

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DESENVOLVIMENTO DE MODELO DE FONTE DE CALOR PARA OS PROCESSOS  
DE SOLDAGEM TIG E MAG

Por

Juan David Espitia Pérez

Dissertação para obtenção do título de  
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, Fevereiro de 2019

DESENVOLVIMENTO DE MODELO DE FONTE DE CALOR PARA OS PROCESSOS  
DE SOLDAGEM TIG E MAG

por

Juan David Espitia Pérez

Engenheiro Mecânico

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. José Antônio Esmerio Mazzaferro

Aprovada por:

Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez – PROMEC/UFRGS

Dr. Márcio Levi Kramer de Macedo – DEMET/UFRGS

Prof. Dr. Richard Thomas Lermen – PPGEC/IMED

Prof. Dr. Fernando Marcelo Pereira  
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 28 de Fevereiro de 2019

## AGRADECIMENTOS

Aos meus amados pais, Vilma Pérez e Juan Espitia pelo apoio e amor incondicional.

Aos meus amados irmãos, Lyda Espitia Pérez e Pedro Juan Espitia Pérez pelo carinho, apoio e confiança.

Aos meus familiares, pelo carinho.

Ao professor orientador José A. E. Mazzaferro, pela orientação, amizade, confiança e conhecimentos compartilhados.

À professora Cintia Mazzaferro, pela amizade, conhecimentos compartilhados e apoio incondicional.

Ao professor Arnaldo Ruben Gonzalez, pela amizade, experiência, ajuda e disposição.

Aos amigos, aos colegas de disciplinas, em especial ao William Hackenhaar, Daniela Giarollo, Alexandre Hoffmann, Cristian Rubio, Thalita De Paula, Leonardo Medeiros, Filipi Giotti, Christian Mallmann, Luiz Costa e Rafael Neponuceno pela ajuda, companheirismo e amizade.

Ao Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas (LS&TC) pela infraestrutura, equipamentos e materiais utilizados neste trabalho.

À UFRGS e ao PROMEC pelos recursos e apoio.

O autor ainda agradece ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pela bolsa de mestrado que lhe foi concedida.

## RESUMO

No presente trabalho, é proposta uma fonte de calor volumétrica móvel Duplo Elipsoide para simular o processo de soldagem TIG e uma fonte de calor Duplo Bi-Elipsoide para simular o processo de soldagem MAG, baseadas na distribuição de calor duplo elipsoide de Goldak. As geometrias dos cordões de solda resultantes dos procedimentos experimentais, foram estudadas mediante projetos de experimentos Box-Behnken para determinar a influência dos parâmetros de soldagem e suas interações sobre as dimensões da seção transversal dos cordões de solda e da poça de fusão. Com auxílio da análise da variância foram obtidas equações de regressão polinomial em função da corrente, distância eletrodo-peça e velocidade de soldagem no caso dos cordões de solda TIG, e em função da tensão de soldagem, velocidade de alimentação do arame e velocidade de soldagem para os cordões de solda MAG, as quais conseguiram descrever analiticamente cada parâmetro dimensional com relativa exatidão. A comparação entre as dimensões dos cordões de solda estimadas pelos modelos analíticos e os dados experimentais, apresentaram erros máximos de 24,08% no caso dos cordões de solda TIG. As porcentagens de erros máximas calculadas para os cordões de solda MAG com arame de 1,0 mm e 1,2 mm foram 24,15% e 14,51% respectivamente. A grande vantagem da implementação dos modelos de regressão polinomial na modelagem computacional é a obtenção das dimensões características que governam os modelos de fonte de calor a partir dos parâmetros de soldagem, prescindindo de complexos procedimentos experimentais. As equações de regressão polinomial adquiridas mediante a análise estatística foram utilizadas para resolver as equações do modelo de fonte de calor Duplo Elipsoide e Duplo Bi-Elipsoide em simulações computacionais de elementos finitos (FEM) utilizando o software COMSOL® Multiphysics. A comparação entre geometrias estimadas pelas simulações FEM e os dados experimentais permitiu calcular uma porcentagem de erro máximo de 21,38% no caso dos cordões de solda TIG. No caso das soldas MAG com arame de 1,0 mm e 1,2 mm foram calculados erros máximos de 21,73% e 27,61% respectivamente. A diferença entre as temperaturas máximas obtidas mediante as simulações FEM e medidas experimentalmente foi inferior a 10 °C para os cordões de solda TIG, e menor a 22 °C para os cordões de solda MAG.

Palavras-chave: Geometria do cordão de solda; MAG; TIG; Fonte de calor Duplo Elipsoide; Box-Behnken.

## ABSTRACT

In the present work, a double ellipsoid mobile volumetric heat source is proposed to simulate the TIG welding process and a double Bi-ellipsoid heat source to simulate the MAG welding process, based on the Dual-heat distribution of Goldak's Ellipsoid. The geometries of weld beads resulting from the experimental procedures were studied using Box-Behnken designs to determine the influence of the welding parameters and their interactions on the dimensions of the cross-section of weld bead and melting pool. With the aid of analysis of variance, polynomial regression equations were obtained as a function of current, electrode-part distance and welding speed in the case of TIG weldments, and as a function of welding voltage, wire feeding speed and welding speed for MAG weldments, which were able to describe each dimensional parameter analytically with relative accuracy. The comparison between the dimensions of the weld beads estimated by the analytical models and the experimental data, presented maximum errors of 24,08% in the TIG weld beads. The maximum error percentages calculated for the MAG weld beads with 1,0 mm and 1,2 mm welding wire were 24,15% and 14,51% respectively. The main advantage of implementing the polynomial regression models in computational modeling is the obtaining of the characteristic dimensions that govern the models of the heat source from the welding parameters, without complex experimental procedures. The polynomial regression equations acquired through statistical analysis were used to solve the equations of the Double-Ellipsoid and Double Bi-Ellipsoid heat source model in finite element computational simulations (FEM) using the COMSOL® Multiphysics software. The comparison between geometries estimated by the FEM simulations and the experimental data allowed to calculate a maximum error percentage of 21,38% in the TIG weld beads. In the case of MAG welds beads with 1,0 mm and 1,2 mm welding wire, maximum errors of 21,73% and 27,61% were calculated respectively. The difference between the maximum temperatures obtained by the FEM simulations and measured experimentally was less than 10°C for the TIG weld beads, and less than 22 °C for the MAG weld beads.

Keywords: Welding Bead Geometry; MAG; TIG; Double elipsoidal heat source; Box-Behnken.

## ÍNDICE

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b> .....	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>OBJETIVOS</b> .....	<b>3</b>
<b>3</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	<b>4</b>
3.1	Aspetos Fundamentais dos Processos de Soldagem TIG e MAG .....	4
3.2	Processo de Soldagem TIG .....	5
3.2.1	Efeito dos Parâmetros do Processo TIG nos Cordões de Solda .....	7
3.3	Processo de Soldagem MAG .....	10
3.3.1	Efeito dos Parâmetros do Processo MAG nos Cordões de Solda.....	12
3.4	Modelagem Matemática dos Processos de Soldagem .....	17
3.5	Projeto de Experimentos.....	25
<b>4</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS</b> .....	<b>26</b>
4.1	Descrição dos Experimentos .....	26
4.2	Procedimento de Soldagem TIG.....	28
4.3	Modelo Duplo Elipsoide Implementado na Soldagem TIG .....	31
4.4	Procedimento de Soldagem MAG.....	31
4.5	Modelo Duplo Bi-Elipsoide Implementado na Soldagem MAG .....	35
4.6	Desenvolvimento do Modelo de Elementos Finitos.....	36
<b>5</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÃO</b> .....	<b>40</b>
5.1	Processo de Soldagem TIG .....	40
5.1.1	Análise das Dimensões $b$ e $c$ .....	41
5.1.2	Análise das Dimensões $af$ e $ar$ .....	45
5.1.3	Eficácia do Modelo.....	48
5.1.4	Modelagem de Elementos Finitos .....	49
5.2	Processo de Soldagem MAG.....	53
5.2.1	Análise das Dimensões $bh$ e $ch$ .....	54
5.2.2	Análise das Dimensões $bv$ e $cv$ .....	58
5.2.3	Análise das Dimensões $af$ e $ar$ .....	62
5.2.4	Eficácia do Modelo.....	65

5.2.5	Modelagem de Elementos Finitos .....	67
<b>6</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>72</b>
<b>7</b>	<b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>74</b>
	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>75</b>
	<b>APÊNDICE A Valores Médios de Corrente, Tensão e Energia de Soldagem.....</b>	<b>80</b>
	<b>APÊNDICE B Macrografias dos Cordões de Solda.....</b>	<b>82</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1	Esquema do processo de soldagem TIG [Wang, 2014].	6
Figura 3.2	Componentes do equipamento de soldagem TIG [AWS, 2001].	7
Figura 3.3	Componentes do equipamento de soldagem MAG [Gohr, 2002].	11
Figura 3.4	Esquema do processo de soldagem MAG [AWS, 2001].	11
Figura 3.5	Modos de transferência em função da tensão do arco e a velocidade de alimentação do arame [Kim & Eagar, 1993].	14
Figura 3.6	Fonte de calor com forma de ponto (a); Fonte de calor com forma de linha (b). Fonte: Autor.	17
Figura 3.7	Modelo de fonte de calor com distribuição Gaussiana [Pavelic et al., 1969].	18
Figura 3.8	Sistema de coordenadas fixo (na peça) e “fator de atraso- $\tau$ ” [Friedman, 1975].	19
Figura 3.9	Diagrama esquemático do modelo de fonte de calor Duplo Elipsoide de Goldak. Fonte: Autor.	20
Figura 3.10	Modelo de fonte de calor polinomial [Wang et al., 2016].	23
Figura 3.11	Modelo de fonte de calor com geometria oval [Yadav et al., 2017].	24
Figura 4.1	Fluxograma de atividades realizadas.	26
Figura 4.2	Equipamento de soldagem TIG (a); Equipamento de soldagem MAG (b).	28
Figura 4.3	Configuração dos cordões de solda.	28
Figura 4.4	Seção transversal de cordão de solda TIG.	30
Figura 4.5	Esquema das dimensões da seção transversal de cordão de solda TIG (a); dimensões da poça de fusão TIG (b). Fonte: Autor.	31
Figura 4.6	Esquema da geometria característica dos cordões de solda MAG.	34
Figura 4.7	Perfil geométrico considerado no modelo duplo elipsoide convencional (a); Perfil geométrico considerado no modelo duplo Bi-Elipsoide proposto (b).	34
Figura 4.8	Esquema das dimensões da seção transversal de cordão de solda MAG (a); dimensões da poça de fusão MAG (b). Fonte: Autor.	35
Figura 4.9	Malha "tetraédrica livre" utilizada nas simulações TIG (a); MAG (b).	37
Figura 4.10	Diagrama esquemático do domínio computacional e a fonte de calor Duplo-Bi Elipsoide. Fonte: Autor.	39
Figura 5.1	Diagrama de Pareto dos efeitos para $b$ .	42
Figura 5.2	Efeitos principais para $b$ (a); interação entre DEP vs. I (b).	43
Figura 5.3	Diagrama de Pareto dos efeitos para $c$ (a); Efeitos principais para $c$ (b).	44
Figura 5.4	Gráfico de valores estimados vs. valores observados para $b$ (a); $c$ (b).	44



Figura 5.5	Diagrama de Pareto dos efeitos para <i>af</i> .....	45
Figura 5.6	Efeitos principais para <i>af</i> (a); interação entre DEP vs. $v$ (b).....	46
Figura 5.7	Diagrama de Pareto dos efeitos para <i>ar</i> (a); Efeitos principais para <i>ar</i> (b).....	47
Figura 5.8	Gráfico de valores estimados vs. valores observados para <i>af</i> (a); <i>ar</i> (b). ....	47
Figura 5.9	Comparação entre o modelo analítico proposto e a geometria dos cordões de solda TIG: 1 (a); 2 (b); 4 (c); 8 (d); 10 (e); 13 (f).....	48
Figura 5.10	Contornos de temperatura na simulação de elementos finitos TIG .....	49
Figura 5.11	Comparação entre o modelo duplo elipsoide proposto (esquerda) e a geometria dos cordões de solda TIG (direita): 3 (a); 5 (b); 9 (c); 13 (d); 14 (e); 15 (f). ....	50
Figura 5.12	Comparação entre os ciclos térmicos experimentais e os resultantes das simulações de elementos finitos em diferentes pontos desde a linha da solda: 3 (a); 5 (b); 9 (c); 13 (d); 14 (e); 15 (f) .....	52
Figura 5.13	Diagrama de Pareto dos efeitos para <i>bh</i> : arame de 1,0 mm (a); arame de 1,2 mm (b). ....	55
Figura 5.14	Efeitos principais para <i>bh</i> : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b).....	55
Figura 5.15	Diagrama de Pareto dos efeitos para <i>ch</i> : arame de 1,0 mm (a); arame de 1,2 mm (b). ....	56
Figura 5.16	Efeitos principais para <i>ch</i> : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b).....	57
Figura 5.17	Gráfico de valores estimados vs. valores observados para <i>bh</i> : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b). ....	57
Figura 5.18	Gráfico de valores estimados vs. valores observados para <i>ch</i> : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b). ....	58
Figura 5.19	Diagrama de Pareto dos efeitos para <i>bv</i> : arame de 1,0 mm (a); arame de 1,2 mm (b). ....	59
Figura 5.20	Efeitos principais para <i>bv</i> : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b).....	59
Figura 5.21	Diagrama de Pareto dos efeitos para <i>cv</i> : arame de 1,0 mm (a); arame de 1,2 mm (b). ....	60
Figura 5.22	Efeitos principais para <i>cv</i> : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b). ....	60
Figura 5.23	Gráfico de valores estimados vs. valores observados para <i>bv</i> : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b). ....	61
Figura 5.24	Gráfico de valores estimados vs. valores observados para <i>cv</i> : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b). ....	61

Figura 5.25	Diagrama de Pareto dos efeitos para <i>af</i> : arame de 1,0 mm (a); arame de 1,2 mm (b). .....	62
Figura 5.26	Efeitos principais para <i>af</i> : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b).....	63
Figura 5.27	Diagrama de Pareto dos efeitos para <i>ar</i> : arame de 1,0 mm (a); arame de 1,2 mm (b). .....	63
Figura 5.28	Efeitos principais para <i>ar</i> : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b). .....	64
Figura 5.29	Gráfico de valores estimados vs. valores observados para <i>af</i> : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b). .....	64
Figura 5.30	Gráfico de valores estimados vs. valores observados para <i>ar</i> : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b). .....	65
Figura 5.31	Comparação entre o modelo analítico proposto e a geometria dos cordões de solda MAG com arame de 1,0 mm de diâmetro: 1 (a); 3 (b); 9 (c); 11 (d); 12 (e); 13 (f) .....	66
Figura 5.32	Comparação entre o modelo analítico proposto e a geometria dos cordões de solda MAG com arame de 1,2 mm de diâmetro: 3 (a); 7 (b); 8 (c); 12 (d); 13 (e); 15 (f) .....	67
Figura 5.33	Contornos de temperatura na simulação de elementos finitos MAG.....	68
Figura 5.34	Comparação entre o modelo Duplo Bi -Elipsoide proposto (esquerda) e a geometria dos cordões de solda MAG (direita) com arame de 1,0 mm: 1 (a); 3 (b); 9 (c); 11 (d); 12 (e); 13 (f).....	69
Figura 5.35	Comparação entre o modelo Duplo Bi-Elipsoide proposto (esquerda) e a geometria dos cordões de solda MAG (direita) com arame de 1,2 mm: 3 (a); 7 (b); 8 (c); 12 (d); 13 (e); 15 (f).....	69
Figura 5.36	Comparação entre os ciclos térmicos experimentais e os resultantes das simulações de elementos finitos MAG com arame de 1,0 mm em diferentes pontos desde a linha da solda: 1 (a); 2 (b); 5 (c); 9 (d); 11 (e); 13 (f).....	70
Figura 5.37	Comparação entre os ciclos térmicos experimentais e os resultantes das simulações de elementos finitos MAG com arame de 1,2 mm em diferentes pontos desde a linha da solda: 1 (a); 4 (b); 5 (c); 7 (d); 9 (e); 15 (f).....	71
Figura B.1	Macrografias dos cordões de solda TIG.....	82
Figura B.2	Macrografias dos cordões de solda MAG com arame de 1,0 mm de diâmetro.....	83
Figura B.3	Macrografias dos cordões de solda MAG com arame de 1,2 mm de diâmetro.....	84

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1	Eficiências térmicas dos processos de soldagem.....	5
Tabela 4.1	Composição química do metal base. ....	27
Tabela 4.2	Distâncias de posicionamento dos termopares. ....	28
Tabela 4.3	Parâmetros do projeto de experimentos Box-Behnken TIG.....	29
Tabela 4.4	Matriz de experimentos Box-Behnken TIG. ....	30
Tabela 4.5	Parâmetros do projeto de experimentos Box-Behnken MAG.....	32
Tabela 4.6	Matriz de experimentos Box-Behnken MAG arame de 1,0 mm de diâmetro. ....	33
Tabela 4.7	Matriz de experimentos Box-Behnken MAG arame de 1,2 mm de diâmetro. ....	33
Tabela 5.1	Resultados geométricos dos cordões de solda TIG. ....	41
Tabela 5.2	Resultados geométricos dos cordões de solda MAG com arame de 1,0 mm de diâmetro.....	53
Tabela 5.3	Resultados geométricos dos cordões de solda MAG com arame de 1,2 mm de diâmetro.....	54
Tabela 5.4	Erros máximos calculados entre as geometrias analíticas previstas e a geometria dos cordões de solda MAG.....	66
Tabela 5.5	Erros máximos calculados entre as geometrias simuladas e a geometria dos cordões de solda MAG. ....	68
Tabela A.1	Valores médios de corrente, tensão e energia de soldagem, adquiridos pelo sistema de aquisição portátil (SAP) para as soldas TIG.....	80
Tabela A.2	Valores médios de corrente, tensão e energia de soldagem, adquiridos pelo sistema de aquisição portátil (SAP) para as soldas MAG com arame de 1,0 mm de diâmetro.....	80
Tabela A.3	Valores médios de corrente, tensão e energia de soldagem, adquiridos pelo sistema de aquisição portátil (SAP) para as soldas MAG com arame de 1,2 mm de diâmetro. ....	81

## LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

ANOVA	Análise de variância
ASM	<i>American Society for Metals</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
CA	Corrente Alternada
CCEN	Corrente Contínua Eletrodo Negativo
CCEP	Corrente Contínua Eletrodo Positivo
CCT	<i>Continuous Cooling Transformation</i>
DBCP	Distância Bico de Contato-Peça
DEP	Distância Eletrodo-Peça
FEM	<i>Finite Element Method</i>
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i>
LS&TC	Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas
MAG	<i>Metal Active Gas</i>
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>
SAP	Sistema de Aquisição Portátil
SAW	<i>Submerged Arc Welding</i>
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
UFRGS	Universidade Federal do Rio Grande do Sul
ZAC	Zona Afetada pelo Calor

## LISTA DE SÍMBOLOS

$E$	Energia total ou nominal, J/mm
$U$	Tensão de Soldagem, V
$I$	Corrente de Soldagem, A
$v$	Velocidade de Soldagem, mm/s
$E_l$	Energia líquida, J/mm
$\eta_p$	Eficiência térmica do arco
2D	Extração do calor em duas dimensões
3D	Extração do calor em três dimensões
$Q$	Potência gerada no arco, W
$q_f$	Densidade de potência no elipsoide frontal, W/m <sup>3</sup>
$q_r$	Densidade de potência no elipsoide posterior, W/m <sup>3</sup>
$f_f$	Fração do calor total distribuído no elipsoide frontal
$f_r$	Fração do calor total distribuído no elipsoide posterior
$a_f$	Comprimento da seção frontal da poça de fusão, mm
$a_r$	Comprimento da seção posterior da poça de fusão, mm
$b$	Metade da largura do cordão de solda, mm
$c$	Penetração do cordão de solda, mm
$k$	Número de fatores Box-Behnken
$C_0$	Número de pontos centrais Box-Behnken
$ch$	Penetração do cordão de solda no elipsoide horizontal, mm
$bh$	Metade da largura do cordão de solda no elipsoide horizontal, mm
$cv$	Penetração do cordão de solda no elipsoide vertical, mm
$bv$	Metade da largura do cordão de solda no elipsoide vertical, mm
$Coefh$	Coeficiente multiplicador para o elipsoide horizontal
$Coefv$	Coeficiente multiplicador para o elipsoide vertical
$A_i$	Área de interseção dos elipsoides, mm <sup>2</sup>
$A_h$	Área do elipsoide horizontal, mm <sup>2</sup>

$A_v$	Área do elipsoide vertical, $\text{mm}^2$
$A_t$	Área total dos elipsoides, $\text{mm}^2$
$c$	Capacidade calorífica do material, J/K
$\rho$	Densidade do material, $\text{kg/m}^3$
$K$	Condutividade térmica do material, W/(K.m)
$h$	Coefficiente de transferência de calor, $\text{W/m}^2\text{K}$
$\varepsilon$	Emissividade do material
$\sigma$	Constante de Stefan-Boltzmann, $\text{W/m}^2\text{K}^4$
$R^2$	Coefficiente de determinação do ajuste estatístico

## 1 INTRODUÇÃO

Os processos de soldagem têm sido amplamente pesquisados provavelmente desde o desenvolvimento de métodos de união de materiais populares, tais como a soldagem a gás e arco elétrico, a qual incluiu a soldagem com eletrodo revestido. Posteriormente, foram implementados na indústria processos como o TIG (*Tungsten Inert Gas*) e MIG/MAG (*Metal Inert Gas/ Metal Active Gas*). Na atualidade, o panorama industrial exige a implementação desses processos em várias aplicações, devido à crescente demanda de estruturas e componentes mecânicos que requerem ser unidos ou soldados.

Com a motivação de compreender melhor esses processos de soldagem, são realizadas pesquisas que estudam a influência dos parâmetros de soldagem sobre a geometria resultante dos cordões de solda e os ciclos térmicos aos quais os materiais são submetidos. Devido à complexidade da parametrização desses processos, inúmeros trabalhos têm implementado projetos de experimentos com base estatística para estudar o comportamento dos parâmetros de soldagem sobre as geometrias resultantes e assim, tentar estimar e otimizar os parâmetros geométricos mediante equações de regressão analíticas.

A modelagem matemática e computacional tem simplificado e complementado o estudo dos parâmetros de soldagem sobre os cordões de solda resultantes, devido ao fato de possibilitar a resolução de complexas equações que regem os fenômenos envolvidos na soldagem, mediante simulações de elementos finitos (FEM). Os modelos de fontes de calor utilizados nestas simulações, são função dos parâmetros geométricos dos cordões de solda e do calor gerado pelo arco elétrico, sendo assim, bastante adequados para prever geometrias e ciclos térmicos resultantes. O modelo duplo elipsoide desenvolvido por Goldak et al., 1984 é comumente o mais utilizado para soldas com maior penetração, onde o perfil geométrico é de grande interesse. Não obstante, a implementação dos modelos de fontes de calor em simulações FEM podem se tornar uma tarefa complexa, já que as previsões dos ciclos térmicos dependem, além dos parâmetros de processo e das propriedades dos materiais, das dimensões da fonte de calor. Pequenas diferenças entre as dimensões das fontes de calor e a geometria real do cordão de solda, ocasionam uma quantificação errada da densidade de potência gerada no arco elétrico. Esses pequenos desvios produzem simplificações nos modelos implementados nas simulações FEM e limitações para estimar com exatidão os ciclos térmicos aos quais são submetidos os materiais que são soldados.

Neste trabalho, foram aplicados projetos de experimentos Box-Behnken para analisar a influência dos principais parâmetros de soldagem sobre as dimensões que definem a geometria dos cordões de solda TIG e MAG. Posteriormente foram obtidas equações de regressão polinomial em função dos parâmetros de soldagem estudados mediante uma análise de variância, com a finalidade de serem implementadas para modelar uma fonte de calor Duplo Elipsoide em simulações FEM, e assim prever geometrias e ciclos térmicos resultantes da soldagem TIG e MAG com relativa exatidão. A grande vantagem da implementação dos modelos de regressão polinomial na modelagem computacional é a obtenção das dimensões características que governam os modelos matemáticos de fonte de calor, a partir dos parâmetros de soldagem, prescindindo de complexos procedimentos experimentais.



## 2 OBJETIVOS

O principal objetivo do presente trabalho é desenvolver modelos de fontes de calor, para estimar as geometrias dos cordões de solda e os ciclos térmicos resultantes nos processos de soldagem TIG e MAG.

Um dos objetivos específicos do trabalho é aplicar o projeto de experimentos Box-Behnken para analisar a influência dos principais parâmetros de soldagem sobre a geometria dos cordões de solda TIG e MAG.

Outro objetivo é obter equações de regressão polinomial em função da corrente de soldagem, distância eletrodo-peça e velocidade de soldagem para as soldas TIG, e em função da tensão de soldagem, velocidade de alimentação do arame e velocidade de soldagem para as soldas MAG com arame de 1,0 mm e 1,2 mm de diâmetro. Posteriormente, validar os modelos obtidos mediante a comparação entre a geometria analítica prevista pelos modelos e as geometrias dos cordões de solda.

Por último, implementar os modelos de regressão polinomial para modelar uma fonte de calor Duplo Elipsoide e Duplo -Bi-elipsoide em simulações FEM, visando prever geometrias e ciclos térmicos resultantes da soldagem TIG e MAG com relativa exatidão. Finalmente, validar os modelos desenvolvidos por meio da comparação entre geometrias dos cordões de solda e ciclos térmicos simulados com os dados experimentais.

### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 3.1 Aspectos Fundamentais dos Processos de Soldagem TIG e MAG

Os processos de soldagem TIG e MIG/MAG, apesar de serem amplamente utilizados na indústria, possuem características particulares que limitam ou possibilitam a sua implementação em diferentes aplicações. Isto depende de muitos fatores, como a produtividade do processo, as posições de soldagem, energias geradas ou eficiência do processo, os quais governam as geometrias resultantes no cordão de solda e o comportamento mecânico-metalúrgico da solda.

O calor gerado pelo arco representa a quantidade de energia transferida até a peça durante a soldagem, o qual determina os ciclos térmicos da peça, a taxa de resfriamento da junta e, portanto, as transformações de fases, propriedades mecânicas, distorções, geometria do cordão de solda, etc. Essa energia é definida pela [AWS, 2001] como a razão entre a potência da fonte de energia em Watts (J/s), e a velocidade de soldagem (mm/s), como é mostrado na Equação 3.1.

$$E = \frac{U \cdot I}{v} \left( \frac{J}{mm} \right) \quad (3.1)$$

Onde: E é a energia nominal, U é a tensão do arco elétrico (V), I é a intensidade de corrente do arco elétrico (A), e v é a velocidade de soldagem (mm/s).

No entanto, existem perdas de calor durante o processo de soldagem, que impedem a transferência total da energia para a peça de trabalho. No trabalho de Scotti et al., 2012 é constatada esta teoria, pois afirma-se que entre os fatores que influenciam a entrada de calor na peça de trabalho estão a condutividade térmica do material, gás de proteção, comprimento do arco elétrico, energia de soldagem (parâmetros de soldagem), geometria da poça de fusão e a espessura de peça, sendo esta última de grande importância na difusão e dissipação de calor. Basicamente eles consideram que dependendo da espessura e do coeficiente de condutividade térmica do material, as perdas de calor podem acontecer por três meios: a) perdas por convecção natural a temperatura baixa, se a chapa for o suficientemente grossa para não ter aquecimento superficial considerável para uma dada energia do arco; b) perdas por radiação e convecção na raiz da poça de fusão a alta temperatura e perdas por convecção na raiz do cordão solidificado, se a chapa for suficientemente fina para ter o lado oposto aquecido até temperatura de fusão; c) convecção natural a temperatura média, se a espessura da chapa é intermediária.

Visando uma quantificação mais exata da energia real que entra à peça de trabalho, é considerado um coeficiente adimensional  $\eta_p$  que representa as eficiências de cada processo. A [AWS, 2001] estabelece que essa eficiência é a energia que foi gerada pelo arco elétrico ( $E$ ) dividida entre aquela que foi realmente transferida para a peça ( $E_l$ ), em consequência,  $\eta_p < 1$  como é apresentado na Equação 3.2:

$$E_l = \eta_p \frac{U.I}{v} \left( \frac{J}{mm} \right). \quad (3.2)$$

Outrossim, têm que ser consideradas as eficiências dos sistemas de medição da energia, os quais normalmente são calorímetros. O trabalho de Ziegler, 2017 apresenta uma construção de um calorímetro para soldagem, no qual foram encontrados rendimentos térmicos de 91,72% e 92,8% nas medições de eficiência em experimentos utilizando peças aquecidas, e um rendimento térmico de 88,73% no experimento de soldagem MAG. No trabalho de Hackenhaar, 2016 foram encontradas eficiências térmicas na faixa de 72 a 82% nos experimentos de soldagem MAG, utilizando um calorímetro com uma vazão de água de 4 l/min. A Tabela 3.1 mostra alguns valores aproximados das eficiências térmicas para alguns processos de soldagem [Machado, 2000].

Tabela 3.1 - Eficiências térmicas dos processos de soldagem.

Processo	Rendimento ( $\eta_p$ )	Processo	Rendimento ( $\eta_p$ )
<b>Arco Submerso</b>	0,90 ± 0,09	<b>MIG/MAG</b>	0,75 ± 0,10
<b>Eletrodo Revestido</b>	0,75 ± 0,10	<b>Oxigás</b>	0,52 ± 0,27
<b>Eletroescória</b>	0,68 ± 0,13	<b>TIG (CCEN)</b>	0,65 ± 0,15
<b>LASER</b>	0,005 ± 0,70	<b>TIG (CA)</b>	0,35 ± 0,15

**Nota:** CCEN=Corrente Contínua Eletrodo Negativo; CA=Corrente Alternada.

### 3.2 Processo de Soldagem TIG

O processo de soldagem a arco com eletrodo de tungstênio e proteção gasosa (GTAW), também conhecido como HeliArc, gás inerte de tungstênio (TIG) ou soldagem por arco de tungstênio, foi desenvolvida na década de 1930 por Russel Meredith quando houve a necessidade de soldar magnésio [ASM, 1993].

O processo de soldagem TIG vem sendo utilizado em inúmeras aplicações industriais devido ao fato de apresentar vantagens como alta qualidade nas soldas, possibilidade de soldar uma ampla variedade de materiais, inclusive materiais dissimilares e flexibilidade de regular os parâmetros de soldagem para o controle da geometria de cordões de solda.

O processo de soldagem TIG usa um eletrodo não consumível de tungstênio (ou liga de tungstênio) suportado por uma tocha. O gás de proteção é alimentado por dentro da tocha para proteger o eletrodo, o metal fundido e a solidificação do metal, da contaminação atmosférica. O arco elétrico é produzido entre a ponta do eletrodo e a peça pela passagem de corrente elétrica através da ionização do gás de proteção. Uma vez estabelecido o arco elétrico e a poça de fusão, a tocha é movimentada ao longo da junta e o arco elétrico funde progressivamente as superfícies [AWS, 2001]. Esse processo pode ser realizado com ou sem adição de material, sendo esta última modalidade bastante adequada para soldagem de peças com espessuras finas. Outrossim, tem a possibilidade de operar de maneira automática ou semiautomática, apresentando grandes melhorias na qualidade e produtividade das soldas, além da possibilidade de operar em qualquer posição. Na Figura 3.1 é esquematizado o processo de soldagem TIG.

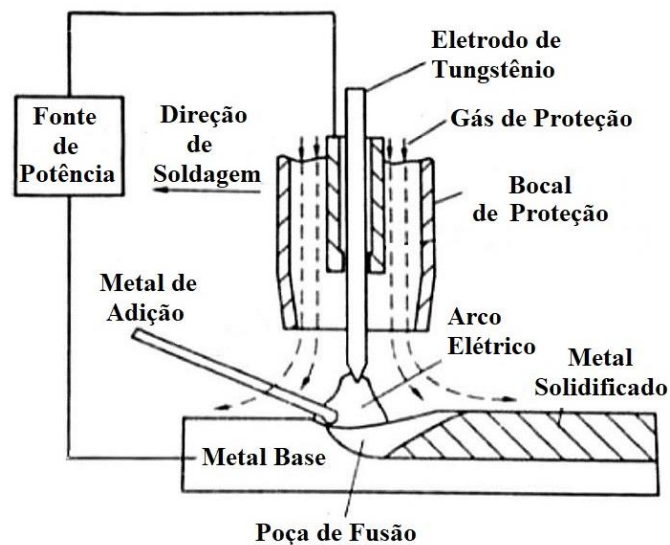


Figura 3.1 - Esquema do processo de soldagem TIG [Wang, 2014].

Os equipamentos básicos utilizados na soldagem TIG consistem numa fonte de energia elétrica, uma tocha de soldagem, um reservatório de gás de proteção, um dispositivo para a abertura do arco elétrico e cabos. A fonte de corrente elétrica necessária é do tipo corrente constante, e pode ser contínua, alternada ou pulsada. Quanto às características construtivas das fontes de potência, podem ser convencionais ou eletrônicas. Em termos de capacidade, as fontes

para soldagem TIG fornecem uma corrente mínima em torno de 5 a 10 A e corrente máxima na faixa de 200 a 500 A. Os eletrodos mais comumente usados na soldagem TIG são obtidos por sinterização de tungstênio puro ou com adição de óxido de cério, lantânio, tório ou zircônio, e sua função é conduzir a corrente elétrica até o arco. A capacidade de condução varia com o tipo de corrente de soldagem empregada [Villani et al., 2011]. Na Figura 3.2 são detalhados os componentes básicos do equipamento de soldagem TIG.

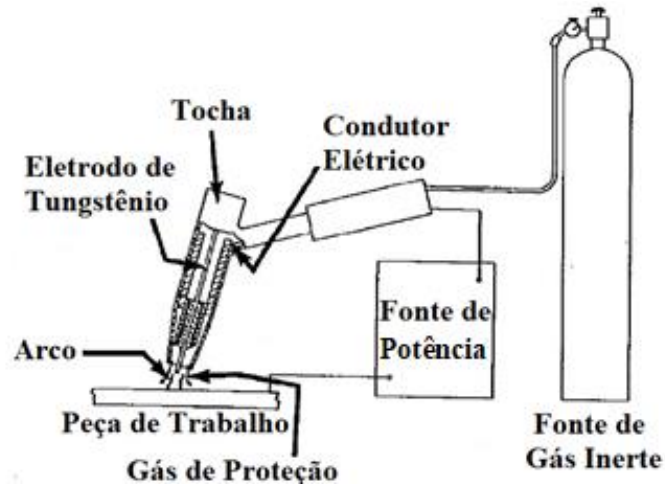


Figura 3.2 - Componentes do equipamento de soldagem TIG [AWS, 2001].

### 3.2.1 Efeito dos Parâmetros do Processo TIG nos Cordões de Solda

A corrente é um dos parâmetros com maior relevância e importância nos processos de soldagem. No processo TIG, a corrente está relacionada com a penetração do cordão de solda e em quase todos os casos é utilizada a corrente contínua, sendo escolhido o eletrodo como cátodo (CCEN). Nesta condição, os elétrons fluem desde o eletrodo até a peça de trabalho e os íons positivos são transferidos desde a peça de trabalho até o eletrodo. Quando o eletrodo é positivo (ânodo), a direção de fluxo dos elétrons e íons positivos é invertida, esta polaridade é chamada inversa (CCEP).

