

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE - FURG
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA - PPMEC

THIAGO DA SILVA MACHADO

**MODELAGEM NUMÉRICA DO CAMPO DE
TEMPERATURAS EM UMA JUNTA SOLDADA UTILIZANDO
FONTE DE CALOR VOLUMÉTRICA**

Rio Grande
Março de 2016

THIAGO DA SILVA MACHADO

**MODELAGEM NUMÉRICA DO CAMPO DE
TEMPERATURAS EM UMA JUNTA SOLDADA UTILIZANDO
FONTE DE CALOR VOLUMÉTRICA**

Dissertação de Mestrado 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.

Áreas de concentração: Mecânica, Processos
de Fabricação e Soldagem

Universidade Federal do Rio Grande - FURG

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

ORIENTADOR: Dr. Luiz Antônio Bragança da Cunda

Rio Grande

Março de 2016

Thiago da Silva Machado Modelagem Numérica do Campo de Temperatura em
uma Junta Soldada Utilizando Fonte de Calor Volumétrica/ Thiago da Silva Machado.
– Rio Grande, Março 2016- 76 p.: il. (algumas color) ; 30 cm.
Orientador: Dr. Luiz Antônio Bragança da Cunda
Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal do Rio Grande - FURG
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Março 2016.
1. Simulação Numérica. 2. Soldagem. I. Orientador. II. Universidade Federal do
Rio Grande. III. Escola de Engenharia. IV. Título
CDU XX:XXX:XXX.X

THIAGO DA SILVA MACHADO

**MODELAGEM NUMÉRICA DO CAMPO DE
TEMPERATURAS EM UMA JUNTA SOLDADA UTILIZANDO
FONTE DE CALOR VOLUMÉTRICA**

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e aprovada em sua forma final pelo Orientador e pela Banca Examinadora.

Orientador: _____

Prof. Dr. Luiz Antônio Bragança da Cunda - FURG

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Adão Felipe Oliveira Skonieski - IFRS

Prof. Dr. Flávio Galdino Xavier - IFRS

Prof. Dr. Paulo Roberto de Freitas Teixeira - FURG

Rio Grande, 29 de março de 2016.



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



Ata nº 08/2016 da Defesa de Dissertação de Mestrado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Rio Grande - FURG. Aos vinte e nove dias do mês de março 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 e trinta minutos no prédio dois na sala 2211 no campus Carreiros - FURG, a que se submeteu o mestrando **Thiago Da Silva Machado**, nacionalidade brasileiro, dissertação ligada a Linha de Pesquisa Simulação e Controle de Processos de Fabricação do PPMec, com o seguinte título: **Modelagem Numérica Do Campo De Temperaturas Em Uma Junta Soldada Utilizando Fonte De Calor Volumétrica**, referendada pela Câmara Assessora do Curso, o Prof. Dr. Adão Felipe Oliveira Skonieski, Prof. Dr. Flávio Galdino Xavier e Prof. Dr. Paulo Roberto de Freitas Teixeira, sob a presidência do Professor Dr. Luiz Antônio Bragança da Cunda. Analisando o trabalho, os Professores da Banca Examinadora o consideraram:

1. Luiz Antônio Bragança da Cunda: APROVADO
2. Adão Felipe Oliveira Skonieski: Aprovado
3. Flávio Galdino Xavier: APROVADO
4. Paulo Roberto de Freitas Teixeira: APROVADO

Foi concedido um prazo de 30 dias, para o candidato 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. Luiz Antônio Bragança da Cunda
CPF: 457.738.820/60
 2. Adão Felipe Oliveira Skonieski
CPF: 817.886.200-25
 3. Flávio Galdino Xavier
CPF: 871.748.553-68
 4. Paulo Roberto de Freitas Teixeira
CPF: 385.999.560-72
- Thiago Da Silva Machado: [Assinatura]

Av. Itália km 08 - Campus Carreiros - Rio Grande/RS - Caixa Postal: 171 - CEP 96203-900
 Fone: (051) 3293.3218 - (053) 3293.5119 - E-mail: ppmec@furg.br

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho a minha esposa e filho, em especial pela dedicação e apoio em todos os momentos difíceis.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus.

