

FERNANDA MAZUCO CLAIN

**ANÁLISE NUMÉRICA DO PROCESSO DE SOLDAGEM GTAW COM DEFLEXÃO
MAGNÉTICA EM AÇOS BAIXO CARBONO**



UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE - FURG

ESCOLA DE ENGENHARIA

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Dezembro de 2016

FERNANDA MAZUCO CLAIN

**ANÁLISE NUMÉRICA DO PROCESSO DE SOLDAGEM GTAW COM DEFLEXÃO
MAGNÉTICA EM AÇOS BAIXO CARBONO**

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

Área de concentração: Engenharia de Fabricação

Orientador: Professor Dr. Paulo Roberto de Freitas Teixeira

Rio Grande

Dezembro de 2016



UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE - FURG
ESCOLA DE ENGENHARIA
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
PPMec

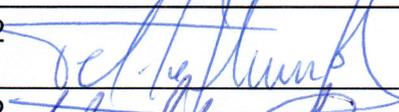
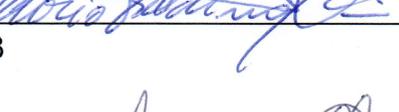


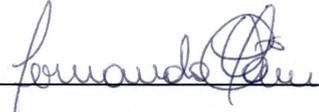
Ata nº **09/2016** da Defesa de Dissertação de Mestrado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Rio Grande - FURG. Aos treze dias do mês de dezembro de dois mil e dezesseis, foi instalada a Banca de Defesa de Mestrado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Rio Grande - FURG, às quatorze horas na sala 1102 localizada no prédio 1 da Universidade Federal do Rio Grande - FURG, a que se submeteu a mestranda **FERNANDA MAZUCO CLAIN**, nacionalidade brasileira, dissertação ligada a Linha de Pesquisa Simulação e Controle de Processos de Fabricação do PPMec, com o seguinte título: "**Análise Numérica do Processo de Soldagem GTAW com Deflexão Magnética em Aços de Baixo Carbono**", referendada pela Câmara Assessora do Curso, o Prof. Dr.- Felipe Tempel Stumpf - FURG, Prof. Dr. Adão Felipe Oliveira Skonieski - IFRS e o Prof. Dr. Flávio Galdino Xavier - IFRS sob a presidência do Professor Paulo Roberto de Freitas Teixeira -FURG. Analisando o trabalho, os Professores da Banca Examinadora o consideraram:

1. Paulo Roberto de Freitas Teixeira: APROVADA
2. Felipe Tempel Stumpf: APROVADA
3. Adão Felipe Oliveira Skonieski: aprovada
4. Flávio Galdino Xavier: Aprovada

Foi concedido um prazo de 30 dias, para a candidata efetuar as correções sugeridas pela Comissão Examinadora (anexo) e apresentar o trabalho em sua redação definitiva, sob pena de não expedição do Diploma. A ata foi lavrada e vai assinada pelos membros da Comissão.

Assinaturas:

1. 
CPF: 385.559.560-72
2. 
CPF: 007.895.560-22
3. 
CPF: 817.086.700-25
4. 
CPF: 871.748.557-68

Fernanda Mazuco Clain: 

*Dedicado aos meus pais,
Carlos Eduardo e Eliana.*

AGRADECIMENTOS

Primeiramente aos meus pais, Carlos Eduardo e Eliana, por me oferecerem todo o suporte, pelo amor, carinho e pelos ensinamentos ao longo de toda a vida;

Ao meu orientador, Paulo Teixeira, pela oportunidade e confiança, por todo o conhecimento passado e principalmente pela amizade dedicada ao longo deste período;

Ao meu namorado, Marcel, pelo carinho e incentivo nos momentos difíceis, e principalmente pela paciência;

À equipe do Laboratório POLICAB, pelo suporte, carinho, pela amizade e pelas conversas e cafezinhos;

Ao professor Douglas Bezerra de Araújo, por todo o tempo dedicado, pela ajuda oferecida e pela amizade;

Ao LAPES – FURG, pelo apoio técnico e laboratorial;

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, pela oportunidade de realizar este trabalho;

E a todos que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho e para a minha formação acadêmica e pessoal.

RESUMO

A técnica do tecimento em soldagem tem sido largamente utilizada tanto para melhorar a eficiência do processo como a distribuição do aporte térmico. O tecimento via deflexão magnética do arco é uma técnica desenvolvida há alguns anos que permite oscilação da poça fundida provocando o refinamento do grão e melhoria nas propriedades da junta soldada. Para esse tipo de processo, a simulação numérica se constitui em uma grande dificuldade, já que os modelos numéricos até então propostos apresentam boa precisão apenas para casos em que a tocha é perpendicular ao plano de soldagem. Este estudo visa o desenvolvimento de modelos numéricos para a imposição de calor, que contemplem os efeitos da deflexão do arco para processo de soldagem GTAW autógeno em aço de baixo carbono. Primeiramente, soldagens experimentais com uma inclinação fixa do arco ao longo do processo causadas por deflexão magnética são comparadas com aquelas provocadas pela inclinação da tocha (com o mesmo ângulo de inclinação causada pela deflexão magnética) e com a tocha perpendicular ao plano de soldagem. Os resultados mostraram que ambas as soldagens com deflexão do arco apresentam efeitos semelhantes, podendo ser modelados numericamente da mesma forma. Após, dois modelos de fonte de calor para arcos defletidos são propostos. Simulações numéricas são feitas usando os dois modelos propostos, com uma inclinação fixa ao longo do processo de soldagem e com a tocha perpendicular ao plano de soldagem. Os resultados são comparados aos resultados obtidos experimentalmente para os mesmos casos. São analisadas as temperaturas em três diferentes pontos da parte inferior da chapa, dois afastados da linha de centro de soldagem e um central, e as poças de fusão para chapas de aço SAE 1020 de 3,2 mm e 6 mm de espessura. Depois, são feitas simulações de soldagem com tecimento, utilizando os dois modelos propostos e comparando os resultados a resultados de um trabalho encontrado na bibliografia. Nas soldagens com a deflexão do arco constante, as seções transversais do cordão apresentaram uma assimetria, assim como a distribuição de temperaturas nas chapas soldadas. De maneira geral, os resultados obtidos nas simulações são bem próximos aos resultados experimentais, tanto para o caso com deflexão constante do arco, como para o caso com tecimento, para os dois modelos propostos.

Palavras-chave: modelo de fonte de calor, simulação numérica, processo GTAW, deflexão magnética, tecimento

ABSTRACT

The technic of weaving in welding has been widely used for improving process efficiency and distribution of heat input. The weaving by magnetic deflection of the arc was developed a few years ago to enable the oscillation of the weld pool, thus, causing grain refinement and improving the properties on the welded joint. The numerical simulation of this type of process is complex because of the influence of the magnetic field on the electric arc, a fact that has not been taken into consideration by standard welding processes. This paper aims to develop numerical heat source models, including the effects of arc deflection on bead-on-plate GTAW process in low carbon steel. First, experiments with magnetic deflection of the arc are compared to that one caused by torch inclination (with the same inclination angle caused by magnetic deflection) and with the torch perpendicular to the welding plane. The results showed that for both cases with arc deflection presented similar effects, allowing the use of same numerical models for both. After that, two heat source models are purposed for arc deflection. Numerical simulations are carried out considering magnetic deflected and non-deflected arcs throughout the welding process. Results are compared to the ones obtained experimentally. Temperatures at three different points on the backside of the plates (two out of the center line and one in the center line of welding) and weld pools of SAE 1020 3.2-mm and 6 mm thick steel plates are analyzed. Results obtained by numerical simulations are close to the experimental ones. Then, simulations are made for welding with weaving, by using the two purposed models and the results are compared to the ones showed by a paper found on the bibliography. In the case of welding with arc deflection, without weaving, the asymmetry of the fusion zone shape and of the temperature distribution were captured by numerical simulation. In general, the results obtained on the simulations are very close to the experimental ones, both for the case with arc deflection, without weaving and for the case with weaving.

Keywords: *heat source model, numerical simulation, GTAW process, magnetic arc deflection, welding with weaving*

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Organograma da sequência do trabalho	20
Figura 2 – Processos de soldagem a arco elétrico	21
Figura 3 – Processo de soldagem GTAW.....	23
Figura 4 – Força magnética no arco de soldagem	24
Figura 5 – Sistema de oscilação magnética do arco elétrico	25
Figura 6 – Força gerada por um campo magnético em uma carga positiva	26
Figura 7 – Deflexão de um condutor linear por um campo magnético.	27
Figura 8 – Etapas da deflexão do arco elétrico causada por um campo magnético externo	28
Figura 9 – Processos físicos na soldagem a arco elétrico: real, (à direita) e simplificado (à esquerda).	30
Figura 10 – Fluxo de Calor no Material Soldado	31
Figura 11 – Fonte de Calor Gaussiana.....	37
Figura 12 – Parâmetros da distribuição gaussiana de calor	37
Figura 13 – Fonte de Calor Duplo-elipsoide	38
Figura 14 – Sistema de coordenadas móvel	40
Figura 15 – Método de Conversão de Coordenadas.....	41
Figura 16 – Comparação de ciclos térmicos: (a) Com tecimento – numérico e (b) Com tecimento – experimental.....	43
Figura 17 – Comparação entre o campo de temperaturas entre o experimental e a simulação por elementos finitos	45
Figura 18 – Modelo proposto por Hongyuan, et al. (2005).....	45
Figura 19 – Comparação das poças de fusão: em (a) experimental, em (b) modelo duplo-elipsoide e em (c) modelo proposto por Hongyuan et al. (2005).....	46
Figura 20 – Bancada de ensaios.....	50
Figura 21 – Equipamentos de soldagem: (a) Robô Motoman; (b) Fonte de soldagem	50
Figura 22 – Sistema de aquisição de temperaturas - modelo NI 9211	51
Figura 23 – Eletroímã e dispositivo para fixá-lo à tocha de soldagem.....	51
Figura 24 – Suporte para posicionamento dos corpos de prova	52
Figura 25 – Esquema da colocação dos termopares nos corpos de prova (dimensões em mm)	53
Figura 26 - Deflexão magnética transversal do arco através do eletroímã.....	54

Figura 27 – Amplitude de deflexão: (a) Esquema de medição; (b) Esquema de medição de Kang e Na (2002).....	55
Figura 28 - Casos em estudo. (a) Arco sem deflexão, (b) Deflexão Magnética do arco e (c) Arco defletido via inclinação da tocha.....	55
Figura 29 – Seções de corte para análise da poça de fusão	56
Figura 30 – Oscilograma do processo de soldagem com tecimento.....	58
Figura 31 – Fluxograma dos procedimentos numéricos.....	58
Figura 32 – Geometria: (a) Estudo de Caso 1 – Espessura de 3,2 mm; (b) Estudo de Caso 1 – Espessura de 6 mm; (c) Estudo de Caso 2	60
Figura 33 – Elemento SOLID70.....	61
Figura 34 – Elemento SURF152.....	62
Figura 35 – Propriedades Termofísicas para aços de baixo teor de Carbono.....	62
Figura 36 – Comparação dos ciclos térmicos das malhas M1, M2, M3 e M4	64
Figura 37 – Zona fundida para diferentes tamanhos característicos de malha.....	65
Figura 38 – Malha aplicada à geometria.....	66
Figura 39 – Gaussiana Inclinada – Proposta 1.....	67
Figura 40 – Projeções da coordenada x para pontos localizados (a) à esquerda e (b) à direita do centro do arco.	68
Figura 41 – Gaussiana Inclinada – Proposta 2.....	69
Figura 42 – Dimensão a direção x para o RAC à esquerda do centro do arco	70
Figura 43 – Dimensão na direção x para o RAC à direita do centro do arco	71
Figura 44 – Zona de aplicação do calor – Proposta 2.....	72
Figura 45 – Distribuição de calor (a) Gaussiana, (b) Gaussiana modificada para arco defletido	74
Figura 46 – Distribuição de calor na simulação de soldagem com tecimento em: (a) 250 ms – deflexão para a esquerda; (b) 500 ms – sem deflexão e (c) 700 ms – deflexão para a direita.	74
Figura 47 – Deflexão do arco com tecimento: (a) à esquerda e (b) à direita.....	75
Figura 48 – Arco elétrico nas chapas de 6 mm. (a)Arco sem deflexão, (b) Deflexão magnética e (c) Tocha Inclinada.....	78
Figura 49 – Ciclo térmico do ponto TC1 para os três casos nos corpos de prova de: (a) 3,2 mm de espessura; (b) 6 mm de espessura.....	79
Figura 50 – Ciclo térmico do ponto TC2 para os três casos nos corpos de prova de: (a) 3,2 mm de espessura; (b) 6 mm de espessura.....	81

Figura 51 – Ciclo térmico do ponto TC3 para os três casos nos corpos de prova de: (a) 3,2 mm de espessura; (b) 6 mm de espessura.....	82
Figura 52 – Seção Transversal da Poça Fundida das Chapas de 3,2 mm: (a) Arco sem deflexão, (b) Deflexão magnética e (c) Tocha inclinada.	83
Figura 53 – Seção Transversal da Poça Fundida das Chapas de 6 mm: (a) Arco sem deflexão, (b) Deflexão magnética e (c) Tocha inclinada.	84
Figura 54 – Distribuição de temperaturas na chapa de 3,2 mm de espessura em quatro instantes para o arco não defletido: (a) 2,8 s, (b) 12 s, (c) 32 s e (d) 60 s.....	87
Figura 55 – Ciclos térmicos para o arco sem deflexão na chapa de (a) 3,2 mm de espessura e (b) 6 mm de espessura.....	88
Figura 56 – Comparação das poças de fusão para o arco sem deflexão nas chapa de (a) 3,2 mm de espessura e (b) 6 mm de espessura	89
Figura 57 - Distribuição de temperaturas em quatro instantes para o arco defletido: (a) 2,8 s, (b) 24 s, (c) 40 s e (d) 60 s	90
Figura 58 – Ciclos térmicos obtidos para a Proposta 1 nas espessuras de (a) 3,2 mm e (b) 6 mm	91
Figura 59 – Poças de fusão obtidas para a Proposta 1 nas espessuras de (a) 3,2 mm e (b) 6 mm	92
Figura 60 – Ciclos térmicos obtidos para a Proposta 2 nas espessuras de (a) 3,2 mm e (b) 6 mm	93
Figura 61 – Poças de fusão obtidas para a Proposta 1 nas espessuras de (a) 3,2 mm e (b) 6 mm	94
Figura 62 – Comparação do cordão de solda no arco sem deflexão	98
Figura 63 – Distribuição de temperaturas na soldagem com tecimento em (a) 1,5 s – arco no centro, (b) 3,25 s – arco a direita, (c) 5,05 s – arco no centro, (d) 6,8 s – arco a esquerda.	99
Figura 64 – Comparação do cordão de solda na soldagem com tecimento pelo modelo proposto 1.....	99
Figura 65 – Comparação do cordão de solda na soldagem com tecimento pelo modelo proposto 2.....	100
Figura 66 – Zona de fusão - 3,2 mm de espessura com o arco sem deflexão	112
Figura 67 – Zona de fusão - 3,2 mm de espessura com deflexão magnética	112
Figura 68 – Zona de fusão - 3,2 mm de espessura com inclinação da tocha.....	113
Figura 69 – Zona de fusão - 3,2 mm de espessura sem deflexão do arco	113

Figura 70 – Zona de fusão - 3,2 mm de espessura com deflexão magnética	113
Figura 67 – Zona de fusão - 3,2 mm de espessura com inclinação da tocha.....	114

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Rendimento Térmico para alguns Processos de Soldagem	29
Tabela 2 – Composição química aço SAE 1020	49
Tabela 3 – Parâmetros de Soldagem.....	52
Tabela 4 – Corpos de prova para cada modo de soldagem	54
Tabela 5 – Parâmetros de Soldagem para o Estudo de Caso 2	57
Tabela 6 – Malhas Geradas.....	64
Tabela 7 – Dimensões das poças de fusão.....	85
Tabela 8 – Parâmetros da fonte para o arco sem deflexão	87
Tabela 9 – Resumos dos parâmetros usados	95
Tabela 10 – Comparação entre temperaturas máximas dos modelos propostos	95
Tabela 11 – Comparação entre dimensões das zonas fundidas dos modelos propostos	96
Tabela 12 – Resultados obtidos para os modelos propostos na soldagem com tecimento.....	102

LISTA DE ABREVIACOES E SIGLAS

3D	Tridimensional
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
DEE	Distância Eletroímã Eletrodo
DEP	Distância Eletrodo Peça
FCAW	<i>Flux Core Arc Welding</i>
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i>
LAPES	Laboratório de Pesquisa em Engenharia da Soldagem
MAG	<i>Metal Active Gas</i>
MEF	Método dos Elementos Finitos
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>
NBR	Norma Brasileira
PAW	<i>Plasma Arc Welding</i>
RAC	Raio de Aplicao de Calor
SAE	<i>Society of Automotive Engineers</i>
SAW	<i>Submerged Arc Welding</i>
SMAW	<i>Shielded Metal Arc Welding</i>
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

A	área
a, b, c, c_f, c_r	semieixos do elipsoide
\mathbf{B}	intensidade do campo magnético
B_E	campo magnético externo
B_R	campo magnético resultante
$C(T)$	calor específico do material
C_A	centro do arco
C_d	coeficiente de distribuição
E	energia por comprimento de solda
F	força
f_d	fração de calor inseridas à direita do centro do arco
f_e	fração de calor inseridas à esquerda do centro do arco
f_f	fração de calor depositado no semielipsoide frontal
F_m	força magnética produzida
f_r	fração de calor depositado no semielipsoide posterior
[F]	vetor de carga
h	coeficiente de transferência de calor por convecção ou coeficiente de película
$H(T)$	entalpia
I	corrente elétrica
\mathbf{J}	densidade da corrente
$k(T)$	condutividade térmica do material
{K}	matriz de rigidez do elemento
L	largura total
L_a	comprimento do arco
LC	linha de centro
L_d	largura à direita
L_e	largura à esquerda
L_r	comprimento do arco medido na sua linha de centro após a deflexão
q	carga positiva inserida no campo magnético
Q	quantidade de calor transferida para a peça
\dot{Q}	taxa de calor gerado no interior do volume de controle
$q(0)$	máximo fluxo de calor no centro da fonte

$q(r)$	fluxo de calor no raio r
q_c	calor gerado pela fonte
Q_g	potência gerada
q_m	fluxo de calor máximo no centro do elipsoide
r	distância radial (raio).
T	temperatura do material
T_∞	temperatura do ambiente
t	tempo
t_c	tempos de parada no centro
t_d	tempo de parada a direita
t_e	tempo de parada a esquerda
U	tensão de soldagem
v	velocidade
v_s	velocidade de soldagem
x	direção cartesiana, coordenada cartesiana
x_1, x_2	coordenadas cartesianas
$[x]$	vetor de incógnitas
y	direção cartesiana, coordenada cartesiana
z	direção cartesiana, coordenada cartesiana
γ	ângulo de abertura da gaussiana
δ	amplitude de deflexão
ΔL_{ne}	diferença entre as larguras obtidas via simulação numérica e via experimental
ΔP_{ne}	diferença entre as penetrações numéricas e experimental
ΔT_{ne}	diferença entre temperaturas máximas numéricas e experimentais
ε	emissividade da superfície
η	rendimento térmico
μ	permeabilidade magnética do material
θ	ângulo de deflexão
ξ	direção cartesiana
$\rho(T)$	massa específica do material
σ_s	constante de Stefan-Boltzman
σ	parâmetro de distribuição
τ	atraso da fonte

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	18
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	21
2.1 CONCEITOS FUNDAMENTAIS	21
2.1.1 PROCESSOS DE SOLDAGEM A ARCO.....	21
2.1.2 PROCESSO DE SOLDAGEM POR FUSÃO GTAW.....	22
2.1.3 OSCILAÇÃO MAGNÉTICA.....	23
2.1.3.1 Física do Campo Magnético.....	25
2.1.4 TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM SOLDAGEM.....	27
2.2 SIMULAÇÃO NUMÉRICA EM SOLDAGEM	30
2.2.1 MECANISMOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR.....	31
2.2.2 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS.....	33
2.2.3 MODELOS DE FONTES DE CALOR.....	35
2.2.3.1 Modelo de Fonte de Calor com Distribuição Gaussiana.....	36
2.2.3.2 Modelo de Fonte de Calor Duplo-elipsoide.....	38
2.3 SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE SOLDAGEM COM TECIMENTO MECÂNICO	41
2.4 SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE SOLDAGEM COM OSCILAÇÃO MAGNÉTICA	44
3 METODOLOGIA	48
3.1 METODOLOGIA EXPERIMENTAL	48
3.1.1 ESTUDO DE CASO 1.....	48
3.1.1.1 Material de base.....	49
3.1.1.2 Equipamentos.....	49
3.1.1.3 Procedimentos Experimentais.....	52
3.1.2 ESTUDO DE CASO 2.....	57
3.2 METODOLOGIA NUMÉRICA	58
3.2.1 GEOMETRIAS.....	60
3.2.2 ELEMENTOS TÉRMICOS.....	60
3.2.3 PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DO MATERIAL.....	61
3.2.4 CONDIÇÕES DE CONTORNO.....	63
3.2.5 MALHAS.....	63
3.2.6 MODELO DE FONTE DE CALOR COM DEFLEXÃO DO ARCO – PROPOSTA 1.....	66

3.2.7 MODELO DE FONTE DE CALOR COM DEFLEXÃO DO ARCO – PROPOSTA 2	69
3.2.8 PROCEDIMENTOS APLICADOS À SIMULAÇÃO NUMÉRICA	73
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES	77
4.1 RESULTADOS EXPERIMENTAIS	77
4.1.1 FORMATO DO ARCO ELÉTRICO	78
4.1.2 CICLOS TÉRMICOS	78
4.1.3 GEOMETRIA DAS POÇAS DE FUSÃO	83
4.2 ANÁLISE NUMÉRICA DO ESTUDO DE CASO 1	85
4.2.1 MODELO DE FONTE DE CALOR PARA O ARCO SEM DEFLEXÃO	86
4.2.2 MODELO DE FONTE DE CALOR PARA O ARCO DEFLETIDO – PROPOSTA 1.....	89
4.2.3 MODELO DE FONTE DE CALOR PARA O ARCO DEFLETIDO – PROPOSTA 2.....	92
4.2.4 COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS PROPOSTOS.....	95
4.3 ANÁLISE NUMÉRICA DO ESTUDO DE CASO 2	97
5 CONCLUSÕES	103
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	105
7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	107
APÊNDICE: ZONAS FUNDIDAS	112

1 INTRODUÇÃO

Soldagem é um dos processos de fabricação mais importantes utilizado na união de metais. Ela está presente nos mais diversos ramos da atividade industrial, tais como o petroquímico, o automobilístico, o naval, o de na geração de energia, o aeroespacial, entre outros (YAGHI e BECKER, 2004). Segundo Masubuchi (1980), o processo de união de metais por soldagem tem vantagens como: estanqueidade, que é mais difícil se conseguir com juntas rebitas; menor peso estrutural, que pode ser reduzido entre 10% e 20% se o processo de soldagem é utilizado no lugar de rebites e parafusos; e não tem limitação de espessura. Porém, alguns efeitos, que podem ser considerados críticos, relacionados à soldagem podem surgir: os efeitos mecânicos na junta soldada como fratura, distorção e flambagem (GOLDAK e AKHLAGHI, 2005). Esses efeitos indesejados surgem devido à elevada concentração de calor para a união dos metais (HONGYUAN et al., 2005).

Uma técnica que auxilia na minimização destes efeitos indesejados é o tecimento. Essa técnica é um processo amplamente difundido na soldagem que permite, através do movimento da tocha, a deposição de um cordão mais largo e com uma penetração menor, distribuindo melhor o calor sobre o componente soldado. A posição do arco pode ser variada de forma mecânica (pela movimentação da tocha) ou magnética (movimentação via deflexão magnética do arco). A deflexão magnética de arcos (desvio do acoplamento do arco na peça por campos magnéticos externos) é uma técnica relativamente barata e de grande versatilidade (LARQUER, 2015). Esta técnica proporciona a oscilação da poça fundida através de um campo magnético externo que desvia o arco de soldagem.

Kang e Na (2003) utilizaram deflexão magnética transversal com processo GMAW para soldas do tipo *narrow gap* e obtiveram uniformidade e boa penetração nos dois lados do chanfro. Bracarense e Soares (2010) também mostraram os benefícios da deflexão magnética do arco na execução de passes em aços de baixo carbono através do processo GMAW, tendo um processo com maior controle da poça de fusão e do reforço, da penetração e da largura do cordão, maior estabilidade do processo de transferência metálica, além da baixa taxa de respingos. Sundaresan e Ram (1999), Kumar, et al. (2008) e Lim et al. (2010) mostraram a utilização desta técnica no refinamento de grão de diversos materiais.

Apesar da comprovada melhoria nas propriedades da junta soldada com tecimento via deflexão magnética do arco, o número de parâmetros de soldagem aumenta, como amplitude e frequência de oscilação. O ajuste destes parâmetros através de soldagens em laboratório demanda um grande número de experimentos, o que implica em um elevado custo, além de um

grande tempo. Devido ao aumento da capacidade de processamento dos computadores, da disponibilidade de programas comerciais e da conseqüente pesquisa em simulação de soldagem, a simulação numérica do processo de soldagem via método dos elementos finitos vem se tornando uma ferramenta cada vez mais difundida para entender melhor os fenômenos relacionados ao processo, de forma mais rápida e econômica. Segundo Gilles (2009), a simulação numérica dos processos de soldagem é considerada um problema mecânico com um alto nível de não linearidades e que requer um bom conhecimento de vários campos científicos: numérico, de materiais, da termodinâmica e mecânico.

Apesar de representar um problema complexo, a simulação numérica do processo de soldagem permite prever e analisar problemas relacionados ao aporte térmico causado pela soldagem na junta. O problema térmico do processo de soldagem pode ser estudado sem influências das distorções estruturais causadas ao longo do processo, embora o contrário não seja possível (GOLDAK e AKHLAGHI, 2005).

Atualmente, existem modelos numéricos bem desenvolvidos que representam bem a distribuição de calor na soldagem. Quando a tocha está inclinada, porém, a distribuição de calor no material soldado será diferente. A deflexão magnética é feita com um desvio do arco de soldagem, fazendo com que este fique inclinado em relação à peça de trabalho, como ocorre com a tocha inclinada. Os modelos de fontes de calor para a simulação de soldagem a arco elétrico foram desenvolvidos para simular casos em que as tochas de soldagem são posicionadas perpendicularmente à peça de trabalho. Porém, em casos em que há deflexão do arco, como na soldagem com tecimento via deflexão magnética, poucas propostas são encontradas na bibliografia.

Diversos autores (KANG e NA, 2003; SUNDARESAN e RAM, 1999; KUMAR ET AL., 2008; LIM ET AL., 2010) mostraram o efeito da oscilação magnética, na soldagem TIG, causando diferenças tanto na microestrutura quanto na geometria do cordão de solda. Desta forma, a modelagem numérica para uma fonte que simule a oscilação magnética não pode ser igual à usada em soldagem sem oscilação ou inclinação.

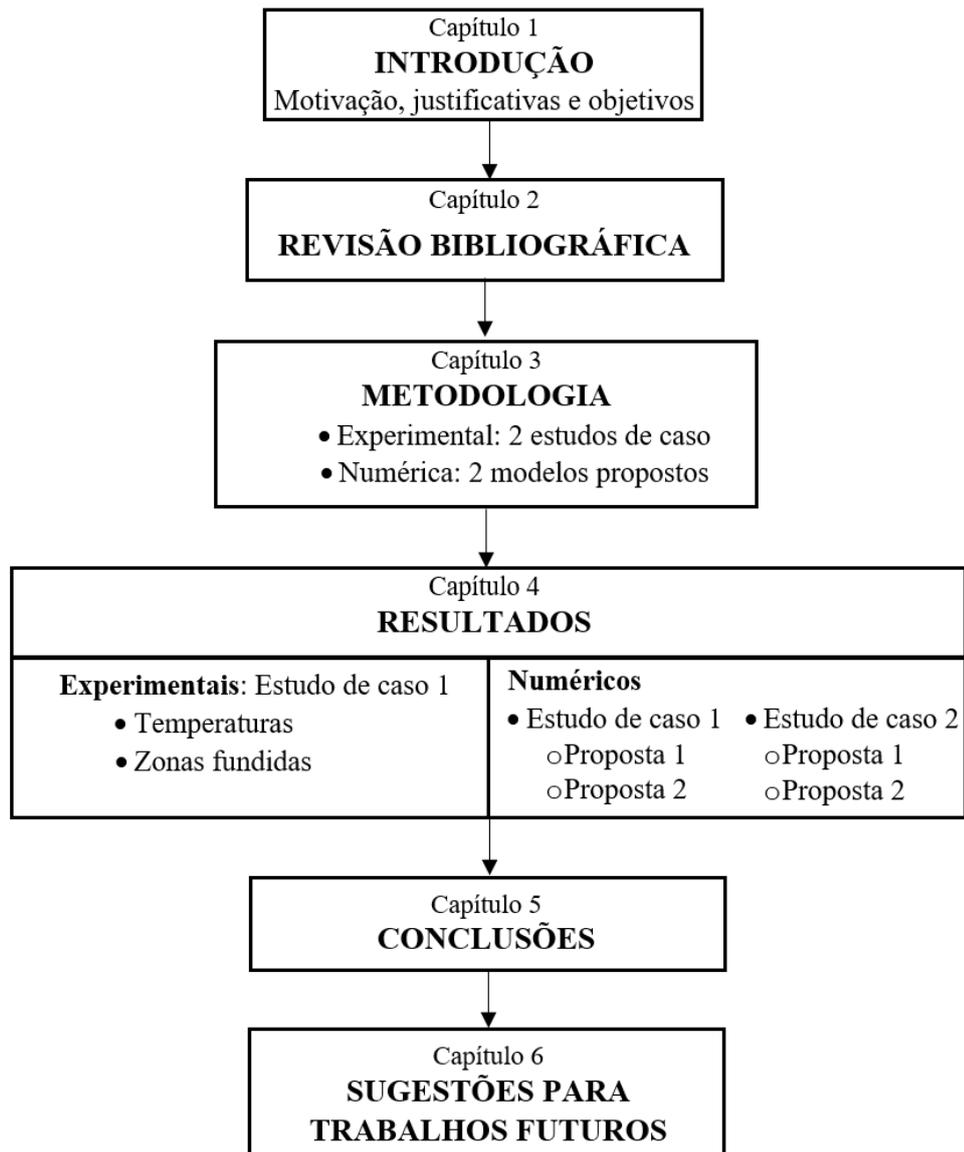
Assim, o objetivo geral deste trabalho é desenvolver um modelo numérico que simule com boa aproximação os efeitos da soldagem GTAW autógeno com deflexão magnética do arco para a distribuição de temperaturas do componente soldado. Os objetivos específicos podem ser descritos como:

- comparar resultados de soldagens experimentais com dois diferentes modos de deflexão do arco elétrico;
- realizar soldagens experimentais com chapas de duas espessuras;

- desenvolver um modelo numérico para soldagens com deflexão do arco;
- validar os modelos desenvolvidos comparando os resultados obtidos via simulação numérica com resultados obtidos experimentalmente.

Uma ilustração do organograma geral deste trabalho é mostrada na Figura 1.

Figura 1 – Organograma da sequência do trabalho



Fonte: Próprio autor

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

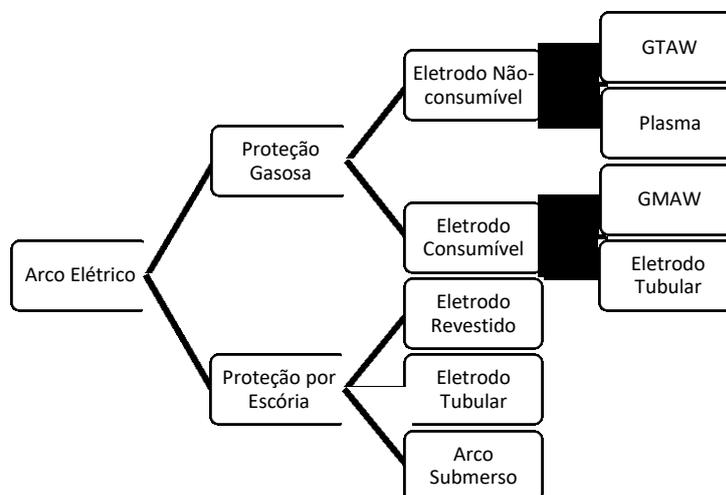
2.1 Conceitos Fundamentais

Os processos de soldagem a arco elétrico são caracterizados por uma grande imposição de calor localizado em uma pequena região, e a elevada taxa de resfriamento pode trazer um grande número de problemas às juntas soldadas, tais como, tensões residuais, trincas, distorções, entre outros. A análise numérica do processo de soldagem tem se tornado uma grande aliada para prever o que ocorre em uma junta quando submetida a um processo de soldagem, porém devido à alta complexidade deste processo, a análise numérica passa por diversas áreas, tornando necessário o conhecimento de alguns conceitos fundamentais.

2.1.1 Processos de soldagem a arco

Soldagem por fusão é o processo de união que usa a fusão do metal base, com ou sem metal de adição, para efetuar a solda (KOU, 2003). Entre os processos de soldagem por fusão, os processos a arco elétrico são os de maior importância na atualidade (MODENESI et al., 2012). A maioria dos processos de soldagem por fusão utiliza algum meio de proteção para minimizar as reações que tendem a ocorrer entre o material fundido e os gases da atmosfera. Segundo Wainer et al. (1992), os processos de soldagem a arco elétrico podem ser divididos conforme mostra a Figura 2.

Figura 2 – Processos de soldagem a arco elétrico



Fonte: Adaptado de Wainer et al. (1992)

Os processos citados na Figura 2 estão descritos conforme segue, segundo Wainer et al.(1992):

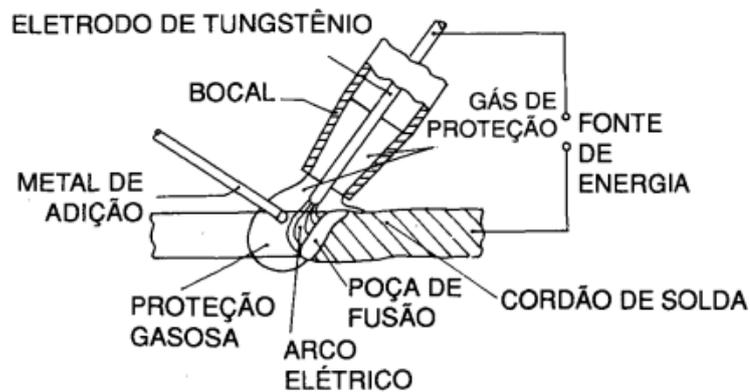
- Soldagem Gás-Tungstênio (GTAW): conhecido no Brasil como TIG (*Tungsten Inert Gas*), nesse processo a fusão de metais é obtida através de seu aquecimento com um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo de tungstênio não consumível e a peça. Durante a soldagem, este eletrodo sempre está protegido por um fluxo constante de gás inerte.
- Soldagem a Plasma (PAW): processo que funde e une metais, através de seu aquecimento com um arco elétrico constrito estabelecido entre um eletrodo de tungstênio não consumível e a peça. Utiliza dois orifícios para o gás, um para restringir o arco e outro para proteger o arco.
- Soldagem Gás-Metal (GMAW): processo que funde e une metais, através de seu aquecimento com um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo consumível alimentado continuamente e a peça. Pode utilizar um gás inerte (*Metal Inert Gas* - MIG) ou um gás ativo (*Metal Active Gas* - MAG) para proteger o arco.
- Soldagem com Eletrodo Tubular (FCAW): semelhante ao GMAW, mas onde o eletrodo consumível é formado por um tubo metálico com fluxo na sua parte interna.
- Soldagem com Eletrodo Revestido (SMAW): processo que funde e une metais, através de seu aquecimento com um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo metálico consumível revestido por um fluxo e a peça.
- Soldagem por Arco Submerso (SAW): processo que funde e une metais, através de seu aquecimento com um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo consumível alimentado continuamente e a peça, protegido por fluxo granular depositado sobre a solda durante o processo.