Quando a soldagem TIG é operada com polaridade contínua e é utilizado um eletrodo de material termiônico como o tungstênio, aproximadamente 70% do calor é gerado no ânodo e 30% no cátodo. Como a polaridade direta (CCEN) produz a maior quantidade de calor na peça de trabalho, para uma dada corrente, CCEN proporciona uma maior penetração se comparado com a polaridade inversa (CCEP). CCEN é habitualmente empregado na soldagem

TIG, e é usado argônio, hélio, ou uma mistura deles para soldar uma grande quantidade de materiais [AWS, 2001].

A penetração no cordão de solda também depende do comprimento do arco e a condição do eletrodo, a polaridade da corrente, a velocidade de soldagem, ângulo da tocha e o tipo e vazão do gás de proteção. A velocidade de soldagem é proporcional à corrente de soldagem. Maiores velocidades requerem correntes de soldagem mais intensas, e para correntes baixas, a velocidade deve ser reduzida. Uma velocidade de soldagem mais alta é preferível, visto que esta medida reduz as distorções [Pritchard, 2001]. O diâmetro e a ponta do eletrodo não consumível também têm grande influência no calor de entrada. Eletrodos com maiores diâmetros suportam grandes correntes de soldagem, e quanto mais agudo o ângulo da ponta, será atingida uma maior penetração e menor largura no cordão de solda [Teixeira, 2011].

Muitos trabalhos encontrados na literatura têm estudado os efeitos dos parâmetros de soldagem TIG sobre os cordões de solda, visando otimizar os processos e tentando prognosticar as geometrias resultantes por meio de modelos estatísticos e matemáticos. A modelagem matemática da soldagem utilizando o princípio de projeto de experimentos tornou-se uma ferramenta eficiente para entender o comportamento dos processos com uma menor quantidade de ensaios, reduzindo custos e tempo [Nagesh e Datta, 2010].

No trabalho de Bodkhe et al., 2018 foi utilizado um projeto de experimentos utilizando o método de superfície de resposta para encontrar o melhor conjunto de parâmetros para maximizar a penetração na soldagem A-TIG de um aço inoxidável AISI 304L. Neste estudo foi encontrado que a corrente elétrica teve maior porcentagem de influência na penetração com 87,51%, seguido pela velocidade de soldagem com 9,46%.

Um trabalho similar foi realizado por Sen et al., 2015, utilizando o mesmo método para obter modelos matemáticos capazes de prever a geometria e controlar a qualidade dos cordões de solda.

No trabalho de Nagesh e Datta, 2010 foram aplicados modelos de redes neurais para prever e descrever a geometria dos cordões de solda, e a técnica de algoritmo genético para otimizar os parâmetros de soldagem. Os autores obtiveram uma boa exatidão nos resultados estimados mediante os modelos matemáticos. Na pesquisa de Sudhakaran et al., 2013 desenvolveu-se um modelo de redes neurais para prever, otimizar e maximizar a penetração nos cordões de solda de um aço inoxidável AISI 202. Os resultados mostraram um incremento no calor de entrada quando foi aumentada a corrente de soldagem, um decréscimo na largura

do cordão de solda e nas dimensões da ZAC com aumentos da velocidade de soldagem, maiores penetrações conforme aumentou-se a vazão do gás de proteção e menores valores de penetração com ângulos de trabalho menores.

O mesmo método foi empregado por Sreeraj e Kannan, 2012 para obter equações de regressão que descrevessem o perfil geométrico de soldas para revestimentos em função da corrente de soldagem, velocidade de soldagem, ângulo da tocha (ângulo de trabalho) e distância eletrodo-peça, e assim otimizar os parâmetros de soldagem para obter revestimentos de aço inoxidável com alta qualidade.

Métodos igualmente efetivos como o Taguchi foram usados por Juang e Tarng, 2002 para analisar os efeitos de cada parâmetro de soldagem (distância eletrodo-peça, vazão do gás de proteção, corrente de soldagem e velocidade de soldagem) sobre a geometria da poça de fusão, visando determinar a combinação de parâmetros adequada para maximizar as dimensões dos cordões de solda. Uma pesquisa semelhante foi feita por Esme et al., 2009, na qual foi utilizado o método Taguchi para otimizar os parâmetros de soldagem TIG e conseguir maximizar as dimensões dos cordões de solda.

No trabalho de Sathish et al., 2012 foi aplicado o método Taguchi para estudar os parâmetros de soldagem (corrente de soldagem, ângulo do chanfro e vazão do gás de proteção) que afetam a qualidade dos cordões de solda na soldagem de metais dissimilares e tubulações de aço carbono e aço inoxidável. As energias de entrada foram calculadas para avaliar as propriedades mecânicas e metalúrgicas da solda, com auxílio de ensaios destrutivos e não destrutivos. O mesmo método foi implementado por Sathe e Harne, 2013 para otimizar os parâmetros da soldagem TIG (corrente de soldagem, vazão do gás de proteção e velocidade de soldagem) em juntas dissimilares.

Outrossim, o projeto de experimentos Box-Behnken mostrou-se bastante adequado para modelar os cordões de solda na soldagem LASER, como reportado por Benyounis et al., 2005 e para maximizar propriedades mecânicas em juntas soldadas por fricção subaquática [Zhang e Liu, 2013]. Igualmente, Hackenhaar et al., 2017 tiveram sucesso na aplicação dessa metodologia para estudar a eficiência de fusão nas soldas MIG/MAG e Baumgaertner e Gonzalez, 2017 para estudar, prever e otimizar os parâmetros de soldagem MIG/MAG com polaridade variável sobre as soldas para revestimento.

### 3.3 Processo de Soldagem MAG

O processo de soldagem por arco de gás-metal (GMAW) caracteriza-se por unir materiais através de um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo consumível (arame) e a peça de trabalho. Externamente é subministrado um gás ou uma mistura de gases para proteger o arco elétrico e a poça de fusão [ASM, 1993]. Quando a soldagem é realizada com um gás inerte ou uma mistura rica em gases inertes como o argônio e hélio, o processo é denominado soldagem por arco com gás inerte (MIG), e quando é utilizado um gás ativo ou misturas contendo gases ativos como o CO<sub>2</sub> é denominada soldagem por arco com gás ativo (MAG). Por esta razão o processo GMAW é comumente conhecido como MIG/MAG.

Existem várias vantagens deste processo se comparado com outros com deposição de material como a soldagem com eletrodo revestido. O processo MAG é o único com eletrodo consumível que pode ser usado para soldar todos os metais e ligas, além disso, a taxa de deposição e as velocidades de soldagem são significativamente altas. Além disso, a alimentação contínua do arame possibilita a soldagem de cordões longos sem paradas e a limpeza do cordão requerida após a soldagem é mínima. Estas características fazem ao processo altamente indicado e empregado para aplicações de alta produtividade e automatização [AWS, 2001].

A soldagem MAG é um processo normalmente semiautomático, em que a alimentação do eletrodo é feita mecanicamente através de um alimentador motorizado, e o soldador é responsável pela iniciação e interrupção da soldagem, além de mover a tocha ao longo da junta. A manutenção do arco é garantida pela alimentação contínua do eletrodo, e o comprimento do arco é, em princípio, mantido constante pelo próprio sistema, independentemente dos movimentos do soldador, dentro de certos limites [Villani et al., 2011]. Esta regulação automática logra-se por dois métodos. O método mais comum é utilizar uma unidade de alimentação de arame com velocidade constante (ajustável) com uma fonte de potência de tensão constante. Na medida que é alterada a distância entre a tocha e a peça de trabalho, a fonte proporciona mais corrente (se diminui a distância) ou menos corrente (se aumenta a distância). Esta mudança na corrente provoca uma mudança na taxa de fusão do eletrodo, mantendo o comprimento de arco desejado. O segundo método utiliza uma fonte de alimentação de corrente constante e um alimentador de arame com detecção de tensão e velocidade variável, comumente chamado sistema de alimentação sensível. Neste caso, quando muda a distância entre a tocha e a peça de trabalho, existe uma mudança na tensão do arco. Quando essa mudança é detectada pela unidade de alimentação sensível, automaticamente regulará a velocidade de alimentação



para proporcionar mais ou menos eletrodo por unidade de tempo. Este método de regulação limita-se a eletrodos com diâmetros maiores e velocidades de alimentação baixas [ASM, 1993]. Na Figura 3.3 são ilustrados os componentes utilizados no processo de soldagem MAG.

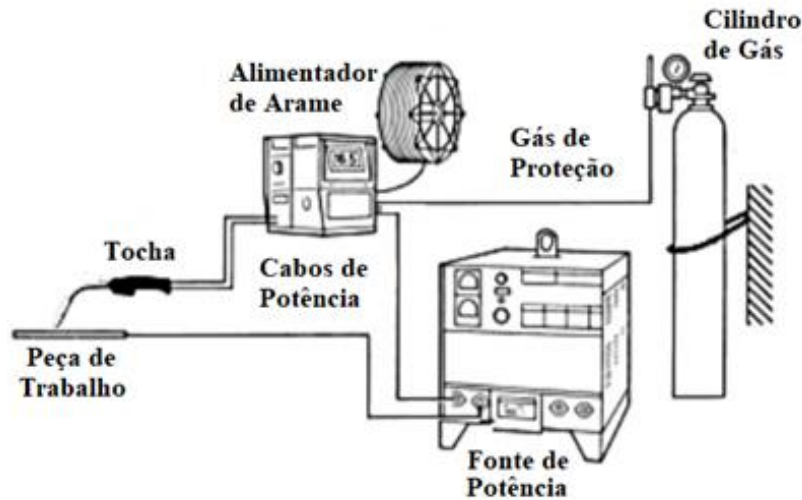


Figura 3.3 - Componentes do equipamento de soldagem MAG [Gohr, 2002].

O arame-eletrodo energizado pela fonte de soldagem, acaba fundindo pelo calor produzido pela energia do arco elétrico, em gotas de metal que são transferidas até a poça de fusão e conseqüentemente formam o cordão de solda [Baumgaertner, 2017]. Na Figura 3.4 pode-se observar em detalhe o processo operativo da soldagem MAG.

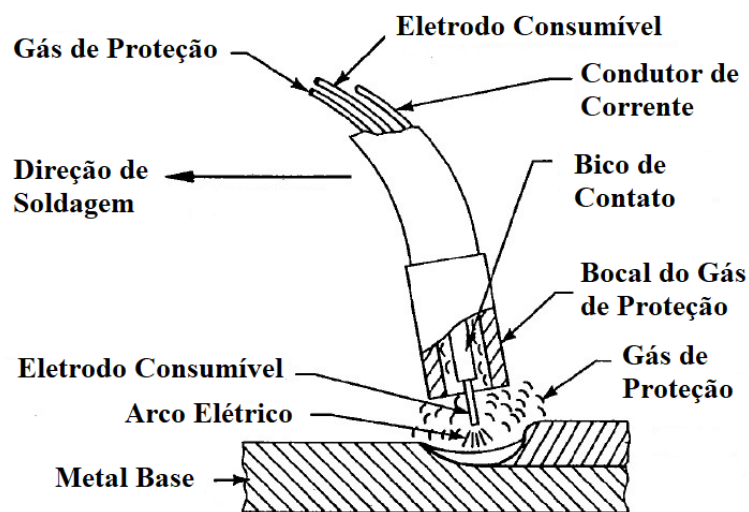


Figura 3.4 - Esquema do processo de soldagem MAG [AWS, 2001].

### 3.3.1 Efeito dos Parâmetros do Processo MAG nos Cordões de Solda

A AWS, 2001 sumariza as principais variáveis ou parâmetros que afetam a penetração, largura e em geral a qualidade do cordão de solda: variáveis fixas como a posição da junta soldada, diâmetro e composição do eletrodo e a composição e vazão do gás de proteção, são estabelecidas antes de a soldagem ser iniciada. Variáveis ajustáveis primárias como a corrente de soldagem (velocidade de alimentação do arame), polaridade, tensão do arco (comprimento do arco elétrico), velocidade de soldagem, e variáveis ajustáveis secundárias como a extensão do eletrodo. O conhecimento e controle destas variáveis é essencial para produzir soldas de boa qualidade, pois o arco perfeito será realizado com a seleção correta destes parâmetros para um determinado tipo de junta [Karadeniz et al., 2007]. Estas variáveis não são completamente independentes, pois uma mudança numa delas geralmente requer a mudança de uma ou várias delas.

No processo de soldagem MAG é utilizada normalmente a polaridade inversa (CCEP), no entanto, a polaridade direta (CCEN) é empregada em aplicações de baixa penetração e alta deposição de material. A polaridade tem influência sobre a taxa de fusão, no sentido que a uma dada condição, uma solda gerada com polaridade direta proporcionara uma maior taxa de fusão do que outra realizada com polaridade inversa. O que realmente limita o uso do processo MIG/MAG com polaridade inversa é a grande instabilidade de transferência metálica que pode causar esta configuração [Cirino, 2009]. Este fenômeno foi estudado por Souza et al., 2009, donde foram depositados cordões de solda sobre um aço carbono ABNT 1020 utilizando um eletrodo AWS ER70S-S na polaridade positiva e negativa para entender a razão para que uma maior taxa de fusão aconteça na polaridade negativa, assim como o respectivo efeito sobre a geometria dos cordões de solda. Nesse trabalho, os autores consideraram o efeito de transferência de elétrons por campo como o principal responsável pelas maiores taxas de consumo de metal de adição em relação à soldagem com polaridade positiva. Assim, um modelo proposto pelos autores para explicar a maior taxa de fusão na polaridade negativa seria a maior eficiência térmica conseguida na ponta do eletrodo, pois nessa região é concentrada a maior área do arco elétrico em procura de óxidos para emissão por efeito de campo. Este fenômeno também explica algumas particularidades do processo como a maior instabilidade do arco na polaridade negativa. Estes resultados e fenômenos também foram reportados por Li et al., 2017 na soldagem de aço estrutural, utilizando distintas misturas e proporções de gases de proteção,

para comparar a influência das polaridades negativa e positiva sobre as características geométricas do cordão de solda e o comportamento do arco elétrico.

A corrente de soldagem tem um grande efeito sobre a capacidade de fusão, o tamanho, a geometria e a penetração do cordão de solda. Uma corrente de soldagem excessiva com uma poça de fusão grande gera altas profundidades de penetração. Em contraste, uma baixa corrente de soldagem provoca falta de penetração e acumulação do metal de solda no metal base [Karadeniz et al., 2007]. Além disso, os eletrodos com diâmetros maiores suportam correntes mais altas, e conseqüentemente apresentam maior penetração e taxa de fusão. A escolha do diâmetro do arame-eletrodo dependerá da espessura do metal base, da penetração desejada, taxa de deposição, posição de soldagem e a geometria do cordão de solda [Teixeira, 2011].

A tensão é o principal parâmetro para regular a largura do cordão de solda, influenciando também, o modo de transferência metálica. Em fontes de potência com curva característica tensão constante, este parâmetro é estabelecido na máquina, enquanto naquelas do tipo corrente constante, a tensão depende do comprimento do arco mantido pelo sistema “tensão sensível”. Uma baixa tensão pode causar porosidade, superposição ou cordão estreito e convexo. Um aumento excessivo provoca porosidade, salpico e mordeduras [Machado, 1996].

Estes parâmetros determinam a forma como é fundido e transportado o metal desde a ponta do eletrodo até a poça de fusão. O modo de ocorrência desta transferência é muito importante na soldagem MAG, pois afeta muitas características do processo como a estabilidade do arco, quantidade de gases absorvidos pelo metal fundido, aplicabilidade do processo em determinadas posições de soldagem e o nível de respingos gerados [Villani et al, 2011]. Os modos de transferência metálica segundo a [AWS, 2001] são basicamente três: transferência por curto circuito, transferência globular e transferência por aerossol (spray). Estes modos de transferência são influenciados pela magnitude e tipo de corrente elétrica, o diâmetro do eletrodo, composição e extensão do eletrodo (tensão do arco elétrico) e o gás de proteção.

O modo de transferência por curto circuito ocorre para baixos valores de corrente, tensões e diâmetros de eletrodo. Neste modo de transferência, ocorre um contato entre o eletrodo e a poça de fusão antes do deslocamento, transferindo o metal fundido devido à tensão superficial. O modo de transferência globular ocorre para faixas de correntes e tensões maiores, sendo o metal transferido em forma de gotas. A transferência metálica por aerossol é atingida com correntes e tensão altas, as quais geram uma maior taxa de deposição e penetração, como

é descrito por Machado, 1996. Alguns pesquisadores como Kim e Eagar, 1993 desenharam gráficos de transferência metálica, os quais apresentam as regiões de estabilidade dos modos de transferência em função da tensão do arco e a velocidade de alimentação do arame, para uma dada condição de soldagem. Na Figura 3.5 pode-se observar um gráfico para o processo MIG/MAG utilizando um arame de aço ao carbono de 1,2 mm de diâmetro e gás de proteção Ar-8CO<sub>2</sub>.

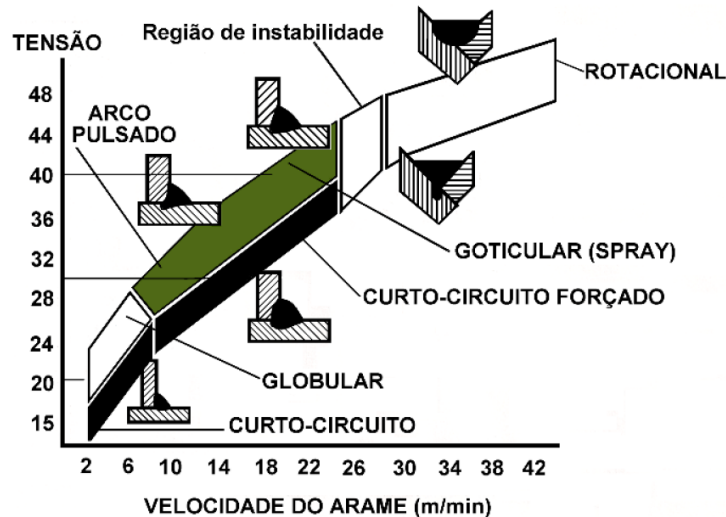


Figura 3.5 - Modos de transferência em função da tensão do arco e a velocidade de alimentação do arame [Kim e Eagar, 1993].

A velocidade de soldagem é outro dos parâmetros com grande influência na geometria e qualidade da solda. Quando a velocidade de soldagem é baixa, aumenta a deposição de material por unidade de comprimento do cordão de solda. A energia térmica é aumentada conforme é incrementada a velocidade de soldagem, pois o arco elétrico atua diretamente no metal base, até aumentos adicionais que provocam aquecimento e penetração insuficientes [AWS, 2001]. Este comportamento também foi reportado por Karadeniz et al., 2007, quando estudaram a influência dos parâmetros de soldagem sobre a penetração no aço Erdemir 6842. Neste trabalho foi demonstrado um incremento da penetração até uma velocidade de soldagem de 60 cm/min, um incremento adicional até 80 cm/min provocou uma penetração menor. Segundo Machado, 1996 um aumento na velocidade de soldagem provoca menor distorção da estrutura, ZAC mais estreita, maior refino dos grãos do metal de solda e diminuição das dimensões gerais do cordão.

Os efeitos dos parâmetros da soldagem MAG também foram pesquisados por Ibrahim et al., 2012, quando foram feitas soldas sobre um aço ao carbono utilizando um eletrodo AWS ER70S-6, para avaliar os efeitos sobre penetração, microestrutura e dureza do metal base. Os

resultados indicaram que mantendo constante a velocidade de soldagem, a penetração aumentou conforme incrementaram os valores de corrente. Ainda, foi visualizado um refinamento dos grãos na ZAC conforme aumentou-se a velocidade de soldagem mantendo os parâmetros restantes fixos.

A atmosfera do gás de proteção tem uma função fundamental no comportamento operacional do processo de soldagem MAG, devido à sua composição controlar a estabilidade do arco, modo de transferência metálica, geração de respingos e a geometria do cordão de solda. O gás de proteção mais comumente empregado na soldagem MAG de aços ao carbono é uma mistura de argônio e CO<sub>2</sub> [Liskevych e Scotti, 2014]. No entanto, no trabalho apresentado por Schafranski et al., 2017 foram feitas soldas sobre um aço laminado a quente designado pela norma Japonesa JIS G 3131 como SPHC, para avaliar os efeitos de gases comerciais e não comerciais sobre a taxa de fusão do metal, eficiência de deposição e geometria das soldas. Foram utilizadas misturas de Ar puro, CO<sub>2</sub> puro, misturas de Ar+CO<sub>2</sub> e misturas de Ar+H<sub>2</sub>. O uso de CO<sub>2</sub> puro ou Ar+5%H<sub>2</sub> como gás de proteção resultou num incremento da taxa de fusão do metal, se comparado com Ar puro ou misturas comerciais de Ar+CO<sub>2</sub>. Embora a mistura Ar+5%H<sub>2</sub> aumentou a taxa de fusão, resultou numa maior instabilidade do processo e uma eficiência de deposição menor (cerca de 8%).

Basicamente o fluxo de gás tem que ser laminar, pois se a vazão for turbulenta e a velocidade de solda baixa ocorre uma sucção de ar para dentro do arco elétrico. Contrariamente, se a vazão é insuficiente, ocorre contaminação atmosférica da poça de fusão.

O ângulo de deslocamento da tocha (ângulo de trabalho) influencia a geometria do cordão. Quando o sentido do deslocamento da tocha é “empurrando”, ocorre uma redução da penetração, com um cordão de solda mais largo e plano. Enquanto no sentido de deslocamento “puxando” ocorre um notável aumento da penetração, até cerca de 25°, quando a mesma tende a diminuir [Machado, 1996].

No estudo desenvolvido por Kamble e Venkata, 2013, foram pesquisados os efeitos da tensão, velocidade de soldagem, velocidade de alimentação e vazão do gás de proteção sobre a geometria do cordão de solda, dureza e microestrutura do aço inoxidável AISI 321 com um chanfro em “V” de 30°. Além disso, foram desenvolvidos modelos matemáticos para prever a altura do reforço, largura e penetração do cordão de solda mediante um experimento composto central. Neste contexto foi encontrado um crescimento da largura do cordão com incrementos da vazão do gás, tensão do arco e velocidade de alimentação do arame, e decréscimo quando

foi incrementada a velocidade de soldagem. O reforço apresentou um decréscimo conforme incrementaram os valores de velocidade de soldagem e velocidade de alimentação do arame, enquanto que os aumentos da vazão do gás e tensão do arco provocaram um reforço maior. A penetração apresentou um comportamento inversamente proporcional à velocidade de soldagem e diretamente proporcional aos demais parâmetros avaliados.

Um trabalho similar foi desenvolvido por Adak et al., 2015, no qual foi executado um trabalho experimental para correlacionar os efeitos dos parâmetros do processo de soldagem MAG, como a velocidade de alimentação, tensão do arco e distância bico de contato-peça, sobre as características geométricas da solda, tais como índice de convexidade, penetração, reforço, taxa de deposição, tamanho e características da zona afetada pelo calor. Foi evidenciado um incremento significativo no reforço, largura e penetração do cordão de solda conforme aumentou-se a tensão para determinados valores de velocidades de alimentação e distância bico de contato-peça. Uma maior velocidade de alimentação aumentou a corrente, e conseqüentemente a taxa de deposição. Um aumento adicional da corrente provocou maior fluxo de metal para a poça de fusão e aumentou a penetração. Por outro lado, uma maior taxa de deposição pode alterar o reforço e largura do cordão, pois quando foi fixada a velocidade de alimentação, a largura aumenta com uma diminuição da tensão e aumenta ligeiramente com um aumento da distância bico de contato-peça. Neste contexto, os valores maiores de tensão produzem aumento na largura do arco elétrico e, conseqüentemente, na largura do cordão de solda. Altos valores da distância bico de contato-peça reduzem a pressão no arco, o que produz um decréscimo na largura e penetração do cordão de solda.

Os efeitos dos parâmetros da soldagem MAG também foram avaliados por Srivastava e Garg, 2017 utilizando um aço IS2062 como metal base e um arame de aço com recobrimento de cobre como metal de adição. Foram desenvolvidos modelos matemáticos a partir dos dados experimentais utilizando o projeto de experimentos Box-Behnken e otimizados os parâmetros com ajuda da metodologia de superfície de resposta para minimizar a largura e reforço e maximizar a penetração do cordão de solda. Neste estudo foi demonstrada a grande influência que têm a velocidade de alimentação, tensão e velocidade de soldagem e a pouca influência da vazão do gás de proteção sobre as variáveis de resposta.

### 3.4 Modelagem Matemática dos Processos de Soldagem

A predição das geometrias resultantes dos cordões de solda tem auxiliado significativamente à criação de fontes de calor volumétricas, as quais conseguem modelar o calor gerado pelo arco elétrico através de figuras ou curvas que se ajustem à zona fundida do cordão. A análise térmica de um processo de soldagem implica a solução de complexos problemas de transferência de calor com um modelo de fonte de calor concentrado, normalmente móvel.

Visando desenvolver modelos matemáticos para descrever o deslocamento da fonte de calor e estudar os fenômenos térmicos implícitos nos processos de soldagem, Rosenthal, 1946 desenvolveu modelos de fontes de calor com forma de ponto, linha e plano como é mostrado nas Figuras 3.6a e 3.6b. Apesar de apresentar resultados precisos para temperaturas abaixo de 20% da temperatura de fusão do material, o modelo descrito pelas Equações 3.3 e 3.4, mostrou-se inadequado para prever as altas temperaturas geradas na zona fundida e na zona afetada pelo calor.

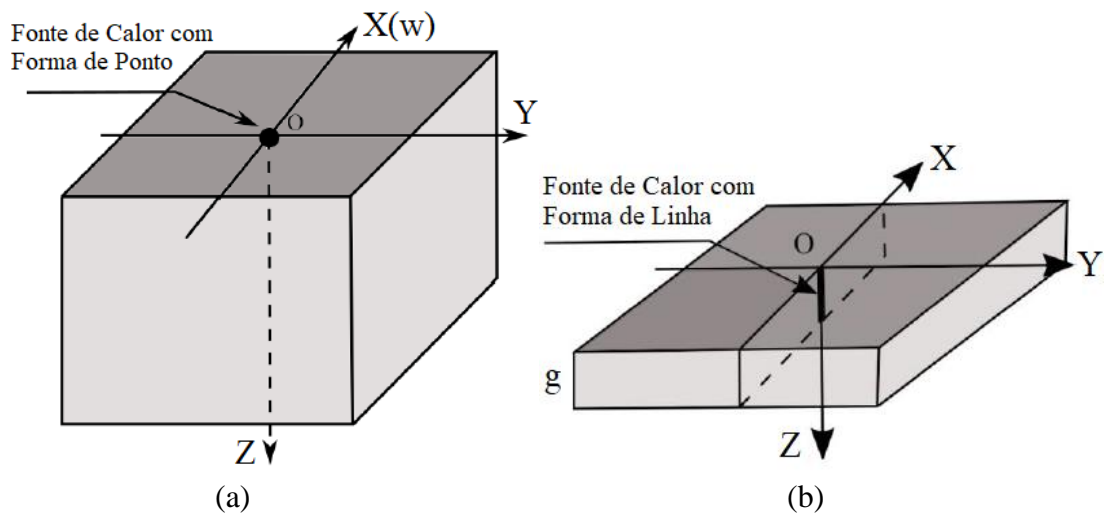


Figura 3.6 - Fonte de calor com forma de ponto (a); Fonte de calor com forma de linha (b).  
Fonte: Autor.

$$\Delta T = T - T_0 = \frac{Q}{2\pi k} \frac{e^{(-\lambda v(R+w))}}{R} \quad (3.3)$$

$$\Delta T = T - T_0 = \frac{Q}{2\pi g k} \frac{e^{(-\lambda v w)} K_0(\lambda v r)}{R} \quad (3.4)$$

Onde  $T_0$  corresponde à temperatura de preaquecimento ( $^{\circ}\text{C}$ ),  $K_0$  é a função Bessel modificada de segunda espécie e ordem 0, cujo argumento é  $\lambda=1/(2\alpha)$ ,  $\alpha=k/\rho.Cp$ ,  $k$  é a

condutividade térmica ( $\text{W/m}\cdot^{\circ}\text{C}$ ),  $\rho$  corresponde à massa específica ( $\text{Kg/m}^3$ ) e  $C_p$  ao calor específico a pressão constante ( $\text{J/kg}\cdot^{\circ}\text{C}$ )

Posteriormente, Pavelic et al., 1969 sugeriram que a fonte de calor deveria ser distribuída, propondo um modelo de disco regido pela Equação 3.5 onde o fluxo térmico é modelado com uma distribuição Gaussiana ou normal ao plano, como ilustrado na Figura 3.7. Esta abordagem foi modificada por autores como Friedman, 1975 e Krutz e Segerlind, 1978, ao adicionar um sistema de coordenadas  $(X, Y, \epsilon)$  que se movimentava com a fonte de calor durante a soldagem ilustrado na Figura 3.8 e definido pelas Equações 3.6 e 3.7. Inicialmente foram consideradas fontes de calor com superfícies gaussianas em duas dimensões para estimar a distribuição de temperatura e a geometria da poça de fusão em juntas soldadas. Eagar e Tsai, 1983 apresentaram uma solução para uma fonte de calor utilizando uma distribuição gaussiana, com a finalidade de prever a geometria e tamanho da poça de fusão em vários materiais. Os resultados indicaram uma grande influência da corrente, comprimento do arco, velocidade de soldagem e difusividade térmica sobre a geometria da solda. Uma solução analítica similar de uma fonte de distribuição gaussiana para prever a distribuição de temperatura nas soldas de filete foi proposta por Jeong e Cho, 1997, onde se resolveram equações de condução de calor nas três dimensões utilizando condições de convecção numa chapa infinita. Apesar de obter resultados positivos na predição da geometria das soldas e a distribuição de calor, a grande limitação destes modelos era considerar a fonte de calor bidimensionais 2D. Posteriormente, esse modelo foi implementado por Rayamyaki et al., 2007 para avaliar o tipo de solidificação na poça de fusão por meio de uma solução analítica dos campos de temperatura nas três dimensões.

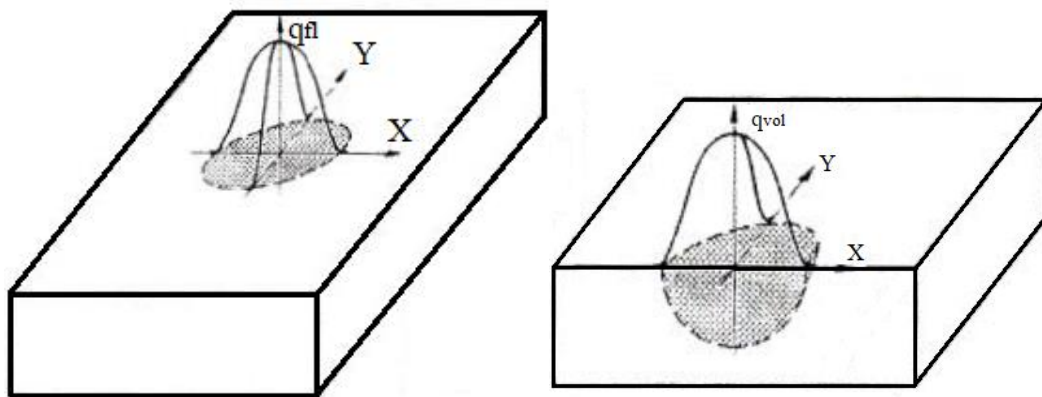


Figura 3.7 - Modelo de fonte de calor com distribuição Gaussiana [Pavelic et al., 1969].



$$q(r) = q(0)e^{-Cr^2} \quad (3.5)$$

Onde  $q(r)$  é o fluxo térmico na superfície delimitada pelo raio  $r$  ( $\text{W}/\text{m}^2$ ),  $q(0)$  corresponde ao fluxo térmico máximo, no centro da região aquecida ( $\text{W}/\text{m}^2$ ),  $r$  é a distância radial a partir do centro da fonte de calor, sobre a superfície da peça (m) e  $C$  é o coeficiente de concentração do arco ( $\text{m}^{-2}$ ). Quanto maior o valor de  $C$  mais concentrada é a fonte de calor.

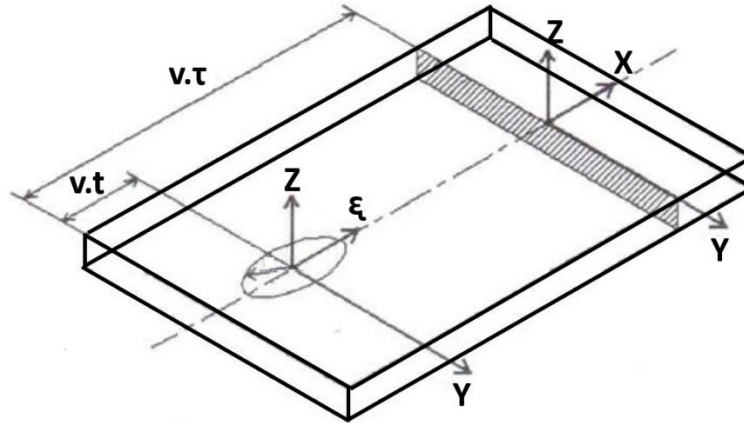


Figura 3.8 - Sistema de coordenadas fixo (na peça) e “fator de atraso- $\tau$ ” [Friedman, 1975].

$$q(x, y, t) = \frac{3Q}{\pi c^2} e^{(-3x^2/c^2)} e^{(-3(x+v(\tau-t))^2/c^2)} \quad (3.6)$$

$$q(\xi, y, t) = 0 \quad (3.7)$$

Onde  $c$  corresponde ao raio característico de distribuição do fluxo de calor (m) e  $\xi = x + v(\tau - t)$ .

O método de elementos finitos (FEM) tem sido a técnica mais apropriada para simular e analisar os processos de soldagem, os quais envolvem fenômenos térmicos, metalúrgicos e mecânicos concomitantemente [Teixeira et al., 2014]. No estudo de Bianco et al., 2008 utilizou-se um modelo de distribuição gaussiana para descrever tridimensionalmente o calor gerado na soldagem LASER, considerando uma peça finita ou semi-infinita. Neste trabalho foi utilizado o software COMSOL® Multiphysics 3.2 para resolver os campos condutivos transitórios e considerar os fenômenos de radiação e convecção presentes na soldagem. Farajpour e Ranjbarnodeh, 2018 empregaram uma fonte análoga para estudar a distorção em juntas dissimilares utilizando o software ANSYS®.

Outros autores como Bachorski et al., 1999 propuseram a superposição de um modelo de distribuição gaussiana com uma distribuição volumétrica tridimensional em forma de cilindro na espessura do material. No modelo apresentado por Balasubramanian et al., 2008 utilizou-se a mesma abordagem, misturando uma distribuição gaussiana com uma fonte volumétrica em forma de cone, numa simulação FEM no software SYSWELD® para otimizar os parâmetros da soldagem LASER.