A minha esposa Nedi pelo companheirismo e apoio ao longo dos anos.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PPMEC, pela oportunidade da realização deste trabalho.

Ao meu orientador Prof. Cunda.

Ao Prof. Luciano pelo apoio prestado na reta final.

À FAPERGS pela provisão da bolsa de mestrado.

*“Tudo o que um sonho precisa para ser realizado é que você acredite
que ele possa ser realizado.”* Roberto Shinyashiki

RESUMO

A utilização dos métodos numéricos para avaliar o comportamento dos fenômenos envolvidos nos processos de soldagem tem se tornado uma forte ferramenta na área da fabricação mecânica. Apesar da complexidade desses fenômenos, os modelos computacionais atuais permitem uma ótima aproximação de resultados quando comparados a resultados experimentais. O método dos elementos finitos é a técnica mais comum utilizada para análises envolvendo processos de soldagem, que por sua vez, acoplam os efeitos térmicos, mecânicos e metalúrgicos simultaneamente. Apesar da importância da análise simultânea desses fenômenos, de modo geral, não há uma dependência entre a análise térmica, que apresenta modelos numéricos baseados nas equações da transferência de calor, e a análise estrutural. Sendo assim, as análises podem ser realizadas em sequência sem a necessidade de acoplamento. Este trabalho tem por objetivo a modelagem do campo de temperaturas em uma junta soldada utilizando fonte de calor volumétrica. No presente trabalho são apresentadas simulações numéricas de uma junta de topo, com chanfro em V, de chapas de aço AISI 304L soldadas pelo processo GMAW. As simulações foram realizadas no *software* ABAQUS *Simulia*®, onde se movimentou uma fonte de calor volumétrica através de uma chapa medindo 200 mm de comprimento, 50 mm de largura e 9,5 mm de espessura. Para fins de validação do modelo térmico proposto, foi realizado um estudo comparativo com os resultados numéricos e experimentais obtidos pelo Laboratório de Pesquisa em Engenharia da Soldagem da Universidade Federal do Rio Grande durante a execução do projeto PRONEM/FAPERGS. Neste comparativo comprovou-se a eficiência da aplicação da fonte de calor volumétrica para solução de problemas envolvendo processos de soldagem. No intuito de melhorar os resultados obtidos, foram propostas variações nos parâmetros geométricos da fonte de calor volumétrica.

Palavras-chave: soldagem. simulação numérica. método dos elementos finitos. fonte de calor volumétrica.

ABSTRACT

The utilization of numerical methods to evaluate the behavior of phenomena involved in the welding processes has become a strong tool ally in the mechanical manufacturing area. Although the complex of these phenomena, the current computational models allow optimal approximation results when compared to experimental results. The element finite method is the most common technique used for analysis involving welding that engaging thermal, mechanical and metallurgical effects simultaneously. Although the importance of simultaneous analysis of phenomena, generally there is no a dependency between the thermal analysis, which presents numerical models based on heat transfer equation, and the structural analysis. Therefore, the analysis can be performed in sequence, without coupling. This study objective is modeling the temperature field in a weld joint using volumetric heat source. In this study, numerical simulations are presented in a welded butt joint with V groove, of stainless steel AISI 304L plates obtained by GMAW welding processes. The simulation were conducted in ABAQUS *Simulia*® software, which moved one volumetric heat source through a plate measuring 200 mm in length, 50 mm in width and 9.5 mm in thickness. For validations of the proposed thermal model, it was carried out a comparative study with the numerical and experimental results of the research laboratory in welding engineering of the Federal University of Rio Grande during the execution of project PRONEM/FAPERGS. In this comparative proved the efficiency of the volumetric heat source in solving problems involving welding processes. To improve the results, were proposed variations in geometric parameters of the volumetric heat source.