2.1.2 Processo de soldagem por fusão GTAW

No processo de soldagem por fusão, metais são unidos por fusão ao se aplicar calor na região de união dos materiais, podendo ser utilizado ou não um metal de adição. O processo de soldagem GTAW (*Gas Tungsten Arc Welding*), mais conhecido no Brasil como TIG (*Tungsten*

Inert Gas), utiliza como fonte de calor um arco elétrico mantido entre um eletrodo não consumível de tungstênio e a peça a soldar, sendo a proteção da região de soldagem feita por um gás inerte. Metal de adição também pode ser utilizado nesse processo de soldagem, acrescentando-se arames finos ou varetas à poça de fusão. Esse tipo de soldagem produz uma solda de muito boa qualidade (WAINER et al.,1992). A Figura 3 mostra esquematicamente o processo.

Figura 3 – Processo de soldagem GTAW



Fonte: Wainer et al. (1992)

2.1.3 Oscilação Magnética

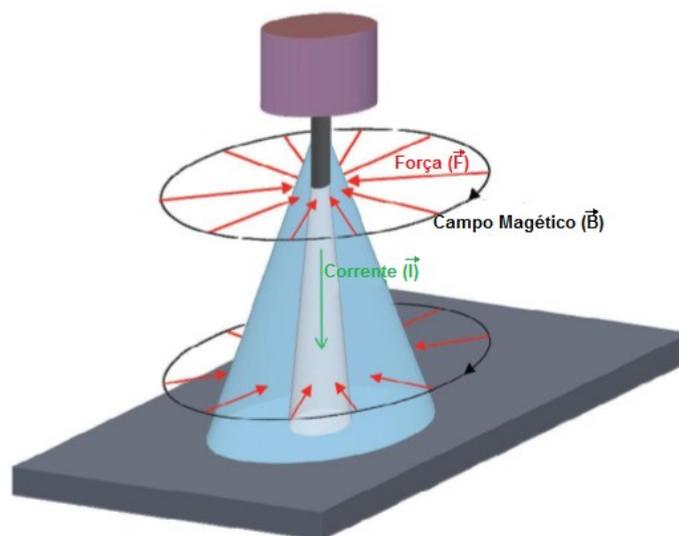
Um condutor elétrico percorrido por uma corrente elétrica gera ao seu redor um campo magnético. Este campo induz forças radiais no sentido para o centro do condutor, cuja intensidade pode ser determinada pela Eq. 1.

$$F_m = \mu(\mathbf{J} \times \mathbf{B}) \quad (1)$$

em que μ é a permeabilidade magnética do material do condutor, \mathbf{J} é a densidade da corrente e \mathbf{B} é a intensidade do campo magnético.

Como campos magnéticos são intrínsecos ao processo de soldagem, as forças, denominadas Forças de Lorentz, também são. Segundo Scotti e Ponomarev (2008), o jato de plasma surge devido à corrente que passa através do plasma, o que gera um campo magnético. Este campo faz com que surjam as Forças de Lorentz radiais no sentido do centro da coluna de plasma, que exercem uma pressão em cada elemento de área conforme mostra a Figura 4.

Figura 4 – Força magnética no arco de soldagem



Fonte: Adaptado de Reis et al., 2011.

Como o arco de soldagem toma uma forma similar a um tronco de cone, as forças eletromagnéticas exercem uma pressão diferente em cada seção do arco. Assim, devido à diferença de área em cada seção do arco, surge uma pressão eletromagnética maior na região mais próxima ao eletrodo e menor na região mais larga da coluna de plasma (mais próxima à peça soldada). Esta diferença de pressão faz com que o gás ionizado se desloque da seção de maior pressão para a de menor pressão.

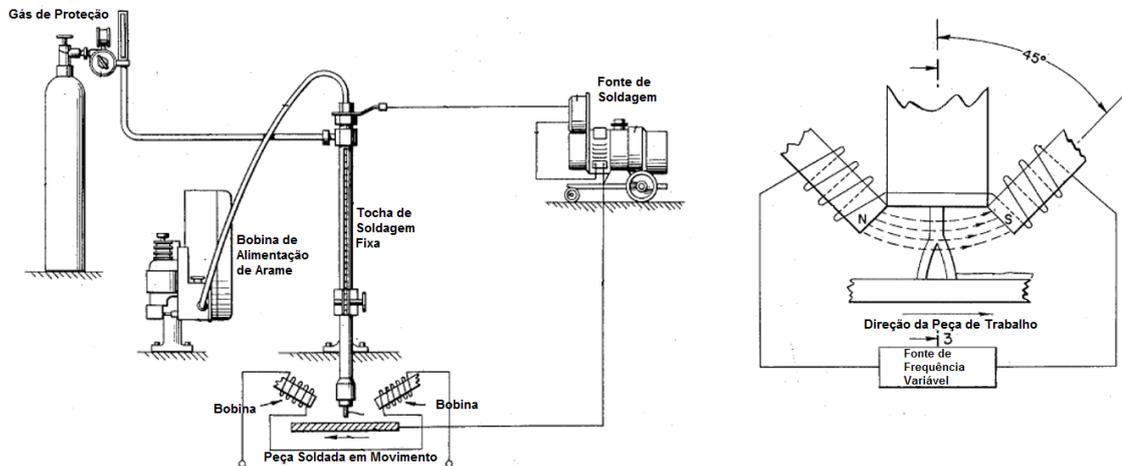
Por possuir um campo magnético gerado pelo próprio processo de soldagem a arco, campos magnéticos externos podem influenciar o arco elétrico. Esses campos podem ser gerados por outros processos, trazendo efeitos indesejados na soldagem (DUTRA e QUITES, 1979) ou propositalmente para oscilar o arco elétrico, semelhante à oscilação mecânica.

Ueyama et al., 2005, mostrou a influência do campo magnético gerado por um arco elétrico no outro, no processo de soldagem GMAW duplo arame. Neste, ficou evidenciado que, dependendo de sua intensidade, a deflexão magnética de um dos arcos pode levar à extinção do outro arco.

Greene, em 1960, patenteou um sistema de oscilação magnética do arco elétrico, que pode ser visto na Figura 5. Segundo Greene, utilizando-se adequadamente o material de adição a cada passagem da tocha de soldagem, podem-se obter cordões de solda com maior largura, o que é desejado em diversos processos. No caso do revestimento, por exemplo, este sistema poderia ser usado em lugar de um sistema mecânico de oscilação da tocha. No sistema

desenvolvido por Greene, a tocha de soldagem GMAW permanece fixa e a peça de trabalho se desloca linearmente, enquanto duas bobinas fazem a oscilação do arco.

Figura 5 – Sistema de oscilação magnética do arco elétrico



Fonte: Adaptado de Greene, 1960.

Atualmente existem sistemas comerciais para oscilar magneticamente arcos de soldagem e fontes de corrente alternada são usadas para controlar a oscilação (LARQUER, 2015). Blunt e Ribton (2000) fornecem recomendações gerais para a construção de eletroímãs para a oscilação magnética de arcos elétricos.

2.1.3.1 Física do Campo Magnético

A deflexão magnética do arco elétrico de soldagem ocorre pela interação de um campo magnético externo, que pode ser intencional ou não. Um fenômeno que pode tornar-se notavelmente incômodo é o sopro magnético (DUTRA e QUITES, 1979; LANCASTER, 1986). Um exemplo do sopro magnético é a deflexão de arcos na soldagem GMAW duplo arame (UEYAMA et al., 2005), em que o campo magnético gerado por um dos arcos pode defletir o outro, levando a sua extinção. A deflexão magnética ainda pode ser proveniente de campos magnéticos induzidos para fazer a oscilação do arco (GREENE, 1960; KANG e NA, 2002). Quaisquer dos fenômenos que causam a deflexão magnética do arco são governados por efeitos eletromagnéticos básicos, que devem ser comentados.

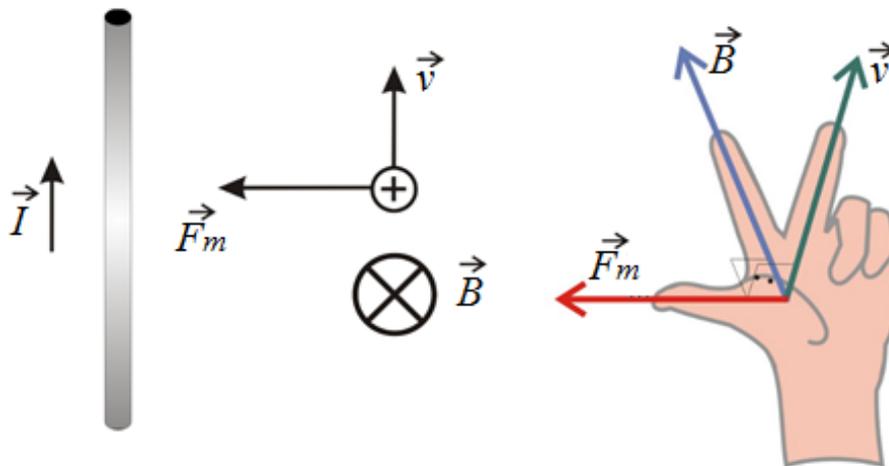
Na soldagem, uma corrente elétrica percorre o plasma (condutor), gerando um campo magnético. Uma carga elétrica positiva inserida neste campo sofrerá a ação de uma força magnética, conforme a Figura 5, que tem intensidade descrita pela Eq. 2.

$$\mathbf{F}_m = q(\mathbf{v} \times \mathbf{B}) \quad (2)$$

em que \mathbf{F}_m é a força magnética produzida, q é a carga elétrica inserida no campo magnético, \mathbf{v} é a velocidade de deslocamento da carga positiva inserida no campo magnético e \mathbf{B} é a intensidade campo magnético.

A direção e sentido da força são determinados pela regra da mão esquerda, conforme a Figura 6, para uma carga positiva inserida no campo magnético (SADIKU e ALEXANDER, 2003). O dedo indicador aponta o sentido do campo magnético e o dedo médio, colocado perpendicularmente ao indicador, aponta o sentido da velocidade da carga colocada no campo magnético. O polegar, então orientado perpendicularmente ao dedo indicador e ao dedo médio, apontará na direção da força a que as cargas são submetidas (HALLIDAY et al., 2004).

Figura 6 – Força gerada por um campo magnético em uma carga positiva



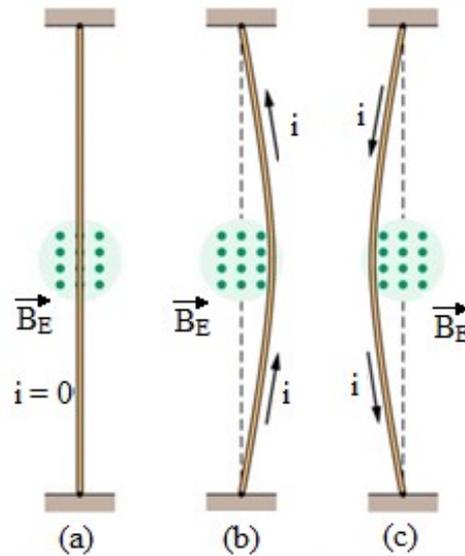
Fonte: Próprio Autor

Uma partícula carregada estacionária ou se movendo paralelamente ao campo magnético não sofrerá ação de forças devido a este campo. Entretanto, uma partícula carregada viajando, que não paralelamente, por um campo magnético terá sua direção de movimento modificada (deflexão de sua trajetória) (LARQUER, 2015).

Um condutor linear, como é o caso do arco elétrico, inserido neste campo magnético externo (\mathbf{B}_E) perpendicular, experimenta uma força lateral, conforme a Figura 7. A Figura 7(a) mostra um condutor linear na presença de campo magnético sem que haja passagem de corrente

elétrica por ele. Na Figura 7(b) ocorre a interação entre o campo magnético externo e o campo magnético gerado pela corrente que atravessa o condutor. Na Figura 7(c) há a inversão do sentido da corrente, que provoca a mudança na interação entre os campos magnéticos, conforme a regra da mão esquerda.

Figura 7 – Deflexão de um condutor linear por um campo magnético.



Fonte: Halliday et al. (2004)

A força gerada, que faz com que o condutor sofra esta deflexão, é proporcional ao comprimento do condutor dentro do campo magnético, à corrente elétrica fluindo através deste condutor e à densidade de fluxo magnético. Na Figura 8, é mostrado sequencialmente como a deflexão de um arco elétrico pode ser obtida aplicando um campo magnético externo ao mesmo.

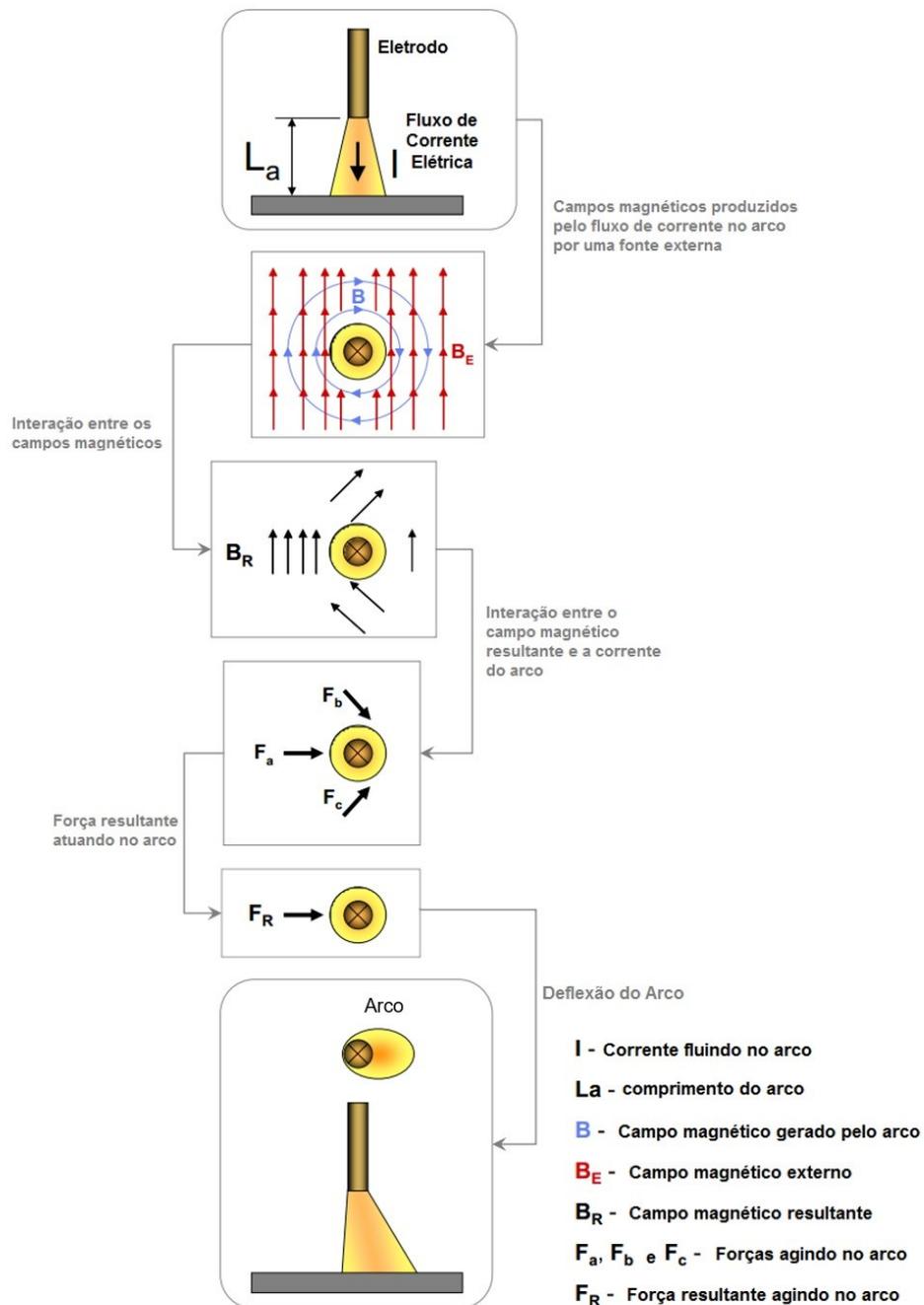
Então, de uma forma simplificada, se um arco elétrico, com comprimento La , é atravessado por uma corrente I , na presença de um campo magnético externo B_E , surge uma força F , que será perpendicular ao campo magnético e à corrente, agindo neste arco com intensidade que pode ser determinada pela Eq. 3.

$$F = I \cdot La \cdot B_E \quad (3)$$

2.1.4 Transferência de Calor em Soldagem

Nos processos de soldagem a arco, normalmente trabalha-se com uma fonte que gera uma elevada quantidade de calor, a fim de se conseguir a fusão do material a ser soldado (ARAÚJO, 2008). A transferência de calor gerada neste processo causa um aumento na temperatura da zona fundida e das regiões adjacentes (zona termicamente afetada).

Figura 8 – Etapas da deflexão do arco elétrico causada por um campo magnético externo



Fonte: Adaptado de Reis et al., 2011.

As alterações localizadas de temperatura podem provocar efeitos indesejados na junta soldada como tensões residuais, distorções, mudança nas propriedades químicas, físicas e mecânicas.

Segundo Modenesi et al. (2012), a intensidade de uma fonte de calor em soldagem não pode ser facilmente medida em condições práticas. Um dos parâmetros que é mais comumente usado é a energia de soldagem, Eq. 4, que é uma relação entre a quantidade de energia gerada pela fonte de calor e o comprimento de solda.

$$E = \frac{q_c}{L} = \frac{Q_g}{v_s} = \frac{U \cdot I}{v_s} \quad (4)$$

em que E é a energia por comprimento de solda, q_c é a calor gerado pela fonte, Q_g é a potência gerada, U é a tensão de soldagem, I é a corrente de soldagem e v_s é a velocidade de soldagem.

Outro parâmetro bastante usado é a potência gerada pela fonte Q_g , que é aquela fornecida pela fonte, porém parte dela é perdida. Algumas perdas incluem convecção e radiação do jato de plasma para o ambiente e efeito Joule no eletrodo. Assim, apenas parte dessa energia é transferida para a peça. A relação entre essa potência e a fornecida pela fonte é chamada de rendimento térmico (Eq. 5).

$$Q = \eta Q_g \quad (5)$$

em que Q é a quantidade de calor transferida para a peça e η é o rendimento térmico. Segundo Zain-Ul-Abdein (2009), esse rendimento térmico depende do processo de soldagem empregado, do gás de proteção ou fluxo, do material a ser soldado, das reflexões da superfície da peça de trabalho e do ambiente. A Tabela 1 apresenta valores de η para diversos processos.

Tabela 1 - Rendimento Térmico para alguns Processos de Soldagem

Processo	SAW Aço	SMAW Aço	GMAW CO2, aço	GMAW Ar, aço	GTAW Ar, aço	GTAW He, Al	GTAW Ar, Al
η	91 – 99%	66 – 85%	75 – 93%	66 – 70%	25 – 75%	55 – 80%	22 – 46%

Fonte: Adaptado de Zain-ul-abdein, 2009

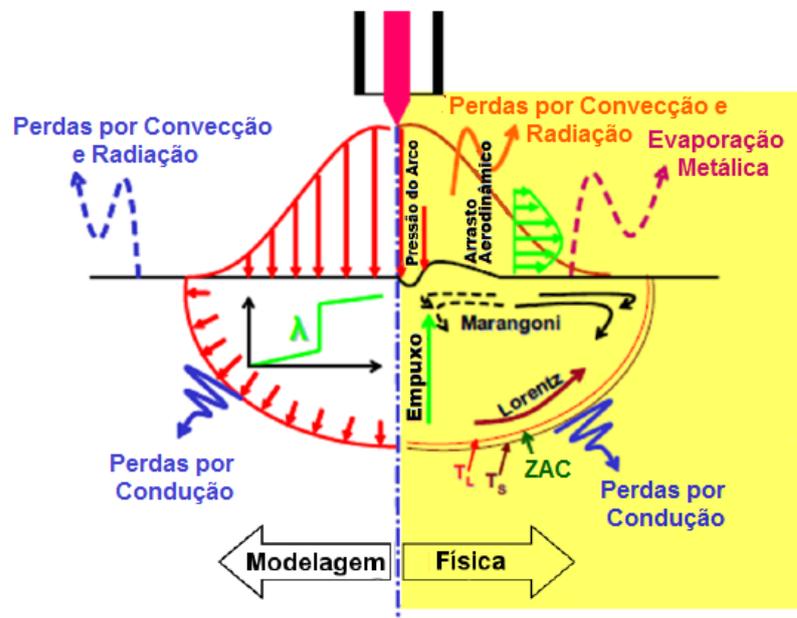
2.2 Simulação Numérica em Soldagem

Distorção, tensões residuais e a redução da rigidez de estruturas soldadas são os maiores problemas dentro da indústria de solda (HONGYUAN et al., 2005). Segundo Hu et al. (2006), a simulação numérica é de grande ajuda para controlar estes efeitos, porque pode fornecer a evolução de variáveis físicas, tais como temperaturas, deformações, tensões, etc., em qualquer ponto da estrutura.

Nos processos de soldagem, a simulação numérica possui um alto nível de não linearidades, o que requer um bom conhecimento de vários campos científicos (GILLES et al. 2009). A grande complexidade do processo, que envolve altos gradientes de temperatura, dilatação e contração térmica e transformações de fase, dificulta a modelagem do comportamento dos materiais durante a soldagem (FRANCIS, 2009).

Na modelagem numérica, a tocha de soldagem é representada por uma fonte de calor, que transfere a energia térmica gerada pela fonte à peça. A Figura 9 ilustra os fenômenos físicos que acontecem durante a soldagem (à direita) e o modelo simplificado destes fenômenos na poça de fusão usado para modelagem numérica (à esquerda).

Figura 9 – Processos físicos na soldagem a arco elétrico: real, (à direita) e simplificado (à esquerda).



Fonte: Adaptado de Gilles et al. (2009)

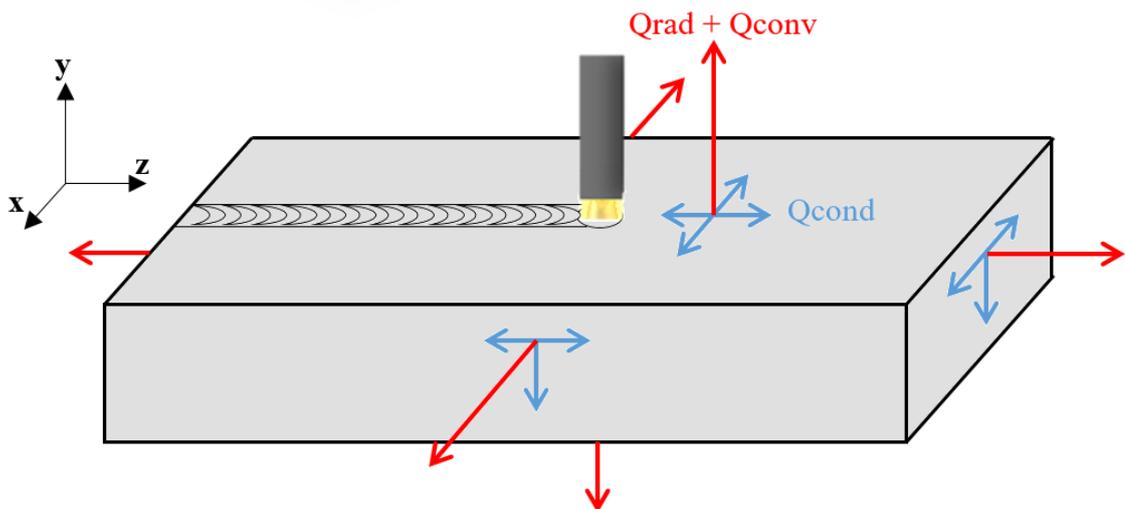
Segundo Hongyuan et al. (2005), problemas estruturais em soldagem resultam diretamente do ciclo térmico. A fim de prever a tensão e deformação com precisão após a soldagem, informações dos ciclos térmicos de soldagem são absolutamente necessários. Os efeitos das transformações microestruturais e tensões residuais são pequenos na transferência de calor, porém, o efeito da temperatura na microestrutura e nas tensões térmicas é grande (GOLDAK e AKHLAGHI, 2005). Por este motivo, a análise do ciclo térmico pode ser feita de maneira desacoplada da análise mecânica e de transformações na microestrutura.

A distribuição de temperaturas ao longo do componente soldado é dada pelas equações que governam a transferência de calor, através de método simplificado de análise, conforme a Figura 9.

2.2.1 Mecanismos de Transferência de Calor

Durante a soldagem, a energia que é transferida para o material a ser soldado através do arco causa o aumento de temperatura localizado onde está a coluna de plasma e também nas adjacências, e conforme a tocha se desloca ao longo da peça, parte do calor que foi transferido para a peça vai sendo dissipado para o ambiente. A Figura 10 mostra os fluxos de calor no material soldado.

Figura 10 – Fluxo de Calor no Material Soldado



Fonte: Próprio Autor

Durante o processo, a distribuição de temperaturas pode ser obtida pela Eq. 6.

$$\rho(T)C(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(k(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k(T)\frac{\partial T}{\partial z}\right) + \dot{Q} \quad (6)$$

em que $\rho(T)$ é a massa específica do material, $C(T)$ é o calor específico do material, $k(T)$ é a condutividade térmica do material, \dot{Q} é a taxa de calor gerado no interior do volume de controle. Essa equação, em coordenadas cartesianas, é a forma geral da difusão do calor (INCROPERA e DEWITT, 2008). A taxa de calor gerado é nula no caso da soldagem, já que o calor que está sendo transferido à peça é proveniente de uma fonte externa (tocha). Para contemplar os efeitos da mudança de fase do material, uma das técnicas que pode ser usada é o método da entalpia (HU e ARGYROPOULOS, 1996), cuja característica essencial é de que a evolução do calor latente é contabilizado na entalpia, com a relação entre a entalpia e temperatura. Estes métodos baseiam-se na equação de condução de calor expressa em função da entalpia (H), conforme a Eq. 7.

$$H(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(k(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k(T)\frac{\partial T}{\partial z}\right) \quad (7)$$

em que $H(T)$ é a integral da capacidade térmica em relação a temperatura, conforme a Eq. 8

$$H(T) = \int \rho(T)C(T)dT \quad (8)$$

Além da condução de calor no material, outros dois mecanismos de transferência de calor estão presentes na dissipação de calor do processo de soldagem: a convecção e a radiação. Também chamada de Lei de Resfriamento de Newton, a transferência de calor por convecção (Eq. 9) ocorre em todas as superfícies livres do material, onde este está em contato com o ar ambiente, ou outro fluido que esteja em contato com o material.

$$\dot{Q}_{conv} = hA(T - T_{\infty}) \quad (9)$$

em que h é o coeficiente de transferência de calor por convecção ou coeficiente de película, A é a área que está em contato com o ar, T é a temperatura do material e T_{∞} é a temperatura do ambiente. O coeficiente h depende das condições de convecção na superfície do elemento

(convecção natural ou forçada, formação de camada limite), das propriedades da superfície e ambiente e também das temperaturas T e T_{∞} , por variar com a temperatura.

De acordo com Incropera e Dewitt (2008), a radiação ocorre também em todas as superfícies livres do material, através da emissão de energia pela superfície, sob a forma de ondas eletromagnéticas. A quantidade de calor transferida por radiação é descrita pela Eq. 10.

$$Q_{rad} = \varepsilon \sigma_s (T^4 - T_{\infty}^4) \quad (10)$$

em que ε é a emissividade da superfície, σ_s é a constante de Stefan-Boltzman, T é a temperatura da superfície e T_{∞} é a temperatura do ambiente.

Segundo Araújo (2012), o valor da emissividade também é dependente da temperatura, sendo que, no processo de soldagem, ela varia de acordo com a temperatura do corpo sendo soldado, variando da temperatura ambiente até o ponto de fusão do aço, em torno de 1450°C.

2.2.2 Método dos Elementos Finitos

Embora o nome do MEF tenha sido dado recentemente, o conceito vem de muitos séculos atrás. Por exemplo, matemáticos encontraram a circunferência de um círculo aproximando pelo perímetro de um polígono circunscrito. Considerando a notação atual, cada lado do polígono pode ser chamado de ‘elemento finito’. Para um polígono aproximado inscrito ou circunscrito, conforme o número de lados do polígono aumenta, o valor aproximado do perímetro converge para o valor real. No atual método dos elementos finitos, uma equação diferencial é resolvida substituindo-a por uma série de equações algébricas (RAO, 2011). O método consiste em dividir o domínio da solução em regiões de forma simples, chamadas de elementos e obter uma solução aproximada das equações de cada um destes elementos. A solução total é gerada juntando as soluções individuais, tomando-se o devido cuidado para garantir a continuidade nas fronteiras dos elementos (CANALE e CHAPRA, 2011).

No início dos anos 1900, o comportamento estrutural de treliças, compostas de várias barras arrançadas em um padrão regular, começaram a ser aproximadas por um corpo elástico isotrópico. Em 1941, Courant apresentou um método de determinação de rigidez torsional de um eixo oco, dividindo a seção transversal em vários triângulos e usando uma função de variação de tensão linear através de cada triângulo em termos de valores no que atualmente são os chamados nós, em uma publicação do *Bulletin of American Mathematical Society*. Nós são

os pontos de interseção das arestas que delimitam cada elemento e o conjunto de elementos e nós é chamado de malha. Este trabalho é considerado por alguns como a origem do método dos elementos finitos atual. Na metade dos anos 1950, engenheiros da indústria aeronáutica trabalharam no desenvolvimento de métodos aproximados para prever as tensões induzidas em asas de aeronaves. Em 1956, Turner, Cough, Martin e Topp apresentaram um método para modelar a asa usando triângulos de três nós. Este estudo é considerado uma das contribuições chave no desenvolvimento do método dos elementos finitos. Na mesma época, Argyris e Kelsey publicaram diversos trabalhos delineando as matrizes produzidas contendo algumas das ideias dos elementos finitos, para a solução da análise de problemas estruturais (RAO, 2011).

Segundo Rao (2011), o nome elementos finitos foi usado pela primeira vez por Clough em 1960. Embora o MEF tenha sido originalmente desenvolvido mais em intuição do que em argumentos físicos, o método foi reconhecido como a forma clássica do método Rayleigh-Ritz no começo dos anos 1960. Com o reconhecimento das bases matemáticas do MEF e o desenvolvimento dos computadores de alta velocidade, a aplicação do MEF progrediu a uma taxa impressionante. Zienkiewicz e Cheung apresentaram uma interpretação ampla do método e sua aplicabilidade para problemas de campo em geral. O livro de Przemieniecki, intitulado *Theory of Matrix Structural Analysis*, apresenta o MEF aplicado à solução de problemas de análise de tensões. Com essa interpretação do MEF, foi descoberto que as equações dos elementos finitos podem derivar também de um método de resíduos ponderados, tais como o método de Galerkin ou o dos mínimos quadrados. Isto levou a um interesse generalizado entre os matemáticos em aplicar o MEF para a solução de equações diferenciais lineares e não-lineares. Hoje em dia, tem se tornado um padrão industrial resolver problemas práticos de engenharia usando o MEF (RAO, 2011).

Para problemas numéricos envolvendo processos de soldagem, o MEF vem sendo o método mais utilizado para simulação devido à sua capacidade de modelar condições complexas, tanto em relação à geometria quanto às condições de contorno.

O primeiro passo para utilizar o MEF, é dividir o domínio da solução em diversos elementos finitos, isto é, discretizar o domínio. Nesta etapa, deve ser definido o tipo de elemento a ser usado, o que definirá o número de nós e os graus de liberdade de cada elemento. O passo seguinte é desenvolver equações para aproximar as soluções para cada elemento. Estas equações resultam da discretização espacial e temporal que governam os fenômenos envolvidos. Com o conjunto de soluções dos nós e elementos obtêm-se a solução total do problema.

Assim, com as equações resultantes, um sistema de equações algébricas lineares pode ser construído para cada elemento, que pode ser expresso na forma matricial, conforme a Eq. 11.

$$\{K\}[x] = [F] \quad (11)$$

Em que $\{K\}$ é a chamada de Matriz de Rigidez do elemento, $[x]$ é o vetor de incógnitas nos nós e $[F]$ é o vetor de carga, o qual reflete o efeito de qualquer influência externa aplicada a esses nós.

Após a obtenção de um sistema para cada elemento, esses são agrupados de forma a se obter um sistema de equações que abranja todo o domínio (sistema de equações global). Neste ponto, as soluções para nós em comum de elementos vizinhos devem ser comparados e ter resultados iguais, para garantir a continuidade.

A solução do sistema de equações global, leva à solução do problema para todo o domínio.

2.2.3 Modelos de Fontes de Calor

Um aspecto muito importante para a simulação numérica da soldagem é a modelagem da fonte de calor, ou da distribuição da entrada de calor no material de base. Existem diversos modelos que descrevem a fonte de calor, que representa a transferência de calor da tocha para as peças a serem soldadas. Goldak e Akhlaghi (2005) classificam os modelos de fontes de calor de primeira a quinta gerações.

Segundo Goldak e Akhlaghi (2005), a teoria básica da distribuição de calor foi apresentada por Fourier e aplicada em fontes de calor móveis por Rosenthal (1941), sendo o método mais usado para cálculo de distribuição de temperatura em soldagem. As fontes de primeira geração são os modelos de fonte de calor do tipo pontual, linha e plana, propostas por Rosenthal (1941). Como propõe uma fonte de calor concentrada, esses modelos de fonte de calor devem ser usados quando a zona fundida for muito pequena em comparação com o tamanho da chapa, que podem ser consideradas como chapas infinitas, onde se obtém bons resultados somente em regiões mais afastadas da zona fundida. Tanto a fonte de calor pontual quanto a fonte em linha de Rosenthal (1941) estão sujeitos a erros grandes de temperaturas na zona fundida e termicamente afetada, já que a temperatura na fonte é infinita (ARAÚJO, 2012).

