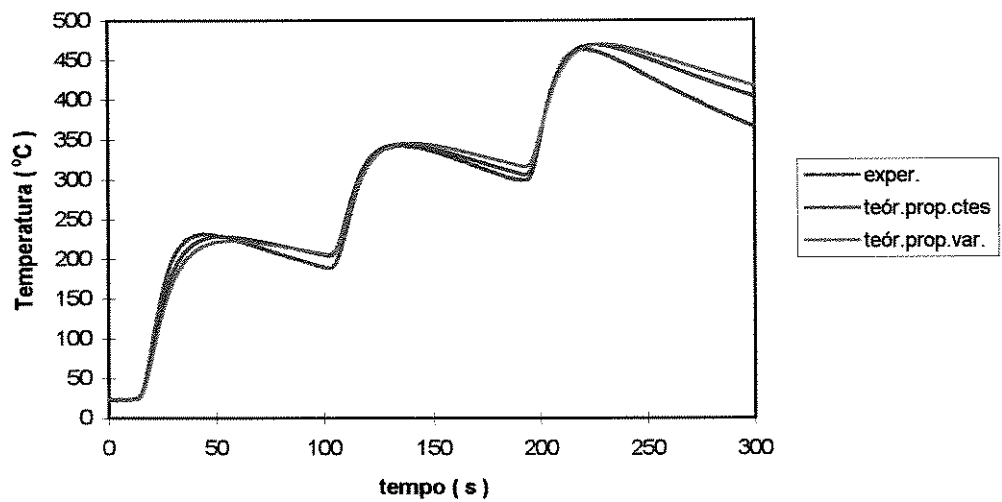


Figura 5.25 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 5, distância $d_3 = 18.60$ mm.

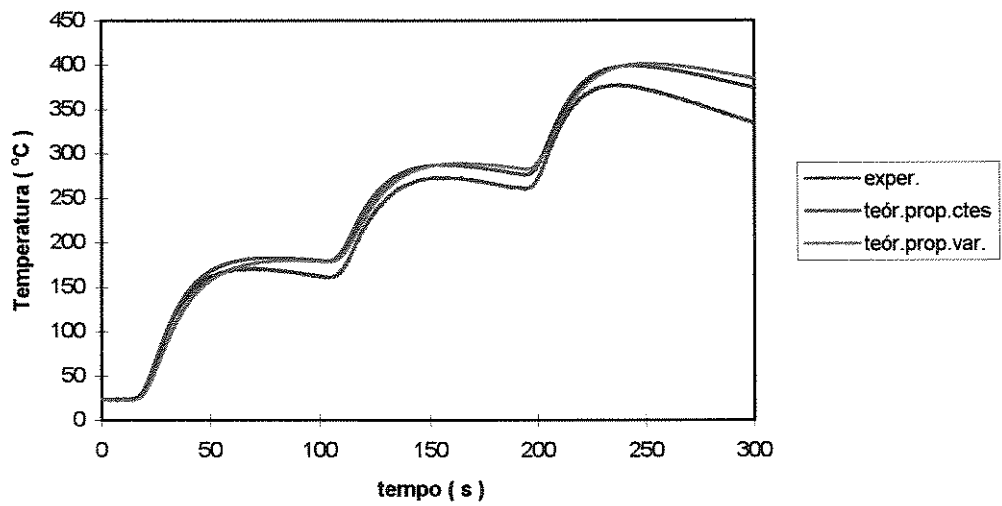


Figura 5.26 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 5, distância $d_4 = 23.95$ mm.

Na Tabela 5.17 estão os valores obtidos para as temperaturas máximas do corpo de prova 5, para os casos com e sem variação das propriedades físicas.