Para soldas com maior penetração, Goldak et al., 1984 desenvolveu um modelo matemático baseado numa fonte de calor tridimensional, onde a distribuição do calor é descrita por dois elipsoides, uma à frente e outra atrás da tocha. O fluxo de calor neste modelo é fraccionado em duas equações. A Equação 3.8 descreve o fluxo de calor à frente da fonte enquanto a Equação 3.9 descreve a o fluxo de calor atrás da fonte:

$$qf(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{afbc\pi\sqrt{\pi}} e^{(-3x^2/af^2)} e^{(-3y^2/b^2)} e^{(-3(z+v(\tau-t))^2/c^2)} \quad (3.8)$$

$$qr(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{arbc\pi\sqrt{\pi}} e^{(-3x^2/ar^2)} e^{(-3y^2/b^2)} e^{(-3(z+v(\tau-t))^2/c^2)} \quad (3.9)$$

Onde  $Q$  corresponde à energia adicionada por unidade de tempo na soldagem (em Watts) e pode ser calculada utilizando a corrente ( $I$ ) e tensão ( $U$ ) de soldagem por meio da equação  $Q = \eta UI$ , sendo  $\eta$  é um fator de rendimento do processo. Os valores de  $f_f$  e  $f_r$  correspondem às frações do calor total distribuídos nos volumes dos elipsoides compreendidos à frente e atrás da tocha ( $f_f + f_r = 2$ ). As variáveis  $b$ ,  $c$ ,  $af$  e  $ar$  estão relacionadas à geometria da solda, conforme ilustrado pela Figura 3.9.

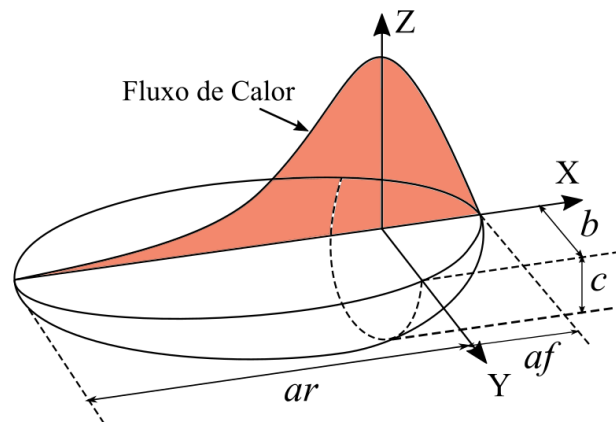


Figura 3.9 - Diagrama esquemático do modelo de fonte de calor Duplo Elipsoide de Goldak.  
Fonte: Autor

Esta abordagem apresentou melhores resultados do que os modelos prévios que consideraram distribuições de calor circulares, esféricas ou gaussianas, pois foi o primeiro a tratar adequadamente casos de fontes que não apresentavam simetria radial.

Nguyen et al., 1999 expuseram uma solução analítica para o gradiente de temperatura num sólido semi-infinito, utilizando fontes de calor tridimensionais descritas por um semi elipsoide e duplo elipsoide. Apesar de obter excelentes resultados com o modelo duplo elipsoide, a solução apresentava muitas limitações e simplificações na solução analítica, como por exemplo: ser válida só para proporções iguais no elipsoide frontal e posterior. Uma extensão desta solução foi apresentada posteriormente por Nguyen et al., 2004 para chapas grossas finitas, a qual superou as limitações e simplificações consideradas para solucionar analiticamente e modelar corpos semi-infinitos. Fachinotti et al., 2011 apresentaram uma solução semi analítica a partir da abordagem anteriormente apresentada, com a finalidade de reduzir as limitações do modelo. Neste trabalho foi implementado um método de integração recursivo para resolver a equação analítica que define a condução de calor instável da fonte de calor duplo elipsoide.

Azar et al., 2011 utilizou o modelo de Myhr e Grong, 1991, no qual considera-se a fonte de calor como pontos discretamente distribuídos, para analisar analiticamente a geometria do cordão de solda no processo MIG/MAG. Os resultados foram comparados com aqueles obtidos utilizando o modelo duplo elipsoide, mediante uma simulação matemática empregando o modelo de elementos finitos WeldsimS®. Ambos modelos puderam prever corretamente a geometria do cordão de solda, sendo o modelo matemático proposto o mais exato para prever geometrias complexas.

Uma simulação matemática para descrever a geometria e os ciclos térmicos na soldagem com arco submerso foi apresentada por Ghosh e Chattopadhyay, 2013. Os autores fizeram uma comparação entre os modelos de fonte de calor com forma de elipsoide, duplo elipsoide e oval. Para esse processo de soldagem, a fonte de calor com geometria oval, apresentou ciclos térmicos simulados mais próximos aos obtidos experimentalmente. O trabalho também mostrou que a solução analítica se tornou adequada para prever as dimensões e geometria da zona afetada pelo calor com relativa exatidão.

Podder et al., 2014 apresentaram uma solução analítica e matemática para descrever a geometria das soldas obtidas mediante o processo de arco submerso. Neste estudo foi considerada a fonte de calor volumétrica descrita mediante um elipsoide vertical e outro

horizontal, representando com maior exatidão a típica geometria complexa obtida no processo por arco submerso. Foram desenvolvidas equações de regressão linear para modelar matematicamente cada parâmetro geométrico e simulações de elementos finitos utilizando o software ANSYS®. Nessas simulações foi levado em conta a movimentação convectiva da poça de fusão para estabelecer um maior valor de condutividade térmica. Isto teve significância na largura do cordão de solda e ajudou obter resultados mais próximos aos experimentais.

Em contraste com os modelos normalmente utilizados para descrever a fonte de calor, Sharma et al., 2015 utilizaram uma elipse para descrever o reforço do cordão em soldas obtidas mediante processos de alta deposição de material como o arco submerso tandem. Os autores desenvolveram equações paramétricas em função da corrente, velocidade de alimentação, extensão do eletrodo e tensão de soldagem, as quais foram calibradas e posteriormente validadas com os dados experimentais. Apesar dos modelos apresentarem erros maiores do que os encontrados normalmente na literatura, estes permitiram estabelecer a incidência que têm a corrente, velocidade e polaridade de soldagem na geometria do cordão de solda e o comportamento da taxa de resfriamento.

Uma combinação de modelos de fonte de calor foi proposta por Wang et al., 2016 para melhorar a exatidão das simulações FEM em soldas com geometria complexa. O modelo denominado fonte de calor polinomial ilustrado na Figura 3.10, é baseado em uma densidade de calor gaussiana utilizando uma fonte com geometria de disco para simular os efeitos de aquecimento superficial, e uma fonte polinomial para definir a fonte de energia térmica volumétrica, definidas pelas Equações 3.10 e 3.11 respectivamente. Os resultados de geometrias, ciclos térmicos e tensões residuais, foram comparados com os resultados dos modelos de fonte de calor cônico e duplo elipsoide. O modelo polinomial mostrou erros significativamente baixos em relação aos dados obtidos experimentalmente. Nezamdost et al., 2016 desenvolveram modelos de elementos finitos 2D e 3D baseados em duas fontes de calor duplo elipsoide, um para a zona fundida e outra para o reforço dos cordões de solda obtidos mediante o processo de arco submerso. Nas simulações realizadas com o software ABACUS® foi implementada uma sub-rotina para simular as condições térmicas, o que permitiu obter geometrias, ciclos térmicos e tensões residuais próximos aos experimentais. As simulações também permitiram estabelecer que o modelo 2D reduz o tempo computacional consideravelmente e apresenta pouca diferença com as geometrias, ciclos térmicos e tensões residuais da zona afetada pelo calor previstas pelo modelo 3D.

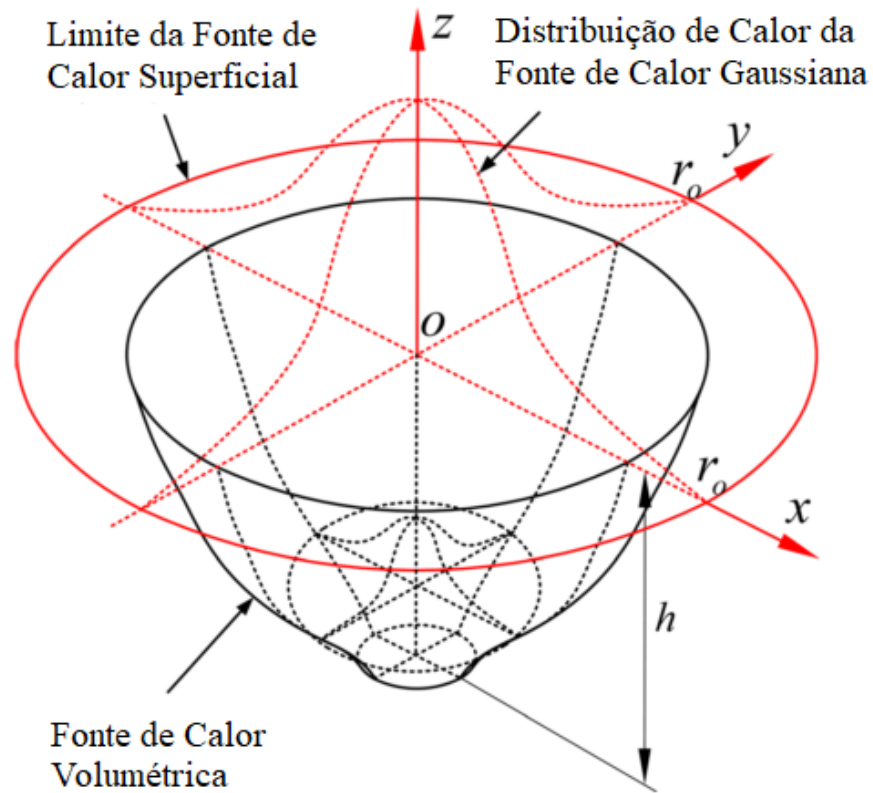


Figura 3.10 - Modelo de fonte de calor polinomial [Wang et al., 2016].

$$q_s(x, y, t) = Q_s \cdot e^{((-3(x^2+(y-vt)^2)/c^2)} \quad (3.10)$$

$$q_v(x, y, z, t) = Q_v \cdot e^{((-3(x^2+(y-vt)^2)/(a+bz+cz^2+dz^3+ez^4)^2)} \quad (3.11)$$

Onde a equação  $a + bz + cz^2 + dz^3 + ez^4$  define a geometria da fonte de calor volumétrica.

As propriedades termomecânicas de um aço DMR-249A manufacturado com os processos de soldagem com eletrodo revestido (SMAW) e com eletrodo de tungstênio utilizando gás ativo (A-GTAW) foram pesquisados por Pamnani et al., 2016 mediante uma simulação de elementos finitos. Os ciclos térmicos e as tensões residuais nas soldas foram analisadas numa simulação realizada no software SYSWELD® usando um modelo de distribuição de calor duplo elipsoide. A deposição de material foi considerada neste modelo, com a finalidade de relacionar as mudanças microestruturais obtidas experimentalmente, os

ciclos térmicos e as tensões residuais previstas pelo modelo. Os resultados apresentaram que o modelo matemático se mostrou consistente com relação às medições práticas.

Uma nova fonte de calor volumétrica foi implementada no trabalho de Yadav et al., 2017 para estimar e estudar os ciclos térmicos, as características da geometria da solda e a microestrutura da zona fundida e afetada pelo calor em soldas obtidas com o processo de arco submerso (SAW). A fonte de calor volumétrica proposta foi oval, representada pela modificação da forma de um elipsoide mediante a alteração do perfil simétrico como ilustrado na Figura 3.11. A distribuição da densidade de calor dentro da geometria oval foi considerada como gaussiana. Os ciclos térmicos estimados mostraram um erro de aproximadamente 8% com relação aos dados experimentais, apresentando melhores ajustes de temperaturas máximas e taxas de resfriamento para pontos mais próximos do cordão de solda. Além disso, verificou-se as condições da poça de fusão e a influência das forças de Marangoni no tamanho e forma da mesma. Os resultados obtidos permitiram identificar as microestruturas resultantes em cada região das soldas.

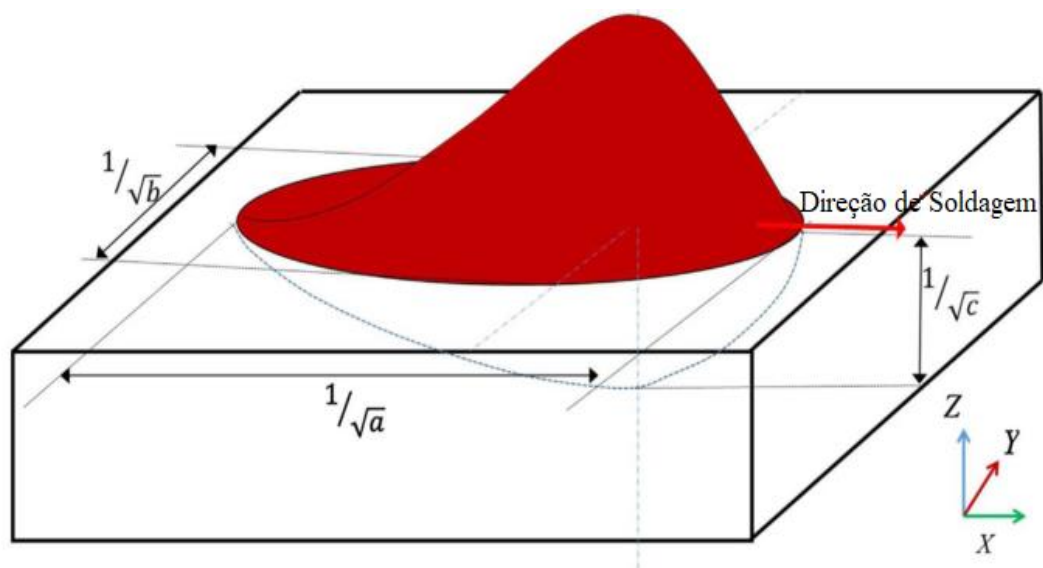


Figura 3.11 - Modelo de fonte de calor com geometria oval [Yadav et al., 2017].

### 3.5 Projeto de Experimentos

As metodologias de projeto de experimentos estão baseadas em conceitos estatísticos, e são utilizadas amplamente no planejamento, análise e otimização de um sistema ou processo. As etapas que compõem estas metodologias começam por identificar o problema e as características do processo, seguidamente, identificar as variáveis de resposta, identificar os fatores do processo (fatores controláveis a serem estudados), fatores constantes (mantidos fixos) e não controláveis (ruídos). O planejamento experimental é realizado mediante uma sequência de ensaios aleatórios que facilita o entendimento dos efeitos sobre as variáveis de resposta em estudo, mediante um máximo de informação obtido a partir de um gasto mínimo de tempo e recursos.

Em 1960 foi proposto o projeto de experimentos por Box e Behnken, o qual consiste em um projeto com três níveis fatoriais incompletos, rotacionais ou quase rotacionais, que é obtido pela combinação de projetos  $2^k$  fatoriais blocados. É um projeto esférico, onde todos os pontos estão dentro de um cubo com sua superfície limitada pelos pontos médios das arestas do mesmo [Montgomery, 2013].

O ensaio consiste em 15 experimentos, dos quais 12 são as combinações de valores máximos ou mínimos de dois fatores, mais um fator em seu nível médio e 3 pontos centrais, dado por  $2k(k - 1) + C_0$ , onde  $k$  corresponde ao número de fatores e  $C_0$  ao número de pontos centrais. É válido ressaltar que em nenhuma situação os três fatores estarão em seus limites inferiores ou superiores no mesmo experimento, evitando assim combinações que poderiam causar danos ao experimento. O ensaio do ponto central é realizado três vezes para avaliar e verificar a repetitividade do experimento.

O projeto de experimentos Box-Behnken possibilita a análise dos efeitos principais, interações entre os fatores e o efeito quadrático entre os parâmetros do processo e a variável de resposta, mediante um modelo de regressão polinomial.

## 4 MATERIAIS E MÉTODOS

Os procedimentos de soldagem utilizando os processos TIG e MAG foram executados no Laboratório de Soldagem & Técnicas Conexas (LS&TC) da UFRGS. O presente trabalho seguiu o fluxograma de atividades apresentado na Figura 4.1, planejando e efetuando cada etapa para atingir os objetivos descritos no Capítulo 2.

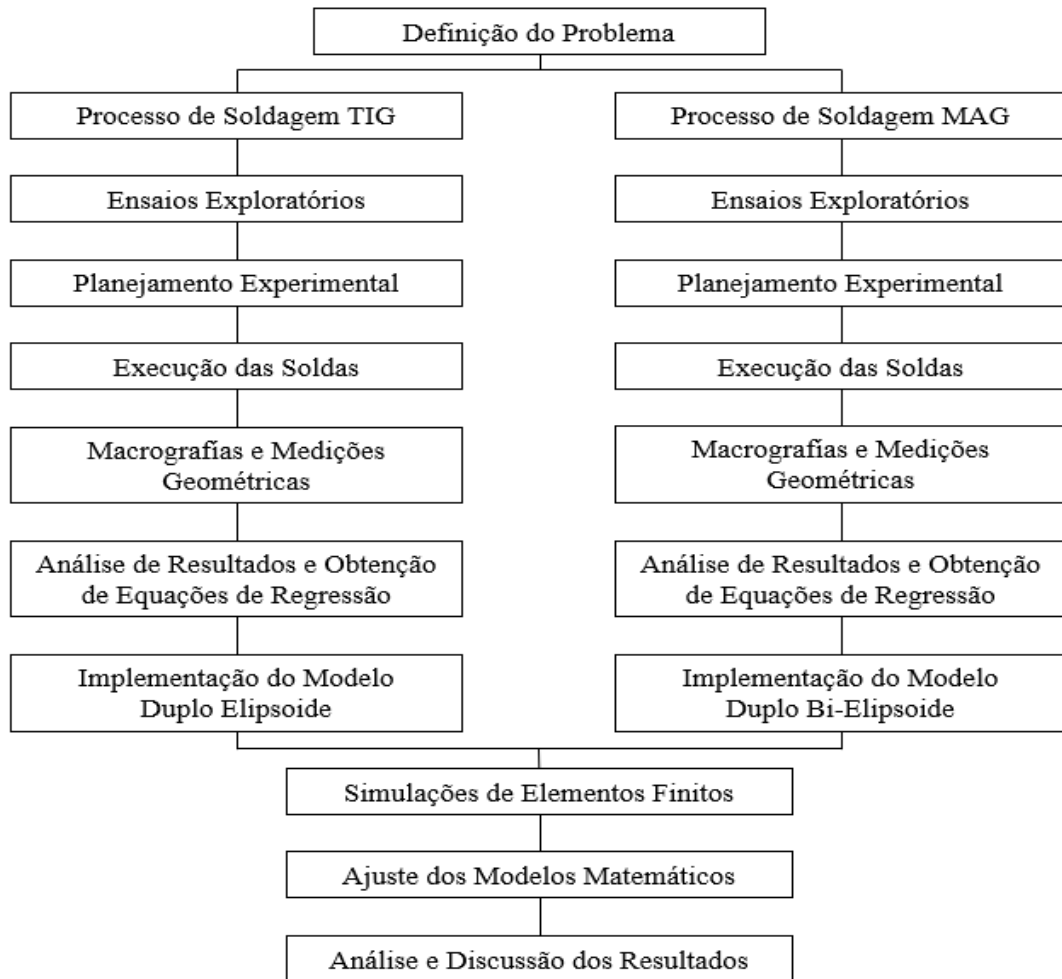


Figura 4.1 - Fluxograma de atividades realizadas.

### 4.1 Descrição dos Experimentos

Um dos principais objetivos deste trabalho foi gerar equações analíticas que descrevam a geometria dos cordões de solda obtidos mediante o processo TIG e MAG em diferentes níveis de energia. Por esta razão foram depositados cordões de solda de 100 mm na condição sobre chapa, ou assim chamado do inglês *bead-on-plate*, empregando como metal base chapas de aço ASTM A36 de 9,525 mm (3/8") de espessura, com 250 mm de comprimento e 150 mm de



largura, com a composição química detalhada na Tabela 4.1, obtida do fornecedor (Companhia Siderúrgica Nacional).

Tabela 4.1 - Composição química do metal base.

Elemento	C	Mn	P	S	Si	Cu	Ni	Cr	Mo	Al	B	Fe
% em massa	0,173	0,799	0,015	0,012	0,008	0,011	0,01	0,013	0,004	0,044	0,0003	Bal.

Para a execução dos experimentos utilizou-se um sistema robotizado, composto pela fonte TransPuls Synergic 4000 R da marca Fronius e pelo robô MA1400 da Yaskawa Motoman Robotics. Foi empregado um sistema de aquisição portátil SAP 4.01 da IMC Soldagem para coletar informações elétricas de tensão e corrente durante a execução das soldas (taxa de aquisição de 5000 pontos por segundo, dividido em três canais de aquisição). A Figura 4.2 ilustra os equipamentos utilizados nos experimentos.

Os cordões de solda foram realizados com espaçamentos de 25 mm como exemplificado na Figura 4.3, evitando assim que as isotermas de um cordão interfiram no outro. Os ciclos térmicos foram obtidos por termopares do tipo K mediante um sistema de aquisição de dados fabricado pela National Instruments (utilizando uma frequência de aquisição de 10 Hz). Para cada cordão de solda foram soldados quatro termopares mediante descarga capacitiva a uma distância de 30 e 70 mm do início do cordão de solda e a distâncias específicas da linha central da solda, denotadas como “a” e “b” na Figura 4.3, evitando assim a fusão da ponta dos termopares em experimentos com altas energias de soldagem. No caso das soldas TIG, essas distâncias específicas foram escolhidas de acordo com os níveis de corrente utilizados nos experimentos, e nas soldas MAG foram definidos levando em conta os níveis de velocidade de alimentação do arame. A Tabela 4.2 detalha as referidas distâncias definidas para cada ensaio, codificados com os números -1, 0 e 1 para os níveis baixo, meio e alto das grandezas anteriormente mencionadas.



Figura 4.2 - Equipamento de soldagem TIG (a); Equipamento de soldagem MAG (b).

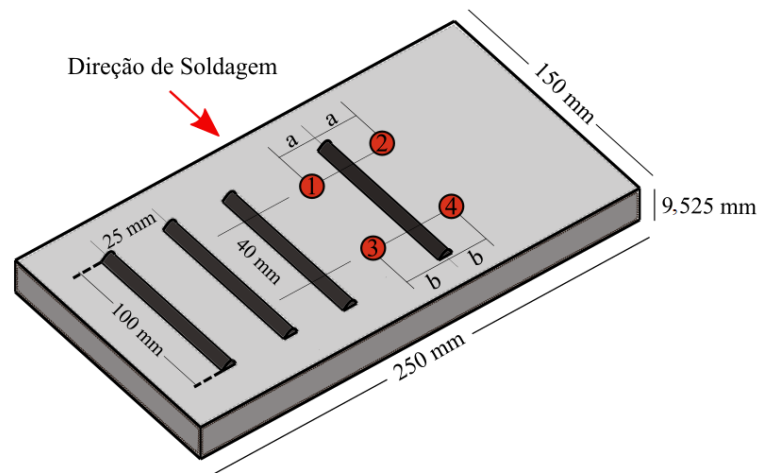


Figura 4.3 - Configuração dos cordões de solda. Fonte: Autor.

Tabela 4.2 - Distâncias de posicionamento dos termopares.

Níveis	Soldas TIG		Soldas MAG (arame de 1,0 mm de diâmetro)		Soldas MAG (arame de 1,2 mm de diâmetro)	
	a (mm)	b (mm)	a (mm)	b (mm)	a (mm)	b (mm)
-1	6	8	4	6	6	8
0	7	9	5	7	7	9
1	8	10	6	8	8	10

## 4.2 Procedimento de Soldagem TIG

A soldagem das chapas foi efetuada no modo convencional com polaridade CCEN e na posição plana. Para a utilização deste processo, foi acoplada uma tocha TIG com um diâmetro de bocal de 12,5 mm no sistema robotizado, empregando um eletrodo de tungstênio com óxido

de tório AWS EWTh-2, de 2,4 mm de diâmetro, Argônio como gás de proteção com uma vazão de 15 l/min e ângulos de deslocamento e trabalho neutros (90°). As superfícies das chapas foram previamente lixadas com discos de lixas flap de granulometria 80 utilizando uma esmerilhadeira, eliminando os óxidos presentes na superfície da mesma.

Inicialmente foram realizados ensaios exploratórios, tendo como objetivo a análise dos efeitos dos parâmetros sobre a geometria do cordão de solda e a definição dos parâmetros adequados para gerar os níveis e a matriz experimental. Os parâmetros de soldagem utilizados como ponto de partida, tiveram com base a revisão bibliográfica apresentada no capítulo 3. Para avaliar a sensibilidade da variação da penetração e a largura dos diferentes parâmetros testados foram realizadas macrografias transversais aos cordões de solda. Estas análises permitiram definir as faixas de valores adequados para a corrente de soldagem (I), distância eletrodo-peça (DEP) e velocidade de soldagem (v), os quais estão apresentados na Tabela 4.3, e paralelamente, definir outros parâmetros mantidos fixos como o ângulo de afiação de eletrodo de 60° e a vazão do gás de proteção de 15 l/min, visando obter um arco elétrico estável e cordões de solda com boa qualidade visual.

Tabela 4.3 - Parâmetros do projeto de experimentos Box-Behnken TIG.

Valor Codificado	I (A)	v (mm/s)	DEP (mm)
-1	130	1,5	2,0
0	190	2,0	3,0
1	250	2,5	4,0

Utilizando o software estatístico Minitab® foi gerada a matriz de experimentos detalhada na Tabela 4.4, a qual corresponde aos 15 experimentos aleatorizados do planejamento de experimentos Box-Behnken para avaliar a influência dos três parâmetros nos níveis anteriormente especificados, e assim obter equações de regressão polinomial de segundo grau em função dos mesmos para descrever cada dimensão geometria dos cordões de solda. Os valores médios de corrente e tensão de cada ensaio são apresentados no Apêndice A.

Tabela 4.4 - Matriz de experimentos Box-Behnken TIG.

Sequência dos Ensaiois	I (A)	v (mm/s)	DEP (mm)
1 (ponto central)	190	2,0	3,0
2	190	1,5	2,0
3	130	2,5	3,0
4 (ponto central)	190	2,0	3,0
5	250	2,5	3,0
6	250	2,0	4,0
7 (ponto central)	190	2,0	3,0
8	190	2,5	4,0
9	250	2,0	2,0
10	130	2,0	2,0
11	190	1,5	4,0
12	130	2,0	4,0
13	190	2,5	2,0
14	250	1,5	3,0
15	130	1,5	3,0

Para medir o perfil geométrico do cordão de solda foram cortadas duas amostras da seção transversal das soldas na região central da chapa, as mesmas foram lixadas utilizando lixas de granulometrias de 80 a 1200 “*mesh*”, em seguida foram atacadas com reagente químico Nital 10% e obtidas imagens destas seções empregando uma lupa Leica EZ4 HD.

Os cordões de solda obtidos mediante o processo de soldagem TIG, geralmente apresentam uma geometria simples com forma elíptica na seção transversal. Para descrever esse perfil geométrico característico, foi proposto o modelo Duplo Elipsoide como fonte de calor volumétrica. Na Figura 4.4 pode ser observado como uma elipse se ajusta adequadamente ao perfil transversal do cordão da solda.

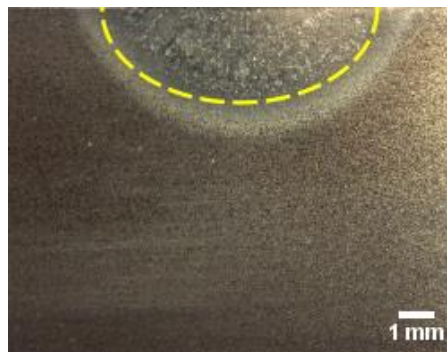


Figura 4.4 - Seção transversal de cordão de solda TIG. Fonte: Autor.

### 4.3 Modelo Duplo Elipsoide Implementado na Soldagem TIG

Neste trabalho foi implementado o modelo de fonte de calor Duplo Elipsoide detalhado anteriormente no Capítulo 3, para descrever a seção transversal das soldas TIG. O modelo se constitui de uma única elipse que se ajusta à geometria característica das soldas TIG, com dimensões de penetração ( $c$ ) e metade da largura ( $b$ ).

Com o software livre de edição gráfica *ImageJ* foram desenhadas elipsoides que se ajustassem à geometria da seção transversal, assim foram medidas as dimensões de penetração ( $c$ ) e metade da largura ( $b$ ), ilustradas na Figura 4.5a, e as dimensões da poça de fusão ( $af$  e  $ar$ ), mostradas na Figura 4.5b. As macrografias obtidas para todos os experimentos são apresentadas no Apêndice B.

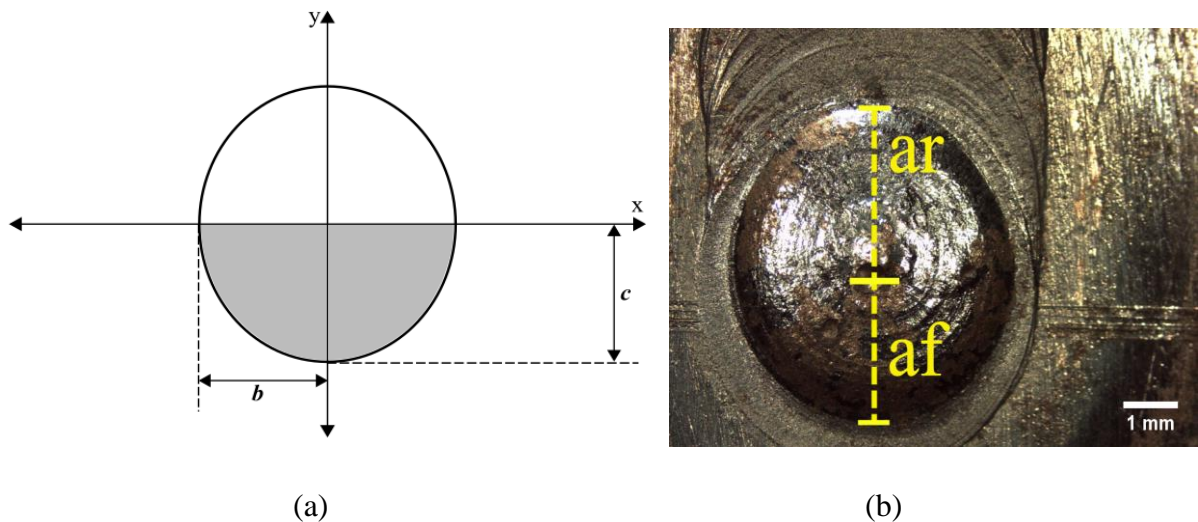


Figura 4.5 - Esquema das dimensões da seção transversal de cordão de solda TIG (a); dimensões da poça de fusão TIG (b). Fonte: Autor.

As Equações 3.8 e 3.9 indicadas no Capítulo 3, governam o modelo de fonte de calor duplo elipsoide considerado neste trabalho para as soldas TIG.

### 4.4 Procedimento de Soldagem MAG

O mesmo sistema robotizado foi utilizado para executar os cordões de solda MAG na posição plana, empregando uma tocha com bocal de 16 mm de diâmetro. A soldagem foi realizada no modo convencional com polaridade CCEP, utilizando eletrodos AWS ER70S-6 com diâmetros de 1,0 e 1,2 mm, uma mistura de 75 % Argônio + 25% de CO<sub>2</sub> como gás de

proteção com uma vazão de 15 l/min, ângulos de deslocamento e trabalho neutros e uma distância bico de contato-peça (DBCP) de 15 mm. As superfícies das chapas foram previamente lixadas com discos de lixas flap de granulometria 80 utilizado uma esmerilhadeira, com a finalidade de eliminar os óxidos superficiais presentes.

A avaliação visual dos cordões de solda e as macrografias das seções transversais obtidas dos testes exploratórios, permitiram estabelecer faixas de valores adequados para variar a tensão de soldagem, velocidade de alimentação do arame e velocidade de soldagem no projeto de experimentos, os quais estão descritos na Tabela 4.5, assim como os parâmetros mantidos fixos como a distância bico de contato-peça, impedância e vazão do gás de proteção.

Tabela 4.5 - Parâmetros do projeto de experimentos Box-Behnken MAG.

Experimento	Valor Codificado	U (V)	W (m/min)	v (mm/s)
Arame de 1,0 mm de diâmetro	-1	18	3,5	3,5
	0	20	4,5	5,5
	1	22	5,5	7,5
Arame de 1,2 mm de diâmetro	-1	20	4,0	5,5
	0	22	5,0	7,0
	1	24	6,0	8,5

As matrizes dos experimentos para os arames de 1,0 e 1,2 mm de diâmetro são apresentadas nas Tabelas 4.6 e 4.7 respectivamente. Em cada caso foram gerados 15 experimentos que correspondem ao planejamento experimental Box-Behnken, previamente aleatorizados pelo software estatístico Minitab®. Os valores médios de corrente e tensão do arco elétrico de cada ensaio são mostrados no Apêndice A.

Tabela 4.6 - Matriz de experimentos Box-Behnken MAG arame de 1,0 mm de diâmetro.

Sequência dos Ensaios	U (v)	W (m/min)	v (mm/s)
1	18	5,5	5,5
2	22	4,5	7,5
3 (ponto central)	20	4,5	5,5
4 (ponto central)	20	4,5	5,5
5	20	5,5	7,5
6 (ponto central)	20	4,5	5,5
7	18	3,5	5,5
8	22	4,5	3,5
9	20	3,5	7,5
10	22	3,5	5,5
11	18	4,5	7,5
12	22	5,5	5,5
13	18	4,5	3,5
14	20	5,5	3,5
15	20	3,5	3,5

Tabela 4.7 - Matriz de experimentos Box-Behnken MAG arame de 1,2 mm de diâmetro.

Sequência dos Ensaios	U (V)	W (m/min)	v (mm/s)
1	22	6,0	8,5
2 (ponto central)	22	5,0	7,0
3	22	4,0	5,5
4	20	6,0	7,0
5	24	5,0	8,5
6 (ponto central)	22	5,0	7,0
7	22	6,0	5,5
8	22	4,0	8,5
9	24	6,0	7,0
10	24	5,0	5,5
11	20	4,0	7,0
12	24	4,0	7,0
13	20	5,0	8,5
14 (ponto central)	22	5,0	7,0
15	20	5,0	5,5

Após a soldagem, foram obtidas amostras da seção transversal de cada cordão de solda na zona central das chapas, as quais foram preparadas com lixas com granulometrias de 80 a

1200 “*mesh*” e posteriormente atacadas com reagente químico Nital 10%, as imagens destas seções foram obtidas utilizando-se uma lupa Leica EZ4 HD.

A geometria das seções transversais das soldas MAG comumente mostram uma mudança severa na curvatura, o que leva à formação de uma área característica, descrita por Choudhury et al., 2017 como uma área em forma de “baia”, delimitada por um ponto explicito, como ilustrado na Figura 4.6. Como foi detalhado na revisão bibliográfica do capítulo 3, vários autores propuseram modelos que descrevem a geometria do cordão de solda, mas a maioria não conseguiu ajustar corretamente o modelo ao perfil do cordão de solda.

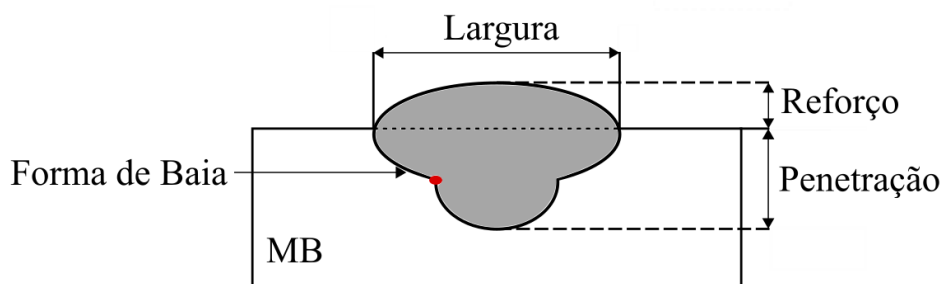


Figura 4.6 - Esquema da geometria característica dos cordões de solda MAG. Fonte: Autor.