As fontes de segunda geração são os modelos de fonte de calor distribuídas em áreas ou volumes. São as mais usadas devido à sua simplicidade e também aos bons resultados obtidos mesmo na região próxima da solda. Goldak e Akhlaghi (2005) recomendam o uso das fontes de segunda geração para a simulação do processo de soldagem, caso a poça de fusão não seja o foco do estudo. Isso simplifica a análise, diminuindo o esforço computacional e dando bons resultados fora da poça de fusão. Para melhorar a acurácia da distribuição de temperaturas e o formato da poça de fusão na simulação numérica, Eagar e Tsai (1983) desenvolveram uma fonte com distribuição gaussiana de calor, conforme a Figura 11. O modelo de fonte de calor do tipo gaussiana é mais realístico que as fontes pontuais, pois distribui o calor sobre uma área. Com o objetivo de representar melhor os processos de soldagem com pouca penetração e com maiores penetrações, Goldak, Chakravarti e Bibby (1984) desenvolveram um novo modelo de fonte de calor tridimensional: o duplo-elipsoide, conforme a Figura 13. A fonte de calor do tipo duplo-elipsoide distribui o calor em um volume e não em uma área, tornando esse modelo adequado para prever a profundidade da poça de fusão.

As fontes de terceira geração modelam a interface líquido-sólido na poça de fusão, pela equação da energia. As de quarta geração usam as equações de fluidodinâmica na poça de fusão e as fontes de quinta geração acrescentam aos modelos anteriores as equações de magneto-hidrodinâmica da soldagem.

2.2.3.1 Modelo de Fonte de Calor com Distribuição Gaussiana

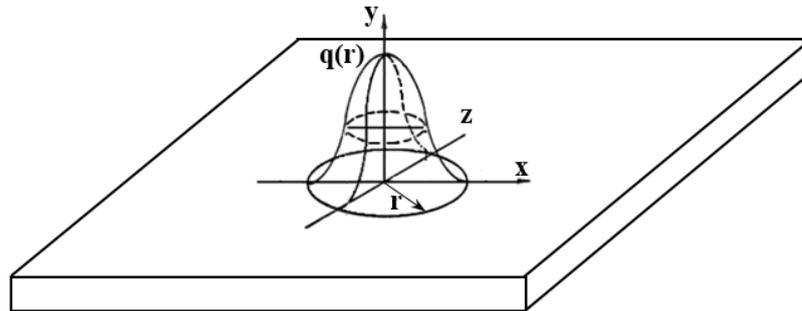
Esse modelo de distribuição o fluxo de calor é aplicado sobre uma área e a intensidade segue uma curva gaussiana. A Figura 11 mostra esquematicamente a fonte com distribuição gaussiana.

A Eq. 12 descreve a intensidade da distribuição de calor ao longo da área.

$$q(r) = q(0)e^{-C_d r^2} \quad (12)$$

em que $q(r)$ é o fluxo de calor no raio r , $q(0)$ é o máximo fluxo de calor no centro da fonte, C_d é o coeficiente de distribuição e r é a distância radial até o centro da fonte. O coeficiente de distribuição está relacionado com a largura da fonte. Uma fonte mais concentrada terá um diâmetro menor e um valor de coeficiente C_d maior. Esse coeficiente pode ser determinado pela Eq. 13.

Figura 11 – Fonte de Calor Gaussiana



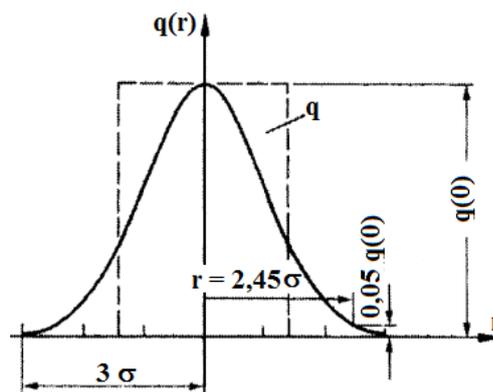
Fonte: Próprio Autor

$$C_d = \frac{1}{2\sigma^2} \quad (13)$$

em que σ é o parâmetro de distribuição.

Pela Eq. 12 podemos perceber que quanto mais afastado do centro da curva gaussiana o ponto for, menor será a quantidade de calor imposta, porém o zero só é alcançado no infinito. Por isso, o limite de aplicação do calor é definido como o valor em que a fonte atinge 5% do seu valor máximo (Kyriakongonas, 2008), conforme mostra a Figura 12.

Figura 12 – Parâmetros da distribuição gaussiana de calor



Fonte: Adaptado de Goldak e Akhlaghi (2005)

É possível determinar o raio de aplicação de calor (RAC) em função do parâmetro de distribuição (σ), conforme Eq. 14. Este é o raio máximo, ou seja, o limite da aplicação do calor.

$$RAC = 2,45 \cdot \sigma \quad (14)$$

O calor máximo do centro da fonte $q(0)$ é determinado pela Eq. 15.

$$q(0) = \frac{C_d Q}{\pi} = \frac{Q}{2\sigma^2\pi} \quad (15)$$

Substituindo a Eq. 15 na Eq. 12, tem-se:

$$q(r) = \frac{Q}{2\sigma^2\pi} e^{-r^2/2\sigma^2} \quad (16)$$

A Eq. 16 fornece a distribuição de calor gaussiana em uma superfície (EAGAR; TSAI, 1983).

2.2.3.2 Modelo de Fonte de Calor Duplo-elipsoide

Neste modelo, a intensidade do calor também segue uma curva gaussiana, porém em um volume delimitado por dois elipsoides, sendo um frontal e outro posterior, conforme a Figura 13.

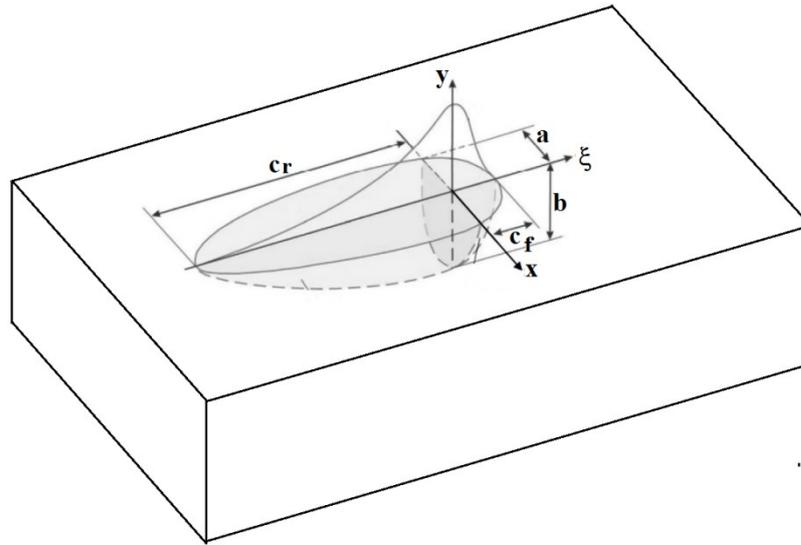
Para este modelo de fonte de calor, um elipsoide com centro em $(0,0,0)$ e semieixos a , b , c paralelos aos eixos coordenados x , y , ξ , com distribuição gaussiana de calor, pode ser descrito pela Eq. 17 (GOLDAK, CHAKRAVARTI e BIBBY, 1984).

$$q(x, y, \xi) = q_m e^{-Ax^2} e^{-By^2} e^{-C\xi^2} \quad (17)$$

Em que A , B e C são constantes e q_m é o fluxo de calor máximo no centro do elipsoide. A conservação de energia requer que:

$$2Q = 2\eta U i = 8 \iiint_0^\infty q_m e^{-Ax^2} e^{-By^2} e^{-C\xi^2} dx dy d\xi \quad (18)$$

Figura 13 – Fonte de Calor Duplo-elipsoide



Fonte: Adaptado de Goldak, Chakravarti e Bibby (1984)

Resolvendo a Eq. 18, tem-se:

$$q_m = \frac{2Q\sqrt{ABC}}{\pi\sqrt{\pi}} \quad (19)$$

Assim como para a fonte gaussiana, os semieixos a , b e c que são definidos como a distância em que o fluxo de calor cai a 5% nas direções x , y e z , respectivamente. As constantes A , B e C , podem ser determinadas por:

$$q(a, 0, 0) = q_m e^{-Ax^2} = 0,05q_m \quad (20)$$

Portanto:

$$A = \frac{3}{a^2} \quad (21)$$

Similarmente,

$$B = \frac{3}{b^2} \quad (22)$$

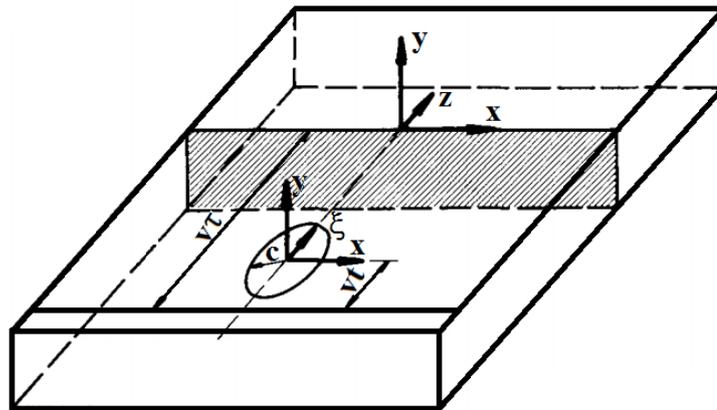
$$C = \frac{3}{c^2} \quad (23)$$

Substituindo as Eq. 19, 21, 22 e 23 na Eq. 17, tem-se:

$$q(x, y, \xi) = \frac{6\sqrt{3}Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3\xi^2/c^2} \quad (24)$$

O sistema de coordenadas (x, y, ξ) se move com a fonte calor, conforme mostra a Figura 14. A coordenada ξ se relaciona com z , de um sistema de coordenadas fixo (x, y, z) conforme a Eq. 25.

Figura 14 – Sistema de coordenadas móvel



Fonte: Adaptado de Goldak, Chakravarti e Bibby (1984)

$$\xi = z + vs(\tau - t) \quad (25)$$

Em que vs é a velocidade de soldagem na direção z , τ é o atraso da fonte para definir a posição da fonte em $t = 0$ e t é o tempo. Substituindo a Eq. 25 em 24:

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3[z+vs(\tau-t)]^2/c^2} \quad (26)$$

A Eq. 26 descreve o fluxo de calor em casos em que o semi-elipsoide frontal e posterior (Figura 13) são iguais, ou seja, c_r e c_f são iguais a c . Para o modelo duplo-elipsoide, a Eq. 27 descreve o fluxo de calor para o semi-elipsoide frontal e a Eq. 28 para o semi-elipsoide posterior.

$$q_f(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{abc_f \pi \sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3[z+v(\tau-t)]^2/c_f^2} \quad (27)$$

$$q_r(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc_r \pi \sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3[z+v(\tau-t)]^2/c_r^2} \quad (28)$$

Em que f_f é a fração de calor depositado no semi-elipsoide frontal e f_r é a fração de calor depositado no semi-elipsoide posterior. Segundo Goldak, Chakravarti e Bibby (1984), a soma dessas duas frações deve ser igual a 2, ou seja:

$$f_f + f_r = 2 \quad (29)$$

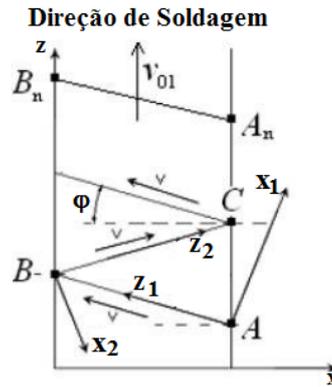
2.3 Simulação Numérica de Soldagem com Tecimento Mecânico

A simulação de soldagem com tecimento mecânico exige uma modificação nas equações dos modelos de fonte calor para simular o movimento da tocha, que nesta forma de soldagem é um movimento oscilatório.

Hu et al. (2006) propuseram essa transformação de coordenadas para simular um processo de soldagem com tecimento em chapas de aço 10Ni-5Cr-Mo-V, comparando resultados experimentais do campo de temperaturas e tensões residuais com os resultados numéricos obtidos com do modelo duplo-elipsoide, através do método dos elementos finitos.

Como a direção de soldagem varia no processo com tecimento, os autores definiram um sistema de coordenadas local, que se move com a fonte de calor. Assim, na Figura 15, a fonte de calor se move sobre o eixo z_1 quando a tocha se desloca para a esquerda e sobre o eixo z_2 quando a tocha se desloca para a direita.

Figura 15 – Método de Conversão de Coordenadas



Fonte: Adaptado de Hu et al. (2006)

Após a transformação de coordenadas, as novas coordenadas são inseridas na Eq. 27 e Eq. 28, que ficam em função das coordenadas transformadas conforme a Eq. 30, para o semi-elipsoide frontal e a Eq. 31 para o semi-elipsoide posterior, conforme apresentado por Hu et al., 2006.

$$q_f(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{abc_f \pi \sqrt{\pi}} e^{-3(x \cos \varphi + z \sin \varphi)^2 / a^2} e^{-3y^2 / b^2} e^{-3[(z \cos \varphi - x \sin \varphi) + v(\tau - t)]^2 / c_f^2} \quad (30)$$

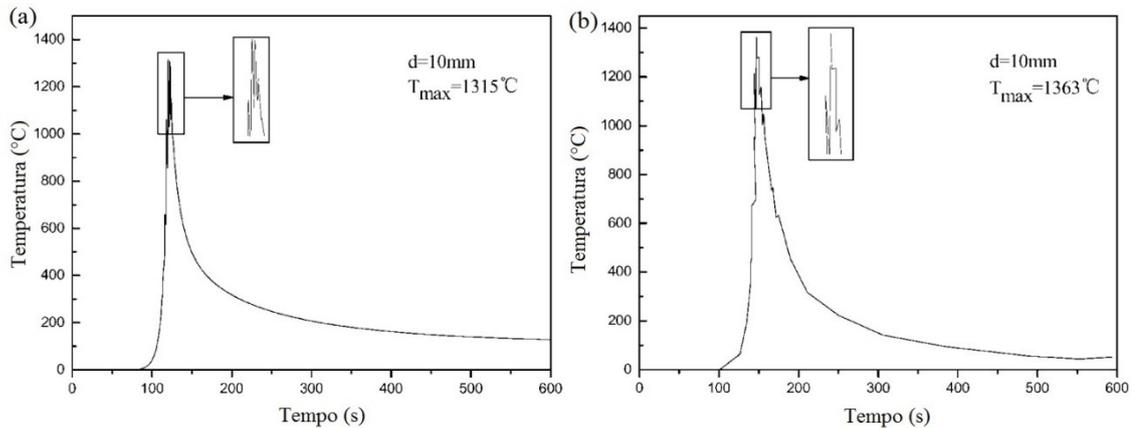
$$q_r(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc_r \pi \sqrt{\pi}} e^{-3(x \cos \varphi + z \sin \varphi)^2 / a^2} e^{-3y^2 / b^2} e^{-3[(z \cos \varphi - x \sin \varphi) + v(\tau - t)]^2 / c_r^2} \quad (31)$$

A eficiência térmica do processo utilizada por Hu et al. (2006) foi de 75%, tanto para o caso com tecimento quanto para o caso sem tecimento. As temperaturas foram comparadas em quatro pontos, sendo a 10 mm da linha de centro do cordão o mais próximo e a 20 mm, o mais distante. A diferença máxima entre as temperaturas obtidas experimentalmente e numericamente foram, para o caso sem tecimento, aproximadamente 8% a 12 mm da linha de centro do cordão e para o caso com tecimento em torno de 20% a 20 mm da linha de centro do cordão. Resultados obtidos para o ponto a 10 mm da linha de centro do cordão de solda para o caso com tecimento e sem tecimento são mostrados na Figura 16.

Considerando os resultados apresentados pelos autores, o modelo numérico representa bem o experimental, mostrando uma boa proximidade entre os dois resultados para os ciclos térmicos, apesar da diferença apresentada na curva de resfriamento. Porém, não são

apresentados neste trabalho os resultados de zona fundida para a comparação da poça de fusão obtida numericamente e experimentalmente.

Figura 16 – Comparação de ciclos térmicos: (a) Com tecimento – numérico e (b) Com tecimento – experimental



Fonte: Adaptado de Hu et al. (2006)

Similarmente ao proposto por Hu et al. (2006), Chen et al. (2014) também usaram uma transformação de coordenadas com o modelo de duplo-elipsoide para simular a soldagem com tecimento mecânico. Nesta proposta, os autores usam um sistema de coordenadas que se move com a fonte de calor para definir o fluxo de calor, assim como Hu et al. (2006), para analisar os efeitos da amplitude e da frequência de oscilação no campo de temperaturas no processo de soldagem. Para validar o modelo desenvolvido, Chen et al. (2014) usaram um caso experimental na soldagem de aço baixo carbono usando o processo GMAW. As temperaturas foram medidas em dois pontos na superfície da chapa, a 10 mm e a 20 mm da linha de centro do cordão.

Neste modelo, diferentemente do proposto por Hu et al. (2006), Chen et al. (2014) modificam além das coordenadas, os semieixos do elipsoide do modelo duplo-elipsoide em função do ângulo de tecimento (a , b , c_f e c_r). Assim como na proposta anterior, o processo de soldagem com a transformação de coordenadas pode ser dividida em dois percursos, um quando a tocha se movimenta da direita para a esquerda e um quando a tocha se movimenta da esquerda para a direita, conforme a Figura 15. Para o primeiro trajeto, inserindo a transformação de coordenadas e a mudança nos semieixos nas Eq. 27 e 28, tem-se as Eq. 32 e 33 para os semi-elipsoides frontal e posterior, respectivamente, conforme sugerido por Chen et al., 2014.

$$q_f(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{abc_f \pi \sqrt{\pi} (\cos\varphi)^2} e^{-3\left\{\frac{[(x\text{sen}\varphi - z\text{cos}\varphi) + v_x(\tau-t)]^2}{(a\text{cos}\varphi)^2} + \frac{y^2}{(b)^2} + \frac{[(z\text{sen}\varphi + x\text{cos}\varphi) + v_z(\tau-t)]^2}{(c_f \text{cos}\varphi)^2}\right\}} \quad (32)$$

$$q_r(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc_r \pi \sqrt{\pi} (\cos\varphi)^2} e^{-3\left\{\frac{[(x\text{sen}\varphi - z\text{cos}\varphi) + v_x(\tau-t)]^2}{(a\text{cos}\varphi)^2} + \frac{y^2}{(b)^2} + \frac{[(z\text{sen}\varphi + x\text{cos}\varphi) + v_z(\tau-t)]^2}{(c_r \text{cos}\varphi)^2}\right\}} \quad (33)$$

Similarmente, para o segundo trajeto, surgem as Eq. (34) e (35) para os semi-elipsóides frontal de posterior, respectivamente, conforme mostrado por Chen et al., 2014.

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{abc_f \pi \sqrt{\pi} (\cos\varphi)^2} e^{-3\left\{\frac{[(x\text{sen}\varphi + z\text{cos}\varphi) + v_x(\tau-t)]^2}{(a\text{cos}\varphi)^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{[(z\text{sen}\varphi - x\text{cos}\varphi) + v_z(\tau-t)]^2}{(c_f \text{cos}\varphi)^2}\right\}} \quad (34)$$

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc_r \pi \sqrt{\pi} (\cos\varphi)^2} e^{-3\left\{\frac{[(x\text{sen}\varphi + z\text{cos}\varphi) + v_x(\tau-t)]^2}{(a\text{cos}\varphi)^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{[(z\text{sen}\varphi - x\text{cos}\varphi) + v_z(\tau-t)]^2}{(c_r \text{cos}\varphi)^2}\right\}} \quad (35)$$

Para a simulação numérica, Chen et al. (2014) usaram o método dos elementos finitos com a malha mais refinada usada na zona fundida e na zona termicamente afetada e a malha mais grosseira afastada da zona de soldagem, com tamanho mínimo do elemento de 1 mm e a eficiência térmica da soldagem (η) 80%, em um material de 120 mm de comprimento, 70 mm de largura e 6 mm de espessura. A Figura 17 mostra a comparação entre os resultados de temperatura obtidos experimentalmente e numericamente para o ponto a 10 mm da linha de centro (A) e a 20 mm (B) no trabalho de Chen et al., 2014.

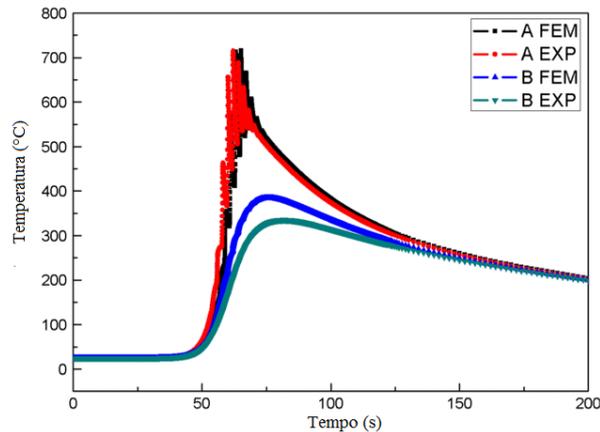
Como mostra a Figura 17, os resultados para as temperaturas são próximos aos obtidos experimentalmente, sendo que no ponto A os resultados são mais próximos que no ponto B. Os autores não apresentaram a comparação dos resultados para a poça de fusão.

2.4 Simulação Numérica de Soldagem com Oscilação Magnética

As fontes de calor até então propostas para a soldagem podem ser modificadas para simular a deflexão do arco de soldagem. Hongyuan, et al. (2005) usaram o modelo da fonte duplo-elipsoide para simular os efeitos da deflexão magnética causada pela influência de um

arame no outro na soldagem GMAW duplo arame. Os autores incluíram ângulos entre o eixo do arco e os eixos principais na fonte de calor volumétrica duplo elipsoide, modificando os semieixos das elipses em função de um ângulo de inclinação da tocha, gerando um novo sistema de coordenadas, como mostra a Figura 18.

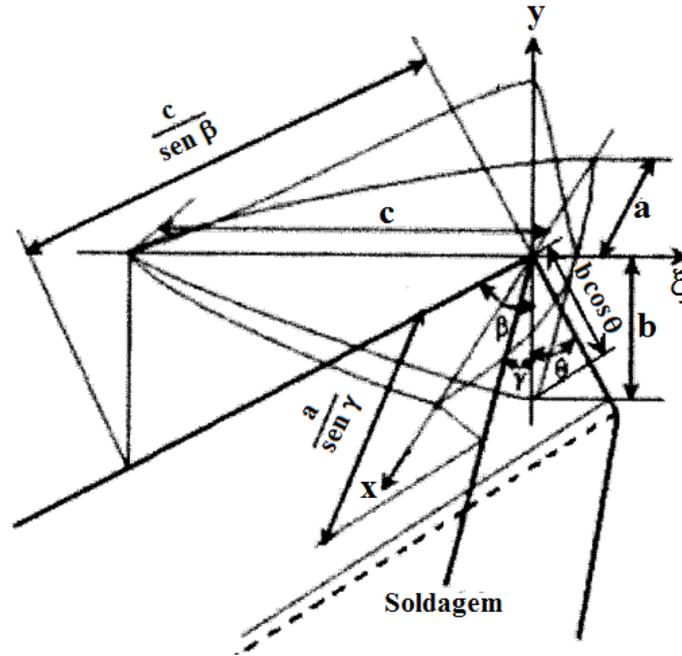
Figura 17 – Comparação entre o campo de temperaturas entre o experimental e a simulação por elementos finitos



Fonte: Fonte: Adaptado de Chen et al. (2014)

A simulação numérica foi feita usando uma malha estruturada, em um material de 400 mm de comprimento, 300 mm de largura e 5 mm de espessura, cujo tamanho do menor elemento é de 1,25 mm, com o método dos elementos finitos, considerando o modelo de fonte de duplo elipsoide convencional e o duplo elipsoide proposto por Hongyuan, et al. (2005). Inserindo os semieixos modificados na Eq. 27 e na Eq. 28, tem-se as Eq. 36 e 37 para os semi-elipsóides frontal e posterior, respectivamente, conforme Hongyuan et al., 2005.

Figura 18 – Modelo proposto por Hongyuan, et al. (2005)



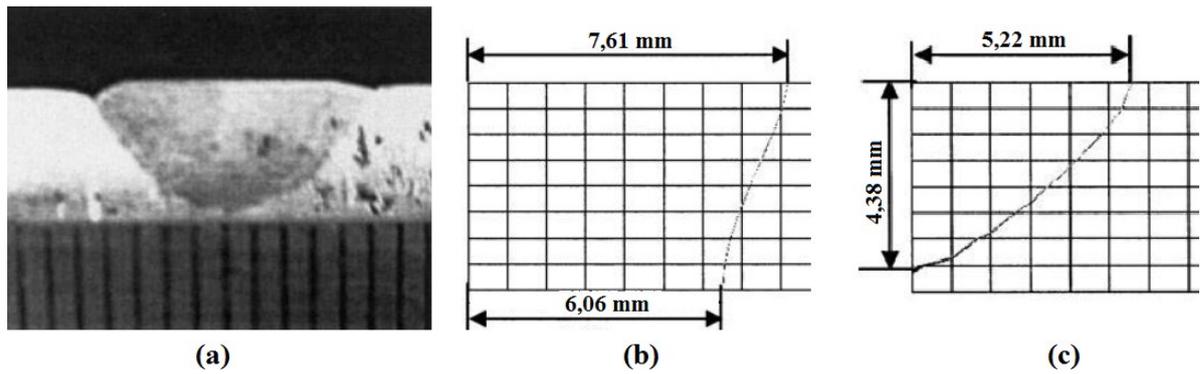
Fonte: Adaptado de Hongyuan, et al. (2005)

$$q_f(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q \text{sen} \gamma \text{sen} \beta}{abc_f \pi \sqrt{\pi} \cos \theta} \cdot e^{-3x^2 / \left(\frac{a}{\text{sen} \gamma}\right)^2} e^{-3y^2 / (b \cdot \cos \theta)^2} e^{-3[z + v(\tau - t)]^2 / \left(\frac{c_f}{\text{sen} \beta}\right)^2} \quad (36)$$

$$q_r(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q \text{sen} \gamma \text{sen} \beta}{abc_r \pi \sqrt{\pi} \cos \theta} \cdot e^{-3x^2 / \left(\frac{a}{\text{sen} \gamma}\right)^2} e^{-3y^2 / (b \cdot \cos \theta)^2} e^{-3[z + v(\tau - t)]^2 / \left(\frac{c_r}{\text{sen} \beta}\right)^2} \quad (37)$$

Para elucidar os resultados, Hongyuan, et al. (2005) mostraram uma comparação entre os resultados de temperatura obtidos usando o modelo de fonte de calor em duplo elipsoide convencional e o modelo proposto pelos autores em oito pontos, sendo o mais próximo a linha de centro do cordão a 6 mm e o mais distante a 80 mm. Para o modelo duplo elipsoide sem os efeitos da deflexão magnética, a diferença máxima entre as temperaturas obtidas numericamente e experimentalmente foi de 33% a 6 mm da linha de centro do cordão, enquanto com o modelo proposto por Hongyuan, et al. (2005) a diferença neste ponto foi de aproximadamente 2%, com a diferença máxima de 12% a 20 mm da linha de centro do cordão. Além da temperatura, Hongyuan, et al. (2005) compararam as poças de fusão do modelo proposto com os resultados experimentais, como pode ser visto na Figura 19.

Figura 19 – Comparação das poças de fusão: em (a) experimental, em (b) modelo duplo-elipsoide e em (c) modelo proposto por Hongyuan et al. (2005).



Fonte: Adaptado de Hongyuan et al. (2005)

As dimensões da poça experimental podem ser obtidas pela Figura 19(a), em que a divisão das barras está em milímetros. Para as dimensões das zonas fundidas a diferença entre os resultados experimentais e numéricos foi de aproximadamente 50% na largura e 20% na penetração, para o modelo duplo-elipsoide convencional e 16% na largura e 7% na penetração para o modelo proposto por Hongyuan, et al. (2005). Estes autores não descrevem os parâmetros usados nos modelos para cada caso, tais como eficiência e dimensões do elipsoide. Apesar de apresentar bons resultados de temperatura e poça de fusão para o caso estudado, o modelo foi validado apenas para a deflexão do arco em uma direção: a direção de soldagem. Essa validação não contempla casos em que o arco é desviado transversalmente, como o tecimento via deflexão magnética do arco.

3 METODOLOGIA

O presente trabalho visa o desenvolvimento de uma metodologia numérica para a simulação de soldagens com a deflexão do arco. Para isso, é necessário validar o modelo, comparando os resultados obtidos via simulação numérica com resultados obtidos experimentalmente. Deste modo, a metodologia deve ser dividida em duas partes básicas: experimental e numérica. A experimental visa fornecer embasamento e parâmetros de comparação para o desenvolvimento da metodologia numérica, principal objetivo deste trabalho.

3.1 Metodologia Experimental

A validação dos modelos numéricos propostos para soldagens com deflexão do arco passa por dois momentos distintos. O primeiro visa utilizar um procedimento experimental no qual o ângulo de deflexão é mantido constante ao longo do processo de soldagem, que permite um maior controle das variáveis do processo. Este procedimento é o Estudo de Caso 1. Após a validação do modelo utilizando este primeiro procedimento, um segundo caso é estudado, em que os resultados do experimento realizado por Larquer (2015) são usados para validar o modelo para casos onde há tecimento via deflexão magnética do arco, ou seja, casos em que o ângulo de deflexão varia ao longo do processo. Este procedimento é chamado de Estudo de caso 2. Ambos os experimentos são mostrados a seguir.

3.1.1 Estudo de caso 1

O caso estudado consiste em uma soldagem sobrechapa sem material de adição, com o processo GTAW. Os experimentos foram realizados no laboratório de soldagem da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande – FURG em amostras de 200 mm de comprimento por 100 mm de largura, com espessuras de 3,2 mm e 6 mm. Para cada caso estudado, foram feitas soldagens em três corpos de prova. Para cada corpo de prova, foram obtidos resultados de ciclos térmicos, tensão e corrente média. Os equipamentos, materiais e metodologia são descritos a seguir.

3.1.1.1 Material de base

O material das chapas e de base das soldagens usadas neste experimento é o aço SAE 1020. Este é um aço de baixo teor de carbono que apresenta características como boa resistência mecânica, boa ductilidade e boa soldabilidade, o que faz com que seja um material muito usado na indústria mecânica, já que sua fusão, na execução da solda, não causa transformação considerável de sua estrutura cristalina. A Tabela 5 mostra a composição química do aço SAE 1020, segundo a norma NBR MN 87.

Tabela 2 – Composição química aço SAE 1020

Elemento	Carbono (C)	Manganês (Mn)	Fósforo (P)	Enxofre (S)
% mín	0,18	0,30	-	-
% máx	0,23	0,60	0,03	0,05

Fonte: NBR MN 87 (2000)

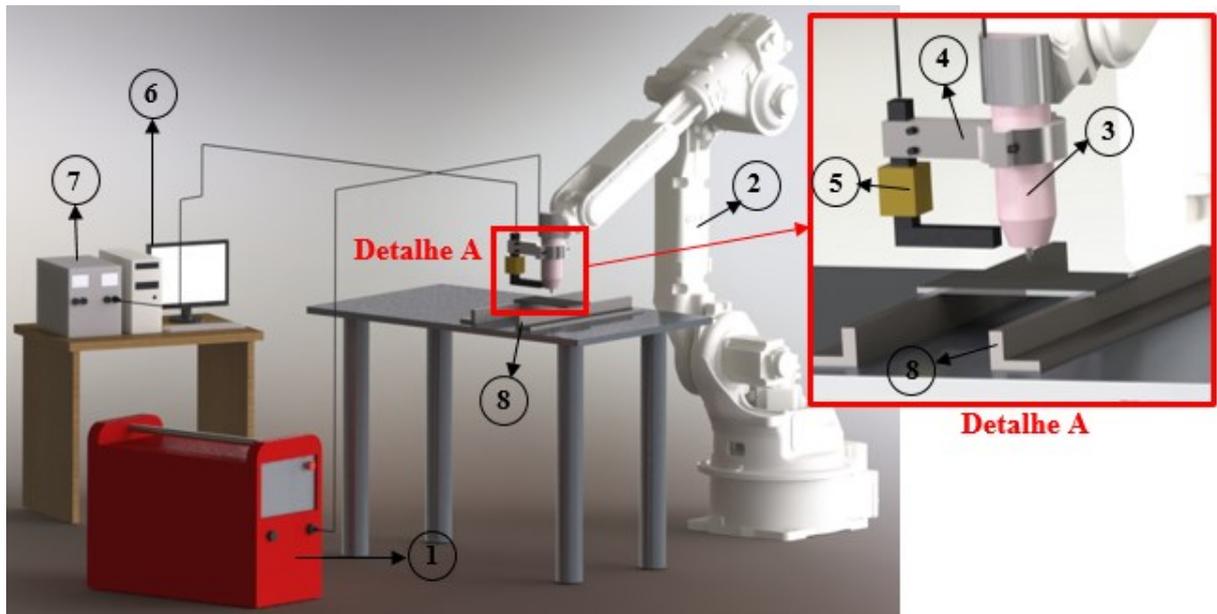
3.1.1.2 Equipamentos

As soldagens foram realizadas em uma bancada de ensaios, a qual pode ser vista na Figura 20. Os equipamentos utilizados, conforme a numeração da Figura 20, são: 1 – Fonte de soldagem; 2 – Robô de soldagem; 3 – Tocha GTAW; 4 – Dispositivo de fixação do eletroímã; 5 – Eletroímã 6 – Sistema de aquisição de dados; 7 – Fonte de alimentação do eletroímã; 8 – Suporte para a peça.

A fonte de soldagem utilizada foi Sinergica Fronius Transpuls 5000, ilustrada com maior detalhe na Figura 21(a). As soldagens foram realizadas por um robô de soldagem de 6 graus de liberdade, com repetibilidade de 0,06 mm, marca Motoman, modelo HP20D, conforme mostra a Figura 21(b).

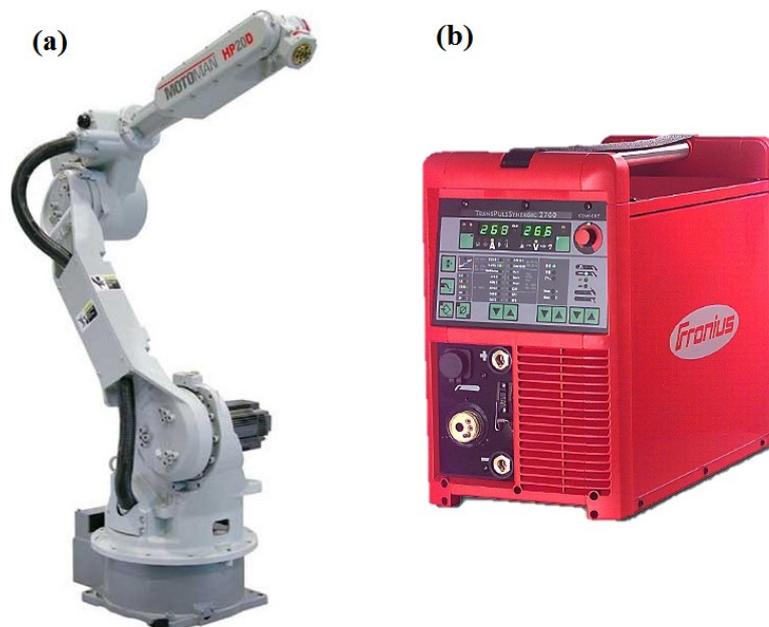
A tocha utilizada foi uma tocha GTAW refrigerada a gás, que suporta até 200 A de corrente. Para medição de temperaturas são usados três termopares do tipo K, que é um termopar de uso genérico, de baixo custo, com faixa de utilização de -200 °C a 1260 °C e limite de erro de 2,2 °C, conforme a ASTM E-230 (MOREIRA, 2002).