Tabela 5.17 - Temperatura máxima e instante de sua ocorrência para o cp 5.

cp	Passe	$T_{\text{máx}}$ experim. (°C)	$t_{\text{máx}}$ experim. (s)	$T_{\text{máx}}$ teor. prop. ctes (°C)	$t_{\text{máx}}$ teor. prop. ctes (s)	$T_{\text{máx}}$ teor. prop. var. (°C)	$t_{\text{máx}}$ teor. prop. var. (s)
5-1	1	469.87	18.39	501.52	21.47	431.56	22.67
	2	546.77	112.13	883.40	111.47	730.10	112.67
	3	807.05	199.60	1201.01	201.47	961.77	202.67
5-2	1	322.98	29.60	321.45	35.47	283.95	38.67
	2	431.34	123.20	619.02	125.47	528.44	128.67
	3	577.88	208.40	889.52	215.47	736.70	218.67
5-3	1	231.70	45.73	248.99	52.53	223.05	57.46
	2	343.22	137.33	500.02	142.53	434.31	147.46
	3	464.49	218.93	741.34	232.53	623.47	237.46
5-4	1	170.97	66.80	199.05	78.53	179.84	87.73
	2	273.57	157.60	408.93	168.53	358.52	177.73
	3	377.66	236.80	618.09	258.53	528.23	267.73

As Figuras 5.27 a 5.30 mostram os ciclos térmicos teórico e experimental para o corpo de prova 8, nas quatro distâncias consideradas, e a Tabela 5.18 traz as temperaturas máximas obtidas para este corpo de prova.

Os instantes em que ocorrem as temperaturas máximas são maiores no modelo quasi-estacionário do que no modelo unidimensional. Como citado anteriormente, a existência de duas direções de fluxo de calor no modelo quasi-estacionário faz com que seja necessário um período de tempo maior para que o material atinja a temperatura máxima, que será menor do que as temperaturas obtidas para o caso unidimensional.

Os valores dos tempos em que ocorrem as temperaturas máximas obtidos pelo processo quasi-estacionário teoricamente são mais precisos do que os obtidos pelo modelo transiente, pois neste caso, como já descrito no item 5.3.1, é necessário adicionar

ao tempo obtido através da equação, o tempo gasto para a fonte de calor passar pelo ponto de referência. Como este tempo envolve uma soma de dois outros tempo, o erro será maior do que no modelo quasi-estacionário, que leva em consideração o deslocamento da fonte de calor e, assim, o tempo de ocorrência da temperatura de pico é obtido diretamente do modelo.

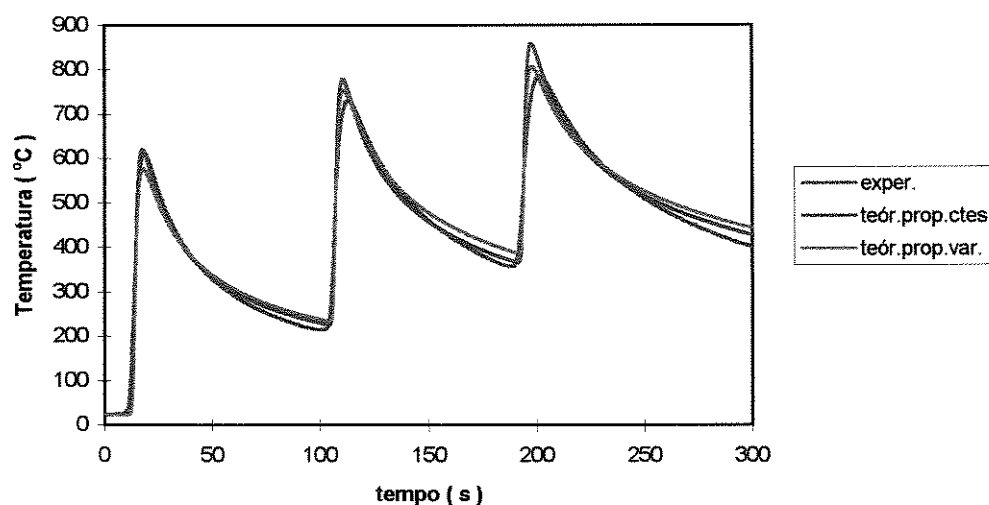


Figura 5.27 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 8, distância $d_1 = 5.65$ mm.