A formação dessa geometria característica nas soldas MAG incentiva a implementação de duas elipses para descrever o perfil geométrico das soldas. Na Figura 4.7 é apresentada uma comparação entre o perfil geométrico considerado no modelo duplo elipsoide e o modelo considerado no presente trabalho para soldas MAG, onde é evidente a grande parcela de metal fundido adicional contemplado no caso do modelo duplo elipsoide, traduzindo-se em simplificações e possíveis erros na aplicação deste método.

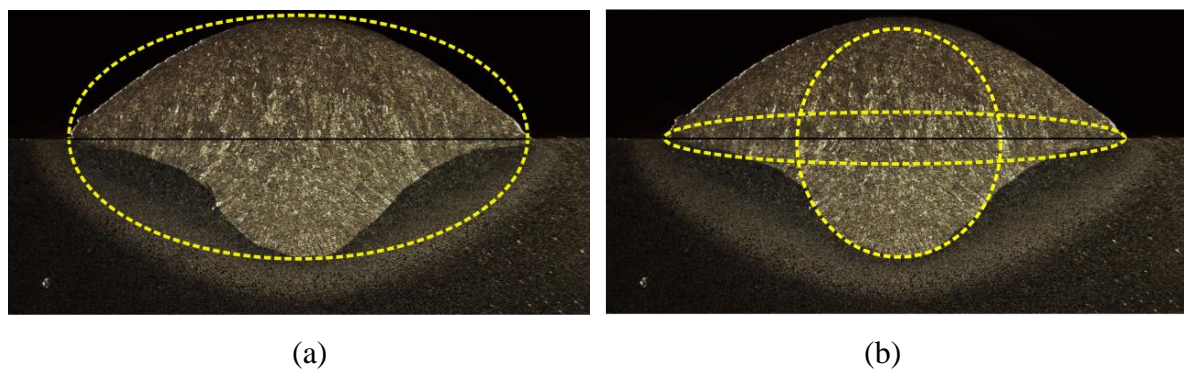


Figura 4.7 - Perfil geométrico considerado no modelo duplo elipsoide convencional (a); Perfil geométrico considerado no modelo duplo Bi-Elipsoide proposto (b).



#### 4.5 Modelo Duplo Bi-Elipsoide Implementado na Soldagem MAG

Neste trabalho foi proposto o modelo de fonte de calor Duplo Bi-Elipsoide, o qual é composto pela sobreposição de duas elipses que se ajustam à geometria característica da seção transversal dos cordões de solda MAG. A elipse horizontal é descrita por uma penetração  $ch$  e a metade da largura  $bh$ , e o elipse vertical pela penetração  $cv$  e a metade da largura  $bv$ , conforme detalhado na Figura 4.8a.

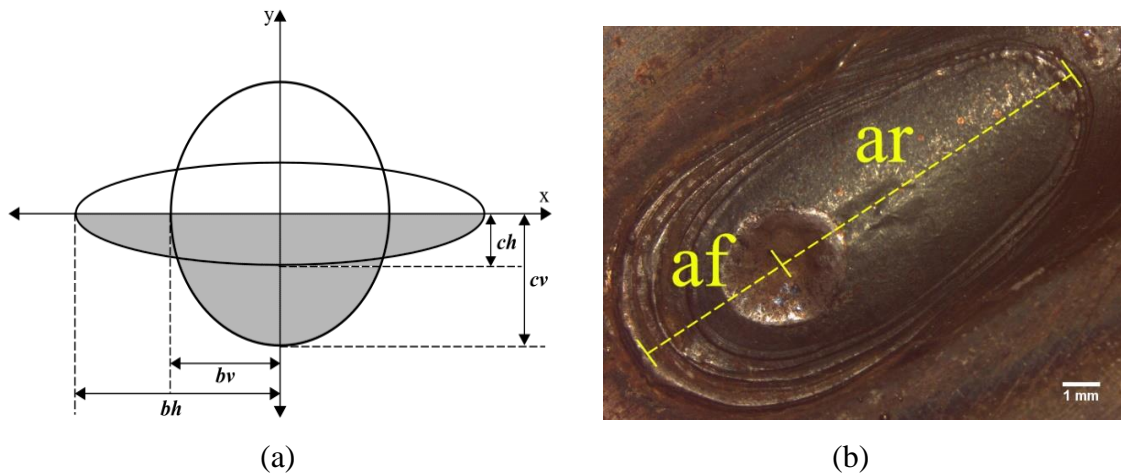


Figura 4.8 - Esquema das dimensões da seção transversal de cordão de solda MAG (a); dimensões da poça de fusão MAG (b). Fonte: Autor.

A contribuição do calor gerado por cada elipsoide foi ajustada levando em conta as áreas das elipses que descrevem a seção transversal das soldas, criando dois coeficientes que multiplicam o calor total gerado pelo arco elétrico. No caso do coeficiente do elipsoide horizontal ( $C_{oefh}$ ), a área de interseção ( $A_i$ ) das duas elipses foi somada à área da elipse horizontal ( $A_h$ ) e dividida entre a área total ( $A_t$ ). Para o coeficiente do elipsoide vertical ( $C_{oefv}$ ),  $A_i$  foi subtraída da área da elipse vertical ( $A_v$ ) e posteriormente dividida entre  $A_t$  como é detalhado nas Equações 4.1 e 4.2.

$$C_{oefh} = \frac{A_h + A_i}{A_t} \quad (4.1)$$

$$C_{oefv} = \frac{A_v - A_i}{A_t} \quad (4.2)$$

Utilizando o software livre de edição gráfica *Image J* foram desenhados elipsoides verticais e horizontais que se ajustassem à geometria da seção transversal, e medidas as dimensões de penetração e metade da largura, e as dimensões da poça de fusão ( $af$  e  $ar$ ) para

cada cordão de solda, conforme representado na Figura 4.8b. As macrografias obtidas para os demais experimentos são apresentadas no Apêndice B.

Foram utilizadas as Equações 3.8 e 3.9, indicadas no Capítulo 3, as quais governam o modelo de fonte de calor duplo elipsoide. Para implementar o modelo duplo elipsoide utilizando a elipse horizontal, o calor total gerado pelo arco elétrico ( $Q$ ) foi multiplicado pelo  $C_{oefh}$ . No caso das duas equações do mesmo modelo utilizando a elipse vertical, utilizou-se o  $C_{oefv}$  como é apresentado nas Equações 4.3 e 4.4.

$$Q_h = Q * C_{oefh} = Q * \frac{A_h + A_i}{A_t} \quad (4.3)$$

$$Q_v = Q * C_{oefv} = Q * \frac{A_v - A_i}{A_t} \quad (4.4)$$

#### 4.6 Desenvolvimento do Modelo de Elementos Finitos

Para simular os processos de soldagem TIG e MAG foi utilizado o software comercial COMSOL® Multiphysics V5.2. Foi desenvolvido um modelo termodinâmico para simular ambos processos de soldagem e estimar as características geométricas e térmicas dos cordões de solda. Visando simplificar a análise e reduzir o tempo de processamento computacional, foram realizados testes de verificação de convergência de malha, nos quais foram considerados como parâmetros de comparação a temperatura de pico e o tempo de processamento, em função do número de elementos da malha. No caso das soldas TIG, foram modeladas utilizando uma malha “tetraédrica livre” composta por 27457 elementos tetraédricos e 7772 elementos triangulares, resultando na malha apresentada na Figura 4.9a. Para simular as soldas MAG foi desenhado o reforço do cordão de solda e foram implementados elementos com a mesma geometria, composta por 89485 elementos tetraédricos e 15698 elementos triangulares que geraram a malha ilustrada na Figura 4.9b. Em ambos casos foi utilizada uma malha mais fina nas regiões próximas ao cordão de solda e zona afetada pelo calor, permitindo uma maior exatidão na predição dos ciclos térmicos e a otimização do tempo computacional.

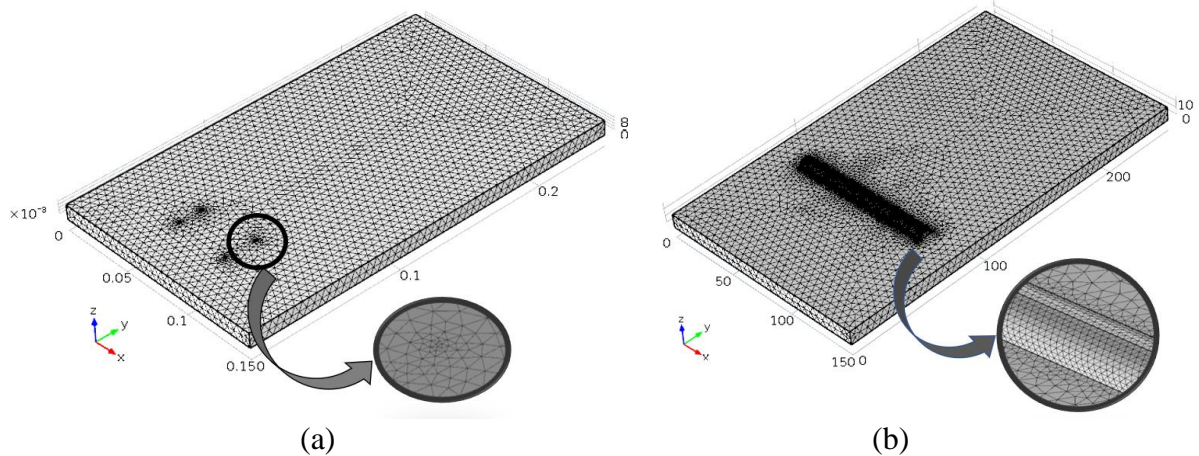


Figura 4.9 - Malha "tetraédrica livre" utilizada nas simulações TIG (a); MAG (b). Fonte: Autor.

Foi realizado um estudo dependente do tempo, utilizando o modelo físico de transferência de calor em sólidos disponível no software COMSOL® Multiphysics V5.2.

O metal base e o depositado no caso dos cordões de solda do processo MAG foram assumidos com propriedades isotrópicas. Essas propriedades foram modeladas mediante funções analíticas dependentes da temperatura através do tempo, utilizando interpolações entre vários intervalos de temperatura estabelecidas pela base de dados do software COMSOL® Multiphysics V5.2. A Equação 4.5 define a condutividade térmica ( $K$ )[W/m\*K] para um aço ASTM A36 para dois intervalos de temperatura:

$$K = 2,355152 + 1,12718 * T - 0,00514 * T^2; (26 \leq T (^{\circ}C) \leq 80) \quad (4.5)$$

$$K = 40,98143 + 0,33756 * T - 0,00147 * T^2 + 2,0234e^{-6} * T^3; (80 \leq T (^{\circ}C) \leq 300)$$

A emissividade térmica do material ( $\varepsilon$ ), o calor específico a pressão constante ( $Cp$ )[J/kg\*K] é e a densidade do material ( $\rho$ )[kg/m<sup>3</sup>], são definidas pelas Equações 4.6, 4.7 e 4.8 respectivamente:

$$\varepsilon = 1,39522 - 0,00389 * T - 8,01015e^{-6} * T^2 - 5,97009e^{-9} * T^3 + 1,37311e^{-12} * T^4; (589 \leq T (^{\circ}C) \leq 1088) \quad (4.6)$$

$$Cp = -215,7306 + 6,0185 * T - 0,01834 * T^2 + 2,41497e^{-5} * T^3 - 1,07882e^{-8} * T^4; (293 \leq T (^{\circ}C) \leq 848) \quad (4.7)$$

$$\rho = 7907,978 - 0,01549 * T; (0 \leq T (^{\circ}C) \leq 60) \quad (4.8)$$

$$\rho = 7911,3 - 0,01678 * T - 8,01871e^{-4} * T^2 + 1,17279e^{-6} * T^3 - 1,01597e^{-9} * T^4 + 3,67773e^{-13} * T^5; (60 \leq T (^{\circ}C) \leq 977)$$

$$\rho = 7116,994 + 0,51953 * T; (977 \leq T (^{\circ}C) \leq 1061)$$

$$\rho = 8166,523 - 0,46964 * T; (1061 \leq T (^{\circ}C) \leq 1144)$$

Na análise térmica, a condução térmica  $T$  é função do tempo  $t$  e as coordenadas espaciais  $(x,y,z)$ , e é determinada pela Equação 4.9 tridimensional e não linear de Fourier:

$$\rho Cp \frac{\partial T}{\partial t}(x, y, z, t) - Q(x, y, z, t) = \nabla \vec{q}(x, y, z, t) \quad (4.9)$$

Onde  $\rho$  é a densidade dos materiais,  $Cp$  é o calor específico a pressão constante,  $T$  é a temperatura,  $\vec{q}$  é o vetor do fluxo térmico e  $Q(x, y, z, t)$  é a geração interna de calor por unidade de volume.

Além disso, o modelo de elementos finitos leva em conta um campo de velocidade  $u$ , o qual é definido pelo subnó de movimento de translação, quando a fonte é movimentada ao longo do material. A Equação 4.10 é modificada da seguinte maneira:

$$\rho Cp \frac{\partial T}{\partial t}(x, y, z, t) + \rho Cpu \nabla T - Q(x, y, z, t) = \nabla \vec{q}(x, y, z, t) \quad (4.10)$$

É utilizada a equação constitutiva de fluxo de calor de Fourier isotrópica não linear:

$$\vec{q} = -K \nabla T \quad (4.11)$$

Onde  $K$  é condutividade térmica do material, dependente do tempo.

A perda de calor por convecção  $q_c$  foi modelada mediante a lei de resfriamento de Newton, a qual é regida pela seguinte Equação 4.12:

$$q_c = h(T_{ext} - T) \quad (4.12)$$

Onde  $h$  é o coeficiente de transferência de calor, estabelecido como  $15 W/m^2k$  para as soldas TIG e  $25 W/m^2k$  para as soldas MAG, de acordo com as recomendações de autores como Teng et al., 2001 e Gery et al., 2005, e  $T_{ext}$  é a temperatura do ar, definida como  $25^{\circ}C$ .

Foram calculadas perdas por radiação desde a chapa empregando a lei de Stefan-Boltzmann, a qual é regida pela Equação 4.13.

$$q_r = -\varepsilon\sigma(T_{amb}^4 - T^4) \quad (4.13)$$

Onde  $\sigma$  é a constante de Stefan-Boltzmann  $\sigma = 5,67 \times 10^{-8} \text{W/m}^2 \text{°C}^4$ ,  $\varepsilon$  é a emissividade do material estabelecida como uma função dependente da temperatura e  $T_{amb}$  é a temperatura ambiente, a qual foi considerada como 25 °C.

Para modelar o contato entre a chapa e a mesa, foi aplicada propriedade *Continuity* na superfície de contato. Essa propriedade garante uma transferência de calor entre as superfícies, prescindindo de modelar um complexo contato termomecânico entre a chapa e a mesa.

A Figura 4.10 mostra o diagrama esquemático do domínio computacional e a fonte de calor Duplo-Bi Elipsoide considerada nas simulações FEM para o processo de soldagem MAG. As condições de contorno foram consideradas iguais no caso das simulações FEM para o processo de soldagem TIG.

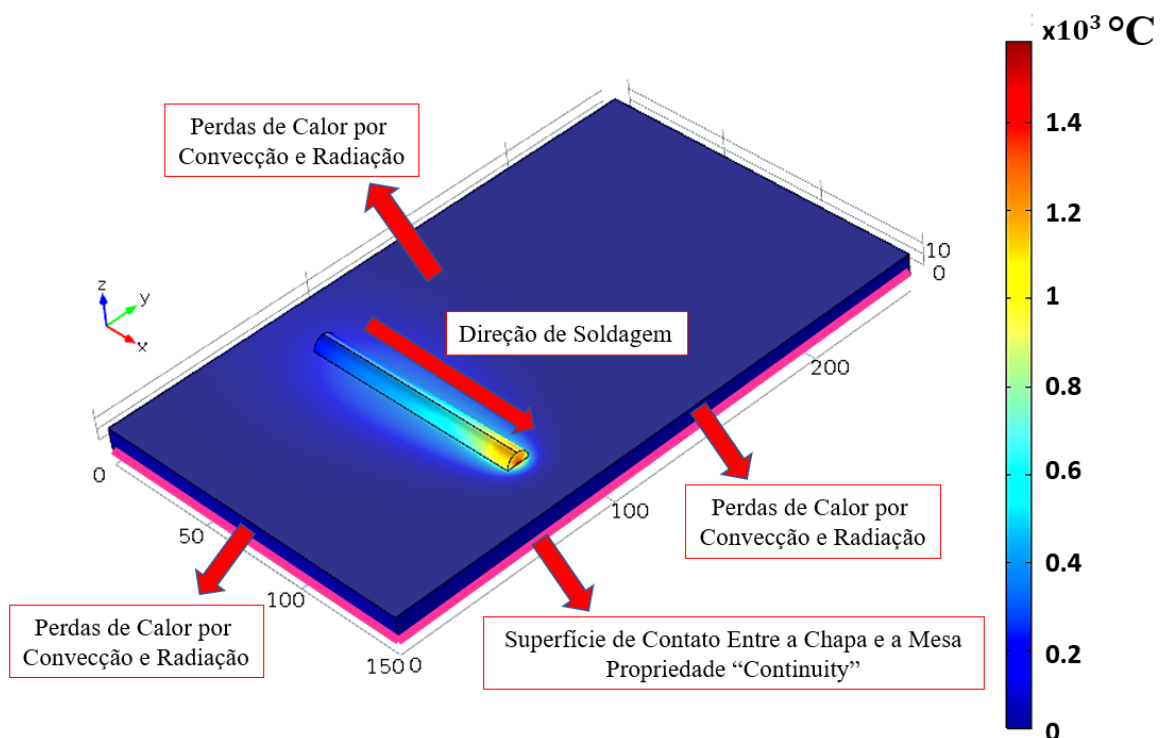


Figura 4.10 - Diagrama esquemático do domínio computacional e a fonte de calor Duplo-Bi Elipsoide. Fonte: Autor.

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo serão apresentados os resultados obtidos mediante a utilização da metodologia descrita no capítulo anterior, assim como a explicação e discussão dos mesmos.

Inicialmente são detalhadas as análises metalográficas das seções transversais e poça de fusão que permitiram estudar a geometria dos cordões de solda resultantes dos processos TIG e MAG. Seguidamente é analisada a influência dos parâmetros de soldagem e suas interações sobre a geometria dos cordões, mediante a aplicação do projeto experimental Box-Behnken, e são apresentadas as equações de regressão polinomial obtidas para cada dimensão por meio da análise de variância.

Neste trabalho, a grande vantagem da implementação dos modelos de regressão polinomial na modelagem computacional é a obtenção das dimensões características que governam os modelos matemáticos de fonte de calor, a partir dos parâmetros de soldagem, prescindindo de complexos procedimentos experimentais.

Finalmente é apresentada a implementação das equações de regressão polinomial em simulações computacionais de elementos finitos (FEM), com a respectiva comparação entre as geometrias e ciclos térmicos simulados com os adquiridos experimentalmente. No caso do processo de soldagem TIG foi implementado o modelo Duplo Elipsoide e para o processo MAG, o modelo Duplo Bi-Elipsoide.

### 5.1 Processo de Soldagem TIG

Os cordões de solda foram executados na ordem estabelecida na Tabela 4.4, apresentada no capítulo 4, correspondente à matriz de projeto de experimentos Box-Behnken para as soldas TIG. No Apêndice B são mostrados os cordões de solda e as macrografias das seções transversais, nas quais é evidente um nível de qualidade satisfatório. O Apêndice A contém os valores médios de corrente e tensão do arco elétrico adquiridos durante cada ensaio.

A Tabela 5.1 apresenta as dimensões dos cordões de solda. A metade da largura ( $b$ ), a penetração ( $c$ ), o tamanho frontal ( $af$ ) e posterior ( $ar$ ) da poça de fusão, foram as variáveis de resposta analisadas.

Tabela 5.1 - Resultados geométricos dos cordões de solda TIG.

Ensaio	Parâmetros			Variáveis de Resposta			
	I (A)	v (mm/s)	DEP (mm)	af (mm)	ar (mm)	b (mm)	c (mm)
1	190	2,0	3,0	3,311	2,694	4,480	2,661
2	190	1,5	2,0	3,927	2,755	4,573	3,446
3	130	2,5	3,0	1,348	1,133	2,501	1,201
4	190	2,0	3,0	3,378	2,133	4,146	2,579
5	250	2,5	3,0	4,890	3,003	5,141	3,206
6	250	2,0	4,0	5,186	3,443	5,221	3,326
7	190	2,0	3,0	2,603	2,552	4,298	2,623
8	190	2,5	4,0	3,432	1,958	3,427	1,970
9	250	2,0	2,0	4,090	3,387	4,473	3,610
10	130	2,0	2,0	1,666	1,340	2,431	1,652
11	190	1,5	4,0	2,782	2,602	4,047	2,632
12	130	2,0	4,0	1,436	1,066	1,551	0,985
13	190	2,5	2,0	2,157	2,057	3,766	2,515
14	250	1,5	3,0	5,639	3,686	5,296	4,052
15	130	1,5	3,0	2,001	1,239	2,866	1,682

Na sequência, utilizando o software estatístico Minitab® foi aplicada a análise de variância (ANOVA) dos dados, a qual considera os efeitos lineares (L), quadráticos (Q) e as interações lineares de cada equação de regressão polinomial, para avaliar o nível de significância dos parâmetros estudados sobre as variáveis de resposta. Nessa análise foi utilizado um intervalo de confiança de 95%, isto indica que para o valor-p menor que 0,05 (5% de nível de significância), a variável estudada exerce efeito significativo sobre a resposta.

### 5.1.1 Análise das Dimensões *b* e *c*

A ANOVA realizada para a variável de resposta correspondente à metade da largura (*b*), mostra que os fatores lineares I e v, os quadráticos I<sup>2</sup> e DEP<sup>2</sup> e a interação entre I e DEP são significativos. Conforme pode ser observado no diagrama de Pareto da Figura 5.1, existe uma grande parcela da influência dos efeitos para o fator linear da corrente (I), indicando uma influência moderada para os demais parâmetros significativos. A linha de referência para determinar a significância estática (efeito padronizado) depende do nível de confiança considerado ( $\alpha = 0,05$ ), isto é, as barras que cruzam a linha são estatisticamente significativas.

Os coeficientes de determinação  $R^2$  e  $R^2$  ajustado são utilizados como um indicativo de ajuste de um modelo de regressão estatístico, o qual é obtido mediante a comparação entre os dados experimentais e os valores previstos pelo modelo. A análise estatística indica que o modelo matemático que descreve a dimensão  $b$  é adequado, resultando um  $R^2 = 98,42\%$  e um  $R^2$  ajustado =  $95,58\%$ .

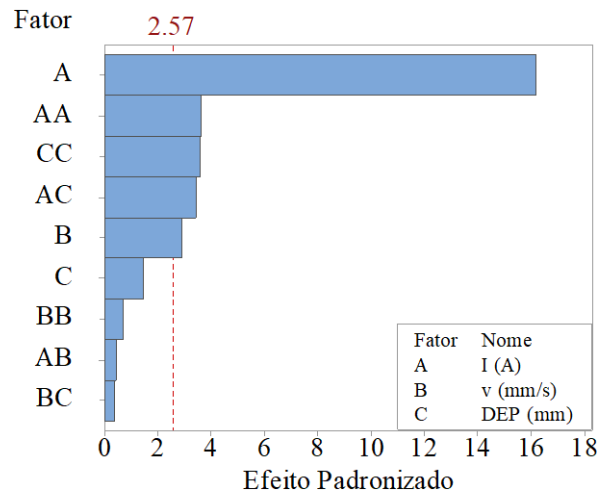


Figura 5.1 - Diagrama de Pareto dos efeitos para  $b$ .

O comportamento dos efeitos dos fatores individuais é detalhado no gráfico apresentado na Figura 5.2a, o qual facilitou o estudo e a interpretação dos resultados considerando a média dos dados obtidos com relação à metade da largura ( $b$ ). Nesse gráfico há influência da intensidade de corrente sobre a dimensão  $b$ , mostrando um aumento de 2,3 mm a 5,0 mm quando a corrente aumenta de 130 A a 250 A. Os valores médios de  $b$  apresentaram um decréscimo com o aumento na velocidade de soldagem de 1,5 mm/s para 2,5 mm/s, o que indicou uma redução da largura do cordão de solda conforme foi aumentada a velocidade de soldagem. Por outra parte, quando foi aumentada a distância eletrodo-peça de 2,0 mm para 3,0 mm, ocorreu um acréscimo na largura do cordão de solda. Já quando a mesma foi aumentada de 3,0 mm para 4,0 mm, os valores médios de  $b$  decresceram até 3,5 mm aproximadamente. Esse decréscimo pode ser causado pelas pequenas dimensões de largura medidas nos experimentos que tinham níveis baixos de corrente de soldagem e altas velocidades de soldagem, com uma distância eletrodo-peça de 4 mm.

A interação entre a corrente (I) e a distância eletrodo-peça (DEP) é descrita pelo gráfico da Figura 5.2b, o qual mostra o aumento geral dos valores de  $b$  com o aumento da corrente para os três níveis de DEP. Para o valor de 250 A existe um aumento dos valores de  $b$  com uma DEP



de 3,0 mm e 4,0 mm, o que sugere a obtenção de maiores larguras com o eletrodo mais afastado do metal base. No trabalho de [Singh et al., 2017], esse resultado é explicado pelo aumento da tensão de soldagem e da maior área coberta pelo arco elétrico quando é aumentada a distância eletrodo-peça, o qual aumenta as dimensões de largura do cordão de solda do processo TIG.

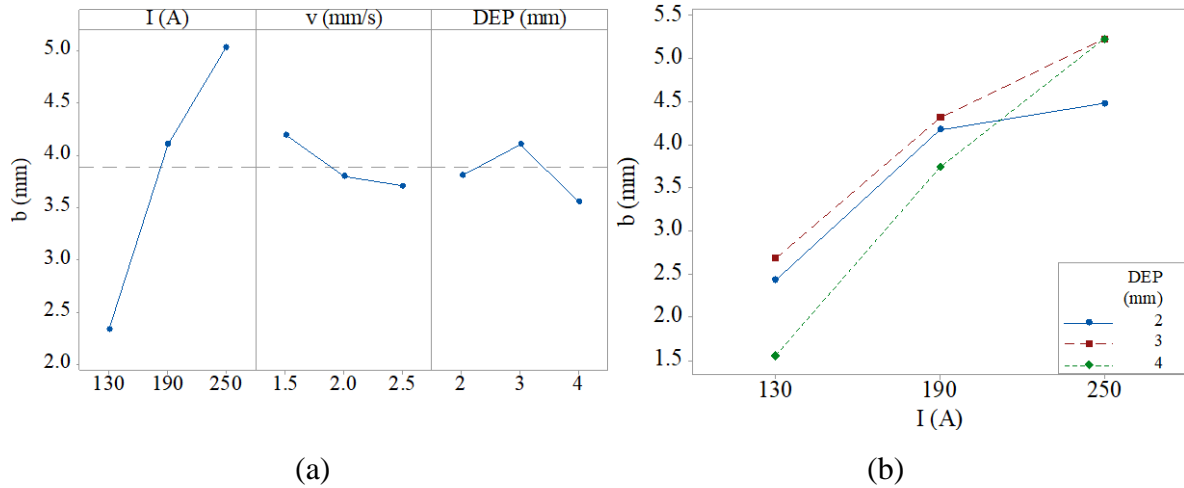


Figura 5.2 - Efeitos principais para  $b$  (a); interação entre DEP vs. I (b).

Segundo os resultados da ANOVA referente à penetração ( $c$ ), a corrente ( $I$ ) e seu quadrado ( $I^2$ ), velocidade de soldagem ( $v$ ) e distância eletrodo-peça (DEP) apresentaram efeitos significativos (valor- $p < 0,05$ ). Através da análise estatística observou-se que o modelo matemático que descreve a dimensão  $c$  é apropriado, pois apresentou valores de  $R^2 = 99,70\%$  e um  $R^2$  ajustado =  $99,17\%$ .

O diagrama de Pareto da Figura 5.3a mostra uma grande porção de influência da corrente e uma influência moderada dos demais parâmetros sobre a penetração do cordão de solda.

No gráfico dos efeitos principais apresentados na Figura 5.3b observa-se o maior efeito da corrente sobre a penetração dos cordões de solda, pois os valores médios desta última aumentaram desde 1,4 mm até 3,5 mm aproximadamente quando a corrente foi aumentada de 130 A para 250 A. Também pode ser observado o efeito dos parâmetros velocidade de soldagem e da distância eletrodo-peça, confirmando uma redução nos valores médios de penetração com o aumento destes dois fatores.

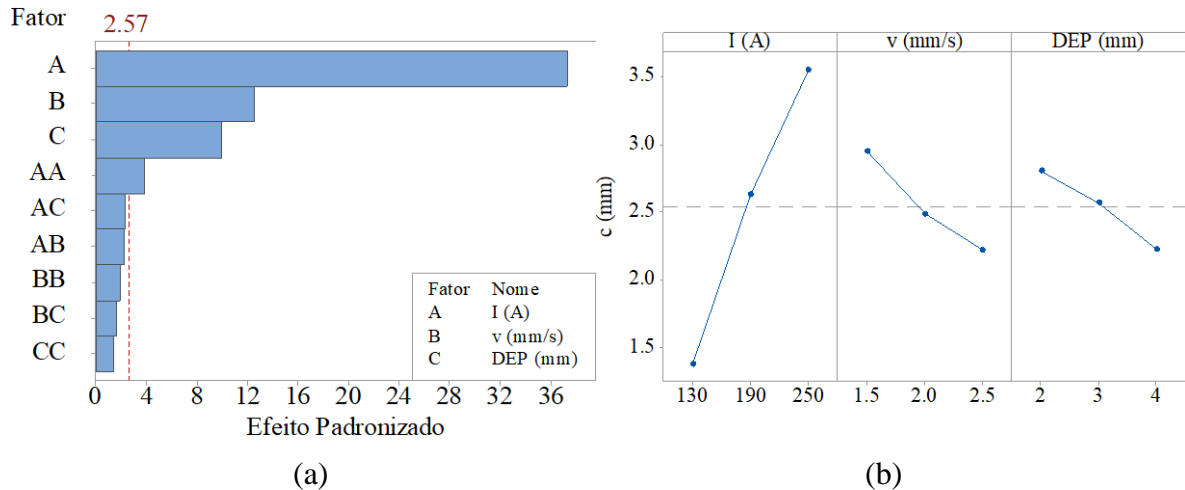


Figura 5.3 - Diagrama de Pareto dos efeitos para  $c$  (a); Efeitos principais para  $c$  (b).

A seguir são apresentadas as relações entre os valores experimentais e os valores obtidos pelas equações de regressão polinomial para a metade da largura  $b$  e a penetração  $c$  dos cordões de solda. O gráfico da Figura 5.4a exibe a relação entre os dados experimentais e os estimados para  $b$ , usando o modelo de regressão da Equação 5.1 em função dos parâmetros avaliados. Igualmente a Figura 5.4b mostra a mesma relação para  $c$ , utilizando o modelo de regressão da Equação 5.2. Quanto mais próximos ficam os pontos da reta de referência, mais exato é o modelo, o qual significa que os valores estimados estão próximos dos valores experimentais.

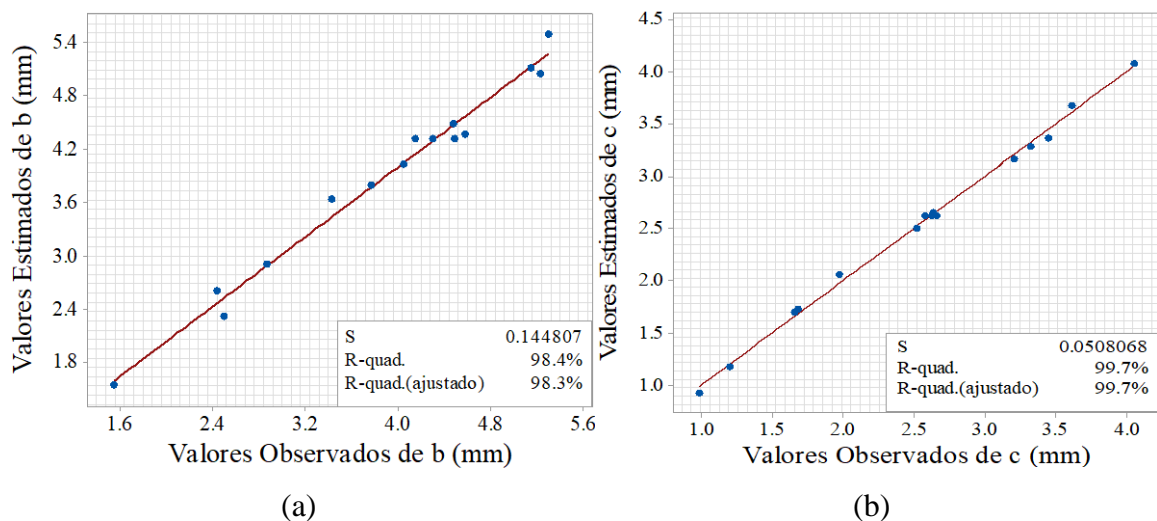


Figura 5.4 - Gráfico de valores estimados vs. valores observados para  $b$  (a);  $c$  (b).

$$b \text{ (mm)} = -0,56 + 0,0457 * I - 2,52 * v + 1,060 * DEP - 0,000124 * I^2 + 0,354 * v^2 - 0,444 * DEP^2 + 0,00175 * I * v + 0,00678 * I * DEP + 0,094 * v * DEP. \quad (5.1)$$

$$c \text{ (mm)} = 1,14 + 0,03698 * I - 1,847 * v - 0,495 * DEP - 0,000046 * I^2 + 0,323 * v^2 - 0,0612 * DEP^2 - 0,00304 * I * v + 0,001596 * I * DEP + 0,1347 * v * DEP. \quad (5.2)$$

### 5.1.2 Análise das Dimensões *af* e *ar*

A análise de variância referente à dimensão frontal da poça de fusão (*af*) reportou como parâmetros significativos a corrente (*I*), velocidade de soldagem (*v*) e a interação entre esta última e a distância eletrodo-peça (*DEP*). Pode-se inferir que o modelo matemático consegue modelar apropriadamente a dimensão *af*, já que foram obtidos valores de  $R^2 = 97,81\%$  e  $R^2$  ajustado =  $93,86\%$ .

O diagrama de Pareto da Figura 5.5 mostra influência da corrente sobre a dimensão *af*, e o efeito relativamente baixo da velocidade de soldagem e a sua interação com a distância eletrodo-peça.

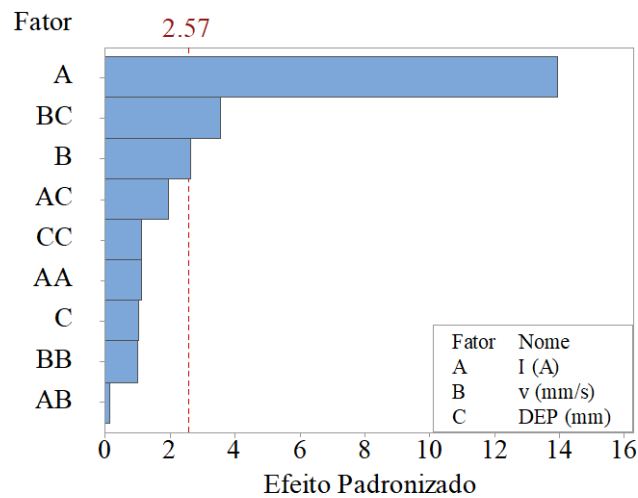


Figura 5.5 - Diagrama de Pareto dos efeitos para *af*.