Figura 20 – Bancada de ensaios



Fonte: Próprio autor

Figura 21 – Equipamentos de soldagem: (a) Robô Motoman; (b) Fonte de soldagem



Fonte: (a) Robotworx (2016); (b) Fronius (2016)

A aderência dos termopares aos corpos de prova foi feita usando uma descarga capacitiva. O sistema de aquisição de dados usado para coletar as temperaturas foi o modelo NI 9211 da *National Instruments*®, com acurácia de 0,07 K, com aquisição de 3,5 pontos/s/ch e

resolução de 24 bits, mostrado na Figura 22. A manipulação do sinal foi feita através do *software* LABVIEW©.

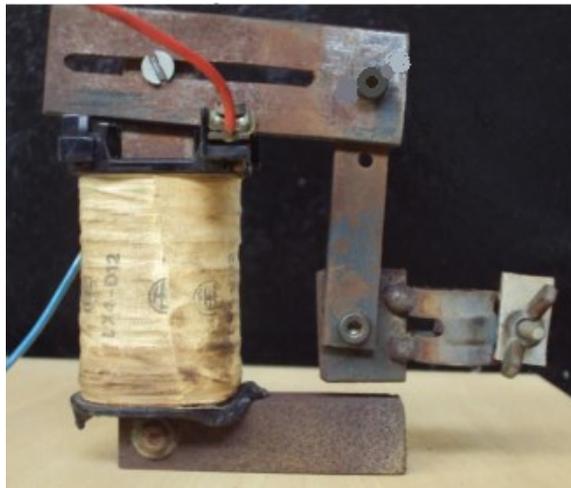
Figura 22 – Sistema de aquisição de temperaturas - modelo NI 9211



Fonte: *National Instruments*©

Para as soldagens com deflexão magnética do arco de soldagem, a deflexão é gerada através de um eletroímã solidário à tocha de soldagem, como mostra a Figura 23. O acoplamento do eletroímã é feito através de um dispositivo de fixação, que permite a alteração e o ajuste da distância entre o eletrodo-eletroímã.

Figura 23 – Eletroímã e dispositivo para fixá-lo à tocha de soldagem

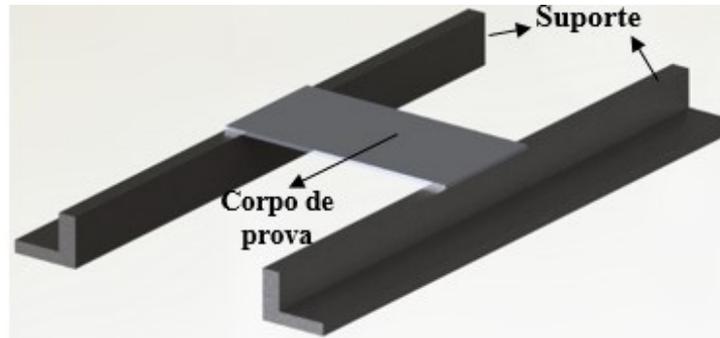


Fonte: Próprio autor

O acionamento do eletroímã foi feito através de uma fonte chaveada, com corrente máxima de 3 A, com possibilidade de variação de tensão entre 0 V até 30 V para aplicar diferentes tensões no eletroímã de forma a variar a amplitude de deflexão do arco elétrico.

As soldagens foram feitas com os corpos de prova sobre um suporte de aço, conforme ilustrado na Figura 24.

Figura 24 – Suporte para posicionamento dos corpos de prova



Fonte: Próprio Autor

3.1.1.3 Procedimentos Experimentais

Todas as soldagens deste experimento foram feitas usando o processo GTAW, sobre chapa e sem material de adição (cordões autógenos). Como ilustrado na Figura 24, as soldagens foram feitas com os corpos de prova sobre um suporte, para que houvesse o mínimo de interferência possível na dissipação de calor para o meio. A Tabela 3 mostra um resumo dos parâmetros usados para todas as soldagens.

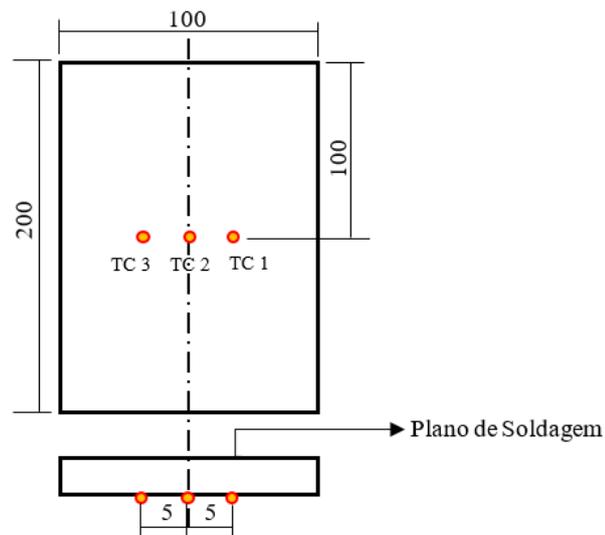
Tabela 3 – Parâmetros de Soldagem

Metal de Base	SAE 1020
Modo de Operação	Tensão Constante
Gás de Proteção	Argônio (Ar)
Vazão de Gás	13 l/min
Diâmetro do eletrodo	3,2 mm
Ângulo de afiação do eletrodo	60°
Velocidade de Soldagem	15 cm/min
Tensão de soldagem	15 V
Corrente Média	100 A
Distância Eletrodo Peça (DEP)	6 mm
Distância Eletroímã Eletrodo (DEE)	8 mm

Fonte: Próprio autor

As soldagens foram feitas em chapas de aço SAE 1020 de 200 mm de comprimento e 100 mm de largura, com espessuras de 3,2 mm e 6 mm, com três pontos de medição de temperaturas, onde estão colocados os termopares, conforme a Figura 25.

Figura 25 – Esquema da colocação dos termopares nos corpos de prova (dimensões em mm)



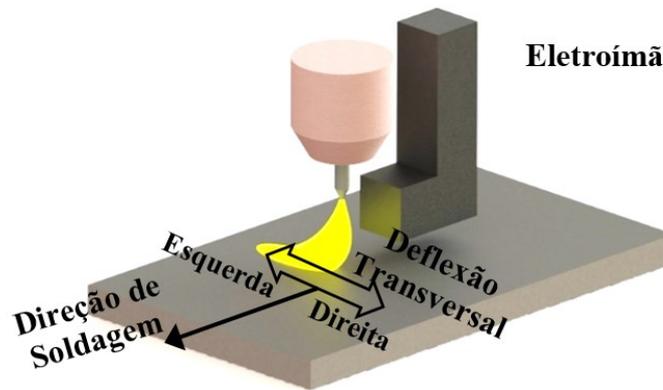
Fonte: Próprio autor

Os pontos TC1, TC2 e TC3 indicam os três pontos onde são medidas as temperaturas para cada corpo de prova. Em todos os casos os termopares são colocados na base chapa.

Para cada espessura, foram feitas três tipos de soldagens diferentes: com a tocha perpendicular ao plano de soldagem, com inclinação mecânica da tocha e com a inclinação do arco via deflexão magnética. A deflexão magnética é gerada através do eletroímã solidário à tocha de soldagem, que, ao ser acionado, gera um campo magnético, que interage com o campo gerado pelo arco de soldagem, causando uma deflexão transversal do arco (para a esquerda ou para a direita), conforme mostra a Figura 26.

Para cada modo de soldagem foram soldados três corpos de prova, totalizando 18 corpos de prova. A Tabela 4 mostra um resumo das soldagens realizadas. É importante salientar que a metodologia desenvolvida para o estudo de caso 1 visa a validação de um modelo numérico e, portanto, as soldagens com deflexão do arco terão essa deflexão mantida constante ao longo do processo de soldagem, ou seja, não serão feitas soldagens com tecimento, mas sim com inclinação constante do arco de soldagem durante todo o processo.

Figura 26 - Deflexão magnética transversal do arco através do eletroímã



Fonte: Próprio autor

Tabela 4 – Corpos de prova para cada modo de soldagem

Espessura	Modo de soldagem	Corpos de prova
3,2 mm	Reta	3
	Inclinação mecânica	3
	Deflexão Magnética	3
6 mm	Reta	3
	Inclinação mecânica	3
	Deflexão Magnética	3

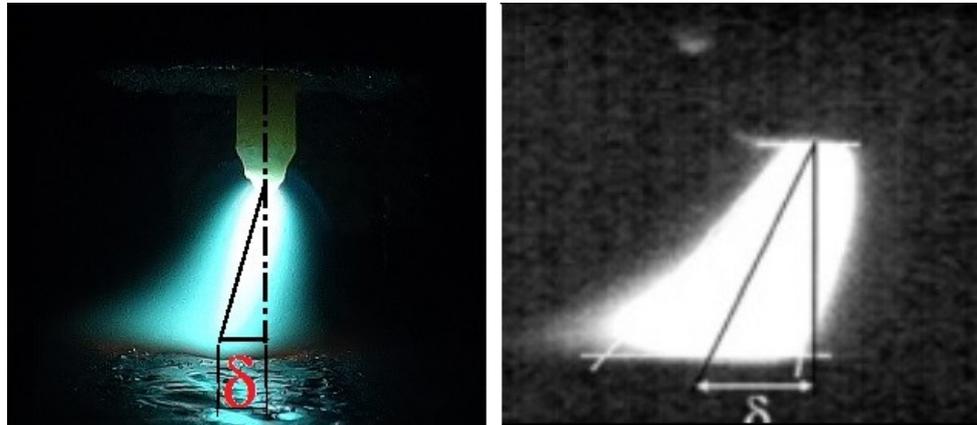
Fonte: Próprio autor

Para determinar ângulo de inclinação do arco causado pela deflexão magnética, foi usada uma metodologia similar à proposta por Kang e Na (2002). Foram feitas soldagens preliminares com a deflexão magnética do arco, para determinar a distância ‘ δ ’ do ponto de contato do centro do arco com a chapa à linha de centro do eletrodo, como ilustrado na Figura 27.

O sentido da inclinação causada por este campo magnético externo (esquerda ou direita), o ângulo de inclinação e a distância ‘ δ ’ dependem da tensão no eletroímã. Para o caso estudado, com o eletroímã posicionado conforme a Figura 26, a tensão usada foi de 4 V, o que causou uma amplitude de deflexão ‘ δ ’ de 2,8 mm, que significa um ângulo de inclinação do arco de aproximadamente 25°. Para que se tivesse um monitoramento controlado dos efeitos do fluxo de calor na soldagem, a tensão no eletroímã foi mantida constante ao longo de cada

processo, portanto, o ângulo de deflexão também é constante. Desta forma, o processo teve a inclinação mantida constante e não oscilante, como é o caso do tecimento.

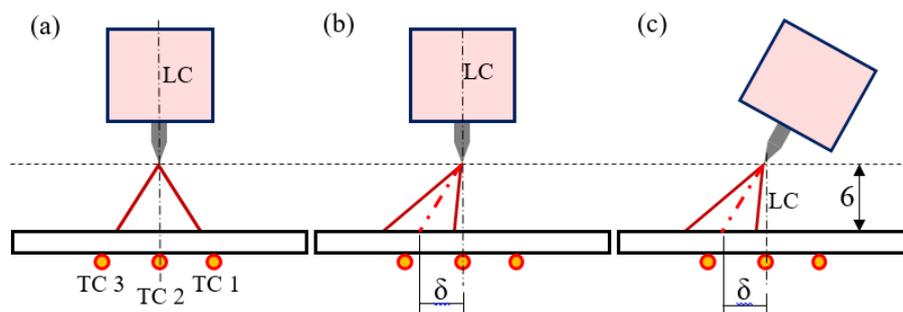
Figura 27 – Amplitude de deflexão: (a) Esquema de medição; (b) Esquema de medição de Kang e Na (2002)



Fonte: (a) Próprio autor, (b) Kang e Na (2002).

A Figura 28 mostra esquematicamente as soldagens para os três casos estudados, em que Fig. 28(a) mostra a tocha reta e o arco sem deflexão, Fig. 28(b) mostra a deflexão magnética do arco e Fig. 28(c) mostra a tocha inclinada, com a mesma distância δ do centro da chapa ao ponto de contato do centro arco com a chapa. É importante ressaltar que, para o caso da tocha inclinada, manteve-se a linha de centro (LC) da peça alinhada com a ponta do eletrodo, para se ter uma condição semelhante ao caso com deflexão magnética com ângulo de inclinação da tocha de 25° (aproximadamente o mesmo ' δ ' da deflexão magnética). Os parâmetros de soldagem foram os mesmos para todos os casos estudados. Para todos os casos a distância do eletrodo à peça (DEP) foi igual a 6 mm.

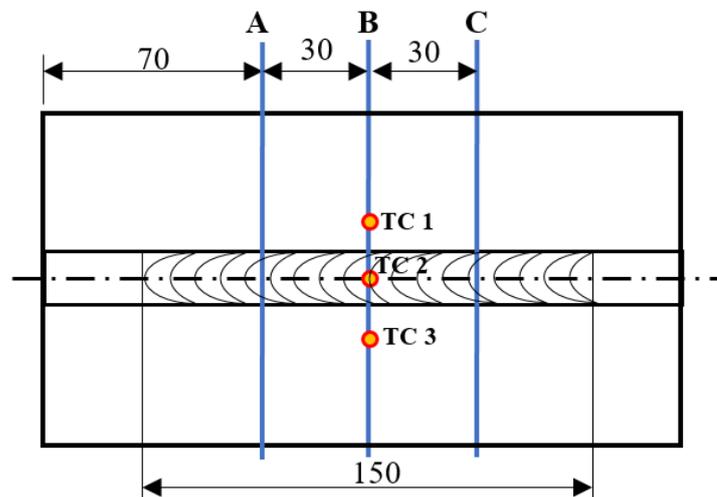
Figura 28 - Casos em estudo. (a) Arco sem deflexão, (b) Deflexão Magnética do arco e (c) Arco defletido via inclinação da tocha.



Fonte: Próprio autor

Primeiramente, foram feitas as soldagens com a tocha perpendicular ao plano de soldagem (tocha reta), sem deflexão do arco elétrico, para as duas espessuras estudadas (3,2 mm e 6 mm). Depois, foram feitas as soldagens com a deflexão magnética do arco. Por fim, foram feitas as soldagens com a inclinação da tocha em 25°. Após as soldagens, para cada um dos casos estudados, foi retirado um corpo de prova para o corte e análise macrográfica da seção transversal da poça de fusão. Cada corpo de prova foi cortado em três seções (A, B e C), conforme a Figura 29. Os corpos de prova passaram por ataque químico com nital 3% (ácido nítrico diluído em álcool etílico) para a macrografia da poça fundida.

Figura 29 – Seções de corte para análise da poça de fusão



Fonte: Próprio autor

Como mostra a Figura 29, os cortes foram feitos com espaçamento de 30 mm, sendo o primeiro a 70 mm da borda da chapa. O comprimento total de solda foi de 150 mm, iniciando e finalizando a 25 mm da borda da chapa, aproximadamente.

Após as soldagens e análise dos resultados, as temperaturas e zonas fundidas obtidas nos dois casos em que há deflexão do arco (deflexão magnética e inclinação da tocha) são comparadas entre si, para determinar se é possível utilizar uma mesma metodologia para ambos os casos.

3.1.2 Estudo de caso 2

Os experimentos foram realizados por Larquer (2015) no Centro para Pesquisa e Desenvolvimento de Processos de Soldagem (Laprosolda) da Universidade Federal de Uberlândia, que são usados neste trabalho, foram soldagens com o processo de soldagem GTAW sem material de adição. O estudo foi feito para chapas de aço de baixo teor de carbono com dimensões de 250 mm de comprimento, 60 mm de largura e 3 mm de espessura, com diversos níveis de corrente e diferentes casos de oscilação magnética. Para validar o modelo proposto neste trabalho, dois casos foram selecionados: um para o arco não defletido e outro com tecimento. A escolha dos casos a serem usados foram feitos com base na semelhança do processo com o Estudo de caso 1. Parâmetros gerais utilizados em ambos os casos escolhidos são mostrados na Tabela 5.

Tabela 5 – Parâmetros de Soldagem para o Estudo de Caso 2

Distância Eletrodo Peça (DEP)	6,5 mm
Distância Eletroímã Eletrodo (DEE)	15 mm
Velocidade de Soldagem	20 cm/min
Gás de Proteção	Argônio
Vazão de Gás	14 l/min
Diâmetro do eletrodo	4 mm
Ângulo de afiação do eletrodo	60°
Corrente de Soldagem	200 A

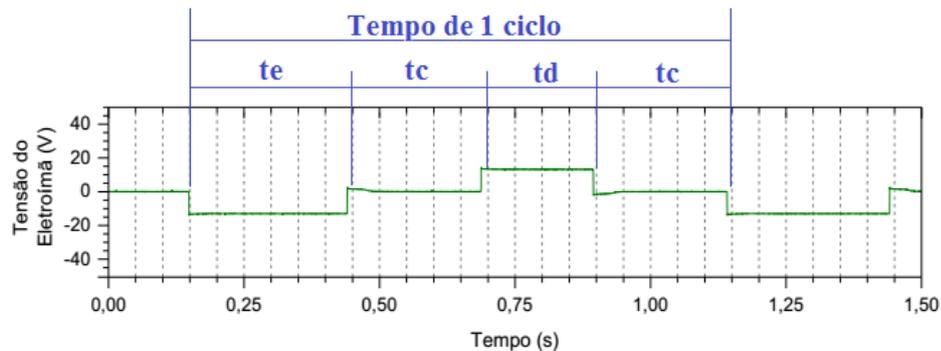
Fonte: Adaptado de Larquer (2015)

Para o caso sem oscilação a corrente média medida ao final da soldagem foi de 205,07 A e a tensão média foi de 14,53 V, para o caso com oscilação estes valores foram de 204,79 A e 14,20 V, respectivamente. A tensão no eletroímã é de 15 V, inclinando o arco para a direita e -15 V, inclinado o arco para a esquerda. Os ângulos de inclinação do arco causados por essa tensão, tanto para a esquerda como para a direita são iguais a 37,4°. A frequência de oscilação foi ajustada em 1 Hz, sendo a variação da tensão no eletroímã representada pela Figura 30.

A tensão do eletroímã determina o percurso do arco de soldagem sobre a chapa. O tempo de um ciclo, para frequência de 1 Hz é de 1 segundo, sendo distribuído em um tempo de

parada a esquerda (t_e) de 300 ms, dois tempos de parada no centro (t_c) de 250 ms e um tempo de parada a direita (t_d) de 200 ms.

Figura 30 – Oscilograma do processo de soldagem com tecimento



Fonte: Adaptado de Larquer (2015)

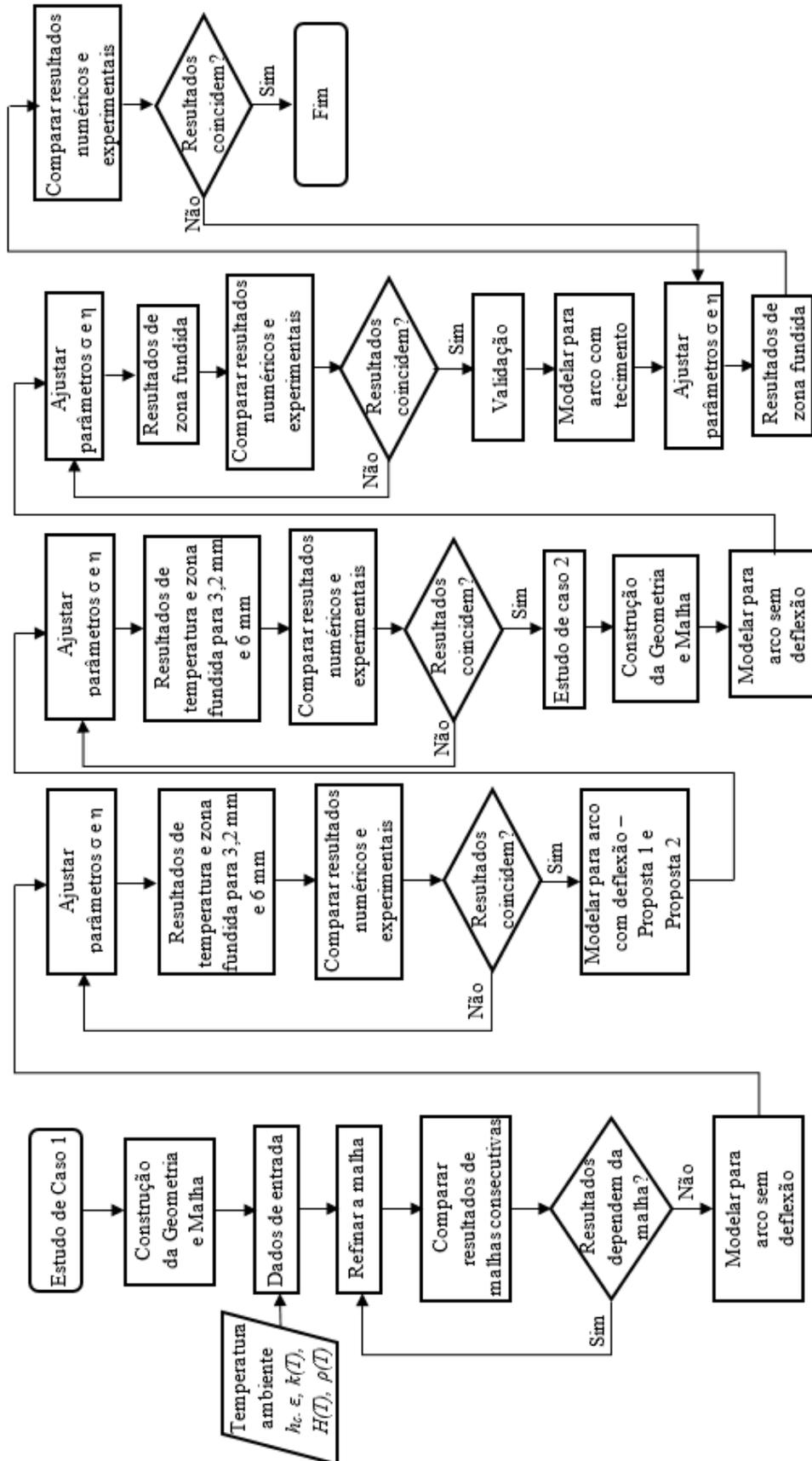
Como a análise da seção transversal do cordão e da distribuição de temperaturas não foram o objetivo de estudo do trabalho desenvolvido por Larquer (2015), os demais aspectos do cordão e ciclos térmicos não são apresentados pelo autor. Portanto, os resultados referentes à largura e aparência superficial do cordão de soldagem obtidos no caso sem oscilação e no caso com oscilação, apresentados pelo autor, são comparados aos obtidos via simulação numérica.

3.2 Metodologia Numérica

Para a análise da distribuição de temperaturas no material e das zonas fundidas dos casos apresentados na seção anterior, foram realizadas simulações computacionais através do MEF, aplicada ao processo de soldagem. As simulações foram feitas para o processo de soldagem GTAW e comparadas a experimentos realizados no LAPES - FURG, descritos na seção anterior pelo Estudo de Caso 1, e um experimento desenvolvido por Larquer (2015), descrito pelo Estudo de Caso 2.

O procedimento geral para simulação nos caso em estudo é composto pelas etapas mostradas na Figura 31, que mostra um fluxograma para os procedimentos numéricos adotados.

Figura 31 – Fluxograma dos procedimentos numéricos



Fonte: Próprio autor

As simulações foram realizadas através do *software* ANSYS© Multiphysics, resolvendo a Eq. 7 para o domínio térmico. Para estas simulações, foi usada uma estação de trabalho com alta capacidade de processamento com a seguinte configuração:

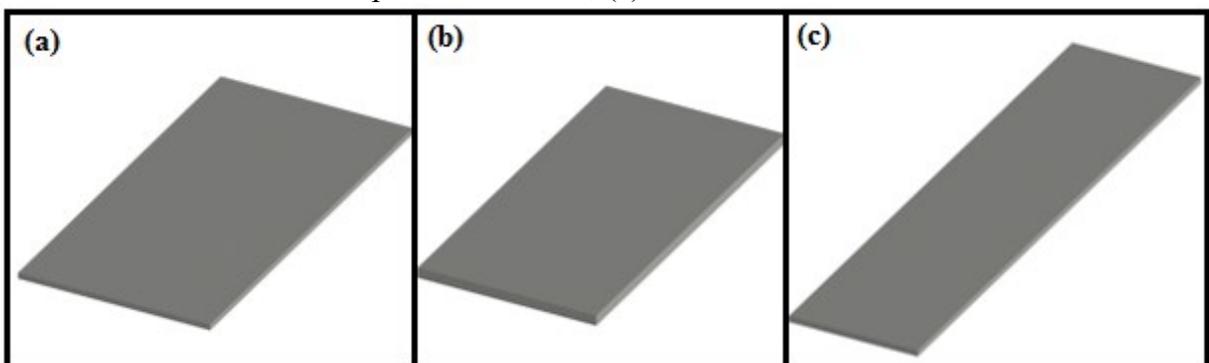
- Processador com 6 núcleos físicos (Intel® Core™ i7 - 4930K, CPU de 3.40GHz);
- 64 GB de memória RAM (DDR3 1866Hz);
- 2 HD's SSD, totalizando 1 TB de espaço de armazenamento (taxa de leitura/escrita de até 450 MB/s);
- 1 HD de 3 TB, para armazenamento das simulações já executadas (taxa de leitura/escrita de até 190 MB/s).

3.2.1 Geometrias

Para fazer a análise térmica do processo de soldagem GTAW autógeno, foram construídos dois modelos 3D: um para contemplar o Estudo de caso 1 e outro para o Estudo de Caso 2. O mesmo método de construção do domínio computacional foi usado nos dois modelos, porque as diferenças entre eles estão apenas nas dimensões.

Os corpos de prova do primeiro caso estudado possuem 200 mm de comprimento e 100 mm de largura, sendo construído em duas diferentes espessuras: 3,2 mm e 6 mm. Para o segundo caso estudado os corpos de prova possuem 250 mm de comprimento, 60 mm de largura e 3 mm de espessura. A Figura 32 mostra as geometrias geradas para os dois casos estudados.

Figura 32 – Geometria: (a) Estudo de Caso 1 – Espessura de 3,2 mm; (b) Estudo de Caso 1 – Espessura de 6 mm; (c) Estudo de Caso 2



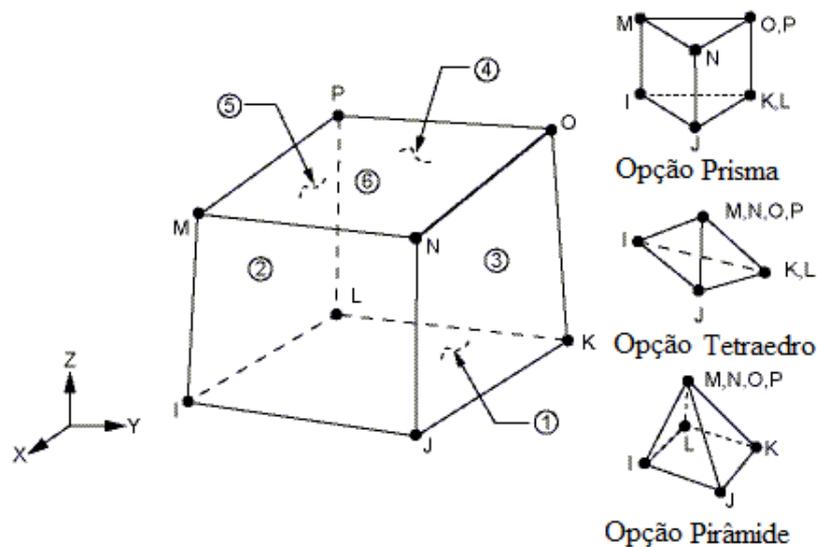
Fonte: Próprio Autor

3.2.2 Elementos Térmicos

O tipo de elemento empregado na análise térmica dos dois casos estudados foi o SOLID70, o qual tem a capacidade de calcular a condução térmica em três dimensões, podendo ser usado tanto para análise transiente como para regime permanente (KYRIACONGONAS, 2008). Esse elemento possui oito nós, que podem formar um elemento hexaédrico, um elemento tetraédrico, um elemento prismático ou ainda um elemento piramidal, conforme mostra a Figura 33. Cada nó possui como único grau de liberdade a temperatura.

Propriedades do material, tais como massa específica, calor específico, condutividade térmica e entalpia, podem ser inseridas na matriz de rigidez do elemento. As faces do elemento permitem que existam cargas devido aos fenômenos de convecção ou radiação, mas nunca os dois ao mesmo tempo (ANSYS, 2015). Para permitir que sejam computados os fluxos devidos à convecção e à radiação concomitantemente, um outro elemento é sobreposto ao SOLID70, o SURF152. Neste elemento, várias cargas e efeitos de superfície podem existir simultaneamente (ANSYS, 2015).

Figura 33 – Elemento SOLID70



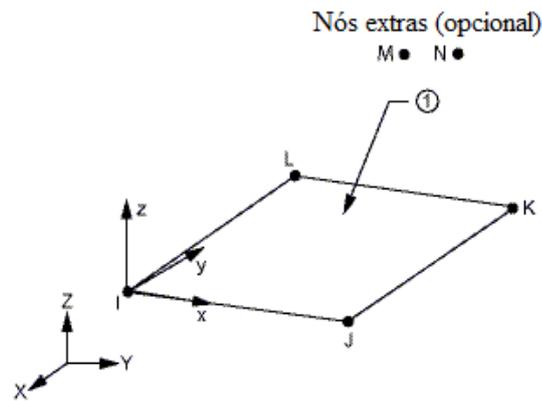
Fonte: Adaptado de ANSYS (2015)

O SURF152 é um elemento bidimensional de quatro nós, cada um com a temperatura como grau de liberdade e um quinto nó externo, conforme ilustra a Figura 34. Este nó externo é usado como referência para o cálculo dos fluxos devido à convecção e radiação.

3.2.3 Propriedades Termofísicas do Material

Para cada liga metálica, o campo de temperaturas é único durante o processo de soldagem, devido às diferentes propriedades termofísicas que cada liga possui. Essas propriedades são termo-dependentes e afetam a distribuição de temperaturas no material durante o processo de soldagem, o que torna essencial o conhecimento dessas para que se tenha uma análise térmica precisa. A Figura 35 mostra os valores utilizados para as propriedades termofísicas condutividade térmica ($k(T)$), massa específica ($\rho(T)$) e entalpia ($H(T)$), variáveis com a temperatura. Para os casos estudados, a equação a ser solucionada é a Eq. 7, que leva em consideração a entalpia e não o calor específico. Desta forma pode ser observado um salto na entalpia, na faixa de fusão do material, devido à parcela de calor latente na mudança de fase.

Figura 34 – Elemento SURF152

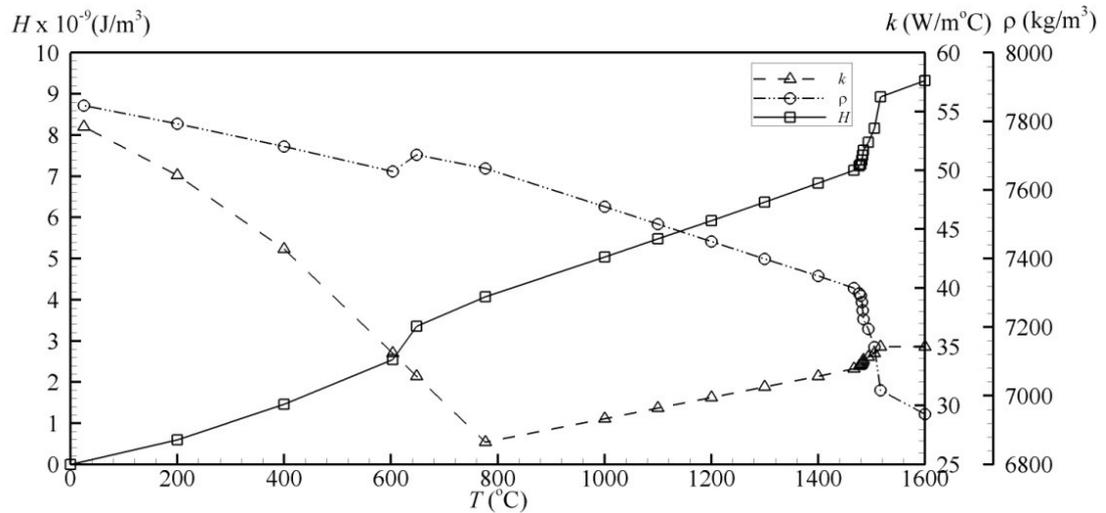


Fonte: Adaptado de ANSYS (2015)

As propriedades apresentadas na Figura 35 contemplam os aços carbono de baixo teor de carbono, segundo Miettinen (1997) e Nadimi et al.(2008). Essas propriedades são usadas em ambos os casos estudados.

Conforme Araújo (2012), a emissividade do material é considerada constante por diversos autores em simulações numéricas. Para a faixa de temperaturas estudada, o valor da emissividade será de 0,8.

Figura 35 – Propriedades Termofísicas para aços de baixo teor de Carbono



Fonte: Adaptado de Miettinen (1997) e Nadimi et al.(2008).

3.2.4 Condições de Contorno

Para o Estudo de Caso 1, os experimentos feitos mostraram uma temperatura média inicial dos corpos de prova de 30 °C, que era a temperatura ambiente. Para o Estudo de Caso 2 foi considerada a mesma temperatura inicial, devido ao fato desse dado não ser apresentado no trabalho desenvolvido por Larquer (2015).

Em relação ao coeficiente de transferência de calor por convecção, em geral, para chapas metálicas soldadas à temperatura ambiente e sob convecção natural, a literatura apresenta uma faixa de coeficientes h que varia de 5 a 20 W/m²K. Shan et al. (2009), por exemplo, utilizam um valor para o coeficiente de transferência de calor por convecção, para a temperatura ambiente (20 °C) no valor de 5,7 W/m²K, Smith e Smith (2009) fazem um comparativo entre oito institutos de pesquisa em que os valores variaram de 4,2 até 11,8 W/m²K. Para os casos estudados, considerando a temperatura ambiente usada, foi utilizado para o coeficiente de transferência de calor por convecção o valor de 8 W/m²K.