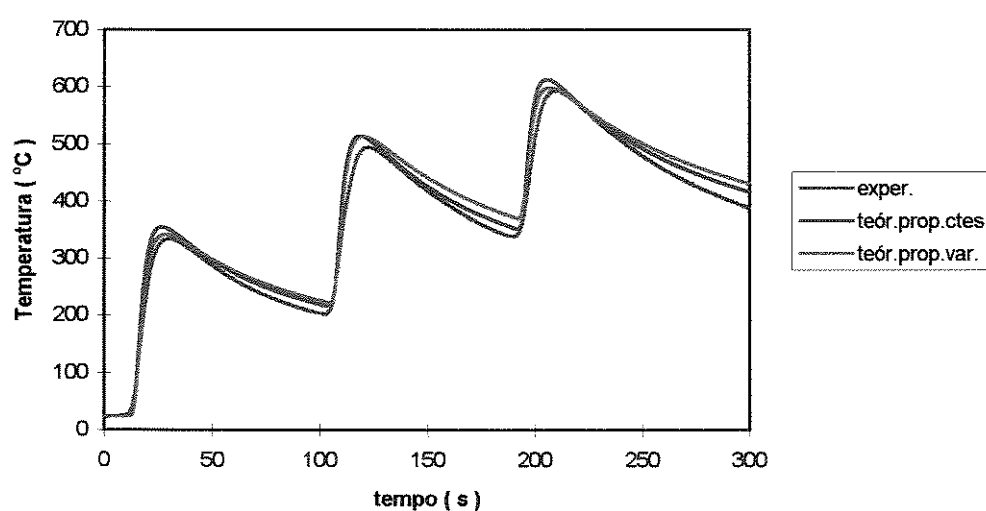


Figura 5.28 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 8, distância $d_2 = 10.50$ mm.

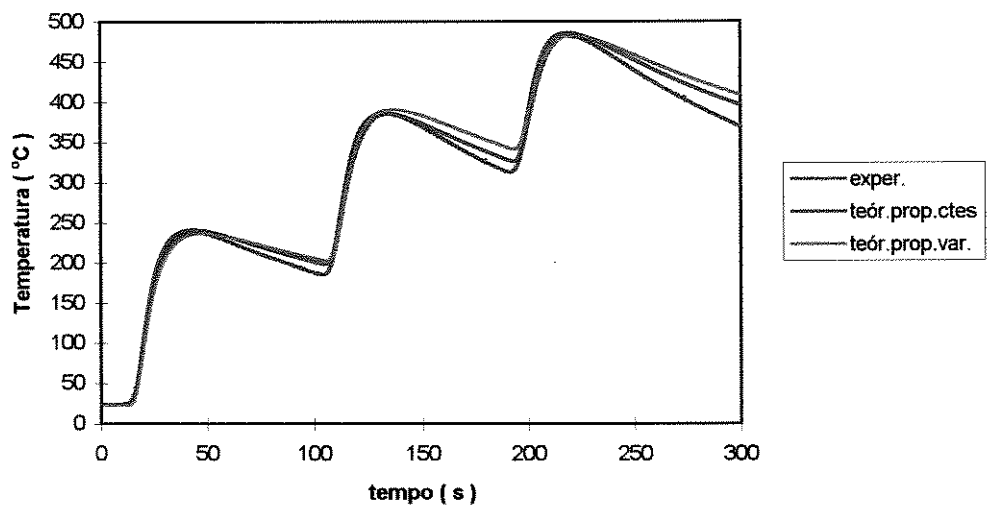


Figura 5.29 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 8, distância $d_3 = 16.05$ mm.