Para entender melhor o efeito individual dos parâmetros sobre *af*, é apresentado o gráfico de efeitos principais da Figura 5.6a. É notável um grande aumento nas dimensões médias de *af* conforme é aumentada a corrente de 130 A para 250 A, demonstrando graficamente o comportamento e a grande influência desse parâmetro na variável de resposta. Os valores médios de *af* decresceram com o aumento da velocidade de soldagem de 1,5 mm/s para 2,5 mm/s, pois à medida que aumenta a velocidade de soldagem, o tempo de permanência do arco elétrico em um determinado ponto da junta diminui, produzindo assim reduções nas dimensões da poça de fusão. Adicionalmente, os valores médios de *af* aumentaram com a mudança da

distância eletrodo-peça de 2,0 mm para 3,0 mm e permaneceram relativamente constante com o valor máximo de 4 mm.

A significância da interação entre a velocidade de soldagem ( $v$ ) e a distância eletrodo-peça (DEP) é comprovada mediante o gráfico da Figura 5.6b, onde os cruzamentos entre as linhas gráficas dos diferentes níveis dos fatores demonstram a existência de interações significativas entre os dois fatores. Pode-se observar um decréscimo nos valores de  $af$  conforme aumenta a velocidade de soldagem. Também os valores são menores com um DEP de 2,0 mm e velocidade de 2,5 mm/s, pois quanto maior a proximidade do eletrodo ao metal base, menor será a tensão de soldagem e menos área será coberta pelo arco elétrico, resultando em diminuições da dimensão frontal da poça de fusão.

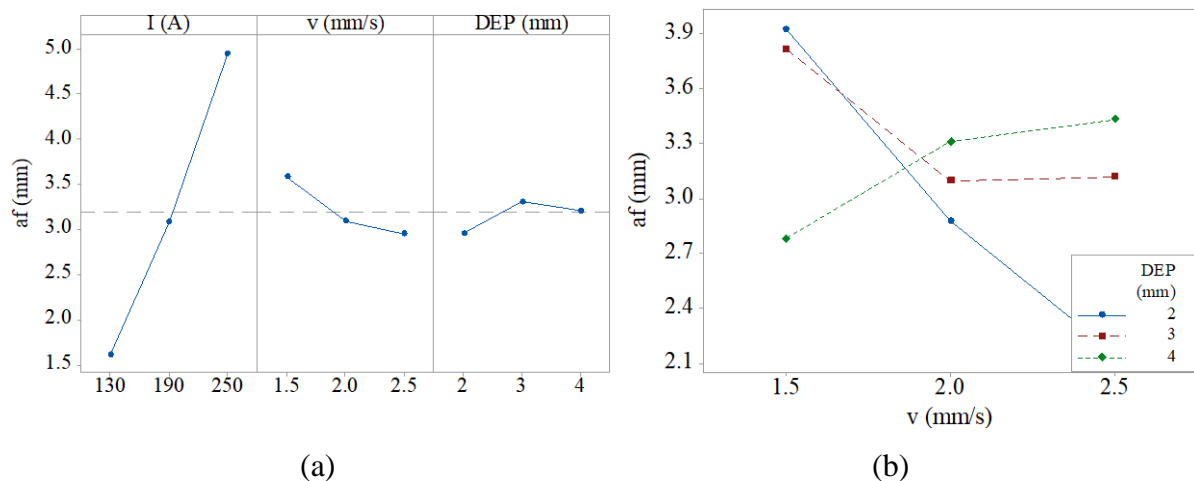


Figura 5.6 - Efeitos principais para  $af$  (a); interação entre DEP vs.  $v$  (b).

Segundo a ANOVA obtida para a dimensão posterior da poça de fusão ( $ar$ ) os únicos fatores significativos são a corrente ( $I$ ) e a velocidade de soldagem ( $v$ ) lineares. O modelo resultou em valores de  $R^2 = 98,01\%$  e  $R^2$  ajustado =  $94,42\%$ , o que o torna adequado para representar os dados experimentais. A grande influência dos parâmetros significativos pode ser visualizada no diagrama de Pareto da Figura 5.7a, deixando em evidência a grande parcela da influência da corrente de soldagem sobre  $ar$ .

No gráfico de efeitos principais da Figura 5.7b se aprecia um aumento considerável nos valores médios de  $ar$  quando a corrente de soldagem é incrementada de 130 A para 250 A. Além disso, existe uma diminuição das dimensões  $ar$  quando a velocidade de soldagem

aumenta como também há variação com a mudança da distância eletrodo peça de 2,0 mm para 4,0 mm.

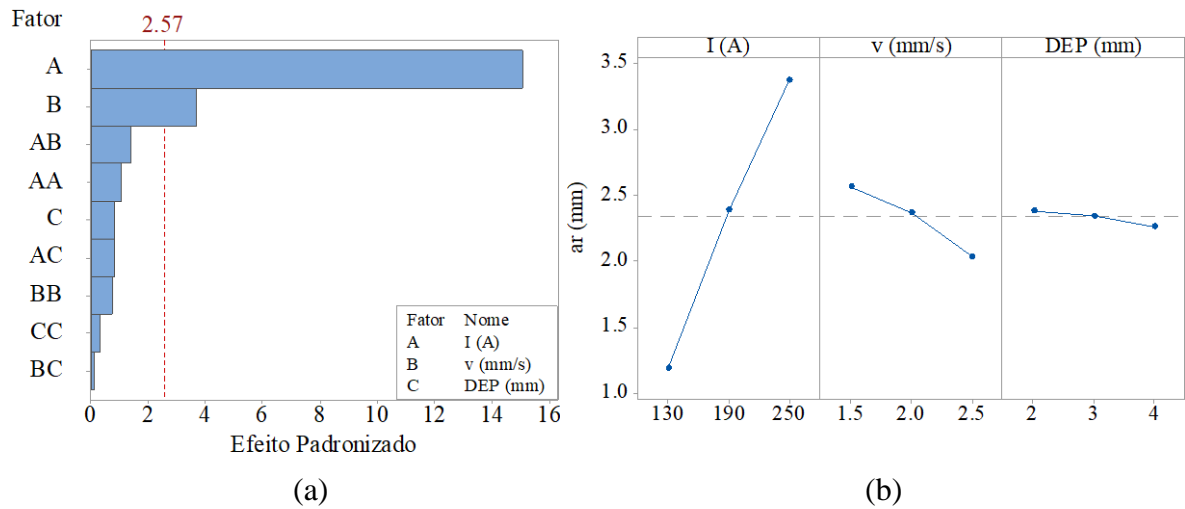


Figura 5.7 - Diagrama de Pareto dos efeitos para *ar* (a); Efeitos principais para *ar* (b).

Os modelos de regressão polinomial obtidos para as dimensões frontal (*af*) e posterior (*ar*) da poça de fusão foram validos por meio do gráfico de valores experimentais e estimados, mostrado na Figura 5.8. A Figura 5.8a representa a afinidade entre os dados experimentais e os estimados para *af*, usando o modelo de regressão da Equação 5.3 em função dos parâmetros avaliados. A Figura 5.8b mostra a mesma relação para *ar*, utilizando o modelo de regressão da Equação 5.4. A proximidade dos pontos à reta de referência indica uma precisão adequada do modelo para representar os dados medidos.

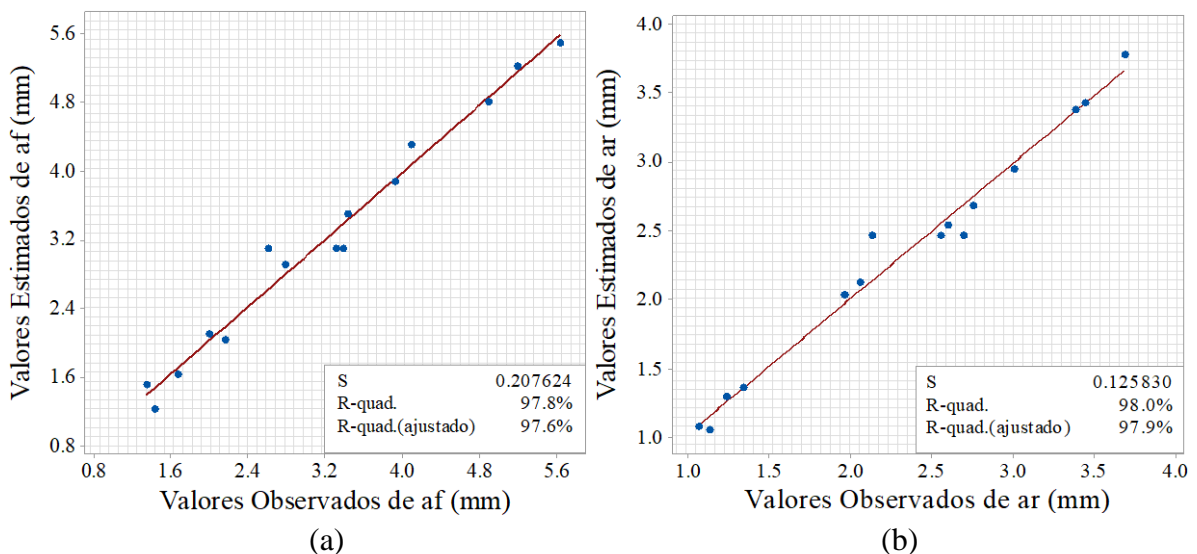


Figura 5.8 - Gráfico de valores estimados vs. valores observados para *af* (a); *ar* (b).

$$af \text{ (mm)} = 11,79 - 0,0078 * I - 6,92 * v - 2,15 * DEP + 0,000054 * I^2 + 0,704 * v^2 - 0,199 * DEP^2 - 0,00081 * I * v + 0,00552 * I * DEP + 1,210 * v * DEP. \quad (5.3)$$

$$ar \text{ (mm)} = -3,40 + 0,0358 * I + 1,58 * v - 0,156 * DEP - 0,000032 * I^2 - 0,321 * v^2 - 0,036 * DEP^2 - 0,00481 * I * v + 0,00138 * I * DEP + 0,027 * v * DEP. \quad (5.4)$$

### 5.1.3 Eficácia do Modelo

A eficácia dos modelos matemáticos para descrever o perfil dos cordões de solda pode ser entendida mediante a comparação das seções transversais das soldas com o perfil geométrico estimado pelas equações de regressão como é ilustrado na Figura 5.9, para alguns casos representativos. É evidente que as equações de regressão polinomial são capazes de gerar uma geometria analítica para descrever as dimensões das soldas TIG com grande exatidão para as condições de soldagem contempladas neste trabalho. Em termos quantitativos, a eficácia pode ser compreendida mediante a determinação da porcentagem de erro para cada predição. No caso da metade da largura a maior porcentagem de erro foi de 11,83% e para a penetração foi de 10,19%. A máxima porcentagem de erro para a dimensão frontal e posterior da poça de fusão foram 24,08% e 16,61% respetivamente.

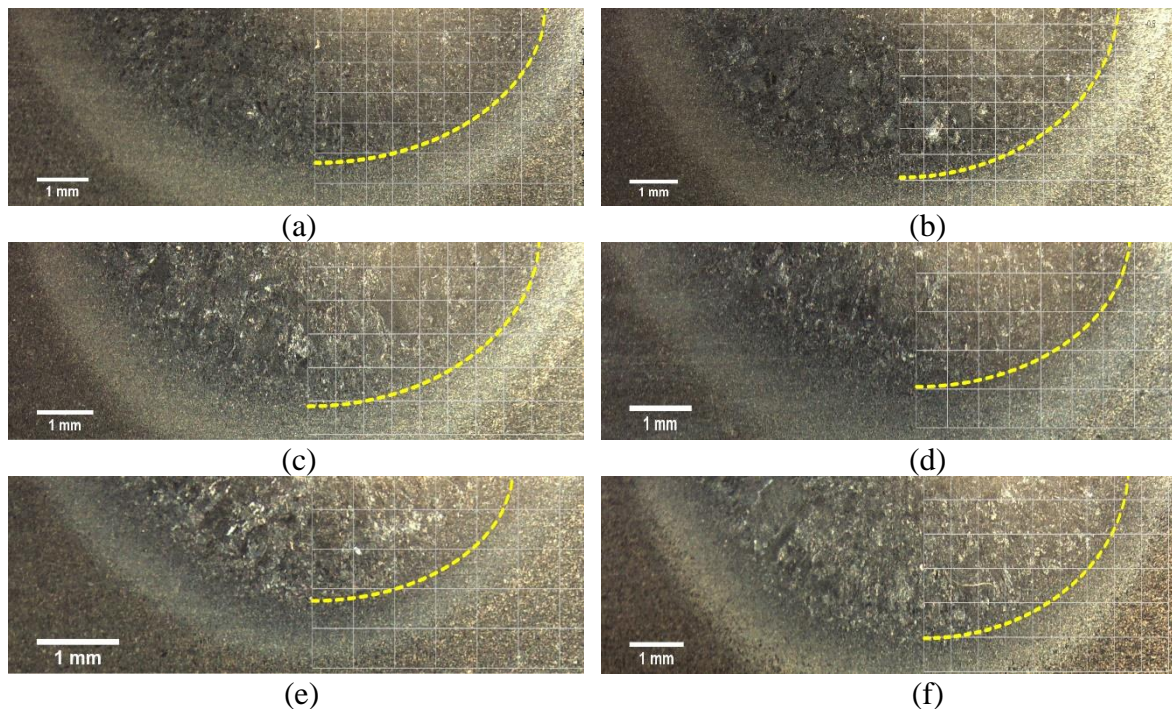


Figura 5.9 - Comparação entre o modelo analítico proposto e a geometria dos cordões de solda TIG: 1 (a); 2 (b); 4 (c); 8 (d); 10 (e); 13 (f).



### 5.1.4 Modelagem de Elementos Finitos

A implementação dos modelos de regressão polinomial propostos facilita as simulações computacionais, uma vez que as dimensões características que regem os modelos matemáticos podem ser obtidas mediante esses modelos de regressão em função dos parâmetros de soldagem, prescindindo de complexos procedimentos experimentais.

O principal objetivo das simulações com elementos finitos foi criar um modelo matemático a partir do modelo Duplo Elipsoide proposto por Goldak et al., 1984, sustentando as dimensões que regem o modelo de fonte de calor mediante as equações analíticas de regressão polinomial detalhadas anteriormente, visando prever a geometria dos cordões de solda e estimar os ciclos térmicos obtidos no processo TIG. A previsão dos ciclos térmicos sofridos pelo material é muito importante, pois permitem estimar a formação de fases deletérias por meio da sobreposição destes às curvas CCT (*Continuous Cooling Transformation*) do material [Souza et al., 2016].

O tempo computacional tomado para cada simulação foi de aproximadamente 12 minutos, utilizando um computador com processador Intel® Xeon® CPU E5-2620 v2 @ 2.10 GHz x 2, 32 GB de memória RAM, e uma placa gráfica Nvidia GeForce GTX 1060 de 6 GB.

Na Figura 5.10 pode-se observar os contornos de temperatura e a direção de soldagem na simulação de elementos finitos da junta.

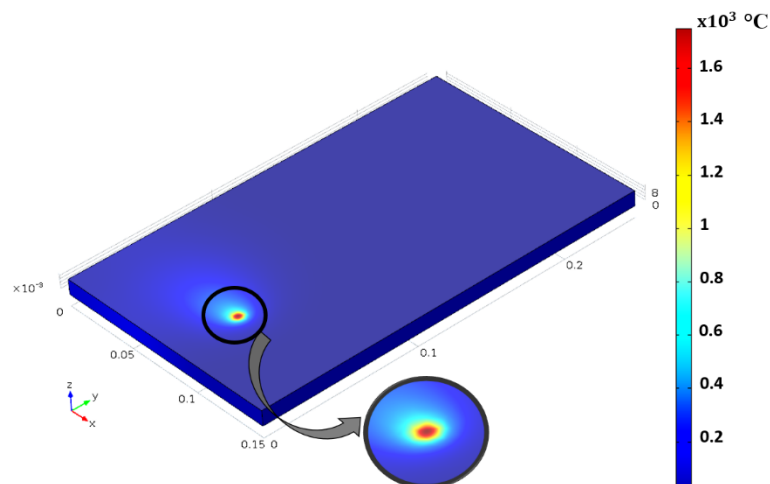


Figura 5.10 - Contornos de temperatura na simulação de elementos finitos TIG.

Quantitativamente, a exatidão das simulações para prever a geometria dos cordões de solda, utilizando as equações de regressão polinomial propostas, pode ser avaliada com a

determinação da porcentagem de erro das dimensões geométricas previstas pelo modelo com relação aos dados experimentais.

A zona fundida dos cordões de solda foi delimitada através de uma isoterma próxima à temperatura de fusão do material, sobre o plano transversal e longitudinal ao cordão. A isoterma definida como 1500 °C, permitiu separar a zona fundida da não fundida, e medir as dimensões de metade da largura, penetração e as dimensões frontal e posterior da poça de fusão, previstas pela simulação. No caso da metade da largura a maior porcentagem de erro foi de 19,70% e para a penetração foi de 22,84%. A máxima porcentagem de erro para a dimensão frontal e posterior da poça de fusão foram 17,01% e 23,38%, respectivamente. Alguns autores como Wang et al., 2016 argumentam que a causa mais provável para superestimar levemente as dimensões do cordão de solda, é que o fluxo na região posterior do arco elétrico é menos intenso e tem um ligeiro desvio da distribuição radial simétrica considerada no modelo.

Enquanto algumas pequenas diferenças na largura e penetração são ilustradas na Figura 5.11, correspondente às comparações entre as geometrias das seções transversais dos cordões de solda experimentais e simulados, é evidente que a zona fundida e a zona afetada pelo calor (ZAC) prognosticadas pela simulação demonstram boa concordância com a geometria real do cordão de solda. A forma côncava do perfil transversal dos cordões de solda é típica do processo TIG com baixa potência [Teixeira et al., 2014].

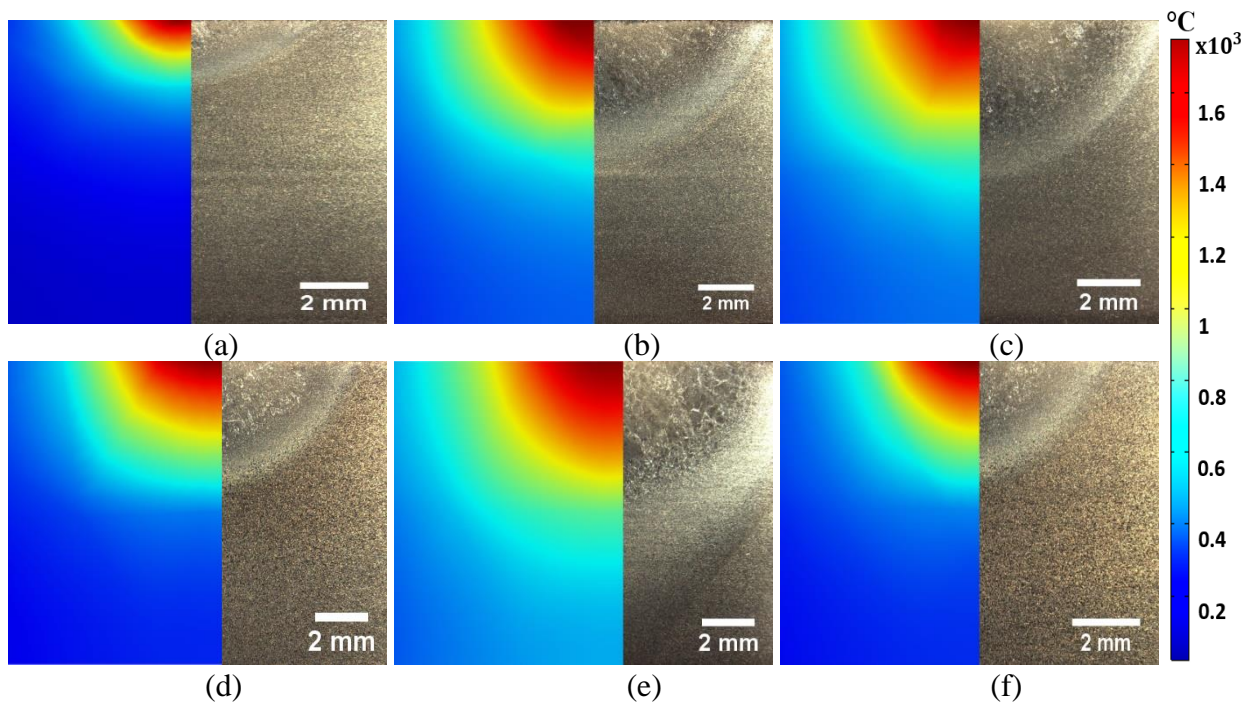


Figura 5.11 - Comparação entre o modelo duplo elipsoide proposto (esquerda) e a geometria dos cordões de solda TIG (direita): 3 (a); 5 (b); 9 (c); 13 (d); 14 (e); 15 (f).



Na Figura 5.12 são apresentadas as comparações entre alguns ciclos térmicos resultantes da simulação de elementos finitos utilizando as equações de regressão e aqueles adquiridos pelos termopares em diferentes pontos específicos das chapas. Pode-se observar que para a solda do ensaio número 3, uma temperatura máxima de 324 °C ocorreu 13,1 s após o início da soldagem na posição do termopar 1 nesse ensaio, e o ciclo térmico simulado indica uma temperatura máxima de 328,45 °C no mesmo ponto. Da mesma forma, no caso da solda do ensaio número 5, a temperatura medida pelo termopar no ponto 4 foi de 398 °C e a estimada pela simulação foi de 389,5 °C. Algumas medições foram desconsideradas no estudo, pois determinados termopares não foram soldados exatamente na posição teórica durante o procedimento experimental e geraram diferenças superiores a 60 °C com relação aos ciclos térmicos simulados, como é o caso do termopar no ponto 2 do ensaio número 9. Após a análise de todas as comparações, é evidente que os ciclos térmicos simulados e experimentais demonstram tendências similares e que as temperaturas máximas previstas pela simulação são bastante próximas às obtidas experimentalmente nos locais de medição, pois variam menos de 10 °C.

Por outra parte, embora os ciclos térmicos obtidos do modelo apresentem um comportamento muito similar aos experimentais durante o aquecimento, algumas diferenças são notáveis durante o resfriamento da solda. Em todas as comparações pode-se notar que o modelo proposto tende a prever um resfriamento mais rápido, pela leve queda de temperatura que apresentam os ciclos térmicos simulados após atingir a temperatura máxima.

Uma taxa de resfriamento levemente mais rápida foi reportada por Nezamdost et al., 2016, onde foi feito um modelo matemático para simular soldagem SAW, sendo este um processo com adição de material. No estudo de Attarha e Sattari-Far, 2011 foi observado o mesmo comportamento na simulação de soldagem TIG com juntas dissimilares. Os autores atribuem essas diferenças de temperatura ao efeito da transformação de fase no aço carbono, a qual absorve uma porção de energia da fonte de calor em distintas regiões do material. Além disso, essas pequenas variações podem estar relacionadas com as propriedades térmicas do aço, especialmente com a diferença entre a condutividade térmica considerada no modelo e a real.

A geometria da fonte de calor nos processos a arco elétrico é influenciada não somente pelos parâmetros de soldagem, mas também pela interação do arco com a atmosfera. Souza et al., 2016 explicam que essa pequena variação na taxa de resfriamento decorrente das variações geométricas da fonte de calor não comprometeria a previsão de formação ou não de fases importantes nos aços.

De forma geral, os resultados obtidos demonstram a robustez do modelo proposto para prever a geometria e ciclos térmicos resultantes da soldagem TIG.

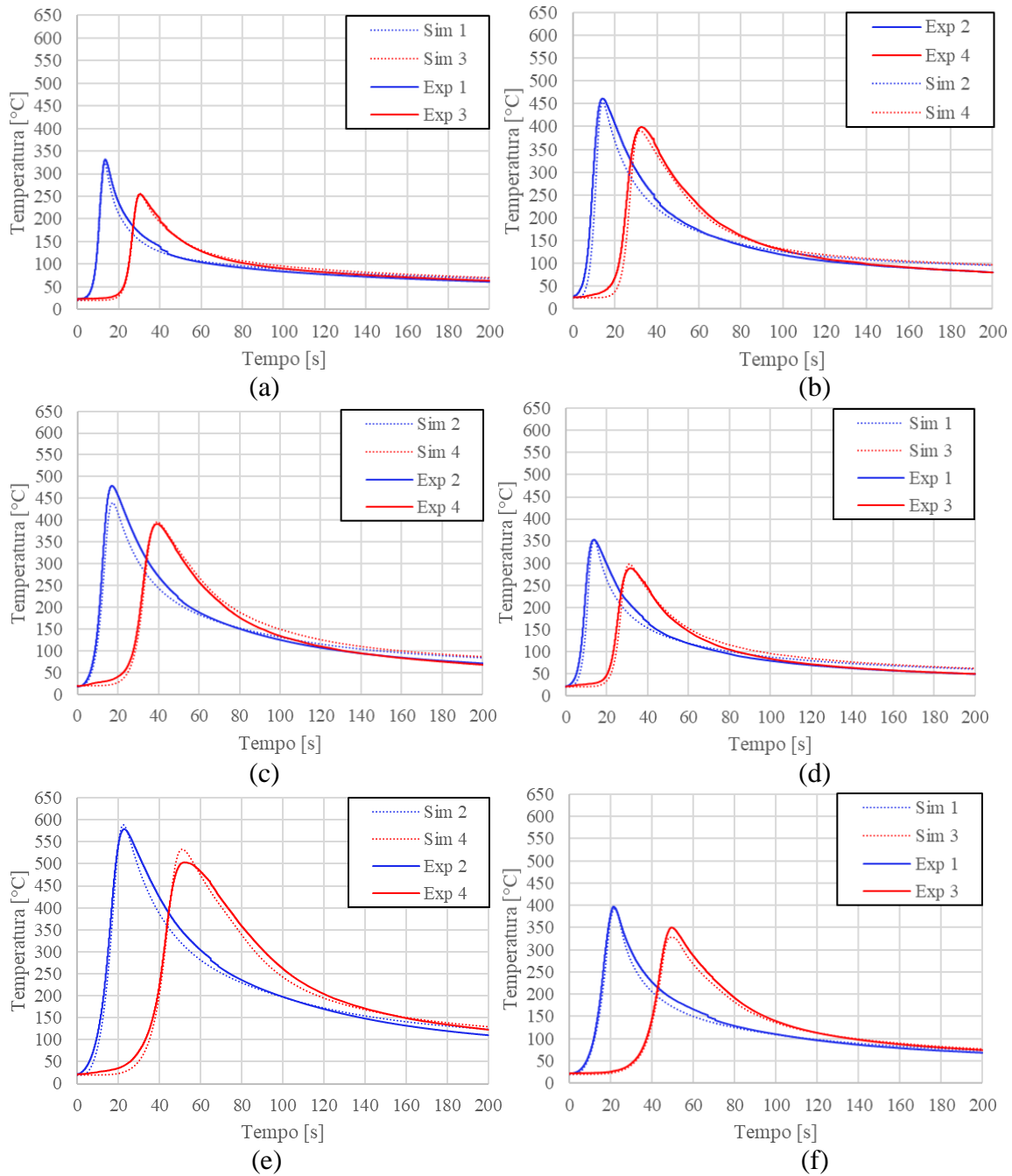


Figura 5.12 - Comparação entre os ciclos térmicos experimentais e os resultantes das simulações de elementos finitos em diferentes pontos desde a linha da solda: 3 (a); 5 (b); 9 (c); 13 (d); 14 (e); 15 (f).

## 5.2 Processo de Soldagem MAG

Neste trabalho, foram depositados cordões de solda utilizando o processo MAG convencional na ordem estabelecida nas Tabelas 4.6 e 4.7, as quais correspondem à matriz de projeto de experimentos Box-Behnken para as soldas com arame de 1,0 e 1,2 mm, respectivamente. Os cordões de solda e as macrografias das seções transversais apresentadas no Apêndice B indicam um nível de qualidade aceitável. Os valores médios de corrente e tensão do arco para cada ensaio obtidos mediante o sistema de aquisição de dados, são detalhados no Apêndice A.

As dimensões de metade da largura do elipsoide horizontal ( $bh$ ), penetração do elipsoide horizontal ( $ch$ ), metade da largura do elipsoide vertical ( $bv$ ), penetração do elipsoide vertical ( $cv$ ), o tamanho frontal ( $af$ ) e posterior ( $ar$ ) da poça de fusão, área do elipsoide horizontal ( $Ah$ ), área do elipsoide vertical ( $Av$ ) e área comum entre eles ( $Ac$ ), são apresentadas nas Tabelas 5.2 e 5.3 para as soldas realizadas com diâmetro de arame de 1,0 e 1,2 mm de diâmetro, respectivamente.

Tabela 5.2 - Resultados geométricos dos cordões de solda MAG com arame de 1,0 mm de diâmetro.

Ensaio	Variáveis de resposta cordões de solda com arame de 1,0 mm								
	$bh$ (mm)	$ch$ (mm)	$bv$ (mm)	$cv$ (mm)	$af$ (mm)	$ar$ (mm)	$Ah$ (mm <sup>2</sup> )	$Av$ (mm <sup>2</sup> )	$Ac$ (mm <sup>2</sup> )
1	3,106	0,155	1,394	1,397	4,844	6,709	0,756	3,059	0,442
2	3,140	0,096	1,619	1,085	4,103	7,775	0,474	2,759	0,340
3	3,312	0,108	1,463	1,555	4,422	7,101	0,562	3,574	0,276
4	3,282	0,129	1,503	1,398	3,908	7,599	0,665	3,301	0,407
5	2,599	0,144	1,262	1,233	3,766	8,897	0,588	2,444	0,358
6	3,038	0,197	1,339	1,459	4,188	7,074	0,940	3,069	0,530
7	2,681	0,115	1,278	0,971	3,719	5,571	0,484	1,949	0,307
8	4,107	0,235	1,801	1,726	4,709	8,154	1,516	4,883	0,847
9	2,470	0,135	1,283	1,200	3,603	4,898	0,524	2,418	0,322
10	3,169	0,177	1,773	0,814	4,449	6,231	0,881	2,267	0,617
11	3,044	0,165	1,495	1,509	4,709	5,668	0,789	3,544	0,496
12	3,778	0,167	1,637	1,679	4,304	9,124	0,991	4,317	0,548
13	3,202	0,146	1,336	1,676	4,768	6,369	0,734	3,517	0,410
14	4,024	0,124	1,802	1,827	5,293	8,265	0,784	5,171	0,430
15	3,251	0,110	1,433	1,517	3,818	6,508	0,562	3,415	0,316

Tabela 5.3 - Resultados geométricos dos cordões de solda MAG com arame de 1,2 mm de diâmetro.

Ensaio	Variáveis de resposta cordões de solda com arame de 1,2 mm								
	<i>bh</i> (mm)	<i>ch</i> (mm)	<i>bv</i> (mm)	<i>cv</i> (mm)	<i>af</i> (mm)	<i>ar</i> (mm)	<i>Ah</i> (mm <sup>2</sup> )	<i>Av</i> (mm <sup>2</sup> )	<i>Ac</i> (mm <sup>2</sup> )
1	4,233	0,589	2,541	1,786	7,697	9,177	3,918	7,128	2,653
2	4,012	0,601	1,940	2,096	6,173	11,826	3,786	6,386	2,034
3	4,508	0,451	2,023	2,089	7,308	8,605	3,191	6,638	1,733
4	4,204	0,517	2,116	2,146	7,478	10,328	3,412	7,134	2,224
5	4,417	0,591	2,431	1,736	7,166	12,461	4,100	6,627	2,667
6	4,269	0,488	1,922	1,912	6,284	11,019	3,275	5,774	1,738
7	5,005	0,458	2,056	2,591	7,753	12,983	3,600	8,369	1,887
8	3,493	0,515	1,721	1,556	5,651	9,236	2,825	4,206	1,719
9	4,590	0,670	2,377	2,143	9,443	12,133	4,831	8,002	2,934
10	4,922	0,464	2,224	2,251	6,123	10,933	3,585	7,865	2,086
11	3,562	0,337	1,673	1,667	5,738	8,825	1,885	4,381	1,109
12	3,947	0,650	1,800	1,680	6,674	9,598	4,030	4,751	2,443
13	3,655	0,420	1,659	1,978	5,258	10,399	2,411	5,154	1,394
14	4,150	0,589	1,980	1,956	6,384	12,067	3,837	6,082	2,283
15	4,319	0,361	1,917	2,514	6,134	9,630	2,449	7,568	1,375

Para avaliar o nível de significância dos parâmetros de soldagem sobre as variáveis de resposta, foi empregado o software Minitab® para gerar uma ANOVA considerando os efeitos lineares (L), quadráticos (Q) e as interações lineares de cada parâmetro. Nessa análise foi empregado um intervalo de confiança de 95%, isto indica que para o valor-p menor que 0,05, a variável exerce influência significativa sobre a resposta.

### 5.2.1 Análise das Dimensões *bh* e *ch*

A ANOVA realizada para a variável de resposta *bh*, indica que os fatores lineares U, W e v são significativos para os dois diâmetros de arame. Conforme pode ser observado nos diagramas de Pareto da Figura 5.13, existe uma grande parcela da influência dos efeitos para o fator linear da tensão (U), indicando um comportamento similar em ambos casos.

Levando em conta a análise estatística, o modelo matemático que descreve a dimensão *bh* em soldas com arame de 1,0 mm é adequado, pois apresentou um  $R^2 = 93,62\%$  e um  $R^2$  ajustado = 82,14%. Paralelamente, observou-se que o modelo matemático que descreve a

dimensão  $bh$  para soldas com arame de 1,2 mm é apropriado, pois apresentou valores de  $R^2 = 95,50\%$  e um  $R^2$  ajustado =  $87,41\%$ .

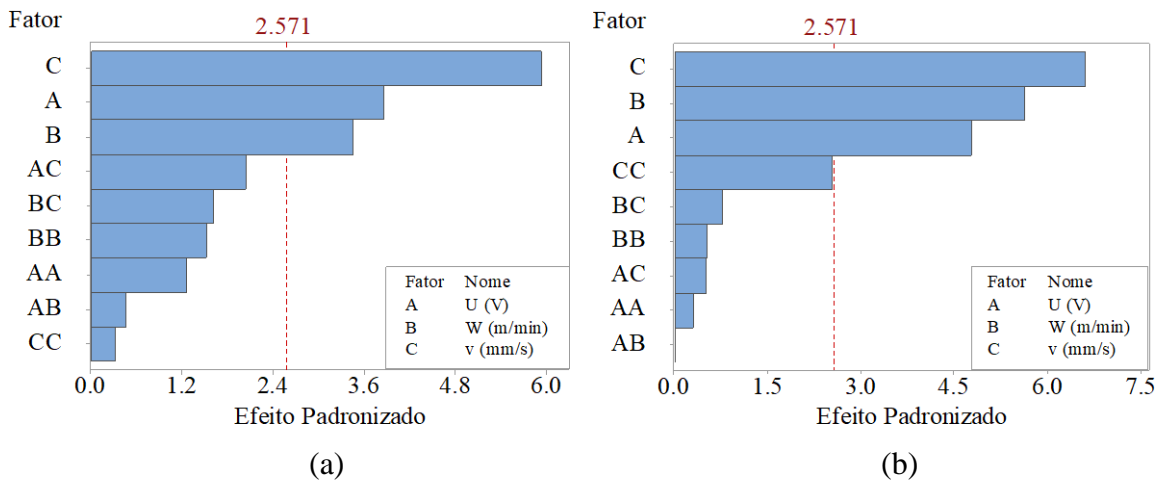


Figura 5.13 - Diagrama de Pareto dos efeitos para  $bh$ : arame de 1,0 mm (a); arame de 1,2 mm (b).