3.2.5 Malhas

Para demonstrar que a malha construída não está interferindo nos resultados obtidos é necessário fazer um teste de convergência de malhas. Este teste consiste em construir uma primeira malha grosseira, com poucos elementos grandes e a partir desta criar novas malhas, com mais elementos e menores, ou seja, malhas mais refinadas, comparando os resultados obtidos entre si. Quando os resultados não apresentarem variação significativa de uma malha

para outra imediatamente mais refinada, não são necessários mais refinamentos e pode-se dizer que o problema está independente da malha. A partir deste ponto, os refinamentos causariam um aumento de esforço computacional sem ganho significativo na acurácia dos resultados.

Para todos os casos estudados, é feito um teste de convergência de malha, considerando o corpo de prova de 3,2 mm de espessura, já que em todos os casos foi usado o mesmo material, com condições de soldagem similares, variando apenas as dimensões.

Primeiramente foi construída uma malha com elementos hexaédricos de três tamanhos diferentes. No centro da chapa, onde ocorre a imposição de calor e onde a malha deve ser mais refinada, os elementos tinham 1 mm, tamanho característico da malha, um pouco mais afastado do centro os elementos tinham duas vezes o tamanho característico, 2 mm, e mais próximos às bordas da chapa, os elementos tinham quatro vezes o tamanho característico, 4 mm. As regiões de mudança de tamanho dos elementos foram construídas com elementos tetraédricos. A partir desta, outras três malhas foram construídas, sendo mantida a relação de tamanho entre os elementos e o tamanho característico. A Tabela 6 mostra as características das malhas geradas.

É importante que o tamanho da malha escolhida respeite um compromisso entre tamanho do elemento e tempo computacional, pois quanto maior a malha, mais tempo de processamento é necessário.

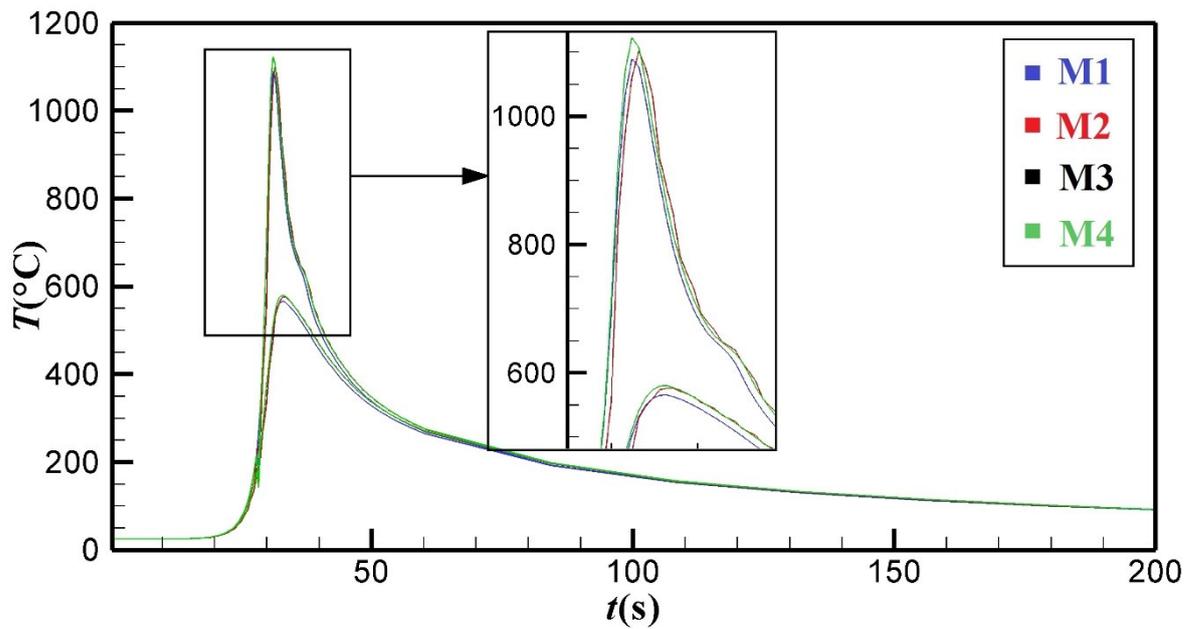
Tabela 6 – Malhas Geradas

Malha	Tamanho Característico (mm)	Nº de Elementos	Nº de Nós
M1	1,00	24167	27461
M2	0,75	60450	60757
M3	0,50	164576	171043
M4	0,25	811691	830299

Fonte: Próprio autor

Para analisar a influência do tamanho dos elementos da malha nos resultados obtidos, foram comparados os ciclos térmicos dos três termopares (TC1, TC2 e TC3) obtidos para cada malha, como ilustra a Figura 36. A diferença máxima entre as temperaturas de pico ocorreu no TC2, sendo de M2 para M3 foi de 0,8% e de M3 para M4 foi de aproximadamente 0,5%.

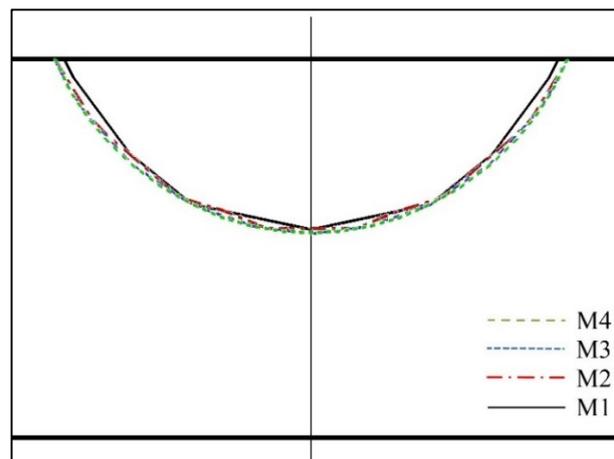
Figura 36 – Comparação dos ciclos térmicos das malhas M1, M2, M3 e M4



Fonte: Próprio autor

Além dos ciclos térmicos foram comparadas também as zonas fundidas de cada uma das malhas, como mostrado na Figura 37. É possível perceber que a maior diferença está entre a malha M1 e a M2, sendo as diferenças posteriores bem pequenas. Da malha M2 para a M3 a maior diferença foi de 0,03 mm (3%) e da malha M3 para a M4 foi de 0,01 mm (1%).

Figura 37 – Zona fundida para diferentes tamanhos característicos de malha

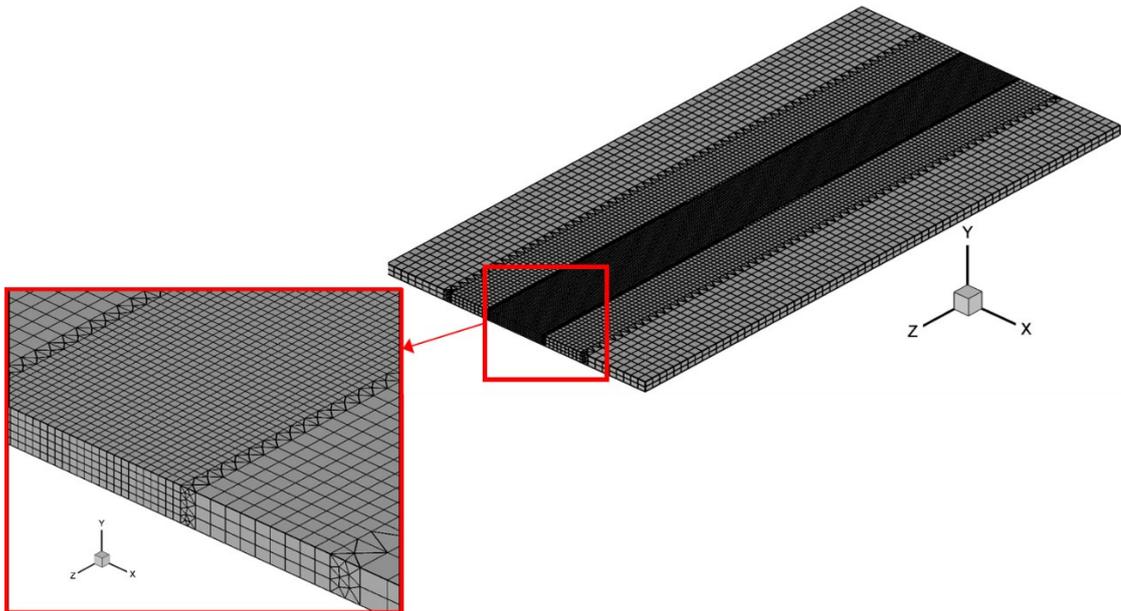


Fonte: Próprio autor

De acordo com os testes de convergência de malha e a capacidade computacional disponível, a malha selecionada é intermediária M3. Assim, para o restante dos resultados são

mostrados apenas aqueles obtidos com esta malha. A Figura 38 mostra a malha selecionada aplicada às geometrias dos corpos de prova.

Figura 38 – Malha aplicada à geometria



Fonte: Próprio autor

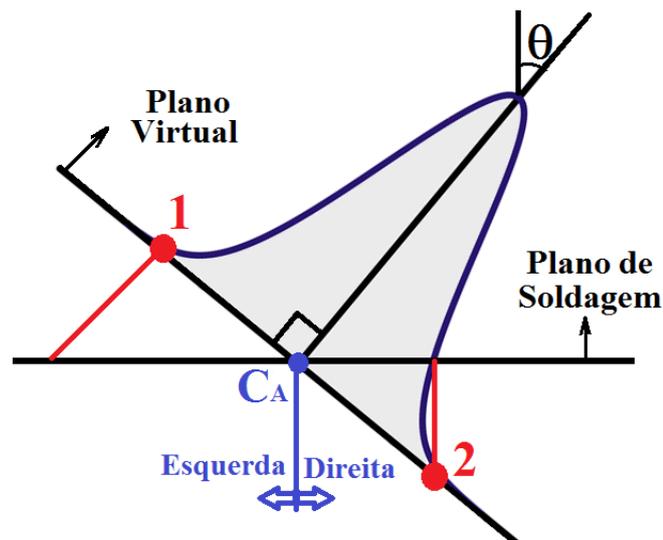
3.2.6 Modelo de fonte de calor com deflexão do arco – Proposta 1

Um novo modelo é necessário para simular casos em que há deflexão do arco de soldagem. Conforme mostrado por Hongyuan, et al. (2005), esse novo modelo pode ser criado a partir da modificação de modelos já existentes. Como o objetivo deste trabalho é desenvolver modelos para simular processos de soldagem com deflexão do arco, o modelo que será usado como base é o da fonte de calor com distribuição gaussiana de superfície, pela sua simplicidade. Este modelo possui poucos graus de liberdade, apesar da dificuldade em prever a penetração em materiais de espessura elevada (GOLDAK; CHAKRAVATI; BIBBY, 1984), o que permite uma parametrização mais rápida. Após validado o modelo para a fonte de área, a metodologia pode ser aplicada à fonte volumétrica. Assim, tanto para a Proposta 1 como para a Proposta 2 são usadas fontes de área com distribuição gaussiana.

Nesta primeira proposta, os pontos da gaussiana são projetados de um plano virtual (inclinado no mesmo ângulo de inclinação da tocha) no plano de soldagem, conforme ilustrado na Figura 39, mantendo o valor do raio de aplicação do calor (RAC), determinado pela Eq. 14. Então, o calor é imposto para todos os pontos localizados no interior deste raio. A imposição

de calor para pontos localizados à esquerda do centro do arco, como o ponto 1 mostrado na Figura 38, é diferente da imposição de calor nos pontos localizados à direita do centro do arco, devido às diferenças de comprimento do arco para cada lado. Pontos à esquerda do centro do arco recebem uma quantidade de calor menor que pontos homólogos localizados à direita do centro.

Figura 39 – Gaussiana Inclinada – Proposta 1



Fonte: Próprio Autor

Na entrada de calor, a distância radial de cada ponto ao centro do arco (r) é modificado, para contemplar a distribuição diferente de calor entre pontos localizados à esquerda e à direita do centro arco (C_A). Para isso, as coordenadas ' x ' dos pontos em que o calor é aplicado são modificadas conforme ilustrado na Figura 40. Para os pontos localizados à esquerda do centro da tocha (como o ponto 1), a coordenada x é projetada no plano virtual, como mostra a Figura 40(a), sendo determinada pela Eq. 38.

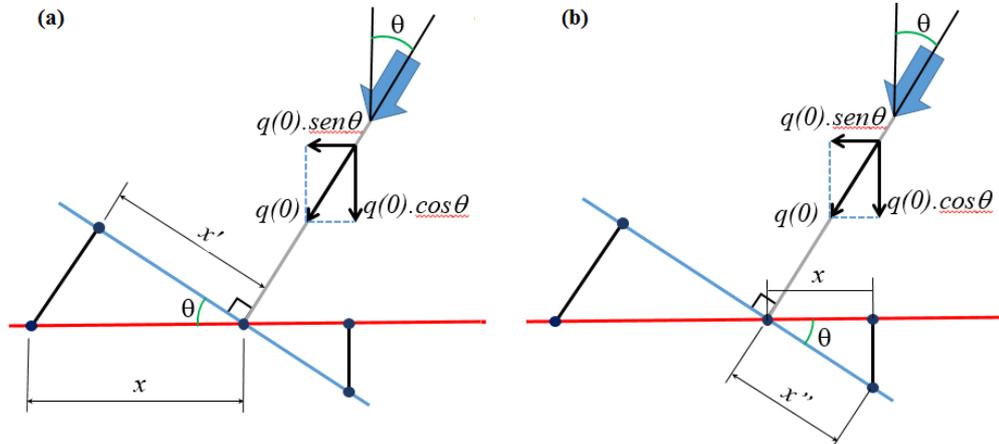
$$x' = x \cdot \cos\theta \quad (38)$$

Para os pontos localizados à direita do centro da tocha (como o ponto 2) a coordenada ' x ' é uma projeção no plano virtual, como ilustrado na Figura 40(b), sendo determinada pela Eq. 39.

$$x'' = \frac{x}{\cos\theta}$$

(39)

Figura 40 – Projeções da coordenada x para pontos localizados (a) à esquerda e (b) à direita do centro do arco.



Fonte: Próprio Autor

A distância radial do ponto analisado ao centro do arco (r), pode ser determinado pela Eq. 40 e Eq. 41, para pontos localizados à esquerda e à direita do centro do arco, respectivamente.

$$r' = \sqrt{(x')^2 + z^2} \quad (40)$$

$$r'' = \sqrt{(x'')^2 + z^2} \quad (41)$$

Da quantidade de calor máxima ($q(0)$, Figura 12), para o arco defletido, é considerada apenas a componente perpendicular ao plano de soldagem, ou seja, é multiplicada pelo cosseno do ângulo de deflexão (θ), conforme ilustrado na Figura 40. Assim, a Eq. 16 para a Proposta 1 é modificada para a Eq. 42.

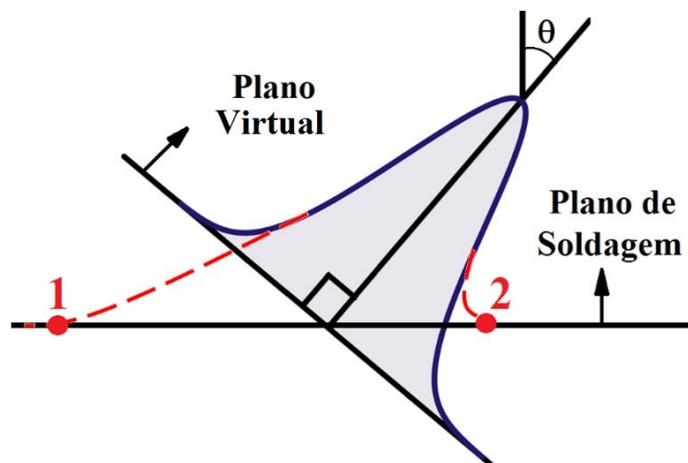
$$q(r) = \frac{Q}{2\sigma^2\pi} \cos\theta \cdot e^{-r^2/2\sigma^2} \quad (42)$$

em que o r será igual a r' para pontos localizados à esquerda e r'' para pontos localizados à direita do centro do arco.

3.2.7 Modelo de fonte de calor com deflexão do arco – Proposta 2

Conforme já citado anteriormente, para esta proposta, assim como para a primeira, é usada uma modificação a partir da fonte de calor de distribuição gaussiana. Nesta proposta, porém, ao invés de se usar uma projeção da coordenada 'x' dos pontos em que o calor deve ser aplicado, é feita uma modificação no raio em que o calor (RAC) é aplicado a partir da deformação da curva de distribuição gaussiana, conforme ilustrado na Figura 41.

Figura 41 – Gaussiana Inclinada – Proposta 2



Fonte: Próprio Autor

Assim como ocorre para a Proposta 1, na Proposta 2, a aplicação de calor à esquerda e à direita do centro do arco, são diferentes. Novamente a modificação é feita apenas para a direção x . A Figura 42 ilustra a modificação da direção x para o RAC à esquerda do centro do arco. Nessa figura, o ângulo γ é o ângulo de abertura da gaussiana, considerado o mesmo antes e depois da deflexão do arco e pode ser determinado pelas relações trigonométricas do triângulo através da Eq. 43.

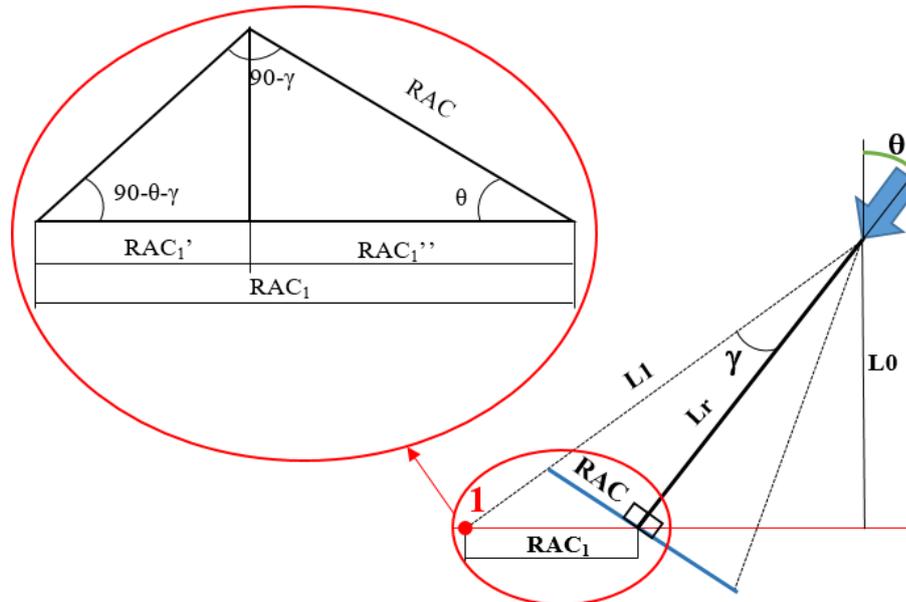
$$\tan \gamma = \frac{RAC}{L_r} \quad (43)$$

em que RAC é o raio de aplicação de calor determinado pela Eq. 14 e L_r é o comprimento do arco medido na sua linha de centro após a deflexão e calculado pela relação expressa na Eq. 44.

$$L_r = \frac{L_0}{\cos \theta} \quad (44)$$

em que L_0 é o comprimento do arco não defletido, que é igual à DEP.

Figura 42 – Dimensão a direção x para o RAC à esquerda do centro do arco



Fonte: Próprio autor

A partir das relações obtidas dos triângulos retângulos formados, a Eq. 45 e a Eq. 46 expressam RAC_1' e RAC_1'' , respectivamente.

$$RAC_1' = \tan(\gamma + \theta) \cdot RAC \cdot \sin \theta \quad (45)$$

$$RAC_1'' = RAC \cdot \cos \theta \quad (46)$$

A dimensão RAC_1 é conseguida pela soma das parcelas RAC_1' e RAC_1'' , conforme a Eq. 47.

$$RAC_1 = RAC_1' + RAC_1'' \quad (47)$$

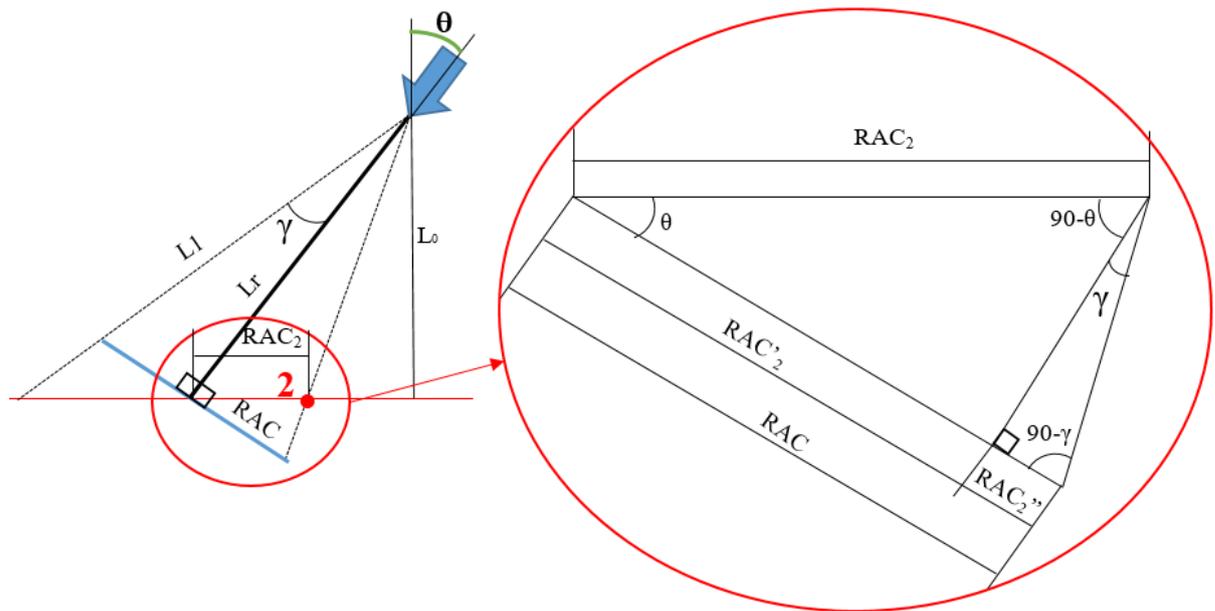
em que RAC_1 é a nova dimensão na direção x para o raio de aplicação de calor à esquerda do centro do arco. Para o RAC à direita do centro do arco, a mudança na direção x é mostrada na

Figura 43. A partir da figura é possível determinar RAC_2' e RAC_2'' , através da Eq. 48 e da Eq. 49, respectivamente.

$$RAC_2' = RAC_2 \cdot \cos \theta \quad (48)$$

$$RAC_2'' = \tan \gamma \cdot RAC_2 \cdot \sin \theta \quad (49)$$

Figura 43 – Dimensão na direção x para o RAC à direita do centro do arco



Fonte: Próprio autor

Como é possível notar pela Figura 43, a soma de RAC_2' e RAC_2'' produz o RAC. A Eq. 50 mostra essa relação.

$$RAC = RAC_2' + RAC_2'' \quad (50)$$

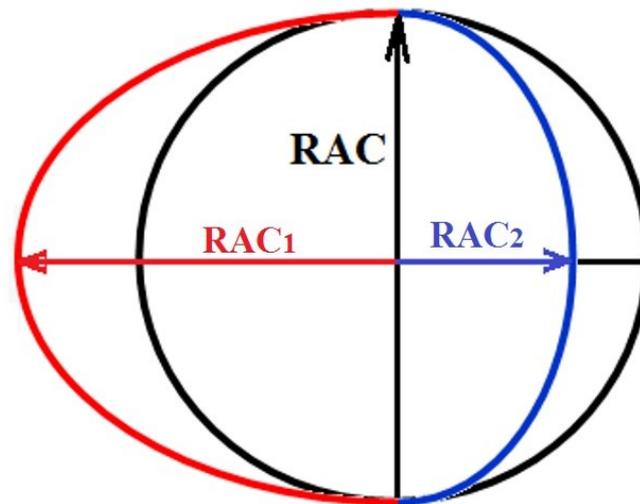
A partir desta equação, pode-se isolar RAC_2 , como mostra a Eq. 51.

$$RAC_2 = \frac{RAC}{(\cos \theta + \tan \gamma \cdot (\sin \theta))} \quad (51)$$

em que RAC_2 é a nova dimensão para o raio de aplicação de calor na direção x à direita do centro do arco. A partir deste ponto, não se pode mais considerar um raio de aplicação de calor, já que na direção de soldagem (eixo z) a distância máxima em relação ao centro do arco continua

sendo o RAC, obtido pela Eq. 14, mas na direção transversal (eixo x) esse valor é modificado para RAC_1 e RAC_2 , para a esquerda e a direita do centro do arco, respectivamente. Assim, para verificar se o ponto em análise está dentro ou fora da zona de aplicação de calor, são consideradas duas semi-elipses: uma à esquerda e uma à direita do centro do arco, cujos semieixos são mostrados na Figura 44.

Figura 44 – Zona de aplicação do calor – Proposta 2



Fonte: Próprio autor

Para determinar os pontos dentro da zona de aplicação de calor, a Eq. 52 é analisada

$$\frac{x^2}{RAC_i^2} + \frac{z^2}{RAC^2} \leq 1 \quad (52)$$

em que x e z são as coordenadas do ponto sob análise, RAC_i é o semieixo da semi-elipse na direção x , em que i é 1 para pontos localizados à esquerda do centro do arco e 2 para pontos localizados à direita do centro do arco. Para os pontos analisados, quando a Eq. 52 é verdadeira, o ponto está dentro da zona de aplicação de calor, se for falsa, o ponto está fora da zona de aplicação de calor. Para os pontos dentro da zona de aplicação do calor a distância radial do ponto ao centro do arco (r) é calculado pela Eq. 53 e inserido na Eq. 16.

$$r = \sqrt{x^2 + z^2} \quad (53)$$

Como nesta proposta a aplicação do calor é feita em duas semi-elipses (Figura 43), é inserido mais um grau de liberdade, similar ao que ocorre para o modelo duplo-elipsoide. Assim, a Eq. 16 é dividida em duas partes: uma para o semi-elipsoide à esquerda do centro do arco e uma para a direita, conforme as Eq. 54 e Eq. 55, respectivamente.

$$q(r) = f_e \frac{Q}{2\sigma^2\pi} e^{-r^2/2\sigma^2} \quad (54)$$

$$q(r) = f_d \frac{Q}{2\sigma^2\pi} e^{-r^2/2\sigma^2} \quad (55)$$

em que f_e e f_d são as frações de calor inseridas à esquerda e à direita do centro do arco, respectivamente. A soma de f_e e f_d é igual a 1, para que a totalidade do calor de entrada seja o calor máximo cedido pela fonte.

3.2.8 Procedimentos aplicados à simulação numérica

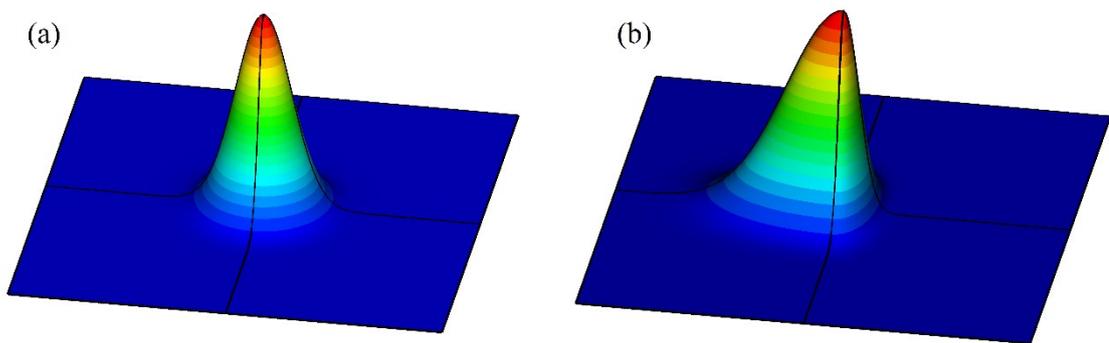
Para análise da distribuição de temperaturas, foi realizada uma abordagem numérica, utilizando-se simulações computacionais através do MEF aplicada ao processo de soldagem.

Para ambos os casos estudados, após ser gerada a geometria, composta por volumes que representam o metal base, é gerada a malha de elementos finitos, utilizando os elementos SURF152 como responsáveis pela troca de calor com o ambiente devido à convecção e à radiação, gerados nas faces externas dos elementos tridimensionais SOLID70, que representam o corpo de prova, apresentados na Seção 3.2.2. Conforme mostra a Figura 45, primeiramente são feitas as simulações do Estudo de Caso 1 para validar a Proposta 1 e a Proposta 2 para arcos com a deflexão constante ao longo do processo de soldagem. As propriedades termofísicas do material são inseridas no algoritmo e usadas diretamente na simulação térmica. A condutividade térmica e a entalpia, variáveis com a temperatura e a emissividade, constante. Os parâmetros de soldagem foram aqueles obtidos dos experimentos, conforme a Tabela 4.

Para o Estudo de Caso 1, além das condições já citadas, é determinado um passo de carga de 0.2 s, para as duas espessuras consideradas, determinado a partir da velocidade de soldagem e do tamanho do menor elemento da malha usada (tamanho característico da M3 – conforme Seção 3.2.5). O avanço espacial da fonte de calor na direção da soldagem foi determinado pelo tamanho do elemento.

As simulações feitas para a tocha perpendicular ao plano de soldagem (reta), são feitas a partir do modelo de fonte de calor com distribuição gaussiana e para as simulações com deflexão do arco, são usados os modelos propostos 1 e 2. A Figura 45 ilustra a distribuição de calor ($q(r)$) em uma superfície com distribuição gaussiana convencional e distribuição gaussiana modificada para a deflexão do arco. Como pode se notar na Figura 45, a modificação da gaussiana causa uma assimetria na distribuição de calor, o que é condizente com a deflexão do arco de soldagem.

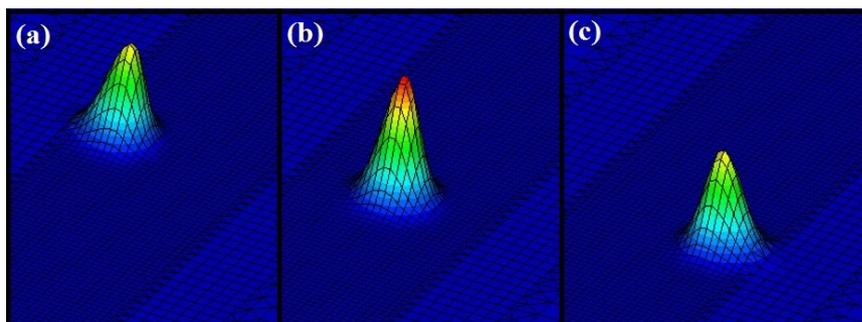
Figura 45 – Distribuição de calor (a) Gaussiana, (b) Gaussiana modificada para arco defletido



Fonte: Próprio autor

Após as simulações para o arco sem deflexão e ajuste dos parâmetros (σ e η), são feitas as simulações para o arco defletido, para as duas espessuras estudadas no Estudo de Caso 1. Os resultados obtidos são comparados aos resultados experimentais, para a validação dos dois modelos propostos. Com a validação dos modelos para o arco defletido com um ângulo constante, os modelos são aplicados ao Estudo de caso 2, aplicado a um caso com tecimento. Conforme ilustrado na Figura 30, para esse caso, a oscilação é aplicada em forma de onda quadrada, com um tempo de parada à esquerda, um tempo de parada no centro e um tempo de parada à direita, retornando ao centro para fechar um ciclo. Para ilustrar a distribuição de calor para este caso, a Figura 46 mostra três momentos distintos da entrada de calor no material soldado.

Figura 46 – Distribuição de calor na simulação de soldagem com tecimento em: (a) 250 ms – deflexão para a esquerda; (b) 500 ms – sem deflexão e (c) 700 ms – deflexão para a direita.



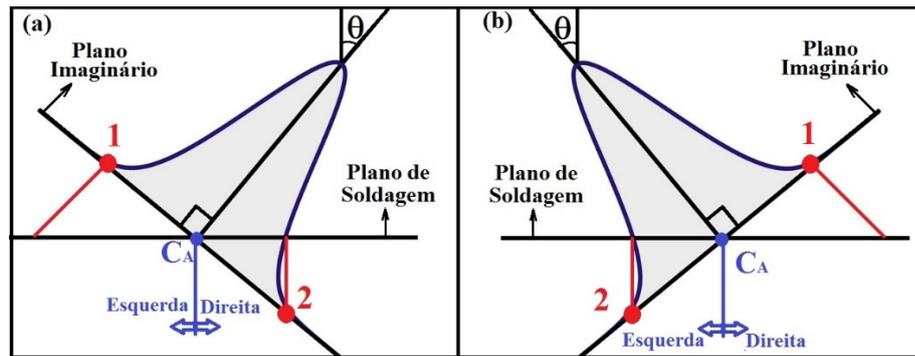
Fonte: Próprio autor

Para a simulação do tecimento através da Proposta 1 e da Proposta 2, a metodologia aplicada é similar à usada nos casos de deflexão com ângulo constante. Quando o arco está defletido para a esquerda, a análise é aquela apresentada nas Seções 3.2.6 e 3.2.7, quando o arco está no centro a distribuição de calor é a de uma gaussiana convencional e quando o arco está defletido para a direita, a análise é praticamente a mesma usada para a deflexão à esquerda, porém invertem-se as equações para os pontos localizados à esquerda e à direita do centro do arco, como um espelho.

As equações usadas para os pontos localizados a esquerda do centro do arco (C_A), quando o arco está defletido para a esquerda, são usadas para os pontos localizados à direita do centro do arco, quando o arco é defletido para a direita e para os pontos localizados a direita do centro do arco (C_A), quando o arco está defletido para a esquerda, são usadas para os pontos localizados à esquerda do centro do arco, quando o arco é defletido para a direita, conforme ilustrado na Figura 47.

Para determinar se o arco deve ser defletido para a esquerda ou para a direita, o tempo de soldagem é comparado ao tempo em que o arco deve permanecer em cada posição, conforme a Seção 3.1.2. Os parâmetros de soldagem usados para esta análise são os mesmos apresentados na Tabela 5 e as propriedades do material são as mesmas usadas para o Estudo de caso 1. Para este caso, o passo de carga é de 0,15 s, aproximadamente e novamente o avanço espacial da fonte de calor na direção da soldagem foi determinado pelo tamanho do elemento. Os resultados obtidos nestas simulações são comparados aos obtidos experimentalmente, para a validação das Propostas 1 e 2 para casos com tecimento. Tanto para o Estudo de caso 1 como para o Estudo de caso 2, nas simulações numéricas a linha usada para definir a zona fundida é a isoterma de 1467 °C, conforme indicado como por Miettinen (1997).