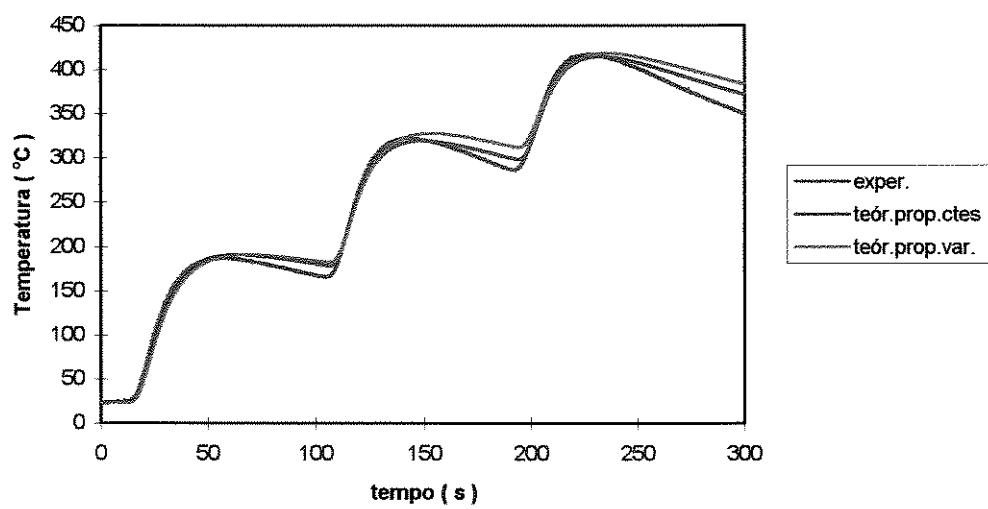


Figura 5.30 - Ciclos térmicos experimental e teóricos para o cp 8, distância $d_4 = 20.95$ mm.

Tabela 5.18 - Temperatura máxima e instante de sua ocorrência para o cp 8.

cp	Passe	T _{máx} experim. (°C)	t _{máx} experim. (s)	T _{máx} teor. sem perdas (°C)	t _{máx} teor. sem perdas (s)	T _{máx} teor. com perdas (°C)	t _{máx} teor. com perdas (s)
8-1	1	610.89	18.27	738.15	17.47	620.30	17.99
	2	730.67	113.20	1189.68	107.47	950.76	110.93
	3	785.59	201.60	1579.48	197.47	1216.64	197.73
8-2	1	334.53	29.60	422.08	26.53	367.35	28.26
	2	494.62	122.67	755.81	116.53	635.67	118.26
	3	594.03	210.00	1069.82	206.53	870.36	198.26
8-3	1	239.40	43.20	283.37	43.33	254.70	47.47
	2	389.96	134.26	553.12	133.33	477.25	137.47
	3	485.25	218.53	818.77	223.33	685.27	227.47
8-4	1	187.51	60.80	228.06	63.47	205.35	68.53
	2	322.88	145.06	450.82	148.66	398.11	158.53
	3	417.85	227.20	684.09	231.73	586.58	248.53

Assim como no modelo unidimensional, a comparação entre os resultados experimentais e teóricos é feita após o cálculo da eficiência para o processo. A Tabela 5.19 mostra os valores da eficiência obtidos comparando-se as temperaturas máximas experimentais com as temperaturas previstas pelos modelos, as quais encontram-se nas Tabelas 5.16 a 5.18 para os três corpos de prova. Os cálculos foram realizados tomando-se como referência o termopar situado à distância d_3 , utilizando-se os valores obtidos nesta distância para os outros termopares.

Comparando as eficiências calculadas pelos modelos unidimensional e bidimensional, considerando as propriedades físicas constantes, não se observa uma variação significativa destas em relação às eficiências obtidas pelo modelo unidimensional com e sem perdas de calor.

Tabela 5.19 - Eficiência térmica (η) para o processo MIG para os modelos com e sem variação das propriedades físicas.

cp	Passe	η prop. ctes (%)	η prop.var. (%)
2	1	67	74
	2	67	77
	3	58	68
5	1	91	100
	2	70	79
	3	63	75
8	1	84	93
	2	70	80
	3	60	70

Entretanto, o modelo que corrige a equação do estado quasi-estacionário para levar em consideração a variação das propriedades físicas com a temperatura fornece valores mais altos para a eficiência, de forma que, para os três corpos de prova, os valores obtidos encontram-se dentro da faixa estabelecida para o processo MIG (Tabela 2.8).

A Tabela 5.19 mostra que a eficiência calculada pelo modelo bidimensional também diminui de um passe para o outro, e a razão para isto deve estar no fato de se utilizar diferentes valores de corrente em cada passe.

Nas Figuras 5.19 a 5.30, os ciclos térmicos foram simulados considerando-se as eficiências da Tabela 5.19. Para os três corpos de prova, as curvas de resfriamento dos modelos não acompanham a mesma inclinação da curva experimental : elas situam-se acima, indicando que a taxa de resfriamento prevista pelos modelos é menor do que a que ocorreu na prática.

Como os valores de eficiência obtidos pelo modelo IV, que considera a variação das propriedades físicas com a temperatura, são maiores do que os obtidos pelo modelo

III, este é um fator que deve ser levado em conta na obtenção das soluções para problemas de condução de calor, pois sabe-se que , para os metais, as propriedades físicas variam significativamente com a temperatura.