O comportamento dos efeitos dos fatores individuais sobre o parâmetro dimensional  $bh$  é detalhado no gráfico da Figura 5.14. É possível ver a grande influência que têm os três fatores estudados sobre a metade da largura dos cordões soldados com os arames de 1,0 e 1,2 mm. O comportamento em ambos casos é muito similar, apresentando um aumento considerável quando a tensão foi aumentada de 18 V para 22 V e de 20 V para 24 V na soldagem com arames de 1,0 e 1,2 mm respectivamente. Também, nota-se um acréscimo dos valores quando foi aumentada a velocidade de alimentação de arame e uma grande diminuição quando aumentou-se a velocidade de soldagem.

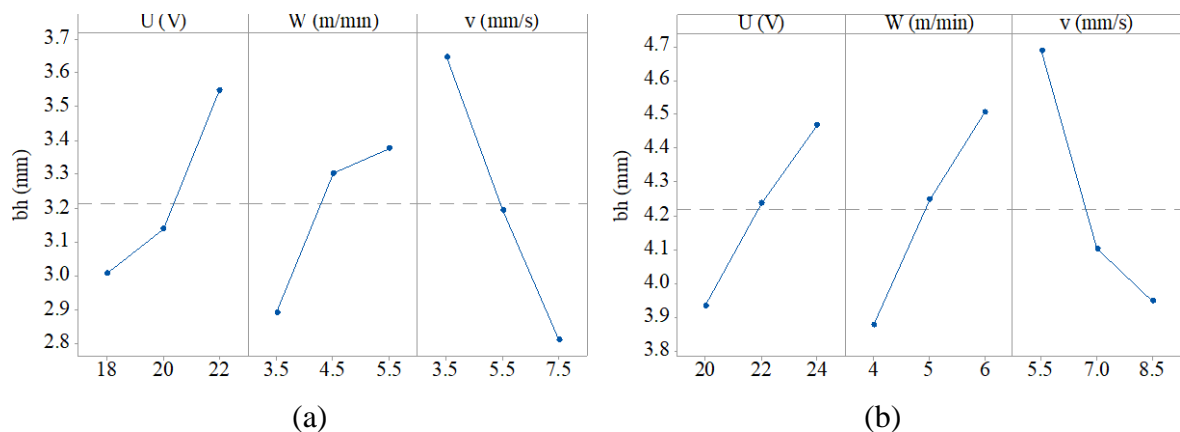


Figura 5.14 - Efeitos principais para  $bh$ : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b).

Segundo os resultados da ANOVA referente à dimensão  $ch$  do arame de 1,0 mm, não há evidência de que os parâmetros de soldagem e as suas interações apresentam efeitos significativos sobre a dimensão  $ch$ , como é observado no diagrama de Pareto da Figura 5.15a. Esse resultado pode ser consequência de pequenas diferenças entre os níveis dos fatores considerados, os quais não geraram variações significativas na dimensão  $ch$ . O modelo apresentou valores de  $R^2 = 70,13\%$  e um  $R^2$  ajustado =  $67,8\%$ , provavelmente por erros induzidos pelas medições geométricas devido ao fato de ser uma dimensão muito pequena. A dimensão  $ch$  para o arame de 1,2 mm é prioritariamente influenciada pela tensão de soldagem como é ilustrado no diagrama de Pareto da Figura 5.15b. A análise estatística mostra que o modelo é adequado, pois os valores  $R^2 = 90,10\%$  e  $R^2$  ajustado =  $72,28\%$  indicam um ajuste aceitável da equação de regressão para representar os dados experimentais.

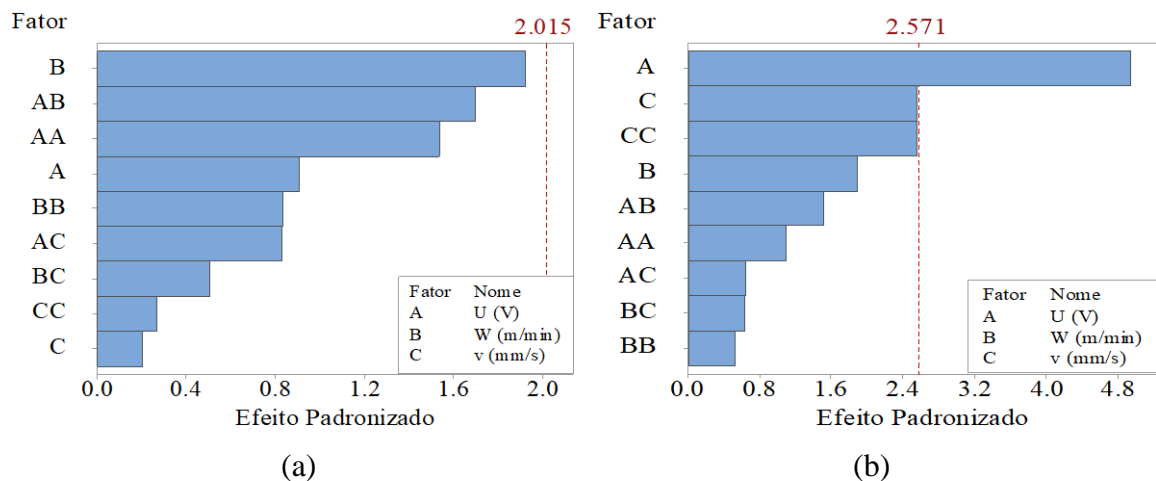


Figura 5.15 - Diagrama de Pareto dos efeitos para  $ch$ : arame de 1,0 mm (a); arame de 1,2 mm (b).

Os efeitos principais dos parâmetros de soldagem sobre a dimensão  $ch$  para as soldas com arame de 1,0 mm e 1,2 mm são apresentados na Figura 5.16a e 5.16b respectivamente. Observa-se de forma geral que aumentos da tensão de soldagem e da velocidade de alimentação do arame geraram acréscimos na penetração do elipsoide horizontal. É percebida uma leve diminuição destes valores conforme é aumentada a velocidade de soldagem para as soldas com arame de 1,0 mm de diâmetro, porém para soldas com arame de 1,2 de diâmetro é notado um aumento severo das dimensões de  $ch$  quando a velocidade de soldagem é mudada de 5,5 mm/s para 7,0 mm/s. Esse resultado contraditório pode ser atribuído a erros induzidos pelas medições geométricas dado que é uma dimensão muito pequena.

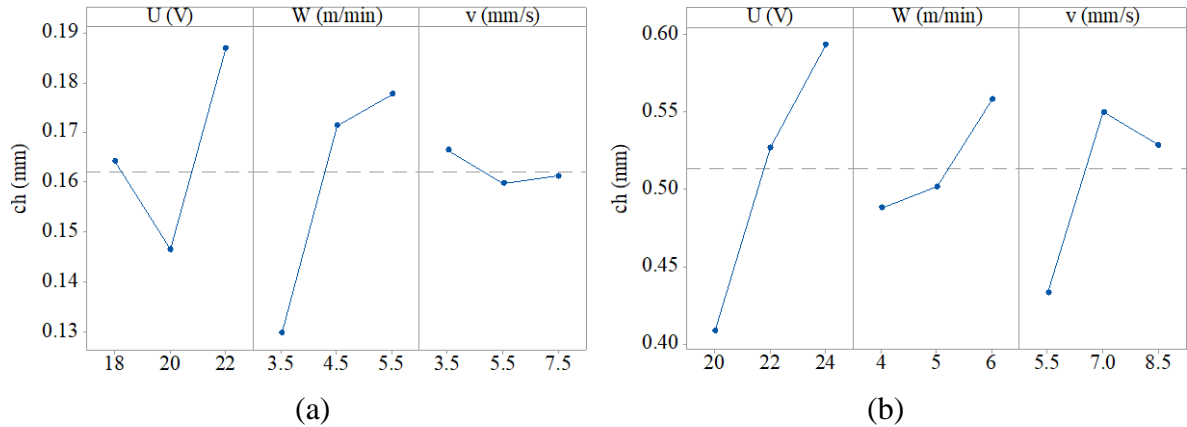


Figura 5.16 - Efeitos principais para  $ch$ : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b).

A seguir são apresentadas as relações entre os valores experimentais e os valores obtidos pelas equações de regressão polinomial para a metade da largura ( $bh$ ) e a penetração  $ch$  do elipsoide horizontal sobrepostos nos cordões de solda com arames de 1,0 mm e 1,2 mm de diâmetro. Os gráficos das Figuras 5.17a e 5.17b exibem a relação entre os dados experimentais e os estimados para  $bh$ , usando os modelos de regressão das Equações 5.5 e 5.6 para cordões realizados com arames de 1,0 mm e 1,2 mm de diâmetro. Igualmente as Figuras 5.18a e 5.18b mostram a mesma comparação para  $ch$ , utilizando os modelos de regressão das Equações 5.7 e 5.8.

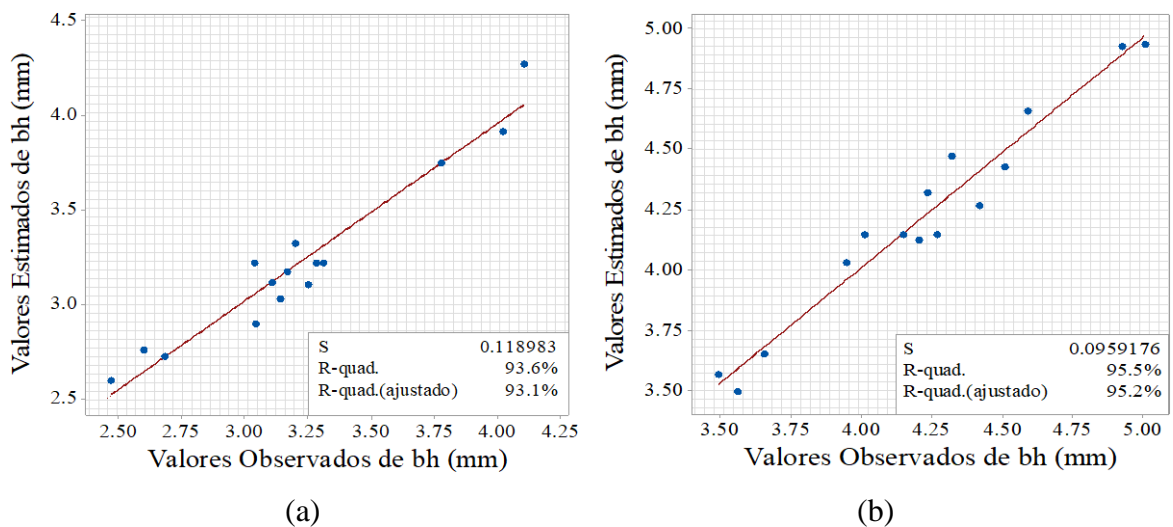


Figura 5.17 - Gráfico de valores estimados vs. valores observados para  $bh$ : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b).

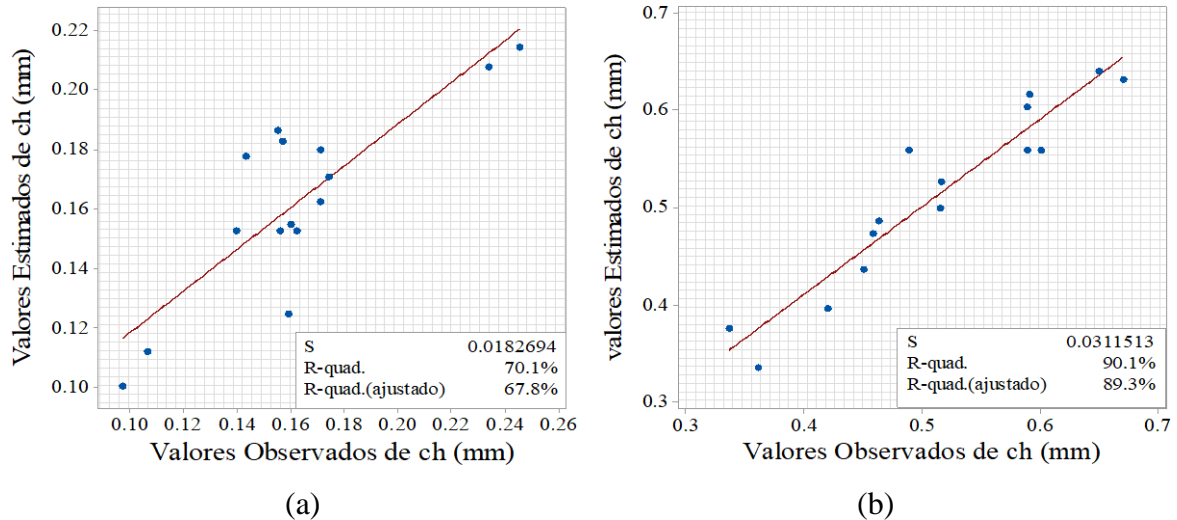


Figura 5.18 - Gráfico de valores estimados vs. valores observados para  $ch$ : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b).

$$bh \text{ (mm)} = 5,1 - 0,99 * U + 1,64 * W + 1,076 * v + 0,0325 * U^2 - 0,157 * W^2 + 0,0081 * v^2 + 0,0230 * U * W - 0,0506 * U * v - 0,0805 * W * v. \quad (5.5)$$

$$bh \text{ (mm)} = 5,3 + 0,313 * U + 0,46 * W - 2,042 * v - 0,0062 * U^2 - 0,0433 * W^2 + 0,0929 * v^2 + 0,0001 * U * W + 0,0132 * U * v + 0,0406 * W * v. \quad (5.6)$$

$$ch \text{ (mm)} = 0,63 - 0,189 * U + 0,485 * W + 0,078 * v + 0,00705 * U^2 - 0,0153 * W^2 + 0,00124 * v^2 - 0,01492 * U * W - 0,00365 * U * v - 0,00446 * W * v. \quad (5.7)$$

$$ch \text{ (mm)} = -0,60 + 0,437 * U + 0,253 * W + 0,288 * v - 0,00752 * U^2 + 0,0143 * W^2 - 0,0312 * v^2 - 0,0200 * U * W + 0,00569 * U * v + 0,0112 * W * v. \quad (5.8)$$

### 5.2.2 Análise das Dimensões $bv$ e $cv$

A ANOVA referente à dimensão  $bv$  para as soldas feitas com arame de 1,0 mm apresentou como parâmetro significativo a tensão de soldagem como é visualizado no diagrama de Pareto da Figura 5.19a. Para o modelo de regressão polinomial foram obtidos valores de  $R^2 = 82,43\%$  e  $R^2$  ajustado =  $50,79\%$ .

O diagrama de Pareto da Figura 5.19b, ilustra a significância que apresentaram a velocidade de alimentação do arame, a tensão de soldagem e a interação entre a velocidade de alimentação do arame e a velocidade de soldagem, sobre a dimensão  $bv$  dos cordões de soldas depositados utilizando arame de 1,2 mm de diâmetro. Os valores de  $R^2 = 93,06\%$  e  $R^2$  ajustado =  $80,55\%$  indicam que modelo de regressão polinomial é adequado para representar as dimensões obtidas experimentalmente.



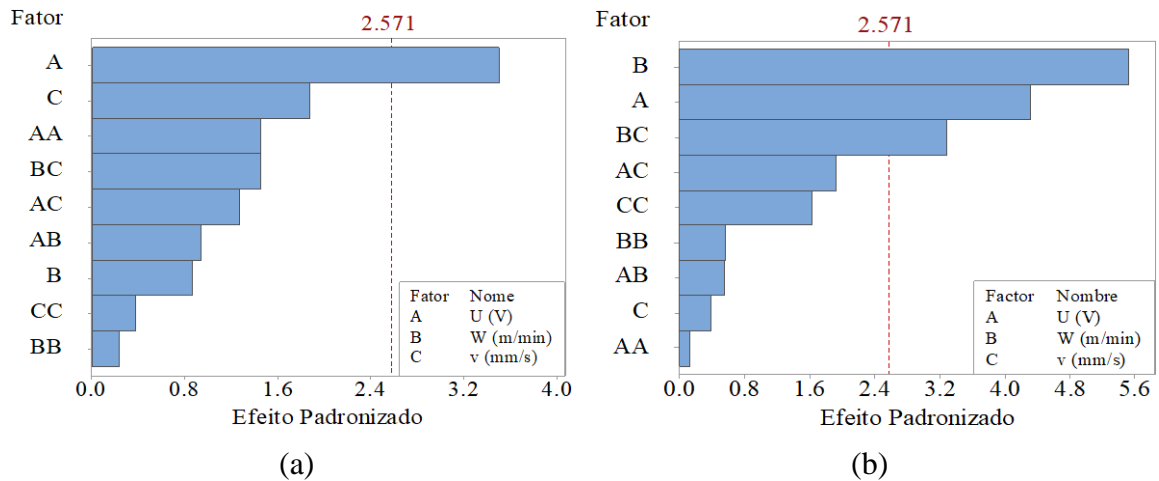


Figura 5.19 - Diagrama de Pareto dos efeitos para  $bv$ : arame de 1,0 mm (a); arame de 1,2 mm (b).

Nas Figuras 5.20a e 5.20b são mostrados os gráficos dos efeitos principais dos parâmetros de soldagem avaliados sobre a dimensão  $bv$  dos cordões de solda executados com arames de 1,0 mm e 1,2 mm de diâmetro respectivamente. É evidente que o comportamento crescente que têm as dimensões  $bv$  conforme é aumentada a velocidade de alimentação do arame ( $W$ ) e a tendência a diminuir que têm as mesmas quando é elevada a velocidade de soldagem ( $v$ ) é muito similar nos dois casos. No entanto, por se tratar de uma dimensão que define uma seção da largura do cordão de solda, é esperado que um aumento da tensão de soldagem (aumento da área do arco elétrico) provoque um crescimento na largura do elipsoide vertical, como é observado na Figura 5.20a para soldas com arame de 1,0 mm de diâmetro. Esse comportamento foi oposto nas soldas com arame de 1,2 mm como é evidenciado na Figura 5.20b, provavelmente em função do maior efeito que tem a velocidade de alimentação de arame, gerando uma maior deposição de material na região central da solda por se tratar de um arame com diâmetro maior.

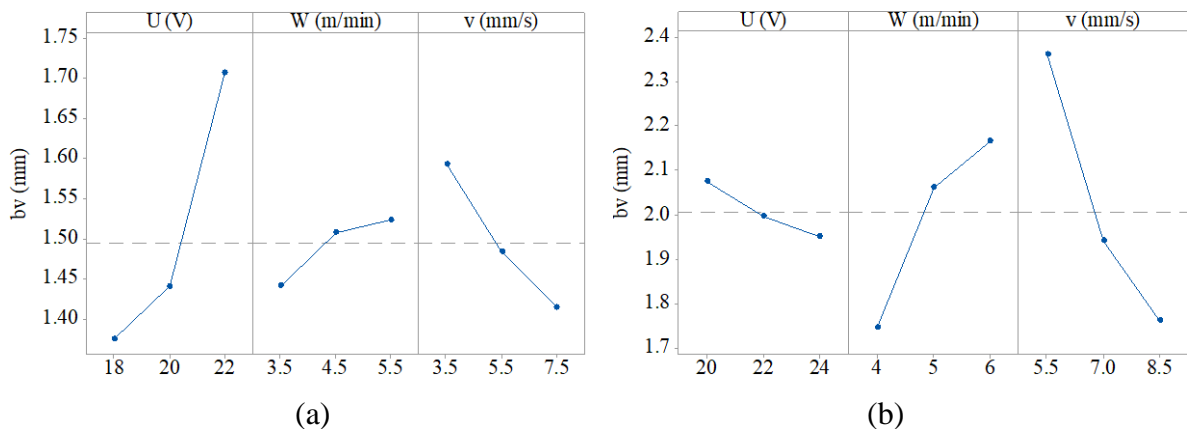


Figura 5.20 - Efeitos principais para  $bv$ : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b).

A análise de variância referente à dimensão  $cv$  mostrou como parâmetros significativos a velocidade de soldagem e a velocidade de alimentação do arame para os cordões de solda realizados com arame de 1,0 e 1,2 mm, como é exibido pelos diagramas de Pareto das Figuras 5.21a e 5.21b. O modelo de regressão polinomial para as soldas feitas com arame de 1,0 mm de diâmetro apresentou valores de  $R^2 = 86,78\%$  e  $R^2$  ajustado =  $62,99\%$ , e para as soldas feitas com arame de 1,2 mm de diâmetro, foram obtidos valores de  $R^2 = 94,69\%$  e  $R^2$  ajustado =  $85,13\%$ .

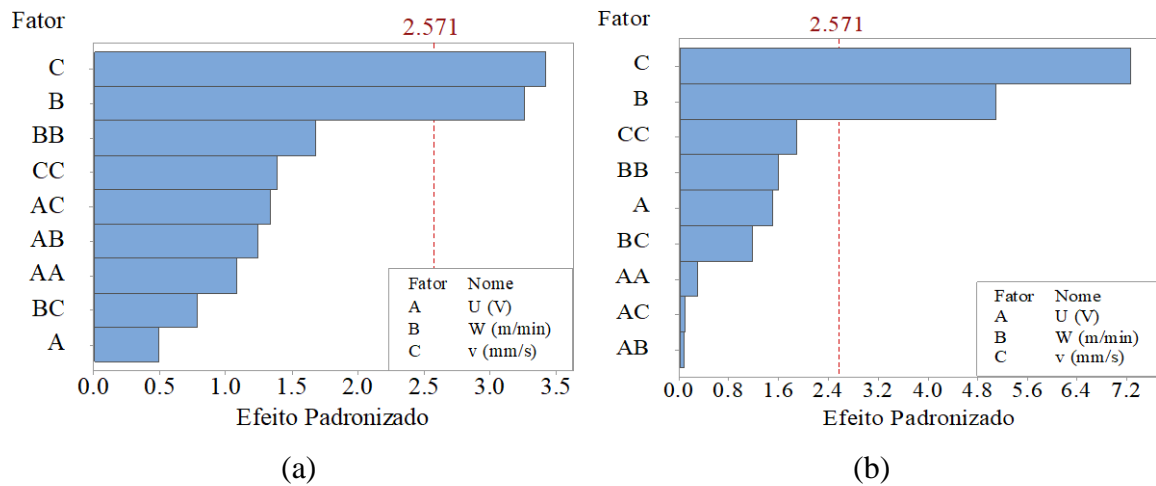


Figura 5.21 - Diagrama de Pareto dos efeitos para  $cv$ : arame de 1,0 mm (a); arame de 1,2 mm (b).

No gráfico de efeitos principais das Figuras 5.22a e 5.22b se observa de forma geral um comportamento muito similar dos parâmetros de soldagem sobre a dimensão  $cv$  para as soldas realizadas com arame de 1,0 mm e 1,2 mm de diâmetro. Existe uma diminuição dos valores médios de  $cv$  conforme é aumentada a tensão e a velocidade de soldagem, e um aumento considerável das mesmas dimensões quando é elevada a velocidade de alimentação do arame.

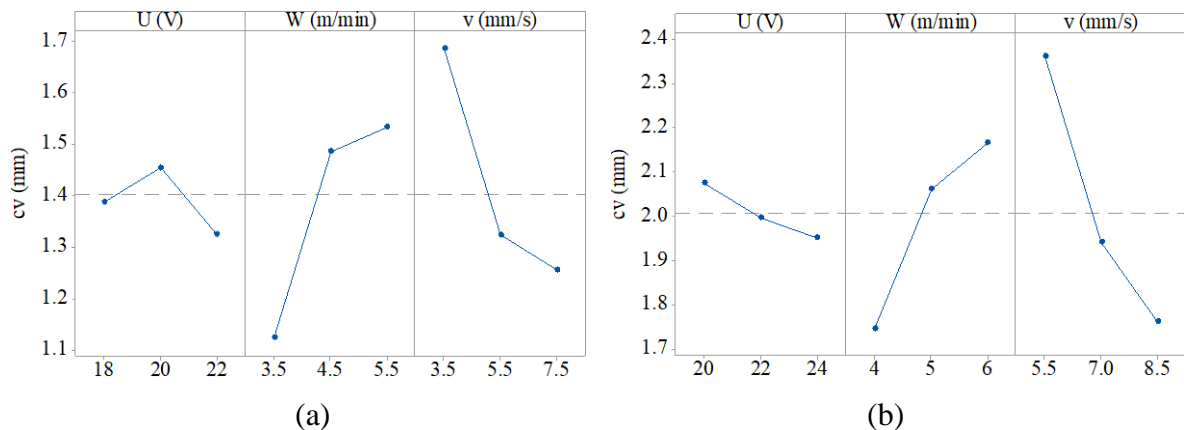


Figura 5.22 - Efeitos principais para  $cv$ : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b).

O ajuste dos modelos de regressão polinomial para a penetração  $cv$  e metade da largura  $bv$  do elipsoide vertical sobreposto nos cordões de solda com arames de 1,0 mm e 1,2 mm de diâmetro são mostrados nas Figuras 5.23 e 5.24. Os gráficos das Figuras 5.23a e 5.23b representam a afinidade entre os dados experimentais e os estimados para  $bv$ , usando os modelos de regressão das Equações 5.9 e 5.10 para cordões realizados com arames de 1,0 mm e 1,2 mm de diâmetro. Igualmente as Figuras 5.24a e 5.24b mostram a mesma relação para  $cv$ , utilizando os modelos de regressão das Equações 5.11e 5.12.

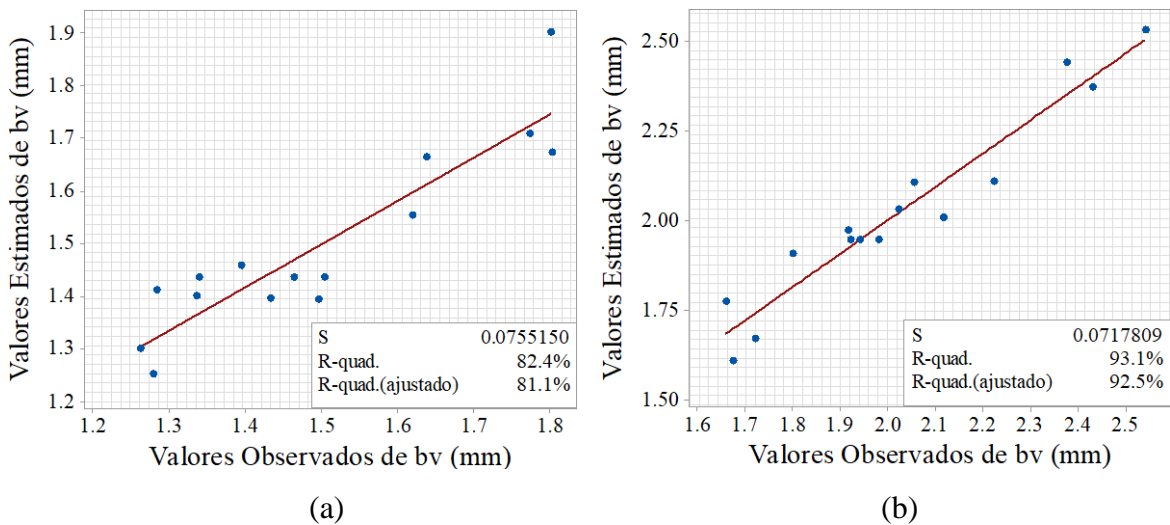


Figura 5.23 - Gráfico de valores estimados vs. valores observados para  $bv$ : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b).

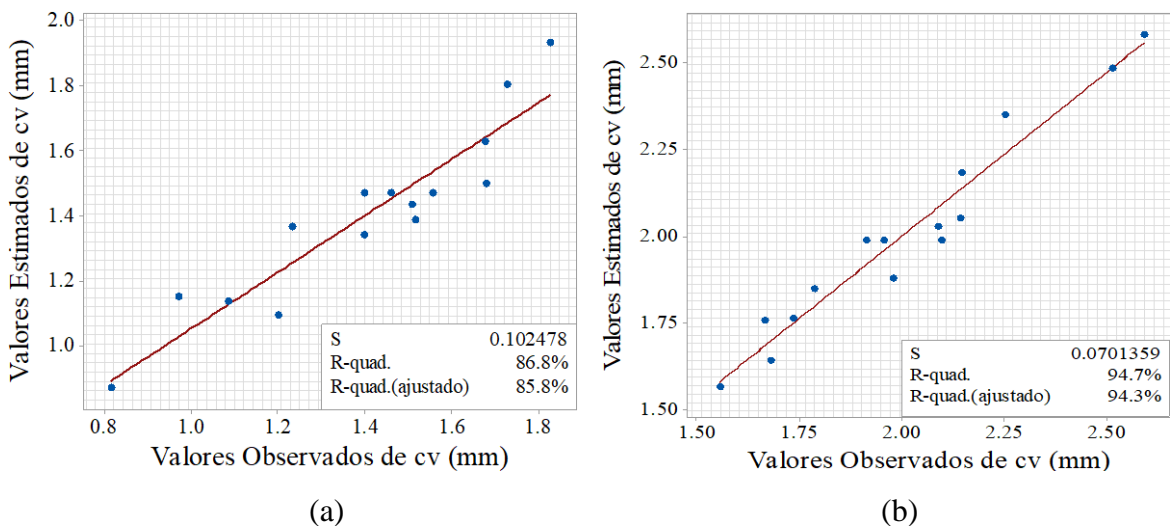


Figura 5.24 - Gráfico de valores estimados vs. valores observados para  $cv$ : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b).

$$bv \text{ (mm)} = 3,48 - 0,674 * U + 1,084 * W + 0,529 * v + 0,0254 * U^2 - 0,0161 * W^2 + 0,0065 * v^2 - 0,0315 * U * W - 0,0213 * U * v - 0,0487 * W * v. \quad (5.9)$$

$$bv \text{ (mm)} = 15,19 - 0,354 * U + 1,411 * W - 2,130 * v + 0,0021 * U^2 + 0,0358 * W^2 + 0,0453 * v^2 + 0,0167 * U * W + 0,0387 * U * v + 0,1312 * W * v. \quad (5.10)$$

$$cv \text{ (mm)} = -9,9 + 0,904 * U + 1,084 * W + 0,287 * v - 0,0251 * U^2 - 0,1551 * W^2 + 0,0322 * v^2 + 0,0549 * U * W - 0,0296 * U * v - 0,0346 * W * v. \quad (5.11)$$

$$cv \text{ (mm)} = 3,67 - 0,226 * U + 1,536 * W - 0,719 * v + 0,0044 * U^2 - 0,0964 * W^2 + 0,0507 * v^2 - 0,0021 * U * W + 0,0017 * U * v - 0,0454 * W * v. \quad (5.12)$$

### 5.2.3 Análise das Dimensões *af* e *ar*

O gráfico de Pareto da Figura 5.25a representa visualmente o grande efeito que têm a velocidade de alimentação do arame e a velocidade de soldagem sobre a dimensão *af* das soldas realizadas com arame de 1,0 mm de diâmetro. Igualmente é observado na Figura 5.25b, que a ANOVA correspondente à dimensão *af* para soldas feitas com arame de 1,2 mm de diâmetro, mostrou como parâmetros significativos a velocidade de alimentação do arame e a tensão de soldagem. O modelo para as soldas executadas com arame de 1,0 mm resultou em valores de  $R^2 = 87,63\%$  e  $R^2$  ajustado =  $65,35\%$ , e no caso de arame de 1,2 mm  $R^2 = 93,17\%$  e  $R^2$  ajustado =  $80,87\%$ .

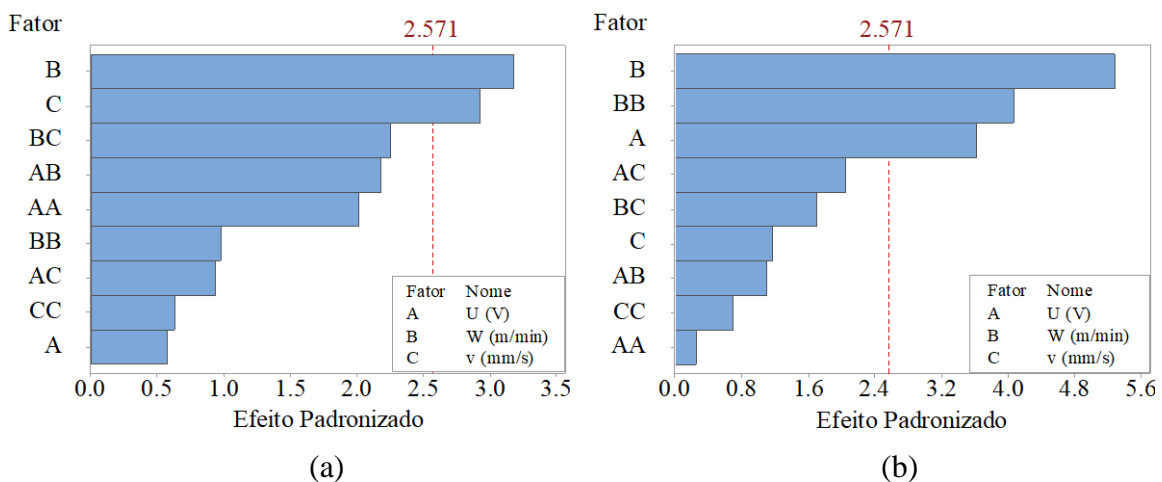


Figura 5.25 - Diagrama de Pareto dos efeitos para *af*: arame de 1,0 mm (a); arame de 1,2 mm (b).

Os efeitos principais dos parâmetros sobre a dimensão *af* das soldas realizadas com arame de 1,0 mm e 1,2 mm de diâmetro são representados nas Figuras 5.26a e 5.26b. De forma

geral se evidencia um aumento nos valores médios de *af* conforme é incrementada a tensão de soldagem e a velocidade de alimentação do arame, e uma diminuição dos mesmos quando é elevada a velocidade de soldagem.

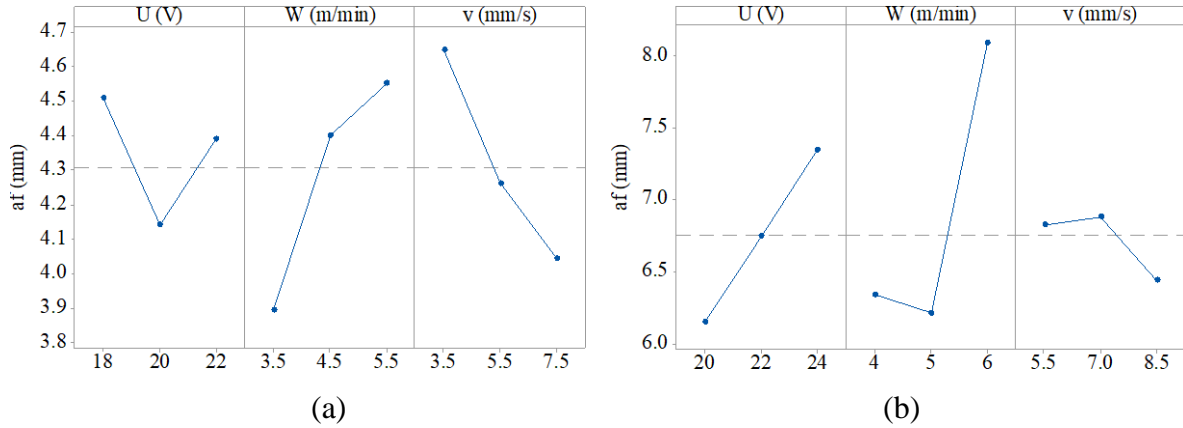


Figura 5.26 - Efeitos principais para *af*: arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b).