Figura 47 – Deflexão do arco com tecimento: (a) à esquerda e (b) à direita



Fonte: Próprio autor

A solução do problema térmico para todos os casos em estudo é feita em regime transiente, e o sistema de equações é resolvido utilizando o método de Newton-Raphson. A temperatura ambiente de 30 °C é usada como condição inicial para todos os nós, assim como para temperatura de referência dos cálculos de convecção e radiação.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta seção são apresentados os resultados obtidos tanto da parte experimental quanto da parte numérica. Primeiramente, são mostrados os resultados dos experimentos realizados, comparando os resultados de temperaturas (obtidas através dos termopares) e zonas fundidas dos três casos analisados: arco sem deflexão, arco defletido por inclinação da tocha de soldagem e arco defletido via deflexão magnética, para as duas espessuras (3,2 mm e 6 mm). Os resultados deste experimentos são usados no Estudo de Caso 1 para a validação dos modelos de fonte de calor propostos para a deflexão do arco de soldagem, usando primeiramente um processo com ângulo de deflexão constante.

Após, são mostrados os resultados obtidos para o Estudo de caso 1, onde são comparados os resultados obtidos via simulação numérica com os experimentais. As comparações são feitas para os ciclos térmicos de três pontos (TC1, TC2 e TC3) e zonas fundidas, para as duas espessuras estudadas. Primeiramente é usado o modelo de fonte de calor da Proposta 1 e depois o modelo da Proposta 2. Nesta etapa, os modelos de fonte de calor propostos são validados para casos de deflexão do arco de soldagem.

Por fim, são apresentados os resultados do Estudo de Caso 2, onde novamente são comparados os resultados obtidos via simulação numérica com os experimentais. As comparações são feitas em termos de largura e aspecto visual do cordão de solda, utilizando primeiramente o modelo da Proposta 1 e após o modelo da Proposta 2. Nesta etapa, os modelos são validados para casos com tecimento via deflexão do arco de soldagem.

4.1 Resultados Experimentais

Os resultados obtidos dos experimentos foram as imagens do formato do arco elétrico, as temperaturas medidas pelos termopares nos pontos TC1, TC2 e TC3 (conforme a Figura 25) e a imagem da seção transversal da poça de fusão. Fotografias do arco elétrico são apresentadas para avaliar qualitativamente as diferenças entre os formatos do arco. A análise de temperaturas é feita a partir da média das temperaturas obtidas ao longo do tempo para cada um dos três casos (arco sem deflexão, arco defletido pela inclinação da tocha e arco defletido via deflexão magnética), distribuídas nos pontos medidos pelos termopares, para as duas espessuras analisadas (3,2 mm e 6 mm). Em relação à geometria das poças de fusão, são apresentadas as seções transversais das chapas soldadas, onde é possível analisar qualitativa e quantitativamente

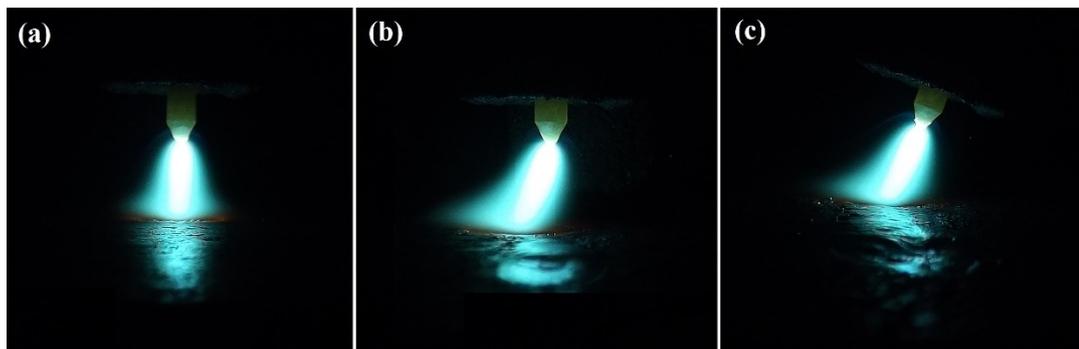
as diferentes formas das poças de fusão para os três casos nas duas espessuras estudadas. A análise macrográfica da zona fundida é feita conforme descrito na Seção 3.1.1.3.

4.1.1 Formato do Arco Elétrico

As fotografias do arco elétrico ao longo dos processos de soldagem para os corpos de prova de 6 mm de espessura são apresentadas na Figura 48, em que (a) mostra a tocha reta, sem deflexão do arco, (b) mostra a deflexão magnética do arco e (c) mostra a tocha inclinada em relação ao plano de soldagem.

Pelo formato do arco, é evidente a semelhança entre os dois casos de arco defletido, já que ambos apresentam um mesmo desvio do arco. Porém, é possível perceber que, para o caso da deflexão magnética (Figura 48(b)), o arco apresenta um formato suavemente mais distorcido do que para o caso em que a tocha é inclinada (Figura 48(c)). Uma análise visual da parte mais luminosa do arco (parte mais clara do arco na Figura 48) permite observar que, no caso da deflexão magnética, o arco apresenta uma curvatura característica desse processo de deflexão, o que não ocorre na inclinação da tocha.

Figura 48 – Arco elétrico nas chapas de 6 mm. (a) Arco sem deflexão, (b) Deflexão magnética e (c) Tocha Inclinada.



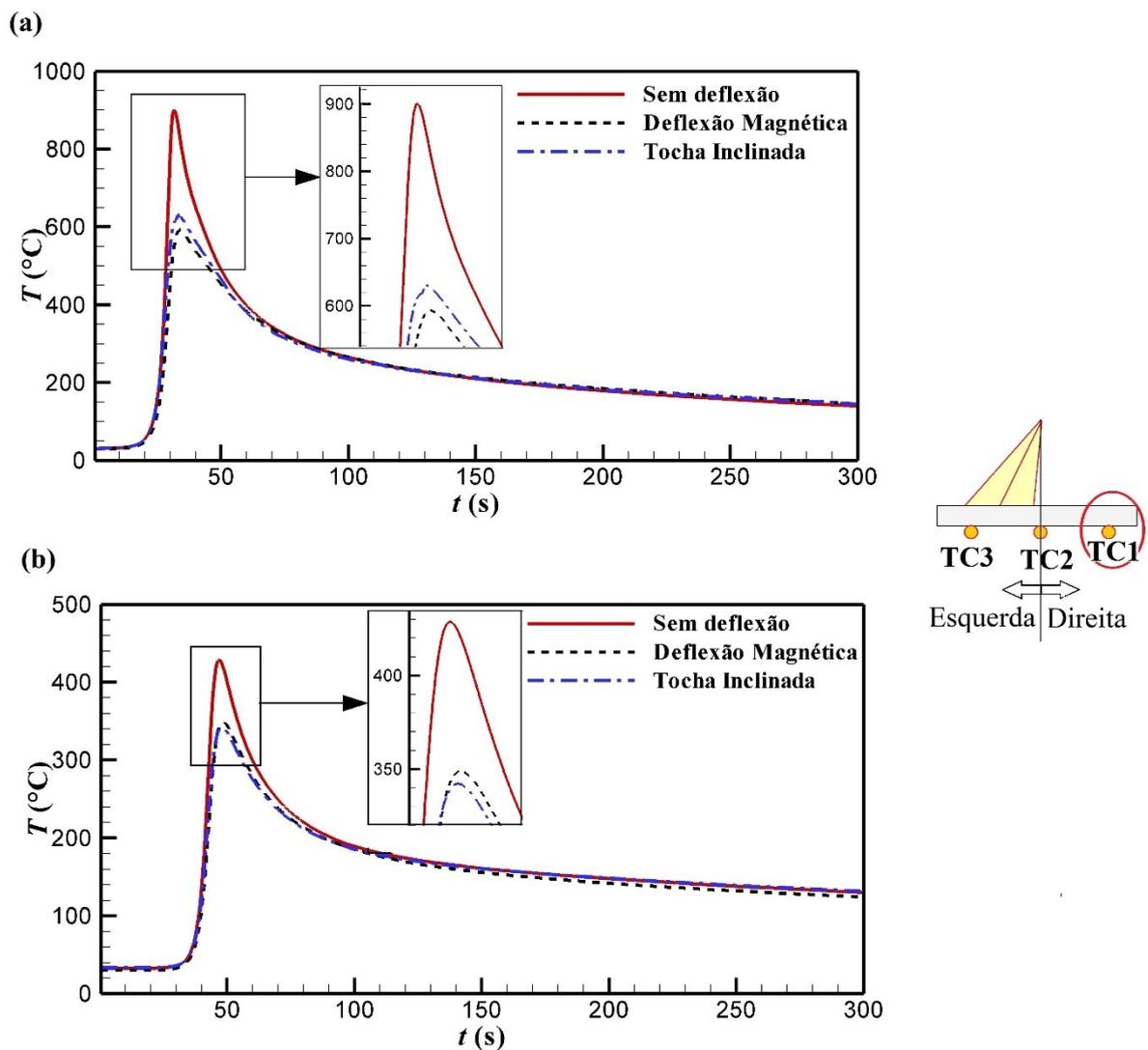
Fonte: Próprio autor

4.1.2 Ciclos Térmicos

Para as chapas de 3,2 mm de espessura, a média da série temporal das temperaturas obtidas para cada um dos casos estudados no ponto TC1 é mostrada na Figura 49(a). A numeração dos termopares segue conforme a Figura 24. Na Figura 49(a), para o TC 1, colocado à direita do centro do arco, a temperatura é mais elevada no caso em que o arco não está

defletido. A temperatura máxima neste caso foi de 901 °C. Para os dois casos em que o arco foi defletido (tocha inclinada e deflexão magnética) as temperaturas não apresentam diferença significativa entre eles: para o caso da deflexão magnética do arco a temperatura máxima foi de 593 °C e para a deflexão do arco via inclinação da tocha foi de 630 °C.

Figura 49 – Ciclo térmico do ponto TC1 para os três casos nos corpos de prova de: (a) 3,2 mm de espessura; (b) 6 mm de espessura



Fonte: Próprio autor

A Figura 49(b) mostra a média das temperaturas obtidas para o TC 1, nos corpos de prova de 6 mm de espessura. É possível notar que, assim como as chapas de 3,2 mm de espessura, a temperatura foi mais alta para o caso em que a tocha é perpendicular ao plano de soldagem, sem deflexão. Para esse caso, a temperatura máxima 428 °C, para o TC1, o que é um

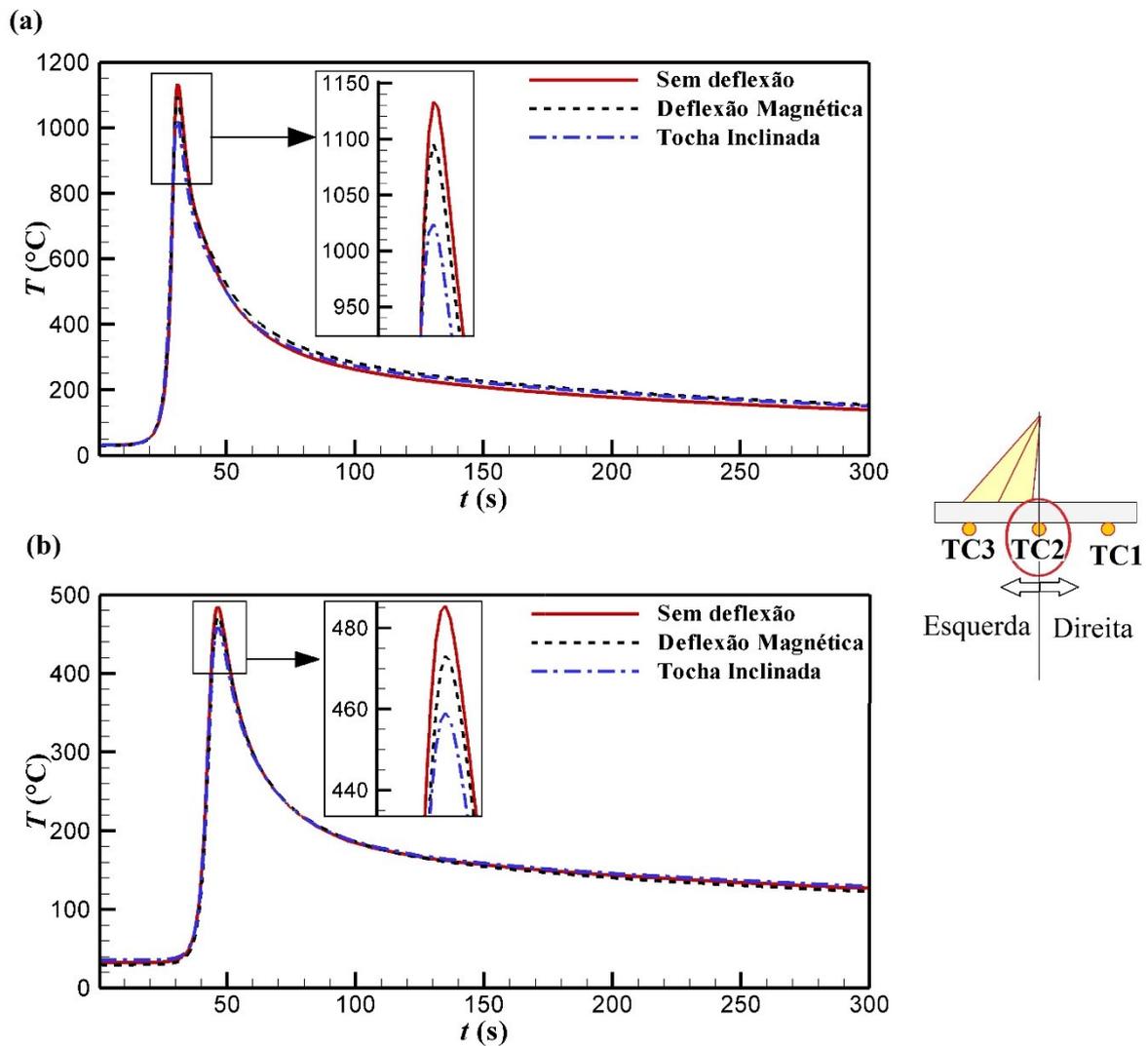
valor bem mais baixo que a temperatura obtida para o mesmo ponto nas chapas de 3,2 mm. Assim como para os corpos de prova de 3,2 mm, as temperaturas medidas no TC1 para a soldagem com a deflexão magnética do arco e para a soldagem com o arco defletido pela inclinação da tocha são muito próximas. Para esses casos, no TC1, as temperaturas máximas obtidas foram de 349 °C, para a deflexão magnética e 343 °C para a inclinação da tocha, cerca de 19% mais baixas que a temperatura com a tocha reta.

Para o TC2, colocado no centro da chapa, as médias das temperaturas obtidas para a chapa de 3,2 mm de espessura são mostradas na Figura 50(a). Assim como acontece para o TC1, para o TC2 a temperatura é mais elevada no caso em a tocha está perpendicular ao plano de soldagem (tocha reta). A temperatura máxima no caso da tocha reta foi de 1133 °C. Novamente, para os dois casos em que o arco foi defletido, via inclinação de tocha de soldagem e via deflexão magnética, as temperaturas mostram-se, dentro da margem de erro, praticamente iguais (1024 °C e 1095 °C, respectivamente).

Na Figura 50(b) são mostradas as médias das temperaturas obtidas no TC2 para os corpos de prova de 6 mm de espessura. Os resultados obtidos para as chapas de 6 mm de espessura apresentam a mesma tendência dos resultados obtidos para as chapas 3,2 mm, isto é, as temperaturas máximas são maiores na soldagem em que a tocha está perpendicular ao plano de soldagem, sem deflexão do arco, apesar dessas temperaturas serem próximas. No caso com a tocha reta, a temperatura máxima obtida neste termopar foi de 486 °C. As temperaturas medidas no TC2 para as soldagens com deflexão do arco são similares. Nesses casos, as temperaturas máximas obtidas no TC2 foram de 473 °C, nas soldagens com a deflexão magnética do arco e 460 °C nas soldagens com a deflexão do arco via inclinação da tocha. Assim como acontece para o TC1, no TC2 aparecem as mesmas tendências em relação às temperaturas para as duas espessuras analisadas, porém com as temperaturas mais baixas para as chapas de 6 mm.

A Figura 51(a) mostra as médias das temperaturas obtidas para a chapa de 3,2 mm de espessura para o TC3. Ao contrário do ocorre para os outros dois pontos (TC1 e TC2) para a chapa de 3,2 mm, o TC3, colocado do lado esquerdo do centro do arco, apresenta as médias das temperaturas máximas mais baixas com a tocha reta (778 °C) do que nos dois casos em que o arco é defletido (1066 °C para a tocha inclinada e 1056 °C para a deflexão magnética). Os processos de soldagem com a deflexão magnética do arco e com a inclinação da tocha, mais uma vez mostram-se praticamente iguais. Com os arcos defletidos, obteve-se, neste ponto, um aumento na temperatura máxima de aproximadamente 37% em relação ao caso com tocha reta.

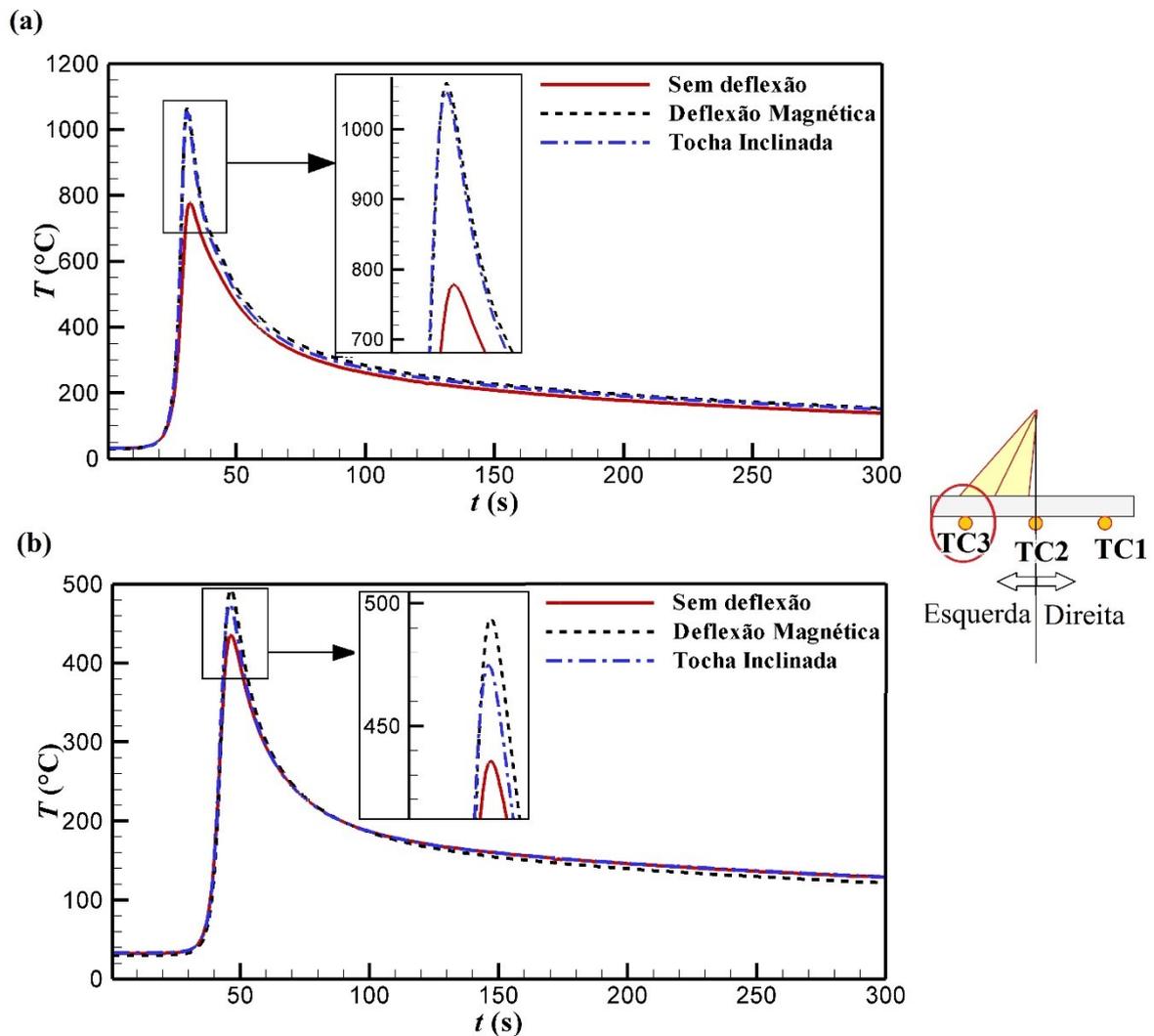
Figura 50 – Ciclo térmico do ponto TC2 para os três casos nos corpos de prova de: (a) 3,2 mm de espessura; (b) 6 mm de espessura



Fonte: Próprio autor

A Figura 51(b) mostra as médias das temperaturas obtidas para o TC3 para os corpos de prova de 6 mm de espessura. Apesar de se esperar que as temperaturas obtidas com a tocha reta sejam mais baixas para o TC3, neste caso, as temperaturas para os três casos foram semelhantes. Para as soldagens com a tocha reta, a temperatura máxima observada foi de 435 °C, enquanto que para as soldagens com a deflexão magnética do arco a temperatura máxima observada foi de 494 °C e para as soldagens com a inclinação da tocha a temperatura máxima observada foi de 475 °C. Observa-se novamente as temperaturas para os dois casos em que o arco é defletido estão muito próximas.

Figura 51 – Ciclo térmico do ponto TC3 para os três casos nos corpos de prova de: (a) 3,2 mm de espessura; (b) 6 mm de espessura



Fonte: Próprio autor

Embora o formato do arco quando defletido por inclinação da tocha tenha alguma diferença do formato apresentado pelo arco defletido por deflexão magnética, o ciclo térmico é praticamente igual para as duas deflexões em todos os casos estudados. As temperaturas no TC1 tendem a diminuir com a deflexão do arco, no TC3 tendem a aumentar com a deflexão do arco e no TC2, apesar de uma leve redução nas temperaturas médias com a deflexão do arco, considerando a margem de erro, as temperaturas são praticamente iguais.

Como os termopares foram colocados na superfície inferior da chapa, tanto para os corpos de prova de 3,2 mm como para os de 6 mm, as médias das temperaturas máximas para todos os termopares foram muito maiores nas chapas de 3,2 mm de espessura do que nas chapas

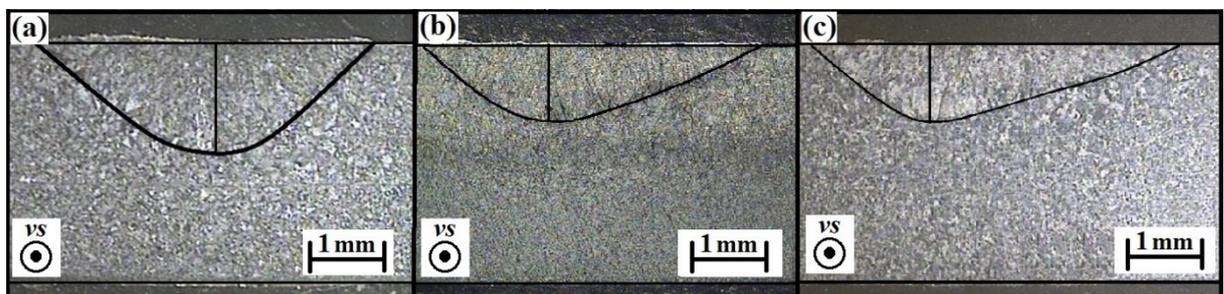
de 6 mm, conforme o esperado, o que se explica pelo fato de que o aumento da espessura da chapa para o mesmo fluxo de calor imposto tende a tornar a condução do calor mais próxima de um comportamento tridimensional (SORENSEN, 1999), fazendo com que as temperaturas na base da chapa sejam menores.

4.1.3 Geometria das Poças de Fusão

As zonas fundidas foram analisadas, para todos os casos estudados, através da análise macrográfica de três seções transversais em um corpo de prova de cada caso, conforme a Seção 3.1.1.3. As imagens apresentadas são de apenas uma dessas seções: aquele com dimensões médias entre os três. As imagens das zonas de fusão para cada caso nas duas espessuras são mostradas no apêndice.

As geometrias das poças de fusão para os corpos de prova de 3,2 mm de espessura são mostradas na Figura 52 para os três casos estudados. Pode-se perceber que a profundidade da poça de fusão é bem maior no caso em que a tocha é perpendicular ao plano de soldagem, sem deflexão, mostrado na Figura 52(a), do que nos dois casos em que o arco é defletido. O caso que apresenta menor penetração é aquele em que o arco sofre deflexão magnética, conforme ilustra a Figura 52(b), apesar de ser similar à penetração apresentada para o caso em que a tocha é inclinada, mostrada na Figura 52(c). As dimensões das zonas de fusão são mostradas na Tabela 7.

Figura 52 – Seção Transversal da Poça Fundida das Chapas de 3,2 mm: (a) Arco sem deflexão, (b) Deflexão magnética e (c) Tocha inclinada.



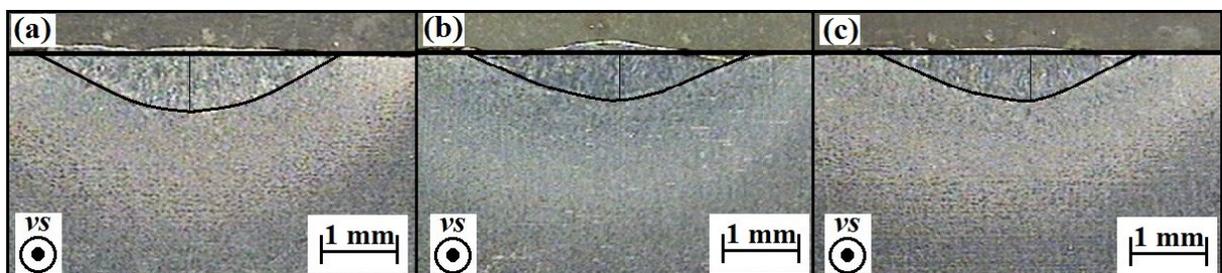
Fonte: Próprio autor

Em relação à largura da poça fundida, a soldagem com o arco defletido através da inclinação da tocha apresentou a maior dimensão. Isto se deve ao fato de que há um maior espalhamento do arco elétrico causado pela deflexão do arco, levando a uma menor penetração

e maior largura do cordão. Analisando as poças fundidas para os três casos, as poças dos dois casos em que o arco é defletido apresentam um formato semelhante, sendo ambas as poças assimétricas e com a menor penetração e maior largura do que o caso sem deflexão. A soldagem sem deflexão do arco apresenta uma poça de fusão simétrica, com centro coincidente com a linha de centro da peça, o que não ocorre nos casos onde o arco é defletido.

As geometrias das poças de fusão para os corpos de prova de 6 mm de espessura são mostradas na Figura 53, para os três casos analisados. Para os corpos de prova de 6 mm de espessura, as profundidades das poças de fusão não apresentaram diferença significativa para os três casos, diferentemente do que ocorre para a espessura de 3,2 mm. A maior penetração foi registrada para a soldagem sem deflexão do arco e a menor para a soldagem com a inclinação da tocha, apresentando uma pequena diferença entre os dois casos em que o arco é defletido. A soldagem com tocha reta e sem a deflexão do arco foi a que apresentou a maior largura, apesar de não haver diferença significativa. A soldagem com a inclinação da tocha foi a que apresentou menor largura, neste caso, com resultados diferentes aos observados para as chapas de 3,2 mm.

Figura 53 – Seção Transversal da Poça Fundida das Chapas de 6 mm: (a) Arco sem deflexão, (b) Deflexão magnética e (c) Tocha inclinada.



Fonte: Próprio autor

Para as chapas de 6 mm a penetração e a largura das poças fundidas foram bem menores do que as obtidas para as chapas de 3,2 mm de espessura. É possível observar uma proximidade na penetração nos três casos estudados para as chapas de 6 mm suavemente maior do que para as chapas de 3,2 mm. Este fato está coerente com o que se observou nos ciclos térmicos para as duas espessuras, que mostram temperaturas muito próximas para os três casos nas chapas de 6 mm. A assimetria das poças fundidas nos casos em que o arco é defletido é menos evidente, mas existe, assim como ocorre para a chapa de menor espessura. Para as duas espessuras, as poças de fusão dos casos em que o arco é defletido apresentam a maior penetração desviada em relação à linha de centro da poça, para o lado para o qual o arco foi desviado. As dimensões das zonas fundidas de todos os casos são mostradas na Tabela 7.

Tabela 7 – Dimensões das poças de fusão

Espessura (mm)	Caso	Penetração (mm)	Largura (mm)
3,2	Sem deflexão	1,58	4,51
	Deflexão magnética	1,05	4,56
	Tocha inclinada	1,06	5,00
6	Sem deflexão	0,73	3,78
	Deflexão magnética	0,65	3,77
	Tocha inclinada	0,52	3,48

Fonte: Próprio autor

Os resultados mostram uma grande semelhança entre a deflexão magnética do arco e a deflexão do arco via inclinação da tocha, tanto pela análise da temperatura como pela da geometria da poça fundida, para as duas espessuras analisadas. Logo, apesar de apresentarem algumas diferenças nos formatos de arco, os dois casos com deflexão do arco resultam em temperaturas e poças fundidas muito semelhantes. A partir dessas análises, infere-se que uma proposta de modelo de imposição de fonte de calor nestes tipos de processos de soldagem por deflexão magnética pode ser baseada na situação em tocha está inclinada no mesmo ângulo proporcionado pela deflexão do arco pelo campo magnético.

4.2 Análise numérica do Estudo de Caso 1

Primeiramente, deve-se considerar a acurácia desejada para o modelo. Para isso, as incertezas relacionadas a todos os processos, tanto experimentais, como os dados usados no modelo numérico, devem ser considerados. Os valores de propriedades dos materiais como condutividade térmica, calor específico, por exemplo, raramente possuem uma acurácia menor que 5% (FARIAS, 2015). Segundo Goldak e Akhlaghi (2005), as incertezas associadas restringem a precisão de um modelo numérico para algo entre 5 a 25%.

O ajuste do calor de entrada, através dos dados experimentais, pode ser feito para a poça de fusão, apenas, mas a medição de temperaturas pode trazer uma maior precisão ao modelo. Segundo Smith e Smith (2009), algumas fontes de erro podem interferir no processo de medição com termopares, tais como contato térmico ineficiente entre os termopares e o corpo de prova e erros de posicionamento dos termopares (termopares muito próximos ao cordão de

solda estão em áreas com altos gradientes de temperatura, o que os torna mais sensíveis a erros de posicionamento). Assim, os termopares usados na comparação com resultados numéricos são mais confiáveis quando colocados próximos ao meio do cordão de solda, no sentido de soldagem, e na parte inferior da chapa, para eliminar efeitos de interferência devido ao arco elétrico (SMITH; SMITH, 2009), como os utilizados neste estudo.

Para a análise do tamanho e formato da poça de fusão das simulações numéricas é utilizada como referência uma linha isotérmica na faixa da temperatura de fusão do metal. As temperaturas acima desta isoterma não podem ser utilizadas para retirada de conclusões sobre o fenômeno térmico na poça de fusão, devido ao modelo de fonte de 2ª geração não contemplar os fenômenos que ocorrem na zona fundida. Neste caso a isoterma utilizada é de 1467 °C, conforme Miettinen (1997).

Para análise dos ciclos térmicos, as temperaturas nodais foram comparadas com as temperaturas obtidas por termopares nas posições mostradas na Figura 25. Os parâmetros utilizados na simulação foram aqueles que resultaram no melhor par entre ciclos térmicos e zonas de fusão, ajustados primeiramente para o caso do arco sem deflexão, para as duas espessuras analisadas neste caso.

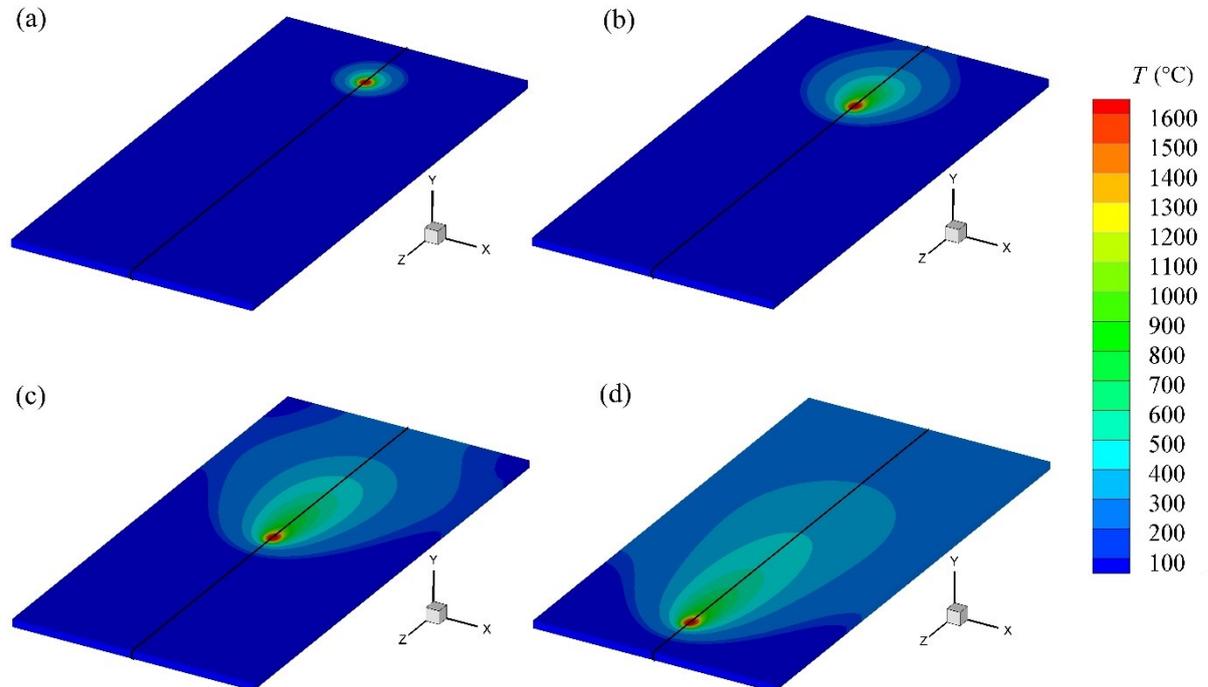
4.2.1 Modelo de Fonte de Calor para o Arco sem Deflexão

Nas simulações numéricas para o arco sem deflexão foi usado o modelo de fonte de calor com distribuição gaussiana. A distribuição de temperatura na placa de 3,2 mm de espessura em quatro instantes ao longo do processo de soldagem para arco não defletido é mostrada na Figura 54. Como esperado, há uma concentração de altas temperaturas em torno da fonte de calor à medida que essa se move. Além disso, as zonas atrás da fonte de calor têm temperaturas mais elevadas em relação a outras zonas com mesma distância radial da fonte de calor, ao longo da soldagem.

O modelo do arco sem deflexão é usado para ajustar os parâmetros numéricos usados na fonte de calor de área com distribuição gaussiana: parâmetro de distribuição (σ) e eficiência térmica do processo de soldagem (η). As eficiências adotadas estão dentro da faixa encontrada na bibliografia, para o processo GTAW em aço. Os parâmetros adotados para os dois casos sem deflexão estão listados na Tabela 8.

A Figura 55(a) mostra os ciclos térmicos obtidos para os três pontos do caso do arco sem deflexão, na chapa de 3,2 mm de espessura e a Figura 55(b), na chapa de 6 mm de espessura.