Deve-se observar que, embora o modelo IV seja mais adequado do que o modelo III, do ponto de vista de eficiência, as curvas obtidas pelo modelo IV acompanham a mesma inclinação das curvas obtidas pelo modelo III, pois ambos os modelos não levam em consideração as perdas de calor pela superfície.

De acordo com o critério de eficiência, para as condições práticas utilizadas, o modelo bidimensional quasi-estacionário que considera a variação das propriedades físicas com a temperatura é o que melhor representa a distribuição de temperatura no material.

A melhor concordância entre o experimental e o modelo quasi-estacionário pode ser confirmada utilizando-se o conceito de constante de tempo. Através desta constante, é possível estimar o tempo necessário para que se atinja o regime quasi-estacionário, ou seja, avaliar o período de tempo decorrido desde o início do processo até o instante em que não se observa mais variação da temperatura para um observador situado sobre a fonte móvel (Wainer, Brandi & Mello, 1992). Seja d a distância até a qual o calor se propaga no instante t ; a constante de tempo é expressa por :

$$\frac{d^2}{\alpha t} = 16 \quad (5.3)$$

A distância d pode ser escrita em termos da velocidade e do tempo ($d = vt$), e assim a constante de tempo é obtida através de :

$$t = \frac{16 \alpha}{v^2} \quad (5.4)$$

Utilizando os valores de v e α (Tabelas 5.1 e 5.3), o processo atinge o estado quasi-estacionário no instante $t = 6.30$ segundos, e a distância percorrida desde a abertura do arco corresponde a 21 mm. Como a fonte de calor percorre uma distância

igual a 100 mm, pode-se considerar que predomina o regime quasi-estacionário, confirmando a análise feita através da eficiência.

Das suposições feitas por Rosenthal para obter soluções na forma analítica para um único passe de solda (Cap. 2 - item 2.5), duas delas foram consideradas nos modelos obtidos para múltiplos passes. São elas :

- (1) Variação das propriedades físicas com a temperatura, considerada no modelo quasi-estacionário. Embora esta seja uma restrição à obtenção da solução analítica, o estudo realizado por Grosh, Trabant & Hawkins (1955) permitiu que a solução para múltiplos passes fosse corrigida para levar em conta esta variação. A comparação entre o experimento e a teoria mostrou que esta variação deve estar presente na solução, pois o modelo que a considera mostrou-se o mais adequado para a situação estudada.
- (2) Perdas de calor para o ambiente, considerada no modelo transiente. Como discutido anteriormente, a consideração das perdas ajusta as curvas de resfriamento experimental e teórica. É importante que a curva de resfriamento esteja mais próxima possível das curvas obtidas a partir das condições reais de soldagem, pois a sua inclinação fornece a taxa de resfriamento que, para o caso de alguns materiais, como os aços comuns, determinará a microestrutura resultante ao final do processo.

A única suposição não estudada foi a de fonte de calor pontual, ou seja, a suposição de que o calor concentra-se num volume infinitesimalmente pequeno de material. Tanto no caso unidimensional quanto no bidimensional, no ajuste das curvas tomando como referência o termopar situado à distância d_3 , a aplicação desta eficiência para as outras três posições produz um melhor resultado para os ciclos térmicos situados à distância d_4 do que para as distâncias d_1 e d_2 .

Isto se deve ao fato de que, considerando-se a fonte de calor como pontual, os modelos representam bem a distribuição de temperatura para pontos mais distantes da solda, pois neste caso a região na qual o calor se distribui pode ser considerada pequena

em relação à distância onde estão sendo feitas as medidas de temperatura, diminuindo o efeito da fonte distribuída.

As soluções que consideram que o calor da fonte está distribuído num volume finito de material recorrem à utilização de métodos numéricos. Com certeza, a consideração deste fator na solução analítica deve contribuir ainda mais para se obter soluções mais precisas, pois sabe-se que a distribuição de calor da fonte está presente na prática.