Key-words: welding. numerical simulation. finite element method. volumetric heat source.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	18
1.1 ESTRUTURA DO TRABALHO	19
1.1 JUSTIFICATIVA	19
2 OBJETIVOS	20
2.1 OBJETIVOS ESPECÍFICOS	20
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	21
3.1 PROCESSO DE SOLDAGEM	21
3.1.1 Processo de Soldagem GTAW	21
3.1.2 Vantagens, Limitações e Aplicações do Processo GTAW	24
3.1.3 Processo de Soldagem GMAW	24
3.1.4 Variáveis do Processo GMAW	26
3.2 Aço Inoxidável Austenítico AISI 304L	28
3.3 Análise Térmica do Processo de Soldagem pelo MEF.....	29
3.4 Modelos de Fontes de Calor para Soldagem	31
3.5 Condições de Contorno e Propriedades de Material	36
3.6 Métodos dos Elementos Finitos.....	37
4 ESTUDO DE CASO	40
4.1 GEOMETRIA DAS CHAPAS	42
4.2 DIMENSÕES DOS PASSES	40
5 MATERIAIS E MÉTODOS	43
5.1 MATERIAL E ELETRODO PARA SOLDAGEM	43
5.2 PROCESSO DE SOLDAGEM	44
5.3 ANÁLISE TÉRMICA	44
5.3.1 Fonte de Calor	45
5.3.2 Condições de Contorno	46
5.3.3 Propriedades Termofísicas	46
5.3.4 Elementos Finitos Utilizados na Simulação e Malha	47
5.4 SOFTWARE E HARDWARE EMPREGADO NA SIMULAÇÃO.....	48
5.5 VALIDAÇÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS	48
5.6 RESULTADOS PROJETO PRONEM/FAPERGS.....	49

6 RESULTADOS E DISCUSSÕES	52
6.1 TESTE DE CONVERGÊNCIA INCREMENTAL.....	52
6.2 TESTE DE CONVERGÊNCIA DE MALHA	53
6.3 RESULTADOS TÉRMICOS PARA FONTE DE CALOR VOLUMÉTRICA	57
6.3.1 Comparativo de Resultados com Projeto PRONEM/FAPERGS	59
6.3.2 Ajuste da Fonte de Calor Volumétrica	62
7 CONCLUSÕES.....	66
8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	67
REFERÊNCIAS	68
ANEXOS	72

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 Ilustração do Processo GTAW.....	22
Figura 2 Representação esquemática do processo GMAW.	25
Figura 3 Efeito da variação do ângulo de deslocamento na penetração.....	28
Figura 4 Representação da fonte de calor gaussiana	32
Figura 5 Representação do modelo de fonte de calor gaussiana hemisférica	33
Figura 6 Fonte de calor duplo elipsóide de Goldak.....	34
Figura 7 Perspectiva isométrica dos corpos de prova com ponteamentos para soldagem.	41
Figura 8 Seção transversal dos corpos de prova.....	41
Figura 9 Espessuras de cada passe do cordão de solda do estudo de caso em milímetros.....	42
Figura 10 Aspectos envolvidos na análise térmica dos processos de soldagem.	45
Figura 11 Propriedades termofísicas para o aço AISI 304L.....	46
Figura 12 Elemento DC3D8 - 8 nós e formulação linear.	47
Figura 13 Malhas para simulação (a) malha sem refinamento e (b) malha com refinamento .	47
Figura 14 Disposição dos termopares instalados para o ensaio experimental.....	49
Figura 15 Corpo de prova pontado antes do processo de soldagem.....	49
Figura 16 Macrografia da seção transversal do passe de raiz.....	50
Figura 17 Resultados extraídos do projeto PRONEM-FAPERGS (Processo No 11/2046-8) para o primeiro passe (raiz).	51
Figura 18 Resultados do teste de convergência incremental.....	53
Figura 19 Malha de 1 mm sem refino (a) e malha com região da solda refinada (b).....	54
Figura 20 Resultado da otimização da malha.....	54
Figura 21 Malhas do teste de convergência. (a) 1 mm, (b) 0,9 mm, (c) 0,8 mm e (d) 0,7 mm..	56
Figura 22 Resultado do teste de convergência de malha.....	56
Figura 23 Distribuição de temperatura após um intervalo de 10 segundos.....	57
Figura 24 Distribuição de temperatura após um intervalo de 30 segundos.....	58
Figura 25 Distribuição de temperatura após um intervalo de 47,5 segundos.....	58
Figura 26 Comparativo entre resultados de temperatura para o termopar situado a 4 mm do centro do cordão de solda..	59
Figura 27 Comparativo entre resultados de temperatura para o termopar situado a 8 mm do centro do cordão de solda.	60
Figura 28 Comparativo entre resultados de temperatura para o termopar situado a 12 mm do centro do cordão de solda..	61
Figura 29 Resultados comparativos para um $b_1 = 4,3$ mm.....	63