Figura 54 – Distribuição de temperaturas na chapa de 3,2 mm de espessura em quatro instantes para o arco não defletido: (a) 2,8 s, (b) 12 s, (c) 32 s e (d) 60 s



Fonte: Próprio autor

Tabela 8 – Parâmetros da fonte para o arco sem deflexão

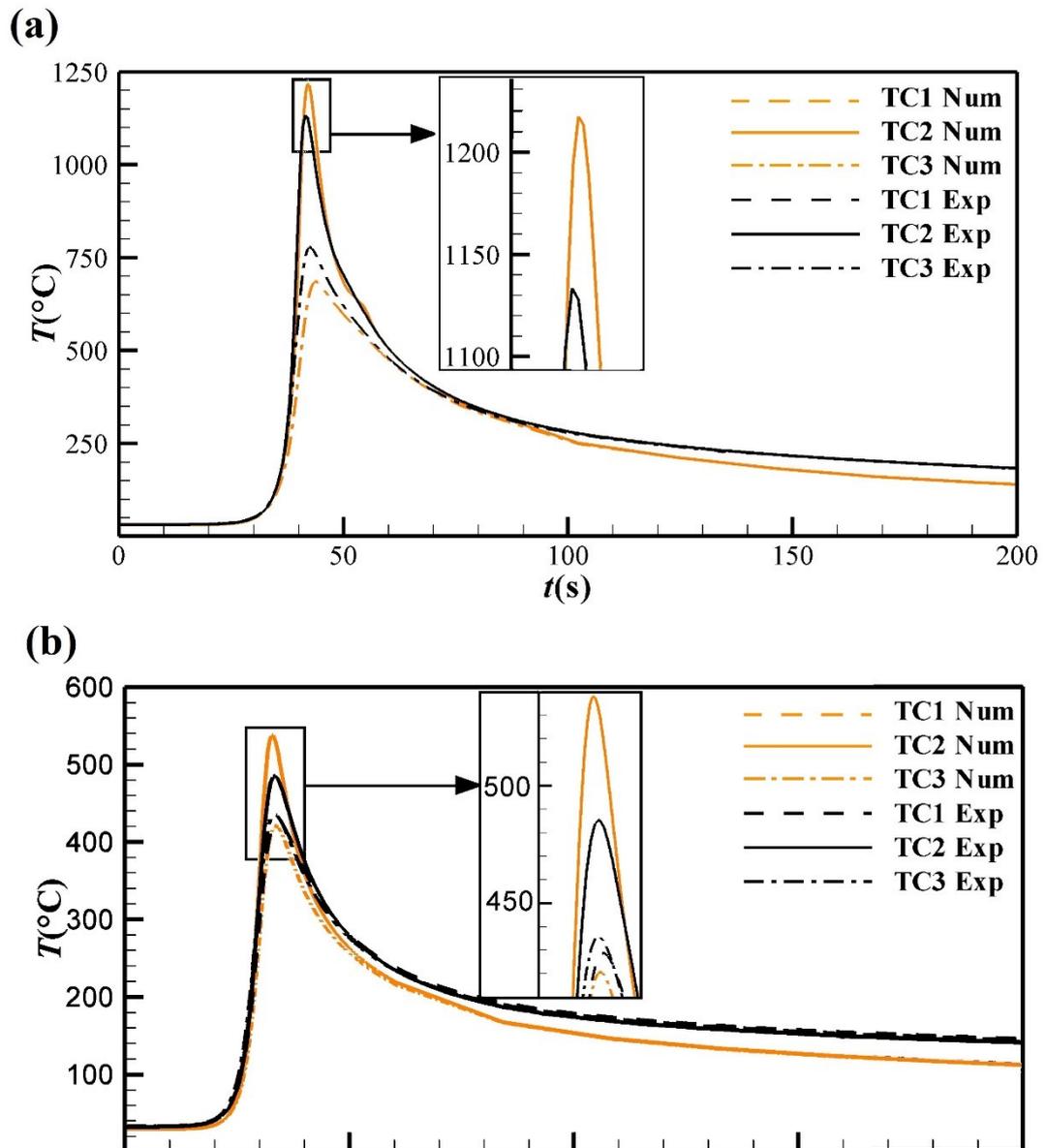
Espessura	σ (mm)	η (%)
3,2 mm	1,8	49
6 mm	1,9	49

Fonte: Próprio autor

Assim como ocorreu com os resultados experimentais, para o arco não defletido, a temperatura em TC2 (na linha de centro de soldagem) é maior do que em TC1 e TC3, que estão 5 mm distantes da linha central, um à direita e um à esquerda. Além disso, as curvas de temperatura em TC1 e TC3 são idênticas nas curvas numéricas, devido à simetria do processo de soldagem, para as duas espessuras. Conforme já esperado, as temperaturas na chapa de 3,2 mm de espessura foram bem mais elevadas do que na chapa de 6 mm. Para a espessura menor, a diferença entre os resultados experimentais e numéricos foi de 11,9%, 7,5% e 11,9% para os pontos TC1, TC2 e TC3, respectivamente. Para a chapa de maior espessura essas diferenças

foram de 1,8%, para o TC1, 10,7%, para o TC2 e 3,4% para o TC3, o que mostra um bom ajuste do modelo, para as duas espessuras analisadas.

Figura 55 – Ciclos térmicos para o arco sem deflexão na chapa de (a) 3,2 mm de espessura e (b) 6 mm de espessura

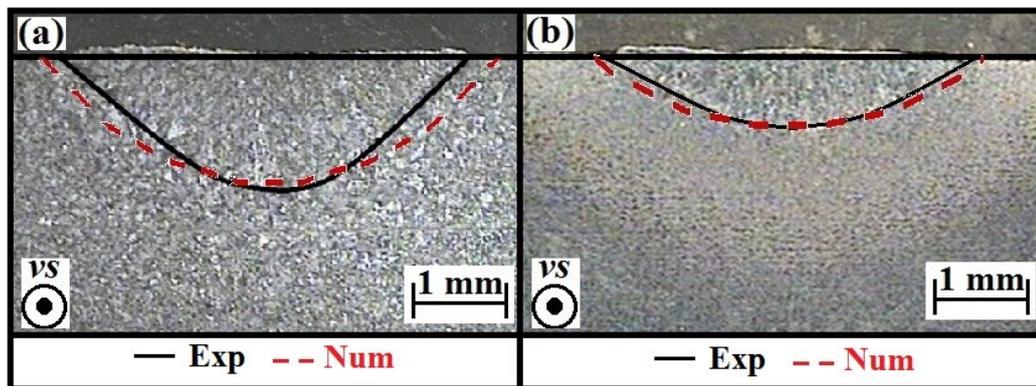


Fonte: Próprio autor

O resultado das zonas fundidas obtidas nas simulações numéricas são mostradas na Figura 56. Em geral, para as duas espessuras, o modelo numérico reproduz com precisão os resultados experimentais. Conforme ilustrado na Figura 56(a), para a chapa de 3,2 mm de espessura, a profundidade da zona fundida é praticamente a mesma do resultado experimental, enquanto que a largura apresenta uma pequena diferença. Já para a chapa de 6 mm de espessura,

a poça de fusão, mostrada na Figura 56(b), mostra dimensões muito semelhantes tanto na largura, como na profundidade. As diferenças entre os resultados numéricos e experimentais foram de 0,14 mm (9%) na profundidade e de 0,70 mm (15%) na largura, para a espessura de 3,2 mm e de 0,36 mm (9%) na largura e de 0,02 mm (2%) na profundidade, para 6 mm de espessura.

Figura 56 – Comparação das poças de fusão para o arco sem deflexão nas chapa de (a) 3,2 mm de espessura e (b) 6 mm de espessura



Fonte: Próprio autor

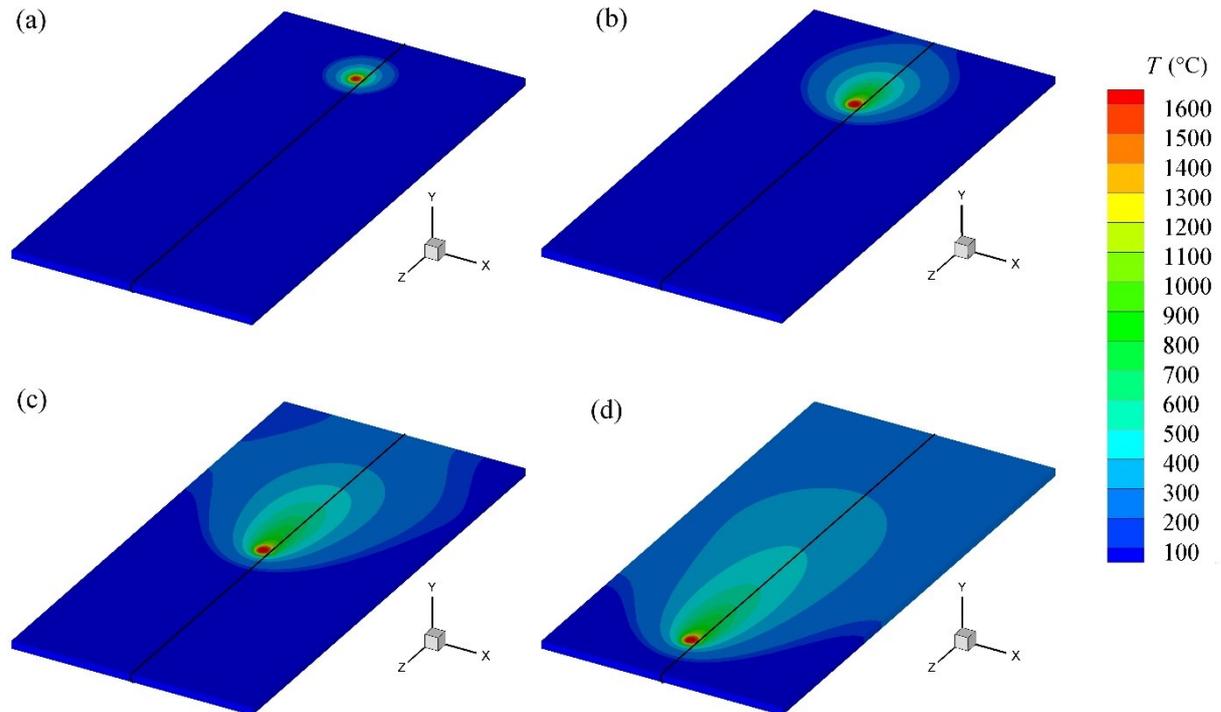
É importante ressaltar que os parâmetros utilizados e que apresentam melhores resultados para o par ciclos térmicos e poças de fusão são praticamente os mesmos, para as duas espessuras. Essa semelhança era esperada, já que, para ambas as espessuras, os parâmetros e condições de soldagem foram os mesmos. Os parâmetros ajustados para o arco sem deflexão são usados como primeira iteração para as duas propostas com a deflexão magnética do arco, onde também se espera parâmetros próximos.

4.2.2 Modelo de fonte de calor para o arco defletido – Proposta 1

A distribuição de temperatura na chapa de 3,2 mm para o arco defletido nas simulações usando a Proposta 1 é ilustrado na Figura 57, para em quatro instantes ao longo do processo de soldagem. As temperaturas são um pouco mais baixas que as obtidas no processo do arco sem deflexão, mostrada na Figura 54. Comparando as distribuições de temperaturas ao longo do processo com e sem deflexão do arco, é possível perceber uma simetria para o caso sem deflexão, o que não ocorre no caso com deflexão, conforme esperado. Para o arco defletido, as temperaturas são maiores na zona à esquerda do centro do arco, o que é mais fácil de notar pela

dissipação do calor, que faz com que temperaturas mais elevadas atinjam a borda esquerda da chapa antes da borda direita, conforme a mostra a Figura 57(c).

Figura 57 - Distribuição de temperaturas em quatro instantes para o arco defletido: (a) 2,8 s, (b) 24 s, (c) 40 s e (d) 60 s



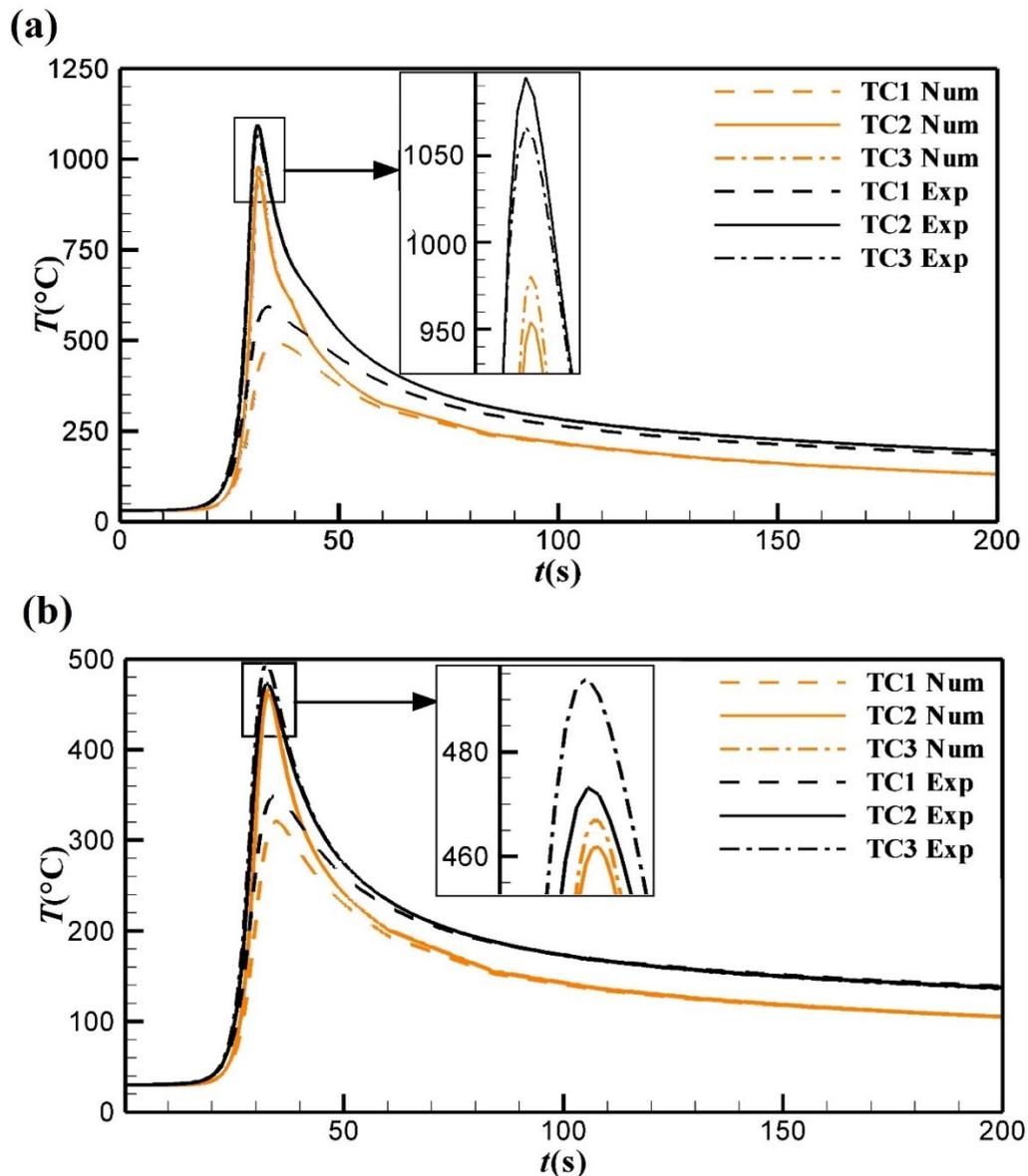
Fonte: Próprio autor

Os ciclos térmicos obtidos para esta proposta de fonte calor com deflexão do arco para as chapas de 3,2 mm e 6 mm de espessura, são mostrados na Figura 58(a) e Figura 58(b), respectivamente.

A assimetria evidenciada pela Figura 57 na distribuição de temperaturas, é, também captada pelos ciclos térmicos dos pontos TC1 e TC3, localizados à mesma distância da linha de centro da chapa, porém um colocado à esquerda e um à direita. Neste caso, a temperatura em TC3 é maior que em TC1 e semelhante à temperatura em TC2, na linha de centro da chapa, assim como nos resultados experimentais dos casos em que o arco está defletido. Em geral, os resultados numéricos são bem próximos aos obtidos experimentalmente. Para a chapa de 3,2 mm de espessura a diferença entre os resultados numéricos e experimentais foram de 14,7%, para o TC1, 6,8%, para o TC2 e 9,1%, para o TC3. Para a chapa de maior espessura essas diferenças foram de 8,3%, 2,4% e 5,5% para os pontos TC1, TC2 e TC3, respectivamente. Os

resultados mostram-se similares aos apresentados por Chen et al. (2014), para a chapas de menor espessura, em que o ponto mais distante da linha de centro da soldagem mostrou o ciclo térmico numérico mais distante do experimental (Figura 17).

Figura 58 – Ciclos térmicos obtidos para a Proposta 1 nas espessuras de (a) 3,2 mm e (b) 6 mm

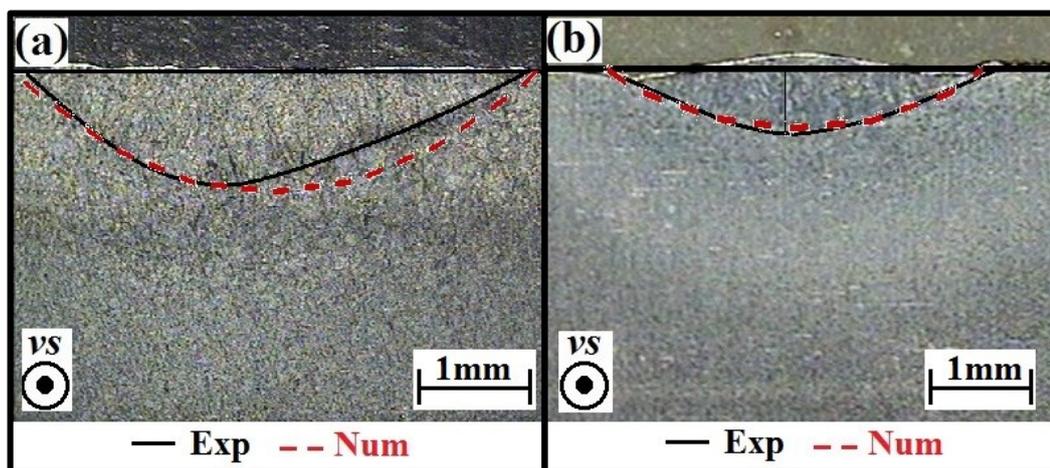


Fonte: Próprio autor

As poças de fusão obtidas nas simulações numéricas com o arco defletido através da Proposta 1 são mostradas na Figura 59. Na chapa de 3,2 mm de espessura, a profundidade (medida na parte mais profunda da poça) e a largura da zona fundida são muito próximas às obtidas experimentalmente, apresentando uma pequena diferença na assimetria da poça de

fusão, como ilustrado pela Figura 59(a). Para a chapa de 6 mm de espessura, a poça de fusão, mostrada na Figura 59(b), possui dimensões e a assimetria praticamente idênticas às obtidas experimentalmente. As diferenças entre os resultados numéricos e experimentais foram de 0,16 mm (3%) na largura e de 0,06 mm (6%) na profundidade, para a espessura de 3,2 mm e de 0,25 mm (3%) na largura e de 0,08 mm (12%) na profundidade, para 6 mm de espessura. Devido às pequenas dimensões das zonas fundidas, as diferenças percentuais aparentam ser elevadas apesar das diferenças absolutas serem muito pequenas. A assimetria apresentada nas temperaturas, é mais evidente na zona fundida da chapa de menor espessura, mas também está presente na chapa de 6 mm. Essa assimetria é capturada pelo modelo nos dois casos, embora esteja melhor ajustada à chapa de 6 mm de espessura.

Figura 59 – Poças de fusão obtidas para a Proposta 1 nas espessuras de (a) 3,2 mm e (b) 6 mm



Fonte: Próprio autor

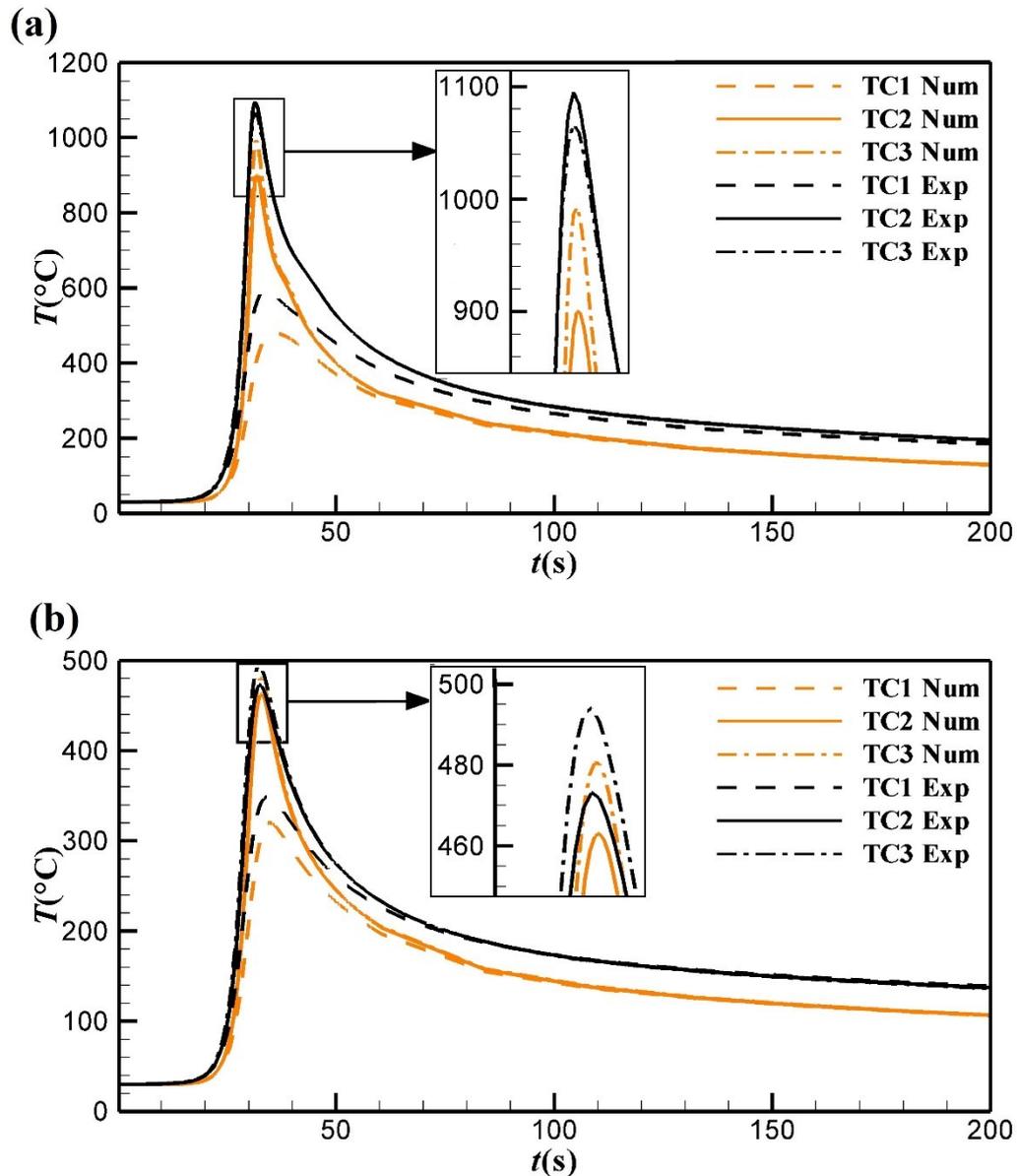
Os parâmetros usados neste modelo foram: σ de 1,9 mm e η de 50%, para a chapa de 3,2 mm de espessura e σ de 1,9 mm e η de 49%, para a chapa de maior espessura. Mais uma vez, os parâmetros são praticamente os mesmos para as duas espessuras.

4.2.3 Modelo de fonte de calor para o arco defletido – Proposta 2

A distribuição de temperaturas ao longo do processo para este modelo proposto não é mostrada por parecer igual ao comportamento demonstrado pelo modelo da Proposta 1, onde a assimetria na dissipação do calor é evidente, diferentemente do que ocorre no caso sem

deflexão. Essa assimetria é novamente demonstrada pelos ciclos térmicos dos pontos analisados, nas duas espessuras, conforme ilustra a Figura 60.

Figura 60 – Ciclos térmicos obtidos para a Proposta 2 nas espessuras de (a) 3,2 mm e (b) 6 mm



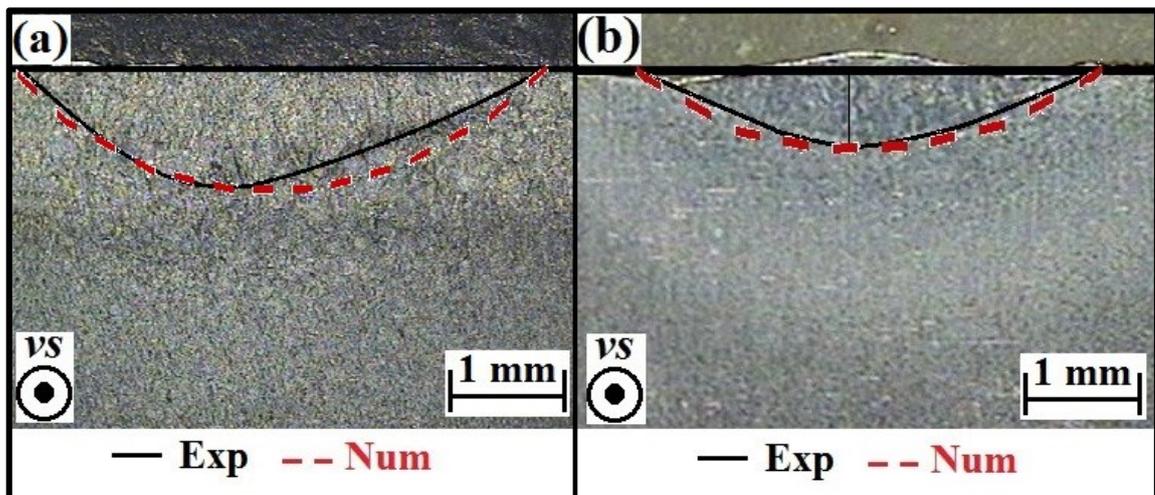
Fonte: Próprio autor

Os resultados numéricos estão, em geral, em concordância com os experimentais, para as duas espessuras. Novamente, a temperatura em TC3 é maior que em TC1 e semelhante à temperatura em TC2, assim como nos resultados experimentais dos casos em que o arco está defletido. Para a chapa de 3,2 mm de espessura a diferença entre os resultados numéricos e

experimentais foram de 16,1%, para o TC1, 10,3%, para o TC2 e 6,1%, para o TC3. Para a chapa de maior espessura essas diferenças foram de 8,3%, 2,1% e 2,7% para os pontos TC1, TC2 e TC3, respectivamente. Nesta proposta, os ciclos térmicos numérico mostraram-se mais próximos aos obtidos experimentalmente para a chapa de 6 mm de espessura.

As zonas fundidas obtidas nas simulações numéricas na chapa de 3,2 mm e na de 6 mm de espessura são mostradas nas Figura 61(a) e Figura 61(b), respectivamente. Na chapa de menor espessura, as diferenças entre os resultados numéricos e experimentais foram de 0,13 mm (3%) na largura e de 0,03 mm (3%) na profundidade, e de 0,07 mm (2%) na largura e de 0,02 mm (3%) na profundidade, na chapa de 6 mm de espessura. Em ambas as espessuras, os resultados numéricos são muito próximos aos experimentais, o que mostra um bom funcionamento do modelo proposto. Assim como ocorreu com as temperaturas, as zonas de fusão são mais próximas das experimentais na chapa de maior espessura, o que mostra coerência nos resultados. A assimetria das zonas fundidas é bem representada pelo modelo.

Figura 61 – Poças de fusão obtidas para a Proposta 1 nas espessuras de (a) 3,2 mm e (b) 6 mm



Fonte: Próprio autor

Para a chapa de menor espessura, os parâmetros usados neste modelo foram: σ de 1,9 mm e η de 50%. Para a chapa de 6 mm de espessura os parâmetros foram: σ de 1,8 mm e η de 50%, para a chapa de maior espessura. Novamente, os parâmetros são praticamente os mesmos para as duas espessuras. Nesta proposta, além destes, os valores das frações de calor à esquerda e à direita do centro do arco foram iguais, ambos com o valor de 0,5.

4.2.4 Comparação entre os modelos propostos

Ambos os modelos de fonte de calor propostos para soldagens com deflexão do arco mostraram bons resultados, tanto nos ciclos térmicos, como nas zonas fundidas. Uma observação importante é de que os modelos apresentaram a melhor relação entre resultados dos ciclos térmicos e zonas fundidas para parâmetros praticamente iguais. Além da similaridade observada nos parâmetros usados para os modelos de arco defletido, estes ainda são próximos aos parâmetros do modelo para o arco sem deflexão, conforme esperado. Segundo alguns estudos publicados sobre a eficiência térmica do processo de soldagem GTAW (AREVALO e VILARINHO, 2012; NILES e JACKSON, 1975), os fatores que mais influenciam na eficiência são o material a ser soldado, a corrente de soldagem, a distância eletrodo peça (DEP), o comprimento do cordão e a velocidade de soldagem. Como em todos os casos esses fatores foram constantes, era de se esperar que a eficiência do processo também fosse. Em relação ao parâmetro de distribuição, que define o raio de aplicação do calor, também é de se esperar que os valores que devem ser usados sejam próximos, já que a DEP e a energia de soldagem se mantêm iguais em todo os casos. A Tabela 9 mostra um resumo dos parâmetros usados em cada caso.

Tabela 9 – Resumos dos parâmetros usados

Espessura (mm)	Modelo	σ (mm)	η (%)
3,2	Sem Deflexão	1,8	49
	Proposta1	1,9	50
	Proposta2	1,9	50
6	Sem Deflexão	1,9	49
	Proposta1	1,9	49
	Proposta2	1,8	50

Fonte: Próprio autor

A Tabela 10 mostra um resumo das temperatura máximas em cada caso analisado para as duas espessuras e a diferença percentual entre os resultados numéricos e experimentais das temperaturas máximas (ΔT_{ne}) em cada ponto.

Tabela 10 – Comparação entre temperaturas máximas dos modelos propostos

Espessura (mm)	Modelo	TC1 (°C)	ΔT_{ne} (%)	TC2 (°C)	ΔT_{ne} (%)	TC3 (°C)	ΔT_{ne} (%)
3,2	Sem Deflexão	685	11,9	1218	7,5	685	11,9
	Proposta1	488	14,7	935	6,8	961	9,1
	Proposta2	479	16,1	900	10,3	993	6,1
6	Sem Deflexão	421	1,8	538	10,7	421	3,4
	Proposta1	321	8,3	462	2,4	467	5,5
	Proposta2	320	8,3	463	2,1	480	2,7

Fonte: Próprio autor

As duas propostas apresentam resultados próximos aos experimentais nas temperaturas máximas nos três pontos. Para a chapa de menor espessura, as temperaturas foram mais próximas às experimentais usando a Proposta 1 em TC1 e TC2, porém o contrário acontece para o TC3. Na chapa de maior espessura as duas propostas apresentam resultados muito semelhantes, com a Proposta 2 suavemente melhor nos pontos TC2 e TC3. Ambas as propostas apresentam resultados mais exatos para as temperaturas máximas na chapa de maior espessura. Isto pode ocorrer porque, na chapa de menor espessura, os gradientes térmicos ainda são elevados na superfície inferior, o que pode levar a grandes erros nas leituras dos termopares com pequenos desvios de posição, conforme sugerem Smith e Smith (2009) e Farias (2015). Esse efeito é menos pronunciado na chapa de 6 mm de espessura devido aos gradientes térmicos serem menores nos pontos de medição, para esta espessura. Em geral, os resultados apresentados pelas duas propostas são similares, mostrando as maiores diferenças entre resultados experimentais e numéricos no ponto TC1, à direita da linha de centro da chapa, que apresenta as menores temperaturas com a deflexão do arco, para as duas espessuras.

A largura e a penetração das zonas fundidas obtidas pelos modelos estudados, além das diferenças entre as larguras obtidas via simulação numérica e via experimental (ΔL_{ne}) e entre as penetrações numéricas e experimental (ΔP_{ne}) são mostradas na Tabela 11.

Tabela 11 – Comparação entre dimensões das zonas fundidas dos modelos propostos

Espessura (mm)	Modelo	Largura (mm)	ΔL_{ne} (mm)	Penetração (mm)	ΔP_{ne} (mm)
3,2	Sem Deflexão	5,22	0,70	1,44	0,14
	Proposta1	4,72	0,16	1,11	0,06

	Proposta2	4,69	0,13	1,08	0,03
6	Sem Deflexão	4,15	0,36	0,76	0,02
	Proposta1	3,52	0,25	0,56	0,08
	Proposta2	3,85	0,07	0,66	0,02

Fonte: Próprio autor

Diferentemente do que ocorre com as temperaturas, a Proposta 2 apresenta resultados mais próximos aos experimentais para as zonas fundidas para as duas espessuras, apesar de as duas propostas resultarem em dimensões muito similares. As duas propostas apresentam resultados mais exatos na profundidade do que na largura das zonas fundidas, o que também ocorre no modelo do arco sem deflexão.

Observando as figuras que mostram os ciclos térmicos de todos os casos das simulações numéricas é possível notar que as curvas no resfriamento apresentam a mesma tendência que as curvas experimentais, apesar de apresentarem uma pequena diferença nos valores. Essa mesma característica pode ser observada nos resultados apresentados por Hu et. al. (2006), na Figura 16. O coeficiente de película foi ajustado através de testes, com variações de 5 W/m²K até 15 W/m²K, em que o valor usado (8 W/m²K) foi o que melhor ajustou o paralelismo entre as curvas numéricas e experimentais. Assim, a emissividade do material, que foi considerada constante nas simulações feitas, pode ser mudada e usada como uma propriedade dependente da temperatura.

A partir dos resultados obtidos até aqui não é possível eleger um modelo como sendo mais preciso que outro.