A solução na forma analítica, mesmo sujeita às simplificações necessárias para viabilizar a sua obtenção, mostrou-se eficiente para o caso estudado. Tendo em vista a escassa literatura no assunto de transferência de calor em soldagem envolvendo múltiplos passes, as soluções propostas tem como inovação o fato de serem apresentadas na forma analítica, já que a maioria dos trabalhos realizados envolvem algum método numérico.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

6.1 - CONCLUSÕES

De acordo com a análise dos resultados obtidos no desenvolvimento dos modelos analíticos e comparação destes com os ciclos térmicos experimentais, para as condições de soldagem e geometria utilizados, pode-se concluir que :

(1) Com relação ao desenvolvimento analítico :

- A utilização da Função de Green permitiu a obtenção das soluções na forma analítica, constituindo-se numa poderosa ferramenta para solucionar problemas onde a condição inicial é não-homogênea e não uniforme, como ocorre na soldagem multi-passe com passes curtos.
- Foram obtidas soluções para a distribuição de temperatura no processo de soldagem quando realizado com múltiplos passes em diversas configurações. As configurações e respectivas soluções encontram-se na Tabela 6.1, para os casos uni e bidimensional, nos regimes transiente e quasi-estacionário.

(2) Com relação aos parâmetros do comprimento do passe e do intervalo entre passes :

- O comprimento do passe utilizado no experimento e o intervalo entre os passes mostraram-se adequados à comparação entre experimento e teoria, isto é, o passe é considerado curto e provoca o acúmulo dos efeitos térmicos de um passe sobre os outros.

(3) Com relação à comparação dos ciclos térmicos obtidos experimentalmente com os modelos unidimensionais :

- O modelo transiente mostrou-se mais adequado para a geometria da junta/condições de soldagem utilizadas no experimento.

Tabela 6.1 - Soluções analíticas para distribuição de temperatura na soldagem multi-passe.

Config.	Solução
1-D transiente	Modelo I - Sem perdas $T = T_o + \frac{1}{2 \rho c (\pi \alpha)^{1/2}} \sum_{i=1}^n \frac{Q_i''}{[t - (i-1)t_p]} \exp \left\{ -\frac{x^2}{4 \alpha [t - (i-1)t_p]} \right\}$ Modelo II - Com perdas $T = T_o + \frac{1}{2 \rho c (\pi \alpha)^{1/2}} \sum_{i=1}^n \frac{Q_i''}{[t - (i-1)t_p]} \exp \left\{ -\frac{x^2}{4 \alpha [t - (i-1)t_p]} \right\} \exp \left\{ -b [t - (i-1)t_p] \right\}$
	Modelo III - Prop. constantes $T = T_o + \frac{1}{\rho c v} \sum_{i=1}^n Q_i'' \exp \left(-\frac{v x_i}{\alpha} \right)$ Modelo IV - Prop. variáveis $T = \frac{1}{m} \left\{ \left[(1 + m T_o)^2 + \frac{2 m}{(\rho c)_o v} \sum_{i=1}^n Q_i'' \exp \left(-\frac{v x_i}{\alpha} \right) \right]^{1/2} - 1 \right\}$
2-D transiente	Modelo I - Sem perdas $T = T_o + \frac{1}{4 \rho c \pi \alpha} \sum_{i=1}^n \frac{Q_i'}{[t - (i-1)t_p]} \exp \left\{ -\frac{[x^2 + [y + (i-1)y_p]^2]}{4 \alpha [t - (i-1)t_p]} \right\}$ Modelo II - Com perdas $T = T_o + \frac{1}{4 \rho c \pi \alpha} \sum_{i=1}^n \frac{Q_i'}{[t - (i-1)t_p]} \exp \left\{ -\frac{[x^2 + [y + (i-1)y_p]^2]}{4 \alpha [t - (i-1)t_p]} \right\} \exp \left\{ -b [t - (i-1)t_p] \right\}$
	Modelo III - Prop. constantes $T = T_o + \frac{1}{2 \pi k} \sum_{i=1}^n Q_i' \exp \left(-\frac{v x_i}{2 \alpha} \right) K_o \left(\frac{v r_i}{2 \alpha} \right)$ Modelo IV - Prop. variáveis $T = \frac{1}{m} \left\{ \left[(1 + m T_o)^2 + \frac{1}{\pi k_o} \sum_{i=1}^n Q_i' \exp \left(-\frac{v x_i}{2 \alpha_o} \right) K_o \left(\frac{v r_i}{2 \alpha_o} \right) \right]^{1/2} - 1 \right\}$

- Entre os modelos transientes, o que considera as perdas de calor para o ambiente é o que melhor se ajustou às curvas de resfriamento dos ciclos térmicos experimentais.
- Os modelos quasi-estacionários não apresentaram uma boa concordância com o experimental, pois a largura do corpo de prova (200 mm) não permite que a temperatura possa ser considerada constante ao longo desta direção.