Figura 30 Resultados comparativos para um $b_2 = 4,5$ mm.....	64
Figura 31 Resultados comparativos para um $b_3 = 4,7$ mm.....	64

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 Vantagens, limitações e aplicações do processo GTAW.....	24
Tabela 2 Intervalos de corrente e bitola de arame usuais para o processo GMAW	26
Tabela 3 Composição química do AISI 304L	43
Tabela 4 Propriedades mecânicas do aço inoxidável AISI 304L.....	43
Tabela 5 Composição química do material do eletrodo AWS ER 308L.....	43
Tabela 6 Condições de soldagem	44
Tabela 7 Parâmetros de soldagem a cada passe	44
Tabela 8 Valores médios de tensão e corrente para soldagem do passe de raiz do corpo de prova de aço inoxidável AISI 304L.....	50
Tabela 9 Teste de convergência incremental.....	52
Tabela 10 Parâmetros do teste de convergência de malha	55
Tabela 11 Picos de temperatura obtidos a partir dos resultados experimentais e numéricos...	62
Tabela 12 Parâmetros para ajuste da fonte de calor volumétrica.	62
Tabela 13 Picos de temperatura obtidos a partir dos resultados experimentais e numéricos (PRONEM) e pelo ajuste da fonte de calor volumétrica	65

LISTA DE ABREVIATURAS

AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
EBD	<i>Element Birth and Death</i>
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i>
Im	Corrente Média
MEF	Método dos Elementos Finitos
Um	Tensão Média
ZAC	Zona Afetada pelo Calor
ZF	Zona Fundida

LISTA DE SÍMBOLOS

a	semi-eixo da fonte de calor volumétrica
b	semi-eixo da fonte de calor volumétrica
C	coeficiente de distribuição para uma fonte de área
$c(T)$	calor específico
C_{ijkl}	matriz constitutiva do material
$CC-$	corrente contínua eletrodo negativo
$CC+$	corrente contínua eletrodo positivo
CA	corrente alternada
c_f	comprimento do elipsóide frontal
c_r	comprimento do elipsóide posterior
E	módulo de elasticidade
F_i	forças de corpo
f	fração de calor depositado em cada elipsóide
H	entalpia
h_c	coeficiente de transferência de calor por convecção
I	corrente elétrica
$K_{x,y,z}(T)$	condutividade térmica nos eixos x, y e z
n	rendimento do processo de soldagem
q	fluxo de calor por unidade de volume
q_c	fluxo de calor devido à convecção
q_r	fluxo de calor devido à radiação
$q(r)$	fluxo de calor em uma superfície de raio r
$q(0)$	máximo fluxo de calor no centro da fonte de calor de área
$q(x,y,\xi)$	fluxo de calor por unidade de volume fonte de área hemisférica
r	distância radial a partir do centro da fonte de calor de área
T_i	forças de externas

t	instante de tempo
T	temperatura
T_{∞}	temperatura ambiente
T_{REF}	temperatura de referência na qual a deformação é zero
V	tensão elétrica
V	volume
v	velocidade de soldagem
x	direção cartesiana, coordenada cartesiana
y	direção cartesiana, coordenada cartesiana
z	direção cartesiana, coordenada cartesiana
$\rho(T)$	massa específica
ε_r	emissividade
σ_r	constante de Stefan-Boltzmann
τ	atraso para posicionar o arco de soldagem

1 INTRODUÇÃO

A soldagem é um dos processos de fabricação mais utilizados pela indústria sempre que se faz necessária à união de duas ou mais peças metálicas para formação de um conjunto mecânico, como as estruturas treliças, as tubulações industriais, os cascos de navios, e os monoblocos de automóveis, por exemplo. Na grande maioria das aplicações a fonte de calor utilizada para fusão dos materiais durante o processo de soldagem é o arco elétrico. Este arco é o responsável pela criação de um campo de temperaturas transiente no material provocando o aparecimento das distorções e tensões residuais nas peças soldadas.