4.3 Análise numérica do Estudo de Caso 2

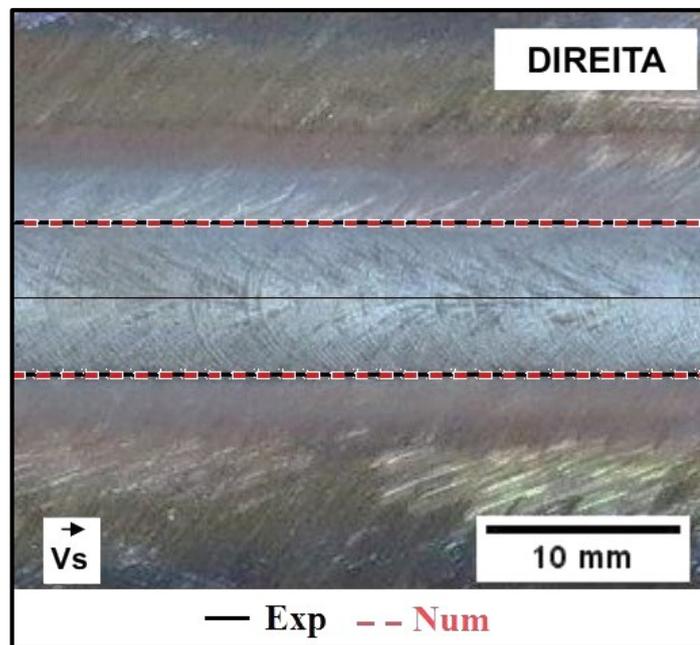
Segundo Farias (2015), análises sugerem que ajustar apenas a zona fundida da simulação com a experimental pode ser mais que suficiente para produzir resultados razoáveis da solução térmica. Para o Estudo de Caso 2, será analisada apenas a zona fundida em termos de largura e acabamento do cordão, que são os resultados apresentados no trabalho de Larquer (2015). Assim como no Estudo de Caso 1, a análise da zona de fusão das simulações numéricas é utilizada como referência uma linha isotérmica na faixa da temperatura de fusão do metal, que é de 1467 °C, conforme Miettinen (1997).

Os resultados obtidos nas simulações numéricas com modelo de fonte de calor para o arco sem deflexão são comparados àqueles demonstrados em um dos casos estudados por

Larquer (2015), para ajustar os parâmetros σ e η , e então são comparados os resultados obtidos através dos dois modelos propostos para a soldagem com tecimento com os resultados apresentados para outro caso estudado por Larquer (2015) com tecimento via deflexão magnética do arco.

A Figura 62 mostra a comparação dos cordões de solda obtidos experimentalmente e via simulação numérica para o arco sem deflexão. O cordão apresenta a simetria esperada e para o σ de 3,0 mm e η de 45%, a diferença entre a largura obtida numericamente e experimentalmente foi de 0,40 mm (4,9%).

Figura 62 – Comparação do cordão de solda no arco sem deflexão



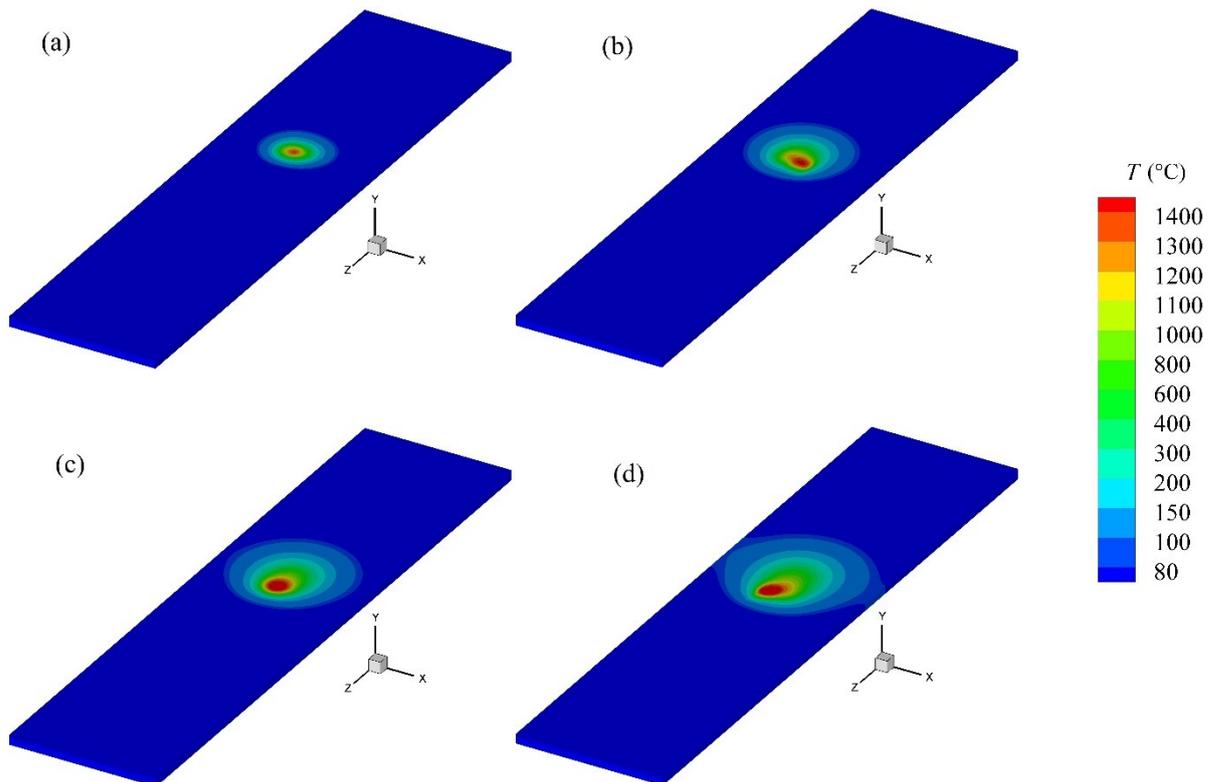
Fonte: Próprio autor

A Figura 63 mostra a distribuição de temperaturas em quatro instantes, obtidos a partir do modelo de fonte de calor da Proposta 1. Comparando esta Figura 63 com as Figuras 57 e 54, é possível notar a diferença na distribuição de temperaturas causada pelo tecimento, que mostra a melhor distribuição de calor no material soldado. Além disso, neste tecimento, é possível notar uma assimetria na distribuição do calor, devido aos diferentes tempos de parada à esquerda e à direita.

A comparação dos cordões de solda obtidos experimentalmente e via simulação numérica, com o modelo da Proposta 1, para a soldagem com tecimento, é mostrada na Figura 64. Como os tempos de parada à esquerda e à direita são diferentes, a distância da linha de centro chapa ao final do cordão à esquerda, a largura à esquerda (L_e), será diferente dessa

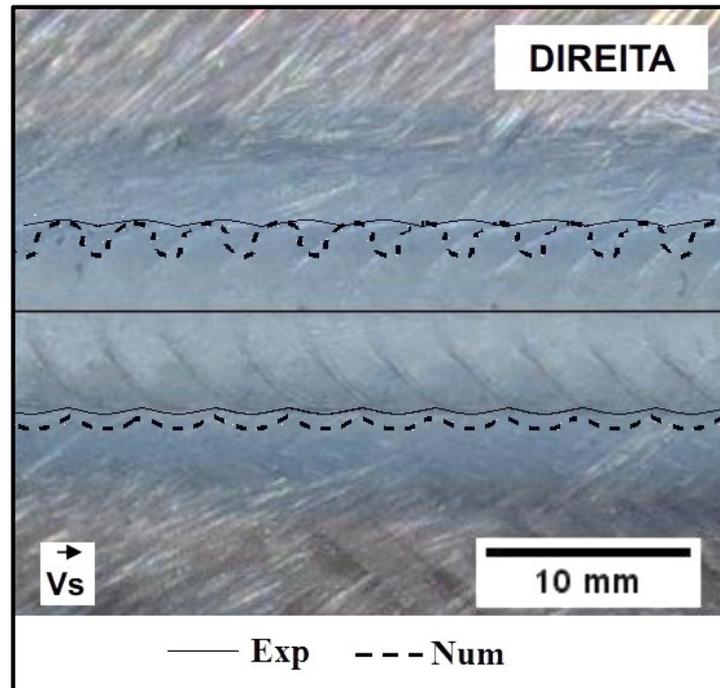
distância à direita, a largura à direita (L_d). As diferenças obtidas nas larguras foram de 0,03 mm, na largura à direita, 0,80 mm na largura à esquerda e 0,77 mm na largura total. Todos os valores são comparados àqueles apresentados como a média dos valores medidos por Larquer (2015).

Figura 63 – Distribuição de temperaturas na soldagem com tecimento em (a) 1,5 s – arco no centro, (b) 3,25 s – arco a direita, (c) 5,05 s – arco no centro, (d) 6,8 s – arco a esquerda.



Fonte: Próprio autor

Figura 64 – Comparação do cordão de solda na soldagem com tecimento pelo modelo proposto 1

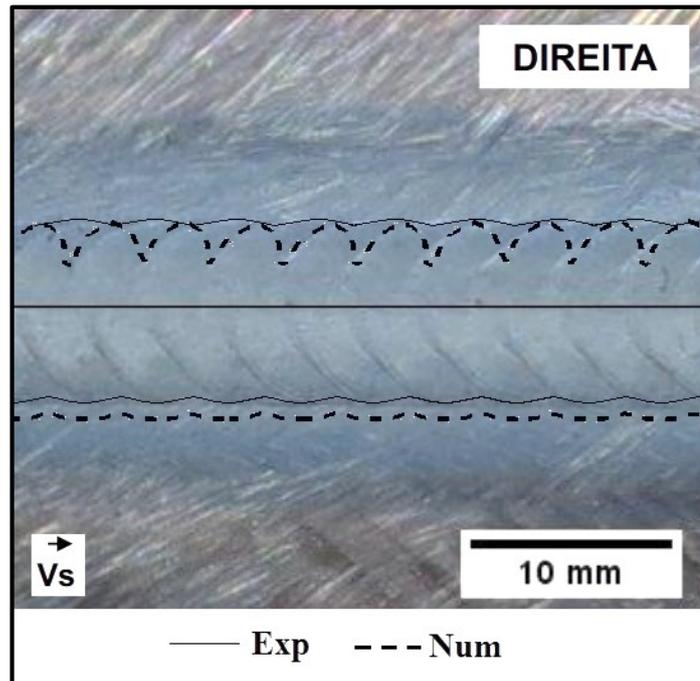


Fonte: Próprio autor

Este modelo captura bem o contorno ondulatório do cordão. Na Figura 64 é possível notar que a forma ondulada das bordas do cordão obtido experimentalmente, causada pelo tecimento, é bem similar àquela apresentada pelo resultado numérico. Porém, existem pequenos espaços compreendidos entre dois picos no cordão à direita da simulação numérica, que não aparecem no experimental. Esta diferença pode se dever ao fato de que a força exercida pela pressão do arco arrasta a poça fundida quando o arco se movimenta nos experimentos, e, como nas simulações são usados modelos de fonte de calor de 2ª geração, os fenômenos que ocorrem dentro da zona fundida e a pressão do arco não podem ser previstos. Esta diferença poderia ser melhor estudada através da análise da seção transversal da zona fundida. Apesar disso, as larguras do cordão à esquerda e à direita são bem reproduzidas, dentro da precisão esperada do modelo.

A Figura 65 mostra a comparação dos cordões de solda obtidos experimentalmente e via simulação numérica, com o modelo da Proposta 2, para a soldagem com tecimento. As diferenças obtidas nas larguras foram de 0,07 mm, na largura à direita, 0,88 mm na largura à esquerda e 0,96 mm na largura total.

Figura 65 – Comparação do cordão de solda na soldagem com tecimento pelo modelo proposto 2



Fonte: Próprio autor

Assim como demonstrado pelo modelo de fonte de calor da Proposta 1, os resultados das larguras estão dentro da acurácia esperada pelo modelo da Proposta 2. Este modelo também apresenta os espaços entre dois picos na largura à direita, o que corrobora o inferido anteriormente. Os efeitos, porém, são menos perceptíveis neste modelo do que no anterior. Em ambas as propostas estes espaços aparecem apenas à direita do cordão, porque a fonte de calor (arco) permanece por mais tempo à esquerda, facilitando a fusão deste lado. Novamente, a análise da seção transversal do cordão ajudaria a chegar a uma conclusão definitiva sobre isso. No lado direito do cordão, pode-se notar que o contorno do cordão obtido via simulação numérica encaixa no contorno e nas marcas produzidas pela passagem da tocha no cordão obtido experimentalmente, tanto na Proposta 1, como na Proposta 2.

Os parâmetros usados no modelos da Proposta 1 foram o σ de 3,0 mm e a η de 44% e na Proposta 2 foram o σ de 3,2 mm e a η de 42%. Os valores que melhor se adequaram a este caso para a eficiência estão de acordo com o encontrado na bibliografia, com uma pequena variação em relação ao Estudo de Caso 1, devido ao aumento na DEP e na velocidade de soldagem (AREVALO e VILARINHO, 2012). Também era esperado que o parâmetro σ tivesse um aumento, devido, principalmente, ao aumento da DEP. Além disso, era esperado que a eficiência dos casos com tecimento fosse menor que do caso sem tecimento, devido às maiores perdas causadas pelos movimentos laterais do arco de soldagem. Porém, a maior diferença na eficiência é observada no modelo da Proposta 2. Infere-se que isso ocorre devido à diferença

na concepção dos dois modelos, que na Proposta 1 tem uma energia total menor, por considerar apenas a componente perpendicular do calor entregue pela fonte, o que não ocorre no modelo da Proposta 2.

Na Tabela 12 são apresentados os resultados obtidos para os dois modelos propostos. As dimensões mostram uma boa aproximação entre os modelos e os resultados experimentais. O lado esquerdo do cordão, apesar de apresentar um resultado mais distante do experimental, as diferenças percentuais são próximas àquelas apresentadas por Hongyuan et al. (2005), na largura do cordão, mostrado na seção 2.4. Além disso, as diferenças percentuais apresentadas por Chen et al. (2014) e por Hu et al.(2014) nas temperaturas, mostradas na seção 2.3, também são próximas aos valores obtidos neste caso, o que mostra a necessidade de estudar melhor a técnica do tecimento. Neste estudo, as menores diferenças foram observadas no modelo da Proposta 1, apesar dos resultados das duas propostas serem próximos e do formato ser melhor representado pelo modelo da Proposta 2.

Tabela 12 – Resultados obtidos para os modelos propostos na soldagem com tecimento

	Experimental	Proposta 1	Diferença (%)	Proposta 2	Diferença (%)
Ld (mm)	4,71	4,67	0,7	4,77	1,3
Le (mm)	5,00	5,80	16,0	5,88	17,6
L (mm)	9,71	10,47	7,8	10,65	9,7

Fonte: Próprio autor

A partir dos resultados obtidos nas simulações numéricas com os dois modelos desenvolvidos, é possível inferir que estes simulam com precisão soldagens com deflexão do arco e com tecimento via deflexão magnética do arco.

5 CONCLUSÕES

No presente trabalho foi apresentada uma técnica de soldagem que vem sendo aplicada devido aos bons resultados apresentados: o tecimento via deflexão magnética do arco. Dada a importância dos processos de soldagem, devido à sua grande utilização nos mais diversos ramos industriais, o estudo destes processos torna-se uma necessidade. Nos últimos anos, o incremento da capacidade computacional aliado ao baixo custo tornou a simulação numérica uma excelente ferramenta de análise de processos de soldagem. Com o intuito de estudar melhor esta técnica de soldagem, neste trabalho foram apresentadas duas propostas para a simulação numérica de processos de soldagem com deflexão do arco elétrico para o processo GTAW autógeno, no que se refere a transferência de calor na poça de fusão. Estas análises foram realizadas no *software* ANSYS© Multiphysics, através do método dos elementos finitos.

Primeiramente foram investigados os efeitos causados pela deflexão arco em soldagens do tipo GTAW autógeno, em chapas de aço de baixo teor de carbono, comparando resultados em termos de temperatura, geometria da poça fundida e formato do arco para três casos distintos: soldagem com a tocha perpendicular ao plano de soldagem e sem deflexão, soldagem com deflexão do arco por inclinação da tocha de soldagem e soldagem com deflexão magnética do arco, através de soldagens experimentais feitas no LAPES – FURG. Os experimentos foram feitos com dois objetivos. O primeiro deles foi comparar as soldagens com deflexão do arco por inclinação da tocha com a deflexão magnética, para determinar se poderia ser feito um modelo numérico que se adaptasse aos dois casos. O segundo foi o de se obter dados para posterior comparação com os resultados numéricos. Os experimentos mostraram resultados muito próximos entre os dois métodos de deflexão do arco, o que sugere que um mesmo modelo numérico pode ser usado para representar os dois casos.

Então, foram desenvolvidos dois modelos de fonte de calor, baseados no modelos de fonte de calor de área com distribuição gaussiana. O primeiro modelo visa alterar o calor que é colocado em cada ponto pela mudança do comprimento de arco causada pela deflexão do arco. O segundo modelo altera o raio de aplicação de calor, transformando o círculo no qual é aplicado o calor em duas semi-elipses, para simular os efeitos da deflexão do arco. A validação dos modelos foi feita em duas etapas. A primeira parte foi feita utilizando como referência o formato da zona fundida obtida e os resultados dos ciclos térmicos medidos com termopares, pelos experimentos realizados neste trabalho, para avaliar a entrada de calor global e adequar as taxas de resfriamento com as experimentais. Na segunda parte, foram utilizados resultados experimentais de um trabalho encontrado na literatura para comparar os resultados dos modelos

desenvolvidos com soldagens com tecimento. Nesta parte, foram comparadas as larguras à esquerda, à direita e a largura total do cordão.

No primeiro caso estudado os resultados dos ciclos térmicos obtidos foram muito próximos aos experimentais, com o maior erro de 14,7% para a Proposta 1 e 16,1%, para a Proposta 2. As zonas fundidas também apresentaram bons resultados, com o maior erro de 12%, para a Proposta 1 e 3% para a Proposta 2. A assimetria apresentada pelas zonas de fusão foi capturada pelos dois modelos propostos para os casos com a deflexão do arco. No Estudo de Caso 2, para as soldagens com tecimento, os resultados nas simulações com as duas propostas também foram muito próximos aos experimentais, sendo a maior diferença para a Proposta 1 de 16% e de 17,6% para a Proposta 2. Os modelos mostraram uma boa representação das ondulações causadas pelo tecimento nas bordas do cordão de solda.

Uma observação importante são os parâmetros ajustados para o modelo de fonte de calor gaussiana, que mostraram uma coerência para o Estudo de caso 1, apresentando variações insignificantes. Esses parâmetros também foram ajustados para o Estudo de caso 2, e as variações em relação ao primeiro caso estudado estão de acordo com dados apresentados na literatura. Os valores dos parâmetros usados no Estudo de caso 2, também apresentaram valores de acordo com o esperado, apesar de não terem sido encontradas referências sobre a eficiência do arco na soldagem com tecimento na bibliografia consultada.

Embora os resultados apresentados sejam bons, a fonte com distribuição gaussiana é limitada, por apresentar poucos graus de liberdade. Este problema pode ser contornado pela aplicação de uma fonte volumétrica, como o modelo duplo-elipsoide. Além disso, a emissividade do material pode ter uma abordagem diferente, considerando esta propriedade com dependente da temperatura, o que pode gerar resultados ainda melhores, no resfriamento do material soldado. Enfim, este estudo mostrou que os modelos propostos para a simulação da soldagem utilizando o MEF, tendo por base uma fonte de calor do tipo gaussiana, são adequados para a simulação do processo de soldagem GTAW com tecimento.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para explorar melhor as propostas deste trabalho, são listadas as seguintes sugestões para dar continuidade e contribuir para aprofundar o entendimento e ampliar as aplicações dos modelos propostos:

- Usar os modelos propostos aplicando a emissividade do material como propriedade dependente da temperatura, para ajustar melhor as curvas de resfriamento;
- Aplicar os modelos matemáticos propostos a um modelo de fonte de calor volumétrica, a fim de prever melhor os efeitos da deflexão magnética em maiores espessuras;
- Utilizar os modelos desenvolvidos para outras aplicações com tecimento, comparando resultados de zona de fusão e temperaturas;
- Avaliar os modelos com maiores energias de soldagem, para testar a validade do modelo de área, na distribuição de calor no volume;
- Simular soldagens, utilizando os modelos desenvolvidos, com diferentes materiais de diferentes propriedades, e verificar a influência nos resultados obtidos;
- Realizar análises de tensões nos materiais pela aplicação da técnica de tecimento;
- Comparar tensões induzidas nos materiais pela soldagem com tecimento com a soldagem convencional;
- Estudar a influência da frequência e da amplitude de oscilação no comportamento termo-mecânico do material;
- Estudar a eficiência do arco de soldagem GTAW com tecimento;

- Fazer experimentos com tecimento via deflexão magnética do arco e comparar os resultados com simulações obtidas pelas propostas 1 e 2, em termos de temperaturas e zonas fundidas;
- Estudar os modelos propostos em outros materiais.

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANSYS. **Theory Reference**. version 15.0. [S.l.], 2015.

ARAÚJO, D. B. **Estudo de distorções em soldagem com uso de técnicas numéricas e de otimização**. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Uberlândia, 2012.

ARAÚJO, D. B. **Metodologia para Uso de simulação Física no Estudo da ZAC e na Obtenção de Diagramas CCT para Soldagem**. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia, 2008.

AREVALO, H. D. H., VILARINHO, L. O. **Desenvolvimento e Avaliação de Calorímetros por Nitrogênio Líquido e Fluxo Contínuo para Medição de Aporte Térmico**. Soldagem e Inspeção, São Paulo, v. 17 n. 3, 236-250, 2012.

ARGYRIS, J. H.; KELSEY, S. **Energy theorems and structural analysis**. Aircraft Engineering, v.26 e 27, 1955.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS NBR NM 87: **Aço carbono e ligados para construção mecânica – Designação e composição química**, 2000.

BLUNT, F. J. RIBTON, C. N. **Design of Electromagnets for arc oscillation in surfacing applications for MIG and TIG processes**. 2000.

BRACARENSE, A. Q.; SOARES, L. F. **Uso de Oscilação Magnética do Arco Elétrico para Preenchimento de Passe de Raiz em Juntas Chanfradas de Aços Baixo Carbono Através do Processo GMAW**. In: VI CONEM, 2010, Campina Grande, PB, Brasil.

CANALE, R.; CHAPRA, S. **Métodos Numéricos para Engenharia**. [S.l.]: McGraw Hill Brasil, 2011.

CHEN, Y., HE, Y., CHEN, H., ZHANG, H., & CHEN, S. **Effect of weave frequency and amplitude on temperature field in weaving welding process**. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 75, n. 5-8, p. 803-813, 2014.

CLOUGH, R. W. **The finite element method in plane stress analysis**. Proceedings. Second ASCE conference on Electronic Computation. p. 345-378, Pittsburgh, PA: 1960.

COURANT, R. **Variational methods for the solution of problems of equilibrium and vibrations**. Bulletin of American Mathematical Society, v. 49, n. 1, p. 1-23, 1943.

DUTRA, J. C.; QUITES, A. M. **Tecnologia da Soldagem a Arco Voltaico**. 1. ed. Florianópolis: EDEME - Edição própria, 1979. v. 3000. 252 p.

FARIAS, R. M. **Simulação Numérica do Processo de Soldagem MIG/MAG Multipasse de Topo em Chapas de Aço Inoxidável 304L utilizando a Técnica *Element Birth and Death***. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Rio Grande – FURG, 2015.

FRANCIS, J.D. **Welding Simulations of Aluminum Alloy Joints by Finite Element Analysis**. Dissertação (Mestrado). Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University, 2002.

FRONIUS DO BRASIL: **TransSynergic4000/5000/7200/9000 TransPuls - Synergic 3200/4000/5000/7200/9000 - MIG/MAG, TIG DC & soldadura por electrodo (M.M.A)**, 2016. (Catálogo comercial).

GILLES, P.; EL-AHMAR, W.; JULLIEN, J.-F. **Robustness analyses of numerical simulation of fusion welding net-tg1 application: “single weld-bead-on-plate”**. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Elsevier, v. 86, n. 1, p. 3–12, 2009.

GOLDAK, J. A.; AKHLAGHI, M. **Computational welding mechanics**. Springer, 2005.

GOLDAK, J.; CHAKRAVARTI, A.; BIBBY, M. **A New Finite Element Model for Welding Heat Sources**. Metallurgical Transactions. V. 15, p299-305. 1984

GREENE, W. J. **Magnetic oscilation of wedling arc**. US Patent 2,920,183, New York, 1960.

HALLIDAY, D., RESNICK, R., WALKER, Jearl. **Fundamentos de Física: volume 3: eletromagnetismo**. 5. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2004. 377p.

HONGYUAN F., QINGGUO M., WENLI X., SHUDE J. **New general double ellipsoid heat source model**. Science and Technology of Welding and Joining. Vol 10, n. 3, p. 361-368, 2005.

HU J. F., YANG J. G., FANG H. Y., LI G. M., ZHANG Y. **Numerical simulation on temperature and stress fields of welding with weaving.** Science And Technology Of Welding And Joining. Vol 11, n. 3, p. 358-365, 2006.

HU, H., ARGYROPOULOS, S. A.. **Mathematical modelling of solidification and melting: a review.** Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, v. 4, n. 4, p. 371, 1996.

INCROPERA, F.P.; DEWITT, D.P. **Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa**, 6ª ed. LTC, Rio de Janeiro, RJ, 643p. 2008.

KANG, Y. H.; NA S. J. **Characteristics of Welding and Arc Signal in Narrow Groove Gas Metal Arc Welding Using Electromagnetic Arc Oscillation: Experiments produce optimum parameters for obtaining uniform and sufficient groove face penetration.** Welding Journal. p. 93-S-99-S, May, 2003.

KANG, Y. H.; NA S. J. A Study on the **Modeling of Magnetic Arc Deflection and Dynamic Analysis.** Welding Journal. January, v. 81, n. 1, p. 8-13, 2002.

KOU, S. **Welding Metallurgy.** [S.l.]: Wiley, 2003.

KUMAR, A.; SHAIKESH, P.; SUNDARRAJAN, S.. **Optimization of magnetic arc oscillation process parameters on mechanical properties of AA 5456 Aluminum alloy weldments.** Materials And Design. p. 1094-1913. 2008.

KYRIAKONGONAS, A. P. **3D Numerical Modeling of Austenitic Stainless Steel 316L Multipass Butt Welding and Comparison with Experimental Results.** Dissertação (Mestrado) — School of Naval Architecture and Marine Engineering, National Technical University of Athens, 2008.

LANCASTER, J. F. **The Physics of Welding.** 2. ed. Oxford: Pergamon Press, 1986. 340p.

LARQUER, T. R. **Sincronização de Oscilação Magnética com Processos de Soldagem a Arco.** Dissertação (Mestrado). Universidade Federal de Uberlândia, 2015.

LIM, Y. C., YU, X., CHO, J. H., SOSA, J., FARSON, D. F., BABU, S. S., FLESNER, B. **Effect of magnetic stirring on grain structure refinement: Part 2 – Nickel alloy weld overlays.** Science and Technology of Welding and Joining. v. 15, n. 5, p.400-406, 2010.

- MASUBUCHI, K. **Analysis of Welded Structures**. [S.l.]: Pergamon Press, 1980.
- MIETTINEN, J. **Calculation of solidification-related thermophysical properties for steels**. Metallurgical and materials transactions **B**, v. 28, n. 2, p. 281-297, 1997.
- MODENESI, J.; MARQUES, V.; SANTOS, Dagoberto B. **Introdução à metalurgia da soldagem**. Belo Horizonte: UFMG, 2012.
- MOREIRA, L. **Medição de temperatura usando-se termopar**. Cerâmica Industrial, v. 7, n. 5, p. 51-53, 2002.
- NADIMI, S., KHOUSHEHMEHR, R. J., ROHANI, B., & MOSTAFAPOUR, A. **Investigation and analysis of weld induced residual stresses in two dissimilar pipes by finite element modeling**. Journal of Applied sciences. v. 8, n. 6, p. 1014-1020, 2008.
- NILES, R. W.; JACKSON, C. E. **Weld thermal efficiency of the GTAW process**. Welding journal, v. 54, n. 1, p. 25, 1975.
- PRZEMIENIECKI, J. S. **Theory of matrix structural analysis**. Courier Corporation, 1985.
- RAO, S. S. **The finite element method in engineering**. Elsevier, 2011.
- REIS, R. P.; SOUZA, D.; SCOTTI, A. **Models to Describe Plasma Jet, Arc Trajectory and Arc Blow Formation in Arc Welding**. **Welding in the World**, v. 55, p. 24-32, 2011
- ROBOTWORX: **Custom Workcell with new Motoman UP20D**. Disponível em: <https://www.robots.com/summaries/viewing/robotworx-custom-workcell-with-new-motoman-up20d>. Acesso em: 10/11/2016
- ROSENTHAL, D. **Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting**. Welding Journal, v. 20, n. 5, p. 220s-234s, 1941.
- SADIKU, M. N. O.; ALEXANDER, C., **Fundamentos de Circuitos Elétricos – 1 ed**; Porto Alegre: Bookman, 2003.
- SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. **Soldagem MIG/MAG: melhor entendimento, melhor desempenho**. [S.l.]: Artliber, 2008.

SHAN, X., DAVIES, C. M., WANGSDAN, T., O'DOWD, N. P., & NIKBIN, K. M. **Thermo-mechanical modelling of a single-bead-on-plate weld using the finite element method.** International Journal of Pressure Vessels and Piping, v. 86, n. 1, p. 110 – 121, 2009.

SMITH, M.; SMITH, A. **Net bead-on-plate round robin: Comparison of transient thermal predictions and measurements.** International Journal of Pressure Vessels and Piping, Elsevier, v. 86, n. 1, p. 96–109, 2009.

SORENSEN, M. B. **Simulation of Welding Distortion in Ship Section.** Industrial PhD thesis, University of Denmark, Department of Naval Architecture and Offshore Engineering. Denmark, 1999.

SUNDARESAN, S.; RAM, G. D. J. **Use of magnetic arc oscillation for grain refinement of gas tungsten arc welds in α - β titanium alloys.** Science and Technology of Welding and Joining, v. 4, n. 3, p.151-160, 1999.

TURNER, M. J.;CLOUGH, R. W.;MARTIN H. C.;TOPP, L. J. **Stiffness and deflection analysis of complex structures.** V. 23, p.805-824, 1956.

UEYAMA T.; OHNAWA, T; TANAKA M.; NAKATA, K. **Occurrence of arc interference and interruption in tandem pulsed GMAW – study of arc stability in tandem pulsed GMAW (Report 1).** Quarterly Journal of the Japan Welding Society, v.23 n.4, p. 515-525, 2005.

WAINER, E.; BRANDI, S. D.; MELLO, F. D. H. **Soldagem: processos e metalurgia.** São Paulo: Edgard Blücher, 1992, 494 p.

YAGHI, A.; BECKER, A. **State of the Review Welding Simulations using Finite Element Methods.** Report No. FENET-UNOTT-DLE-08. Ph. D. thesis, School of Mechanical, Materials Manufacturing Engineering, University of Nottingham, UK, 2004.

ZAIN-UL-ABDEIN, M. **Experimental investigation and numerical simulation of laser beam welding induced residual stressed and distortions in AA 6056-T4 sheets for aeronautic application.** France, 2009.

ZIENKIEWICZ, O. C.;CHEUNG, Y.K. **The finite element method in structural and continuum mechanics.** McGraw-Hill, London: 1967.

APÊNDICE: ZONAS FUNDIDAS

Figura 66 – Zona de fusão - 3,2 mm de espessura com o arco sem deflexão

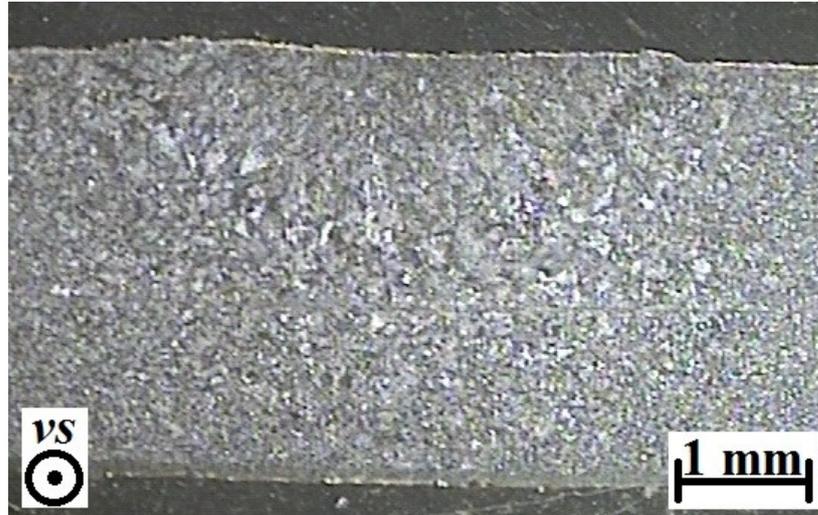


Figura 67 – Zona de fusão - 3,2 mm de espessura com deflexão magnética

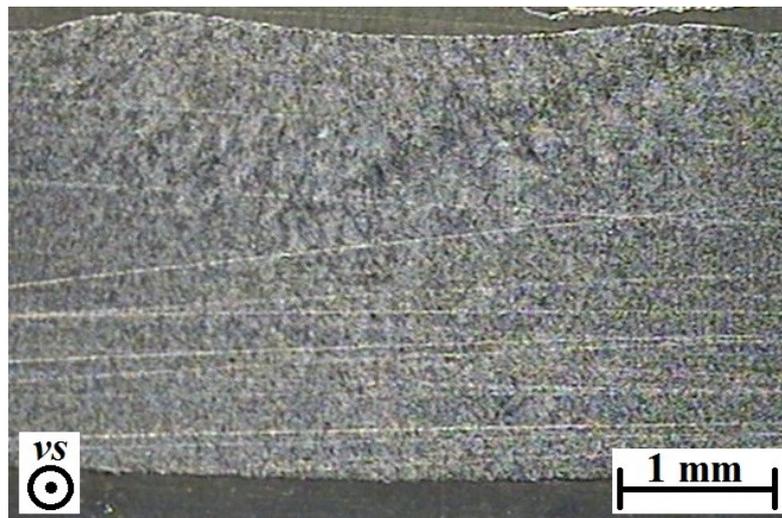


Figura 68 – Zona de fusão - 3,2 mm de espessura com inclinação da tocha

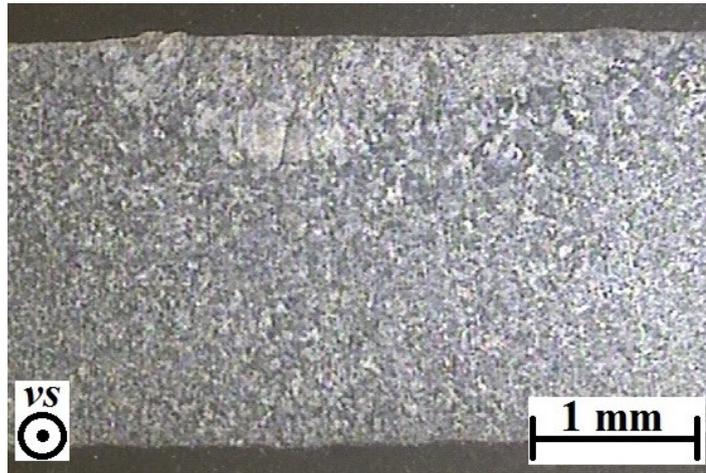


Figura 69 – Zona de fusão - 6 mm de espessura sem deflexão do arco



Figura 70 – Zona de fusão - 6 mm de espessura com deflexão magnética



Figura 71 – Zona de fusão - 6 mm de espessura com inclinação da tocha