(4) Com relação à comparação dos ciclos térmicos experimentais com os modelos bidimensionais :

- Os modelos transientes não se apresentaram adequados ao experimento para a espessura e intervalo entre passes utilizados.
- O modelo quasi-estacionário foi o que apresentou melhor concordância entre experimento e teoria.
- Entre os modelos quasi-estacionários, o que corrige a equação para distribuição de temperatura considerando a variação das propriedades físicas mostrou-se mais adequado para o experimento em questão.

(5) Com relação ao modelo que melhor representa o experimento :

- O modelo quasi-estacionário bidimensional foi o que mais se ajustou aos ciclos térmicos experimentais, de acordo com o critério de eficiência utilizado para ajustar as curvas teóricas e experimentais.
- Os valores de eficiência obtidos para o processo de soldagem MIG utilizando o modelo quasi-estacionário bidimensional encontram-se dentro da faixa de valores estabelecida para o processo, mostrando que o modelo é preciso na representação da distribuição de temperatura na soldagem multi-passe.
- O conhecimento da distribuição de temperatura em qualquer posição e em qualquer instante de tempo através de modelos analíticos proporciona, em alguns casos, a redução no tempo de soldagem multi-passe e, conseqüentemente, nos custos do

processo, pois pode-se eliminar a necessidade de se pré-aquecer todo o material entre um passe e outro.

6.2 - RECOMENDAÇÕES

- Desenvolver os modelos analíticos para a distribuição de temperatura na soldagem multi-passe considerando os seguintes fatores :
 - (1) A distribuição de calor na fonte.
 - (2) O formato da fonte de calor.
 - (3) A variação contínua das propriedades físicas com a temperatura.
- Obter as soluções analíticas para o caso de fluxo de calor tridimensional, nos regimes transiente e quasi-estacionário.
- Obter os ciclos térmicos utilizando simulação numérica, resultando em mais um padrão de comparação para os modelos analíticos desenvolvidos.

CAPÍTULO 7

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABRAMOVITZ, M., STEGUN, I. A. Handbook of mathematical functions with formulas, graphs, and mathematical tables. 9 ed. New York : Dover Publications, 1970. Cap. 9 : Bessel functions of integer order, p. 355 - 433.

ALBERRY, P. J., JONES, W. K. C. Computer model for prediction of heat-affected-zone microstructures in multipass weldments. Metals Technology, v. 9, p. 419 - 426, october 1982.

BLAKELEY, P. J. Who should be using arc monitoring ? Welding & Metal Fabrication, june 1990.

CARSLAW, H. S., JAEGER, J. C. *Conduction of heat in solids*. 2 ed. Oxford : Oxford University Press, 1959.

CHEN, C., HSU, T. J., HO, N. Resistance spot welding of precoated steel sheet : computational heat-transfer analysis. Metallurgical and Materials Transactions B, v. 25B, p. 415 - 423, june 1994.

DUPONT, J. N., MARDER, A. R. Thermal Efficiency of Arc Welding Processes. Welding Journal, v. 74, n. 12, p. 406s - 416s, december 1995.

EAGAR, T. W., TSAI, N. S. Temperature fields produced by traveling distributed heat sources. Welding Journal, v. 62, n. 12, p. 346s - 355s, december 1983.

GIEDT, W. H., TALLERICO, L. N., FUERSCHBACH, P. W. GTA welding efficiency : calorimetric and temperature field measurements. Welding Journal, v. 68, n. 1, p. 28s - 32s, january 1989.

GOLDAK, J., BIBBY, M., CHAKRAVARTI, A. A new finite element model for welding heat sources. Metallurgical Transactions B, v. 15B, p. 299 - 305, june 1984.

GOLDAK, J., BIBBY, M., MOORE, J., HOUSE, R., PATEL, B. Computer modeling of heat flow in welds. Metallurgical Transactions B, v. 17B, p. 587 - 600, september 1986.