A análise ANOVA para a dimensão *ar* das soldas realizadas com arame de 1,0 mm de diâmetro, mostrou como parâmetros significativos a velocidade de alimentação do arame, a tensão de soldagem e a interação entre velocidade de alimentação de arame e velocidade de soldagem, como é representado pelo diagrama de Pareto da Figura 5.27a. O modelo foi considerado adequado, já que apresentou valores de  $R^2 = 97,06\%$  e  $R^2$  ajustado =  $91,87\%$ . Para os cordões de solda depositados com arame de 1,2 mm de diâmetro o único fator influente sobre a dimensão *ar* foi a velocidade de alimentação do arame como é ilustrado pela Figura 5.27b. O modelo resultou em valores de  $R^2 = 84,45\%$  e  $R^2$  ajustado =  $56,46\%$ .

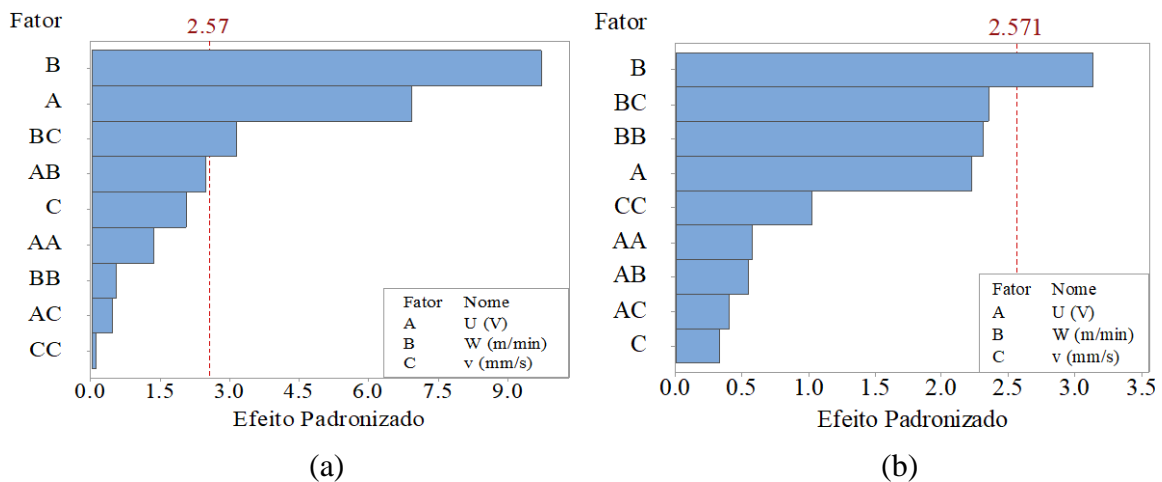


Figura 5.27 - Diagrama de Pareto dos efeitos para *ar*: arame de 1,0 mm (a); arame de 1,2 mm (b).

É visível nas Figuras 5.28a e 5.28b que o comportamento que têm os efeitos dos parâmetros estudados sobre a dimensão  $ar$  nas soldas realizadas com os dois tipos de arame é muito similar. É evidente um aumento dos valores médios conforme é incrementado a tensão de soldagem e a velocidade de alimentação do arame, e uma diminuição quando a velocidade de soldagem é mais rápida.

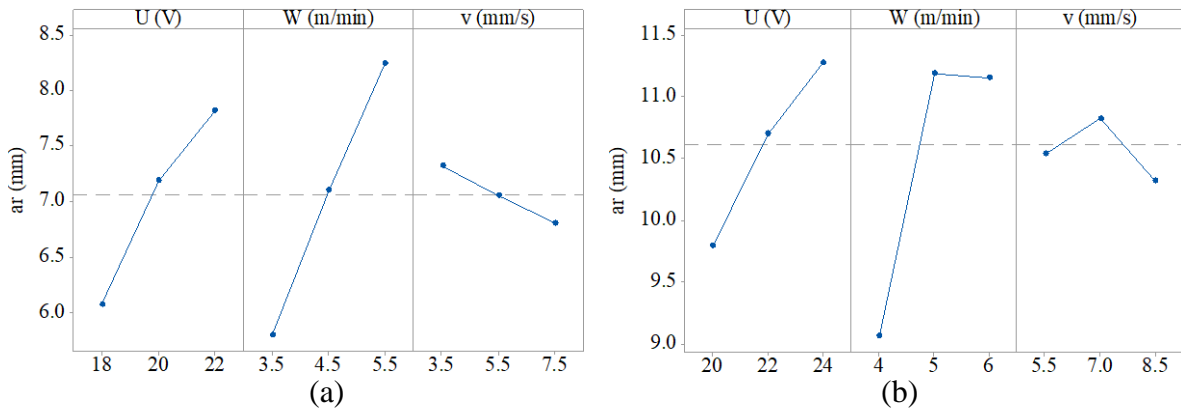


Figura 5.28 - Efeitos principais para  $ar$ : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b).

A precisão dos modelos de regressão polinomial para representar as dimensões da poça de fusão nos cordões de solda com arames de 1,0 mm e 1,2 mm de diâmetro são representados nas Figuras 5.29 e 5.30. Os gráficos das Figuras 5.29a e 5.29b representam a relação entre os dados experimentais e os estimados para  $af$ , usando os modelos de regressão das Equações 5.13 e 5.14 para cordões realizados com arames de 1,0 mm e 1,2 mm de diâmetro. Igualmente as Figuras 5.30a e 5.30b mostram a mesma comparação para  $ar$ , utilizando os modelos de regressão das Equações 5.15 e 5.16.

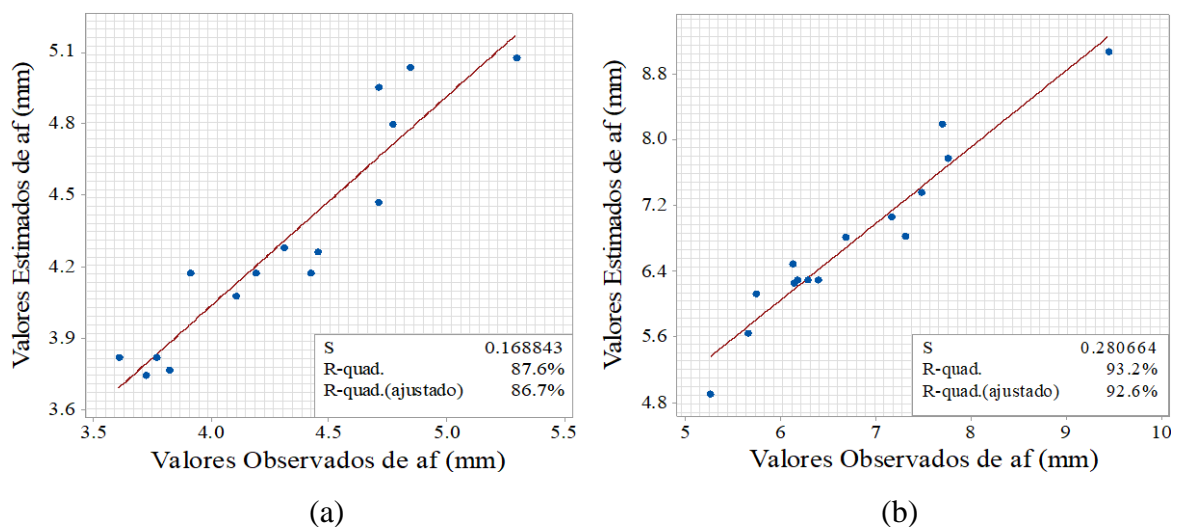


Figura 5.29 - Gráfico de valores estimados vs. valores observados para  $af$ : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b).

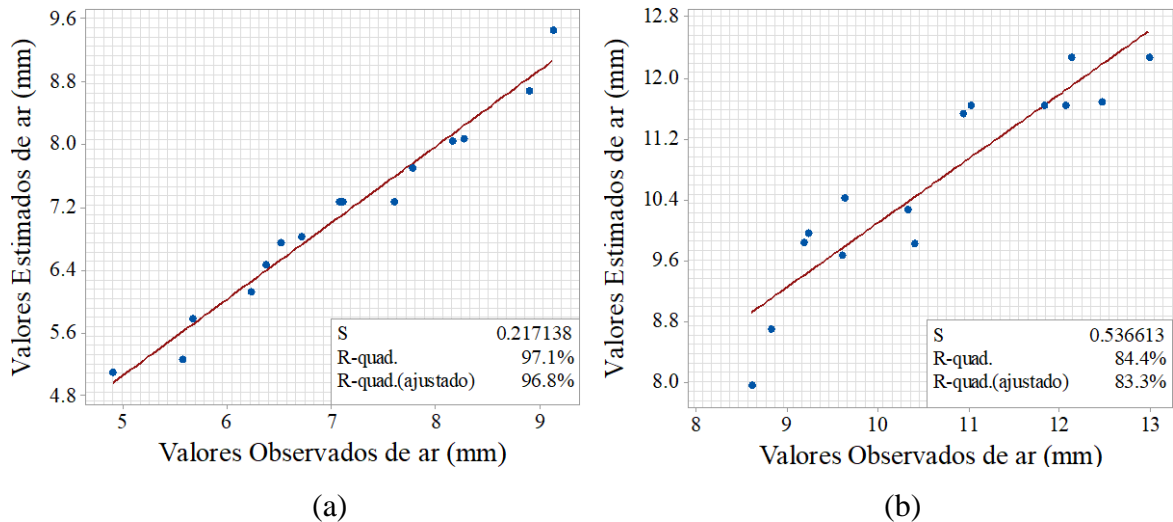


Figura 5.30 - Gráfico de valores estimados vs. valores observados para  $ar$ : arame de 1,0 mm (a); arame 1,2 mm (b).

$$af (mm) = 10,2 - 2,17 * U + 5,74 * W + 1,009 * v + 0,0761 * U^2 - 0,148 * W^2 + 0,0238 * v^2 - 0,1588 * U * W - 0,0342 * U * v - 0,1640 * W * v. \quad (5.13)$$

$$af (mm) = 72,7 - 2,13 * U - 13,75 * W - 3,92 * v + 0,0151 * U^2 + 0,992 * W^2 - 0,076 * v^2 + 0,129 * U * W + 0,1599 * U * v + 0,267 * W * v. \quad (5.14)$$

$$ar (mm) = -4,5 + 1,84 * U - 3,81 * W - 1,75 * v - 0,0625 * U^2 - 0,099 * W^2 - 0,0042 * v^2 + 0,2194 * U * W + 0,0201 * U * v + 0,2802 * W * v. \quad (5.15)$$

$$ar (mm) = -76,4 + 2,37 * U + 14,74 * W + 5,35 * v - 0,070 * U^2 - 1,136 * W^2 - 0,223 * v^2 + 0,129 * U * W + 0,063 * U * v - 0,739 * W * v. \quad (5.16)$$

## 5.2.4 Eficácia do Modelo

As Figuras 5.31 e 5.32 mostram um comparativo entre algumas das seções transversais dos cordões de solda obtidas experimentalmente com o perfil geométrico estimado pelas equações de regressão. É visível o que as equações de regressão polinomial são capazes de descrever as dimensões dos cordões de solda MAG com alta exatidão, pois as curvas analíticas geradas se ajustam adequadamente ao perfil geométrico da seção transversal da solda. Quantitativamente, a eficácia é mensurada por meio da determinação da porcentagem de erro para cada valor previsto pelos modelos. As porcentagens de erro máximos calculados para cada dimensão são apresentados na Tabela 5.4, o qual permite considerar que os valores previstos pelo modelo são adequados.



Tabela 5.4 - Erros máximos calculados entre as geometrias analíticas previstas e a geometria dos cordões de solda MAG.

Diâmetro do Arame	$ch$ (mm)	$bh$ (mm)	$cv$ (mm)	$bv$ (mm)	$af$ (mm)	$ar$ (mm)
% Erro arame 1,0 mm	24,155	5,833	18,627	10,083	6,772	5,703
% Erro arame 1,2 mm	14,516	3,507	5,450	6,988	6,856	7,786

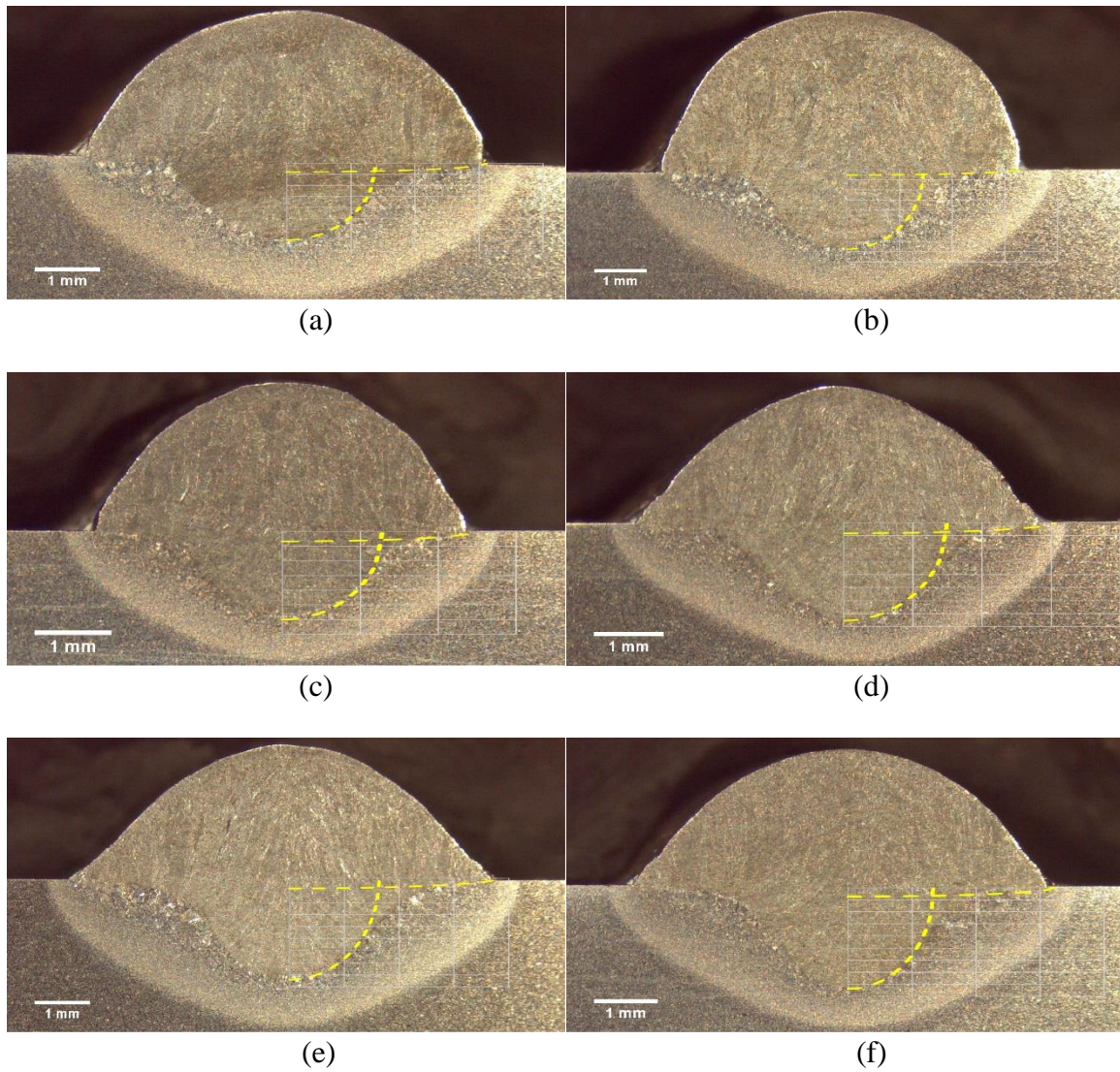


Figura 5.31 - Comparação entre o modelo analítico proposto e a geometria dos cordões de solda MAG com arame de 1,0 mm de diâmetro: 1 (a); 3 (b); 9 (c); 11 (d); 12 (e); 13 (f).



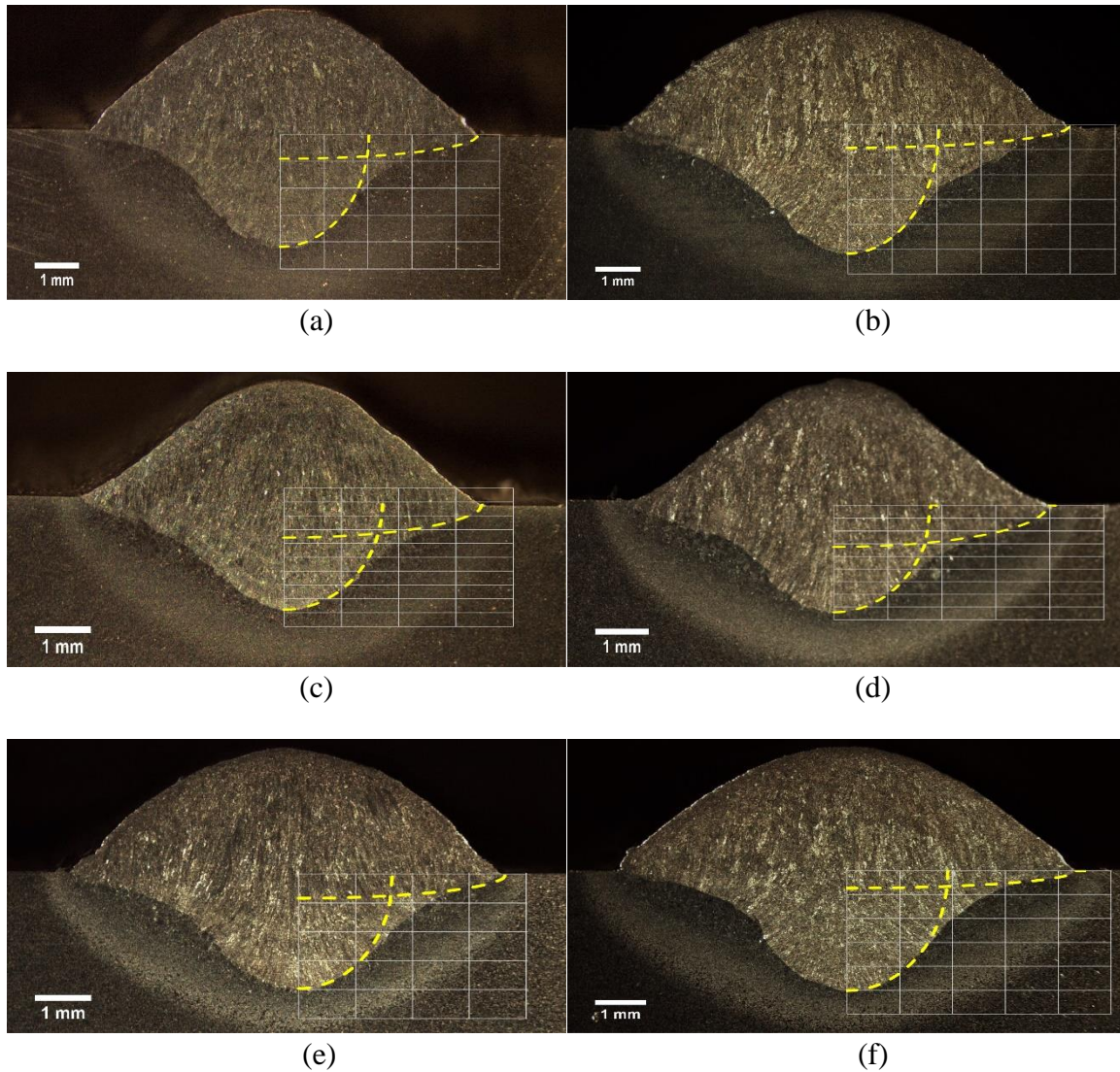


Figura 5.32 - Comparação entre o modelo analítico proposto e a geometria dos cordões de solda MAG com arame de 1,2 mm de diâmetro: 3 (a); 7 (b); 8 (c); 12 (d); 13 (e); 15 (f).

### 5.2.5 Modelagem de Elementos Finitos

O tempo computacional tomado para cada simulação foi de aproximadamente 39 minutos, utilizando um computador com processador Intel® Xeon® CPU E5-2620 v2 @ 2.10 GHz x 2, 32 GB de memória RAM, e uma placa gráfica Nvidia GeForce GTX 1060 de 6 GB.

Na Figura 5.33 pode-se observar os contornos de temperatura e a direção de soldagem na simulação de elementos finitos da junta utilizando o processo MAG.

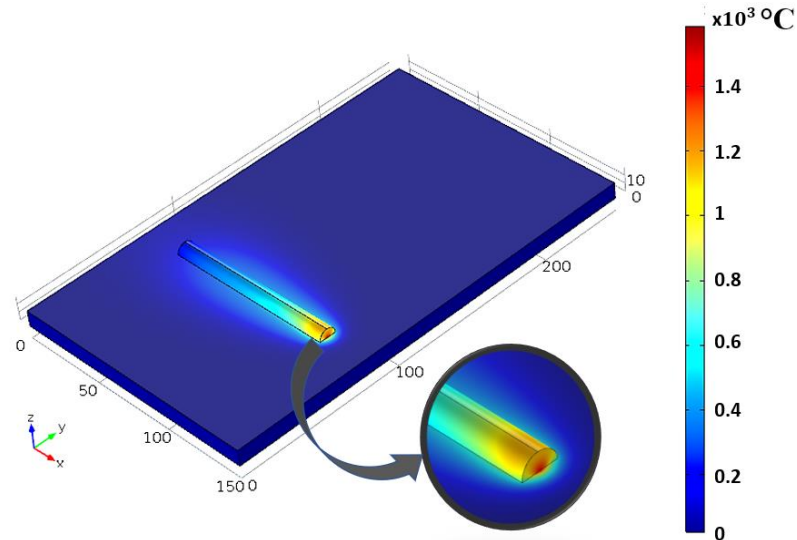


Figura 5.33 - Contornos de temperatura na simulação de elementos finitos MAG.

A exatidão das simulações para prever a geometria dos cordões de solda foram avaliadas quantitativamente mediante a determinação da porcentagem de erro entre as geometrias dos cordões de solda simulados com aqueles obtidos experimentalmente.

Para medir as dimensões dos cordões de solda simulados, foi definida uma isoterma de 1500 °C sobre o plano transversal e longitudinal ao cordão, a qual corresponde aproximadamente à temperatura de fusão do material. A isoterma permitiu delimitar a zona fundida da não fundida e medir as dimensões de penetração e metade da largura dos elipsoides vertical e horizontal, assim como a dimensão frontal e posterior da poça de fusão. As porcentagens de erro máximos calculados para cada dimensão são apresentados na Tabela 5.5, o qual permite considerar que os valores previstos pela simulação são adequados.

Tabela 5.5 - Erros máximos calculados entre as geometrias simuladas e a geometria dos cordões de solda MAG.

Diâmetro do Arame	$ch$ (mm)	$bh$ (mm)	$cv$ (mm)	$bv$ (mm)	$af$ (mm)	$ar$ (mm)
% Erro arame 1,0 mm	21,736	12,393	12,452	9,264	15,989	9,230
% Erro arame 1,2 mm	11,611	27,610	7,235	8,896	13,742	10,477

As comparações entre a geometria dos cordões de solda simulados e experimentais, apresentadas nas Figuras 5.34 e 5.35, permitem estabelecer que apesar de apresentar uma diferença visível na metade da largura do elipsoide horizontal, a geometria do cordão de solda prevista pela simulação mostra a forma complexa em forma de “baia” característica dos cordões de solda MAG. Outrossim, é evidente que a zona afetada pelo calor (ZAC) prognosticadas pela simulação demonstram boa concordância com a geometria real do cordão de solda.

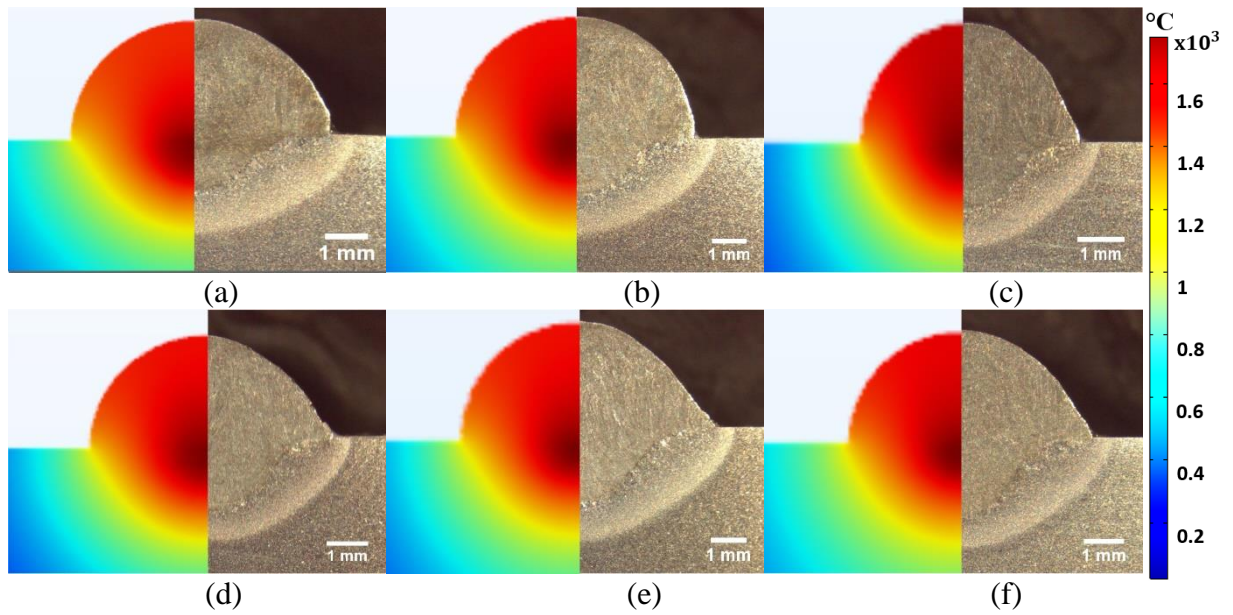


Figura 5.34 - Comparação entre o modelo Duplo Bi -Elipsoide proposto (esquerda) e a geometria dos cordões de solda MAG (direita) com arame de 1,0 mm: 1 (a); 3 (b); 9 (c); 11 (d); 12 (e); 13 (f).

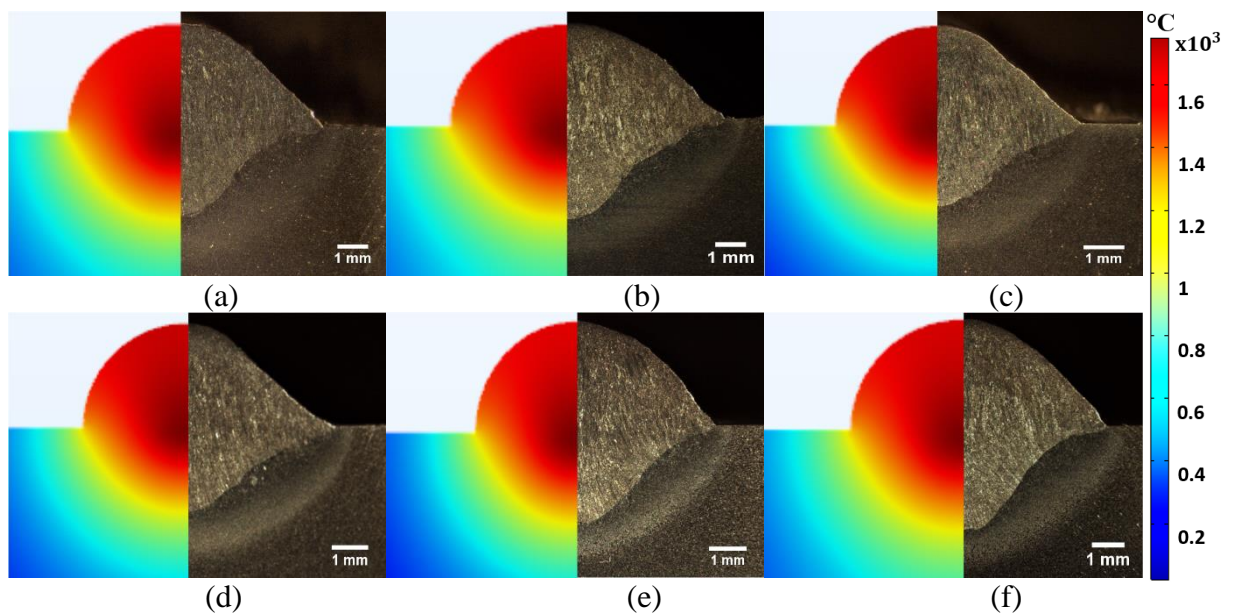


Figura 5.35 - Comparação entre o modelo Duplo Bi-Elipsoide proposto (esquerda) e a geometria dos cordões de solda MAG (direita) com arame de 1,2 mm: 3 (a); 7 (b); 8 (c); 12 (d); 13 (e); 15 (f).

Nas Figuras 5.36 e 5.37 são apresentadas as comparações entre alguns ciclos térmicos resultantes da simulação de elementos finitos MAG para arames de 1,0 e 1,2 mm de diâmetro, utilizando as equações de regressão para definir o modelo Duplo Bi-Elipsoide e aqueles adquiridos pelos termopares em diferentes pontos específicos das chapas. Após a análise de



todas as comparações visuais e analíticas, é evidente que os ciclos térmicos simulados e experimentais demonstram tendências similares e que as temperaturas máximas previstas pela simulação são bastante próximas às obtidas experimentalmente nos locais de medição, pois variam menos de 22 °C. Neste caso, também é notável que o modelo proposto tende a prever um resfriamento mais rápido, sendo mais severo nas soldas realizadas com arame de 1,2 mm de diâmetro.

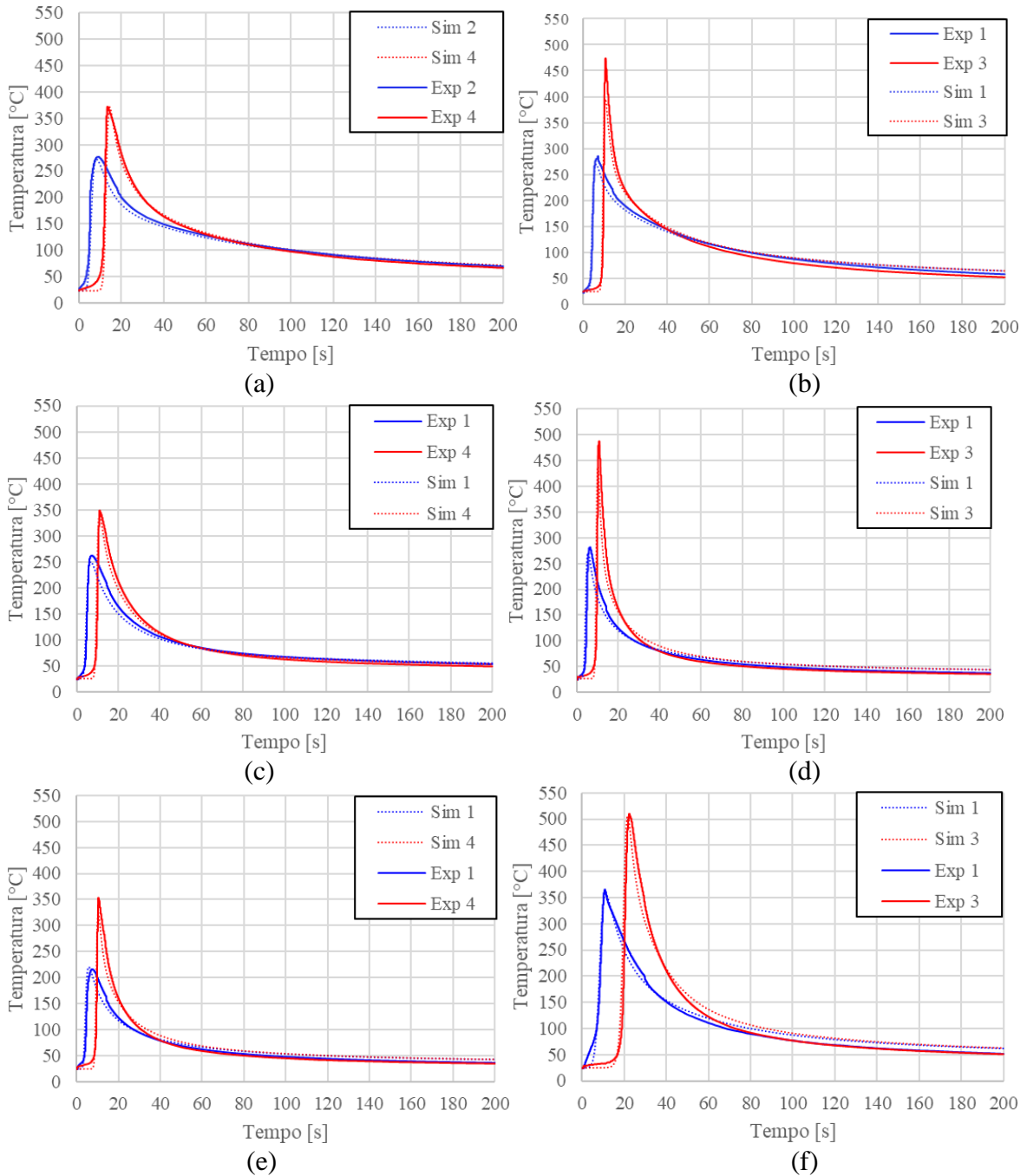


Figura 5.36 - Comparação entre os ciclos térmicos experimentais e os resultantes das simulações de elementos finitos MAG com arame de 1,0 mm em diferentes pontos desde a linha da solda: 1 (a); 2 (b); 5 (c); 9 (d); 11 (e); 13 (f).

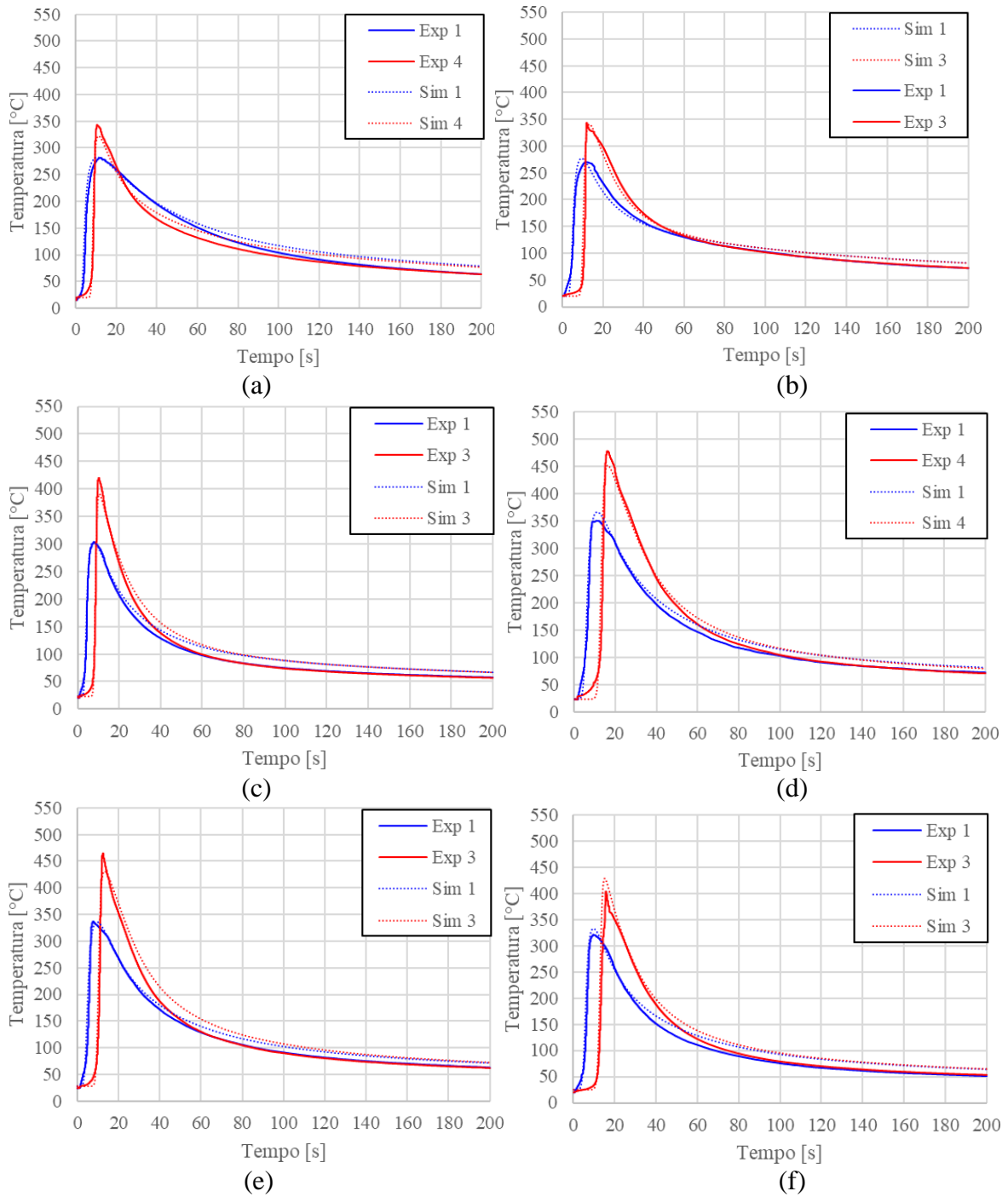


Figura 5.37 - Comparação entre os ciclos térmicos experimentais e os resultantes das simulações de elementos finitos MAG com arame de 1,2 mm em diferentes pontos desde a linha da solda: 1 (a); 4 (b); 5 (c); 7 (d); 9 (e); 15 (f).

## 6 CONCLUSÕES

No presente estudo, foi proposta uma fonte de calor volumétrica móvel Duplo Elipsoide para simular o processo TIG, e Duplo Bi-elipsoide para simular o processo MAG, baseadas no modelo de fonte de calor distribuído de Goldak. Foi aplicado um projeto de experimentos Box-Behnken para estudar o efeito dos parâmetros de soldagem e obter equações de regressão polinomial para descrever as dimensões dos cordões de solda. As mesmas foram utilizadas para resolver as equações do modelo Duplo Elipsoidal e Duplo Bi-Elipsoidal em simulações FEM e os resultados foram comparados com as geometrias e ciclos térmicos medidos experimentalmente. Sendo assim, foram extraídas as seguintes conclusões:

1. O projeto de experimentos Box-Behnken mostrou-se como uma ferramenta apropriada para estudar os efeitos dos parâmetros de soldagem sobre a geometria dos cordões de solda. De forma geral, foram observados aumentos nas dimensões dos cordões de solda com maiores valores de corrente elétrica, e reduções destas conforme aumentou-se a velocidade de soldagem e a distância eletrodo peça para as soldas TIG. Adicionalmente foram evidenciados aumentos das dimensões dos cordões de solda MAG com arames de 1,0 e 1,2 mm de diâmetro com aumentos da tensão de soldagem e velocidade de alimentação do arame, e diminuições das mesmas com incrementos da velocidade de soldagem.

2. As equações de regressão polinomial obtidas mediante a análise da variância apresentaram uma excelente exatidão para descrever os dados experimentais dos cordões de solda TIG. O termo  $R^2$  mostrou a adequação dos modelos, os quais apresentaram ajustes superiores a 97,81%.

3. As equações de regressão polinomial obtidas mediante a análise da variância para as soldas MAG com arame de 1,0 e 1,2 mm de diâmetro apresentaram bom ajuste para predizer os dados experimentais. Para as soldas realizadas com arame de 1,0 mm de diâmetro, os termos  $R^2$  foram superiores a 82,43%, com exceção da dimensão  $ch$ , a qual apresentou um termo  $R^2 = 70,13\%$  e foi considerado inadequado para descrever com alta exatidão os dados experimentais. Para soldas com 1,2 mm de diâmetro, os termos  $R^2$  foram superiores a 80,55%.

4. A eficácia dos modelos de regressão foi avaliada com a comparação entre as geometrias analíticas geradas pelas equações e as geometrias dos cordões de solda obtidas experimentalmente. Para as soldas TIG, a porcentagem de erro máximo para a metade da

largura foi de 11,83% e para a penetração de 10,19%. Os erros máximos calculados para as dimensões frontal e posterior da poça de fusão foram 24,08% e 16,61% respectivamente.

5. A comparação das geometrias analíticas geradas pelas equações de regressão e os dados experimentais das soldas MAG, realizadas com arame de 1.0 mm e 1,2 mm de diâmetro, resultaram numa percentagem de erro máxima de 24,15% e 14,51% respectivamente, correspondente à dimensão  $ch$  para ambos casos.

6. As simulações FEM realizadas no software COMSOL® Multiphysics, permitiram a implementação dos modelos Duplo Elipsoide e Duplo Bi-Elipsoide proposto como uma fonte de calor volumétrica móvel, a fim de simular os complexos fenômenos de transferência de calor envolvidos no processo de soldagem TIG e MAG respectivamente. Além disso, tornou-se uma ferramenta adequada para estimar as geometrias resultantes e ciclos térmicos a partir de equações de regressão analíticas em função dos parâmetros de soldagem.

7. Foi possível comparar as geometrias resultantes dos cordões de solda experimentais com aquelas obtidas mediante as simulações FEM traçando-se uma isoterma próxima à temperatura de fusão do material. Através desta análise, a percentagem de erro máximo para a metade da largura das soldas TIG foi de 19,70% e para a penetração 22,84%. Os erros máximos calculados para as dimensões frontal e posterior da poça de fusão foram 17,01 % e 23,38 % respectivamente.

8. Uma isoterma próxima à temperatura de fusão do material também permitiu delimitar a zona fundida simulada dos cordões de solda MAG com arame de 1,0 e 1,2 mm de diâmetro, visando comparar as mesmas com aquelas obtidas experimentalmente. A percentagem de erro máximo para as soldas feitas com arame de 1,0 mm de diâmetro foi de 21,73%, correspondente à dimensão  $ch$ , e para as soldas realizadas com arame de 1,2 mm de diâmetro foi de 27,61%, o qual obedece à dimensão  $bh$ .

9. Os ciclos térmicos estimados pelas simulações apresentaram um excelente ajuste com os dados adquiridos pelos termopares durante os ensaios. A diferença entre as temperaturas máximas simuladas e medidas foi inferior a 10 °C para as soldas TIG, e a 22 °C para as soldas MAG. Além disso, foi evidenciado um resfriamento levemente mais rápido nos ciclos térmicos simulados.

## 7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Ampliar a faixa dos valores dos parâmetros de soldagem empregadas, com a finalidade de estudar os efeitos de altas e baixas energias de soldagem sobre as geometrias resultantes dos cordões de solda.
- Implementar um projeto de experimentos diferente, visando melhorar a exatidão das equações de regressão polinomial analíticas e tentando contemplar um maior número de variáveis de estudo.
- Utilizar modelos de deposição de material nas simulações de elementos finitos das soldas MAG, tentando melhorar a predição das geometrias complexas típicas nesse tipo de cordões de solda.
- Expandir o estudo, variando o gás de proteção no processo de soldagem MAG. Uma sugestão é utilizar CO<sub>2</sub>, visando estudar outro tipo de geometrias complexas características do processo.



## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Adak, D. K., Mukherjee, M., e Pal, T. Development of a Direct Correlation of Bead Geometry, Grain Size and HAZ Width with the GMAW Process Parameters on Bead-on-plate Welds of Mild Steel. **Transactions of the Indian Institute of Metals**, vol. 68(5), p. 839-849, 2015.

ASM International. **ASM Handbook: Welding, Brazing and Soldering**. 1993.

Attarha, M. J. e Sattari-Far, I. Study on welding temperature distribution in thin welded plates through experimental measurements and finite element simulation. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 211(4), p. 688-694, 2011.

AWS. **Welding Handbook – Welding Science and Technology**. Welding Handbook Committee. vol. 1, ed. 9. USA, Miami, 2001.

Azar, A., Ås, S., e Akselsen, Odd. Determination of welding heat source parameters from actual bead shape. **Computational Materials Science**, vol. 54, p. 176–182, 2011.

Bachorski, A., Painter, M. J., Smailes, A. J., e Wahab, M. A. Finite-element prediction of distortion during gas metal arc welding using the shrinkage volume approach. **Journal of Materials Processing Technology**, p. 405-409, 1999.

Balasubramanian, K. R., Siva Shanmugam, N; Buvashekar, G., e Sankaranarayanan, K. Numerical and Experimental Investigation of Laser Beam Welding of AISI 304 Stainless Steel Sheet. **Advances in Production Engineering & Management**, vol. 3, p. 93-105, 2008.

Baumgaertner, A. J. **Análise dos Parâmetros da Polaridade Negativa na Curva de Corrente de Soldagem MIG/MAG Polaridade Variável Aplicados à Soldagem para Revestimento**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2017.

Baumgaertner, A. J. e Gonzalez, A. Estudo dos Parâmetros de Polaridade Negativa na Soldagem MIG/MAG Polaridade Variável para Revestimento. **Soldagem & Inspeção**, vol. 22, p. 46-58, 2017.

Benyounis, K. Y., Olabi, A. G., e Hashmi, M. S. Effect of laser welding parameters on the heat input and weld-bead profile. **Journal of Materials Processing Technology**, p. 164-165, 2005.

Bianco, N., Manca, O., Nardini, S., e Tamburrino, S. **Transient heat conduction in solids irradiated by a moving heat source**. Excerpt from the Proceedings of the COMSOL Users Conference Milano, 2008.

Bodkhe, S. C. e Dolas, D. R. Optimization of Activated Tungsten Inert Gas Welding of 304L Austenitic Stainless Steel. **Procedia Manufacturing**, vol. 20, p. 277-282, 2018.

Choudhury, S., Sharma, A., Mohanty, U., Kasai, R., Komura, M., Tanaka, M., e Suga, T. Mathematical model of complex weld penetration profile: A case of square AC waveform arc welding. **Journal of Manufacturing Processes**, vol. 30, p. 483-491, 2017.

Cirino, L. **Estudo dos Efeitos da Polaridade na Soldagem com Corrente Contínua e Alternada pelos Processos TIG e MIG/MAG**. Dissertação de mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, 2009.

Eagar, T. W. e Tsai, N. S. Temperature Fields Produced by Traveling Distributed Heat Sources. **Welding Journal**, vol. 64, p. 346-355, 1983.

Esme, U., Bayramoglu, M., Kazancoglu, Y e Ozgun, S. Optimization of Weld Bead Geometry In TIG Welding Process Using Grey Relation Analysis and Taguchi Method. **Materiali in tehnologije / Materials and technology**, vol. 43(3), p. 143-149, 2009.

Fachinotti, V., Anca, A., e Cardona, A. Analytical solutions of the thermal field induced by moving double-ellipsoidal and double-elliptical heat sources in a semi-infinite body. **International Journal For Numerical Methods In Biomedical Engineering**, vol. 27, p. 595–607, 2011.

Farajpour, M. e Ranjbarnodeh, E. Finite Element Simulation of Welding Distortion in Dissimilar Joint by Inherent Deformation Method. **Soldagem & Inspeção**, vol. 23(1), p. 60-72, 2018.

Friedman, E. Thermomechanical analysis of the welding process using the finite element method. **Journal of Pressure Vessel Technology**, vol. 97(3), p. 206-213, 1975.

Gery, D., Long, H., e Maropoulos, P. Effects of welding speed, energy input and heat source distribution on temperature variations in butt joint welding. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 167(2), p. 393-401, 2005.

Ghosh, A. e Chattopadhyay, H. Mathematical modeling of moving heat source shape for submerged arc welding process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 69(9), p. 2691-2701, 2013.

Goldak, J., Chakravarti, A., e Bibby, M. A new finite element model for welding heat sources. **Metallurgical Transactions B**, vol. 15(2), p. 299-305, 1984.

Hackenhaar, W. **Avaliação da Eficiência Térmica e de Fusão na Soldagem MAG em Diferentes Geometrias de Juntas**. Dissertação de mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Porto Alegre, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2016.

Hackenhaar, W., Gonzalez, A., Machado, I., e Mazzaferro, J. Welding parameters effect in GMAW fusion efficiency evaluation. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 94(1-4), p. 497-507, 2017.

Ibrahim, I. A., Mohamat, S., Amir, A., e Ghalib, A. The Effect of Gas Metal Arc Welding (GMAW) Processes on Different Welding Parameters. **Procedia Engineering**, vol. 41, p. 1502-1506, 2012.

Jeong, S. K. e Cho, H. S. An Analytical Solution to Predict the Transient Temperature Distribution in Fillet Arc Welds. **Welding Journal**, p. 223-232, 1997.

Juang, S. C. e Tarng, Y. S. Process parameter selection for optimizing the weld pool geometry in the tungsten inert gas welding of stainless steel. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 122(1), p. 33-37, 2002.

Kamble, A. G. e Rao, R. Experimental investigation on the effects of process parameters of GMAW and transient thermal analysis of AISI321 steel. **Advances in Manufacturing**, vol. 1(4), p. 362-377, 2013.

Karadeniz, E., Ozsarac, U., e Yildiz, C. The effect of process parameters on penetration in gas metal arc welding processes. **Materials & Design**, vol. 28(2), p. 649-656, 2007.

Kim, Y. S. e Eagar, T. Analisis of metal transfer in gas metal arc welding. **Welding Journal**, vol. 74(7), 1993.

Krutz, G. M e Segerlind, L. Finite Element Analysis of Welded Structures. **Welding Journal Research Supplement**, vol. 57, p. 211s-216s, 1978.

Li, P., Hurtig, K., Högström, M., Svensson, L., e Scotti, A. A contribution to the study of negative polarity in GMA welding. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 2017.

Liskevych, O. e Scotti, A. Influence of the CO<sub>2</sub> content on operational performance of short-circuit GMAW. **Welding in the World**, vol. 59(2), p. 217-224, 2014.

Machado, I. **Soldagem e técnicas conexas: processos**. Porto Alegre, Impresa Livre, 1996.

Machado, I. **Condução do Calor na Soldagem: Fundamentos & Aplicações**. Porto Alegre, Impresa Livre, 2000.

Montgomery, D. J. **Design and analysis of experiments**. Arizona State University, 2013.

Myhr, O.R. e Grong, O. Process modelling applied to 6082-T6 aluminium weldments - II. Applications of model. **Acta Metall. Mater**, vol. 39(11), p. 2703-2708, 1991.

Nagesh, D. S. e Datta, G. L. Genetic algorithm for optimization of welding variables for height to width ratio and application of ANN for prediction of bead geometry for TIG welding process. **Applied Soft Computing**, vol. 10(3), p. 897-907, 2010.

Nezamdost, M. R., Esfahani, M., Hashemi, S., e Mirbozorgi, S. Investigation of temperature and residual stresses field of submerged arc welding by finite element method and experiments. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 87(1), p. 615-624, 2016.

Nguyen, N. T., Mai, Y. W., Simpson, S., e Ohta, A. Analytical Approximate Solution for Double Ellipsoidal Heat Source in Finite Thick Plate. **Welding Journal**. p. 82-93, 2004.

Nguyen, N. T., Ohta, A., Matsuoka, K., Suzuki, N., e Maeda, Y. Analytical Solutions for Transient Temperature of Semi-Infinite Body Subjected to 3-D Moving Heat Sources. **Welding Journal**, p. 265-274, 1999.

Pamnani, R., Vasudevan, M., Jayakumar, T., Vasantharaja, P., e Ganesh, K. Numerical simulation and experimental validation of arc welding of DMR-249A steel. **Defence Technology**, vol. 12(4), p. 305-315, 2016.

Pavelic, Z., Tanbakuchi, R., Uyehara, O., e Meyers P.S. Experimental and Computed Temperature Histories in Gas Tungsten Arc Welding of Thin Plates. **Welding Journal Research Supplement**, vol. 48, p. 295s-305s, 1969.

Podder, D., Mandal, N. R., e Das, S. Heat Source Modeling and Analysis of Submerged Arc Welding. **Welding Journal**, vol. 93, p. 183-192, 2014.

Pritchard, D. **Soldering, Brazing & Welding - A Manual of Techniques**, Crowood Press, 2001.

Rayamyaki, P., Karkhin, V., e Khomich, P. Determination of the main characteristics of the temperature field for the evaluation of the type of solidification of weld metal in fusion welding, **Welding International**, vol. 21, p. 600-604, 2007.

Rosenthal, D. ASME The Theory of Moving Sources of Heat and Its Application to Metal Treatments. **Trans**, vol. 68, p. 849-866, 1946.

Sathe, S. S. e Harne, M. S. Optimization of Process Parameters in Tig Welding of Dissimilar Metals by Using Activated Flux Powder. **International Journal of Science and Research (IJSR)**, vol. 4(6), p. 7064, 2013.

Sathish, R., Naveen, B., Nijanthan, P., Arun, K., Geethan, V., e Seshagiri, V. Weldability and Process Parameter Optimization of Dissimilar Pipe Joints Using GTAW. **International Journal of Engineering Research and Applications (IJERA)**, vol. 2(3), p. 2525-2530, 2012.

Schafanski, L., Da Cunha, T., e Bohórquez, C. Benefits from H<sub>2</sub> and CO<sub>2</sub> additions in argon gas mixtures in GMAW. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 249, p. 158-166, 2017.

Scotti, A., Reis, R., e Liskevych, O. Modelo descritivo do fluxo de calor em soldagem a arco visando o conceito de calor imposto efetivo. **Soldagem & Inspeção**, vol. 17, p. 166-172, 2012.

Sen, M., Mukherjee, M., e Pal, T. Evaluation of Correlations between DP-GMAW Process Parameters and Bead Geometry. **Welding Journal**, vol. 94(8), p. 265-s-279-s, 2015.

Sharma, A., Arora, N., e Mishra, B. Mathematical model of bead profile in high deposition welds. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 220, p. 65-75, 2015.

Singh, A. K., Dey, V., e Rai, R. Techniques to improve weld penetration in TIG welding (A review). **Materials Today: Proceedings**, vol. 4 (2, Part A), p. 1252-1259, 2017.

Souza, D., Alves, A., e Scotti, A. Um modelo qualitativo para explicar a influência da polaridade na taxa de fusão no processo MIG/MAG. **Soldagem & Inspeção**, vol. 14, p. 192-198, 2009.

Souza, D., De Queiroz, A., Xavier, C., Marcelo, C., De Castro, J., e De Oliveira, E. Modelo Duplo-Elipsoide Acoplado a Volumes Finitos para Simular a Soldagem GMAW do Aço Inoxidável Duplex SAF 2205. **Tecnologia de Metalurgia, Materiais e Mineração**, vol. 13, p. 148-156, 2016.

Sreeraj, P. e Kannan, T. Modelling and Prediction of Stainless Steel Clad Bead Geometry Deposited by GMAW Using Regression and Artificial Neural Network Models. **Advances in Mechanical Engineering**, vol. 4, p. 237-379, 2012.

Srivastava, S. e Garg, R. K. Process parameter optimization of gas metal arc welding on IS:2062 mild steel using response surface methodology. **Journal of Manufacturing Processes**, vol. 25, p. 296-305, 2017.

Sudhakaran, R., Vel Murugan, V., Sivasakthivel, P., e Balaji, M. Prediction and optimization of depth of penetration for stainless steel gas tungsten arc welded plates using artificial neural networks and simulated annealing algorithm. **Neural Computing and Applications**, vol. 22(3), p. 637-649, 2013.

Teixeira, G. **Análise da influência dos parâmetros de soldagem sobre a geometria do cordão de solda por projeto de experimentos fatorial fracionado**. Dissertação de mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Porto Alegre, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2011.

Teixeira, P., Bezerra, D., e Bragança, L. Study Of The Gaussian Distribution Heat Source Model Applied To Numerical Thermal Simulations Of Tig Welding Processes. **Science & Engineering Journal**, 2014.

Teng, T., Fung, C., Chang, P., e Yang, W. Analysis of residual stresses and distortions in T-joint fillet welds. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, vol. 78(8), p. 523-538, 2001.

Villani, P., Modenesi, P., e Queiroz, A. **Soldagem: Fundamentos e Tecnologia**. 2011.

Wang, J., Han, J., Domblesky, J., Yang, Z., Zhao, Y., e Zhang, Q. Development of a new combined heat source model for welding based on a polynomial curve fit of the experimental fusion line. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 87, p. 1985–1997, 2016.

Yadav, A., Ghosh, A., e Kumar, A. Experimental and numerical study of thermal field and weld bead characteristics in submerged arc welded plate. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 248, p. 262-274, 2017.

Zhang, H. e Liu, H. Mathematical model and optimization for underwater friction stir welding of a heat-treatable aluminum alloy. **Materials & Design**, vol. 45, p. 206-211, 2013.

Ziegler, C., Sinigaglia, T., e Patias, A. J. Construção de um Calorímetro Para Medição de Eficiência Térmica na Soldagem. **Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Rio Grande do Norte**, vol. 5, p. 99-113, 2017.

**APÊNDICE A - Valores Médios de Corrente, Tensão e Energia de Soldagem**

Tabela A.1 - Valores médios de corrente, tensão e energia de soldagem, adquiridos pelo sistema de aquisição portátil (SAP) para as soldas TIG.

Ensaio	Corrente (A)	Tensão (V)	Energia de Soldagem (J/mm)
1	195	10,2	696
2	195	9,3	846
3	133	9,1	338
4	192	9,7	651
5	255	10,1	721
6	257	11,2	1007
7	195	9,8	668
8	196	10,7	587
9	259	9,1	824
10	134	8,0	375
11	196	10,7	978
12	134	10,4	487
13	196	9,0	493
14	258	10,4	1252
15	134	9,1	569

Tabela A.2 - Valores médios de corrente, tensão e energia de soldagem, adquiridos pelo sistema de aquisição portátil (SAP) para as soldas MAG com arame de 1,0 mm de diâmetro.

Ensaio	Corrente (A)	Tensão (V)	Energia de Soldagem (J/mm)
1	142	18,4	403
2	126	22,4	319
3	124	20,3	389
4	123	20,3	385
5	143	20,4	330
6	123	20,3	385
7	100	18,2	281
8	125	22,3	676
9	101	20,2	231
10	104	22,3	358
11	120	18,2	247
12	145	22,4	501
13	120	18,2	530
14	144	20,3	709
15	102	20,2	500

Tabela A.3 - Valores médios de corrente, tensão e energia de soldagem, adquiridos pelo sistema de aquisição portátil (SAP) para as soldas MAG com arame de 1,2 mm de diâmetro.

Ensaio	Corrente (A)	Tensão (V)	Energia de Soldagem (J/mm)
1	231	23,2	504
2	207	22,9	544
3	179	22,7	591
4	226	21,0	541
5	206	25,0	482
6	205	22,9	533
7	227	23,0	762
8	177	22,7	378
9	229	25,1	656
10	206	24,9	746
11	176	20,6	414
12	178	24,8	504
13	206	20,8	403
14	208	22,9	544
15	208	20,8	627



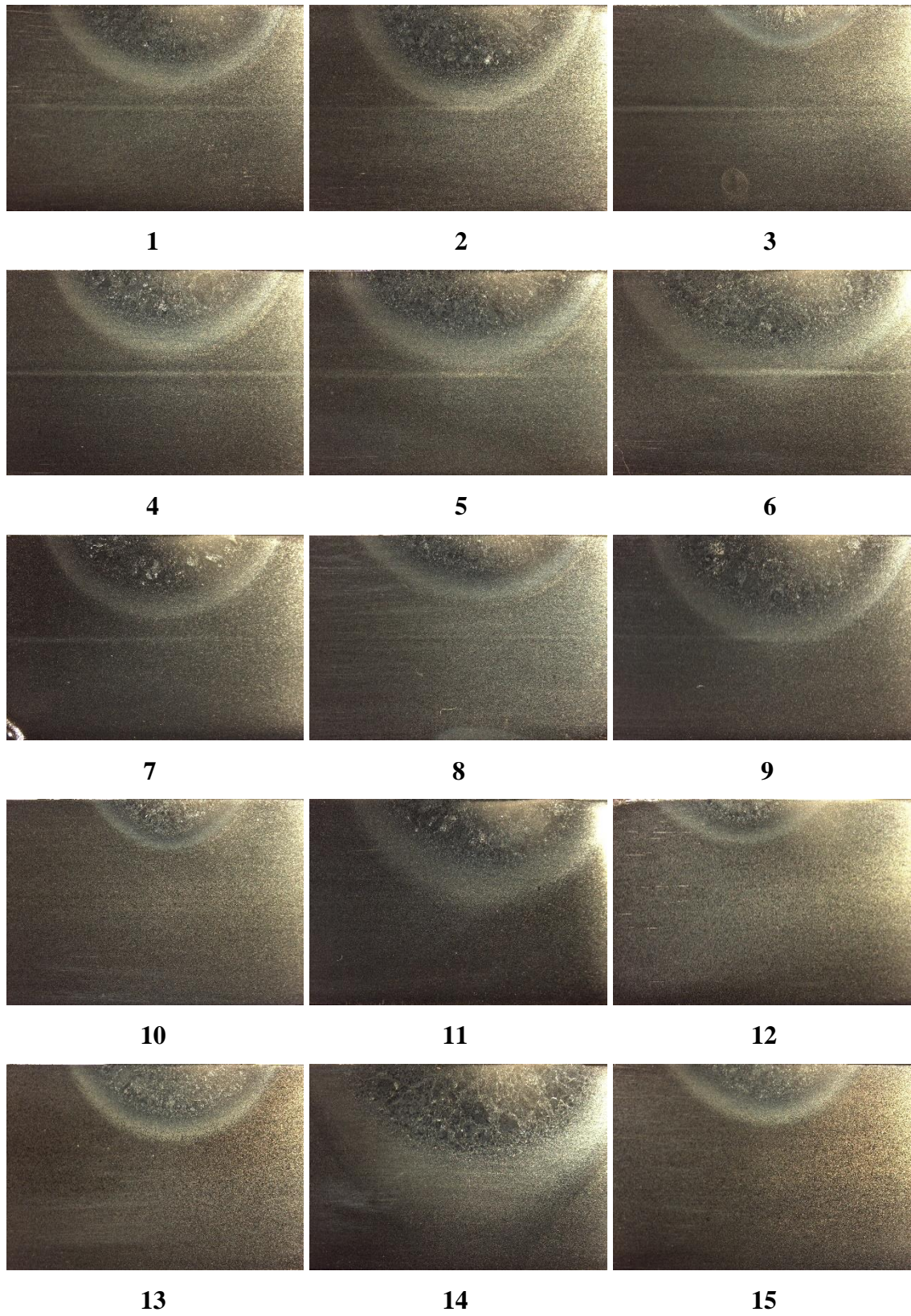
**APÊNDICE B - Macrografias dos Cordões de Solda**

Figura B.1 - Macrografias dos cordões de solda TIG.



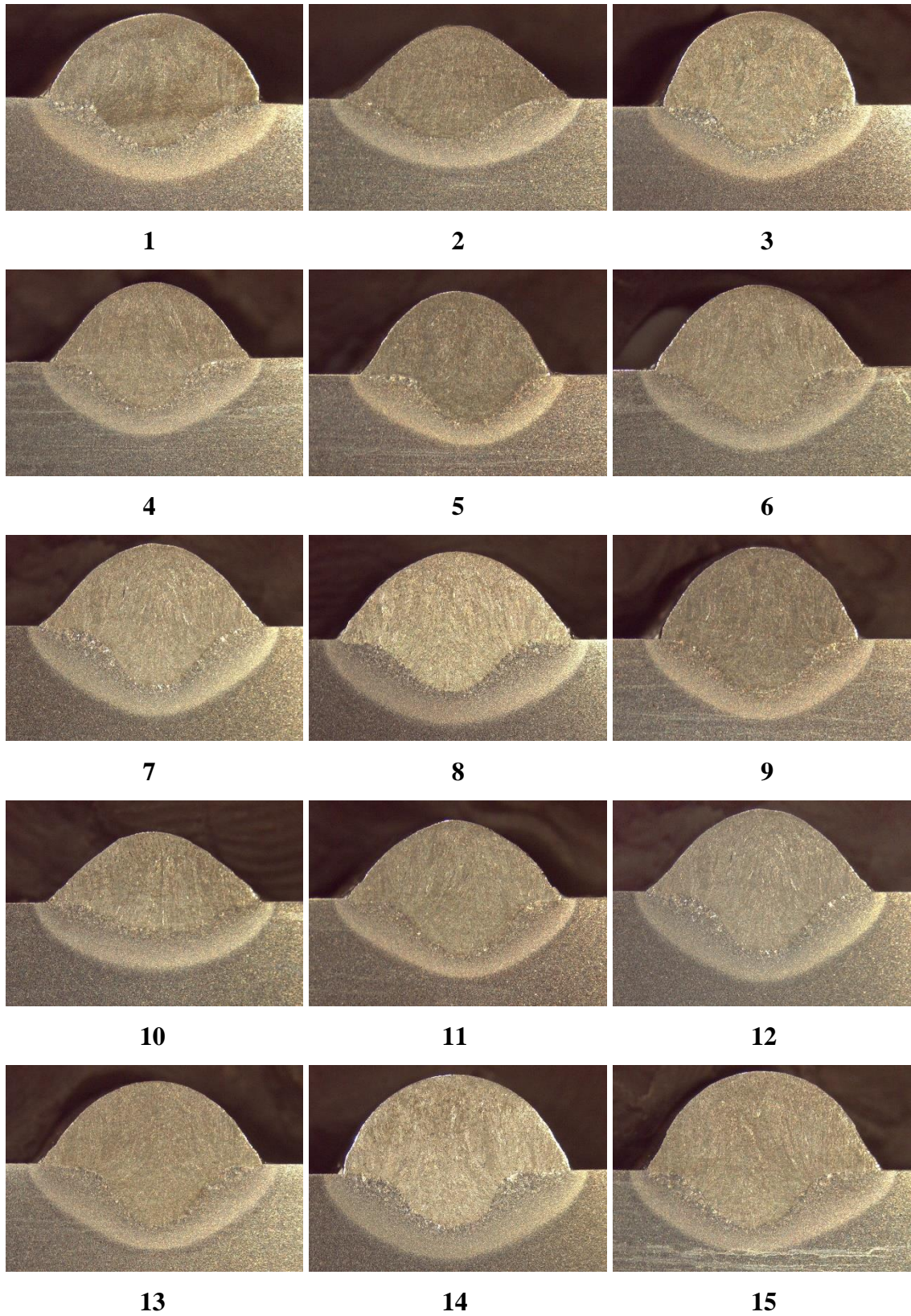


Figura B.2 - Macrografias dos cordões de solda MAG com arame de 1,0 mm de diâmetro.



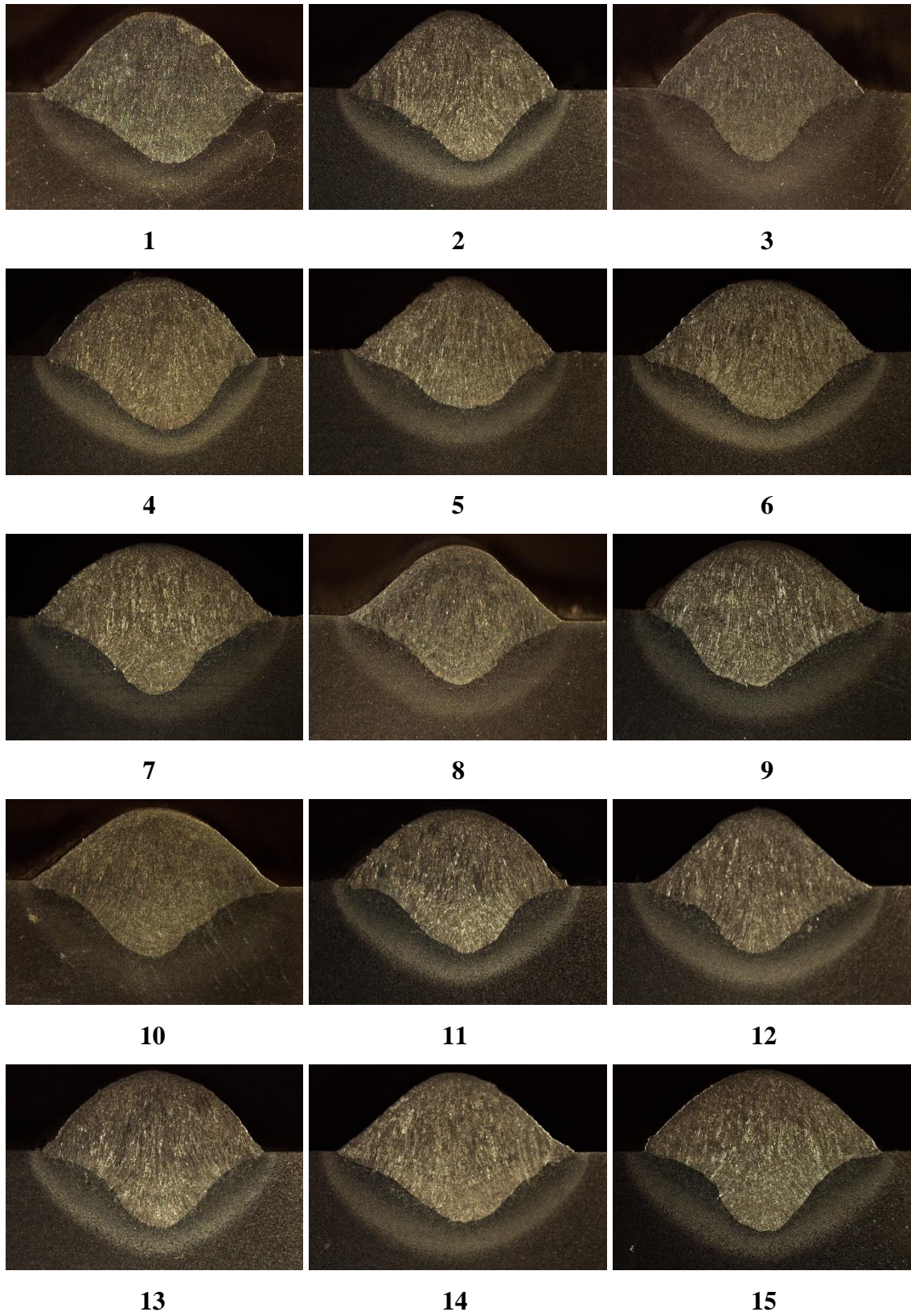


Figura B.3 - Macrografias dos cordões de solda MAG com arame de 1,2 mm de diâmetro.