GROSH, R. J., TRABANT, E. A., HAWKINS, G. A. Temperature distribution in solids of variable thermal properties heated by moving heat sources. Quartely Applied Mathematica, v. 13, n. 12, p. 161 - 167, february 1955.

GROSH, R. J., TRABANT, E. A. Arc-welding temperatures. Welding Journal, v. 35, n. 8, p. 396s - 400s, august 1956.

- ION, J. C., EASTERLING, K. E., ASHBY, M. F. A second report on diagrams of microstructure and hardness for heat-affected zones in welds. *Acta Metallurgica*, v. 32, n. 11, p. 1949 - 1962, may 1984.
- JHAVERI, P., MOFFAT, W. G., ADAMS, C. M. Jr. The effect of plate thickness and radiation on heat flow in welding and cutting. *Welding Journal*, v. 41, n. 1, p. 12s - 16s, january 1962.
- KOU, S. Simulation of heat flow during the welding on thin plates. *Metallurgical Transactions A*, v. 12A, p. 2025 - 2030, december 1981.
- KRUTZ, G. W., SEGERLIND, L. J. Finite element analysis of welded structures. *Welding Journal*, v. 57, n. 7, p. 211s - 216s, july 1978.
- MYERS, G. E. Analytical methods in conduction heat transfer. United States of America : McGraw-Hill, 1971. Cap. 3 : Separation of variables, p. 74 - 150.
- NILES, R. W., JACKSON, C. E. Weld thermal efficiency of the GTAW process. *Welding Journal*, v. 54, n. 1, p. 25s - 32s, january 1975.
- PAVELIC, V., TANBAKUCHI, R., UYEHARA, O. A., MYERS, P. S. Experimental and computed temperature histories in Gas Tungsten Arc Welding of thin plates. *Welding Journal*, v. 48, n. 7, p. 295s - 305s, july 1969.
- RADAJ, D. *Heat effects of welding*. United States of America : Springer-Verlag, 1992. Cap.2: Welding temperature fields, p. 19 - 128.
- RAMSEY, P. W., McLAUGHLIN, P. F., STRUNCK, S. S. Heat treatment effects of multiple-pass welds. *Welding Journal*, v. 41, n. 4, p. 167s - 170s, april 1962.
- ROSENTHAL, D. Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting. *Welding Journal*, v. 20, n. 5, p. 220s - 234s, may 1941.
- RYKALIN, N. N. *Calculation of heat flow in welding*. Moscow, 1951, 287p.
- SOLA, J. B. *Tecnologia de soldadura*. Edit : Pueblo y Educación, 1987. Cap.4 : Tecnologia de soldadura en atmósfera de gases protectores, p. 95 - 124.
- STOUT, R. D., McLAUGHLIN, P. F., STRUNCK, S. S. Heat treatment effects of multiple pass welds. *Welding Journal*, v. 48, n. 4, p. 155s - 160s, april 1969.
- SUZUKI, R. N., TREVISAN, O. V. Solução analítica para distribuição de temperatura na soldagem por resistência com múltiplos pontos. In : XXII ENCONTRO NACIONAL DE TECNOLOGIA DA SOLDAGEM. Blumenau, SC, julho 1996. Anais da ABS, São Paulo, SP, p. 859 - 869, 1996.
- SVENSSON, L. E. *Control of microstructures and properties in steel arc welds*. Reading : CRC Press, 1994. Cap. 1 : Arc welding process, p 1 - 53.

TEKRIWAL, P., MAZUMDER, J. Finite element analysis of three-dimensional transient heat flow in GMA welding. *Welding Journal*, v. 67, n. 7, p. 150s - 156s, july 1988.

TSAI, C. L., LEE, S. G., SHIM, Y. L., JAEGER, J. J., CHASTEN, C. P. Experimental verification of modeling techniques for thermal-related welding problems. *Heat transfer in materials processing - ASME*, v. 224, p. 9 - 17, 1992.

WAINER, E., BRANDI, S. D., MELLO, F. D. H. *Soldagem - Processos e metalurgia*. Editora : Edgard Blucher Ltda, 1992. Cap. 2d : Processo MIG/MAG, p. 99 - 132.