A utilização de métodos numéricos para simular o comportamento dos processos de soldagem tem crescido muito nos últimos tempos, principalmente devido à capacidade de processamento dos computadores atuais e à disponibilidade de códigos numéricos comerciais. O método dos elementos finitos é a técnica mais comum utilizada para análise de problemas envolvendo processos de soldagem, que, por sua vez, envolvem os fenômenos térmicos, mecânicos e metalúrgicos simultaneamente (ARAÚJO et al., 2013).

Segundo Locatelli (2004) identificar as tensões residuais e as distorções nas juntas soldadas não é uma tarefa muito simples, porém, extremamente necessária. O comportamento termomecânico dos processos de soldagem envolve altíssimas temperaturas, além de propriedades termodependentes dos materiais e uma fonte de calor que se movimenta ao longo da junta soldada. A utilização do método dos elementos finitos permite realizar uma previsão confiável desses efeitos térmicos, mecânicos e metalúrgicos envolvidos nos processos de soldagem.

De acordo com Barban (2014) para solucionar a análise térmica de um problema de soldagem através do método dos elementos finitos deve se adotar um modelo de fonte de calor a ser utilizado na simulação. A fonte de calor, por sua vez, pode ser considerada pontual, em linha, superficial ou volumétrica. Os modelos mais conhecidos de fonte de calor são a gaussiana (superficial) e o duplo-elipsóide de Goldak (volumétrica).

No presente trabalho foi realizado um estudo de caso quantitativo de caráter exploratório envolvendo simulações numéricas do campo de temperaturas em uma junta soldada utilizando fonte de calor volumétrica. Para validação do modelo proposto foram utilizados resultados de procedimentos experimentais realizados em laboratório de soldagem.

1.1 ESTRUTURA DO TRABALHO

Esta dissertação está dividida em sete capítulos, sendo o primeiro e o segundo, a introdução e os objetivos desta dissertação, respectivamente. As fundamentações teóricas sobre Processos de soldagem, Método dos elementos finitos e Análise térmica dos processos de soldagem são apresentadas no capítulo 3, intitulado “Revisão Bibliográfica”. Primeiramente, o capítulo 3 versa sobre os processos de soldagem (características, vantagens e desvantagens e aplicações). Posteriormente faz um breve resumo sobre o método dos elementos finitos. E por fim, revisa a análise térmica do processo de soldagem.

No capítulo 4 são apresentadas as metodologias e parâmetros utilizados para simulação numérica da fonte de calor volumétrica, além de todos os materiais utilizados.

Os resultados do estudo são apresentados no capítulo 5. As conclusões e sugestões para trabalhos futuros são apresentados nos capítulos 6 e 7, respectivamente.

1.2 JUSTIFICATIVA

Os processos de soldagem são a principal forma de união permanente utilizada na fabricação mecânica de estruturas e componentes metálicos. No entanto, devido à alta influência de agentes externos e internos na qualidade do processo, as estruturas ou componentes soldados na maioria das vezes estão sujeitos à ocorrência de falhas mecânicas induzidas pelo surgimento de trincas, poros, fragilização de material, alteração das propriedades metalúrgicas e mecânicas e o surgimento de tensões residuais e distorções.

A simulação numérica através do método dos elementos finitos surge atualmente como uma alternativa e complemento as metodologias experimentais na estimativa das tensões residuais e das distorções que surgem logo após a soldagem. Além disso, os métodos numéricos reduzem consideravelmente os gastos com testes e protótipos, pois permitem o estudo das variações nos parâmetros de soldagem entre outras características do processo.

Assim, o domínio da técnica de análise de juntas soldadas pelo método dos elementos finitos pode ser uma importante ferramenta na garantia da integridade estrutural dos componentes soldados.

2 OBJETIVOS

O presente trabalho tem como objetivo principal a modelagem numérica do campo de temperaturas em uma junta soldada utilizando fonte de calor volumétrica e a validação deste modelo a partir de resultados experimentais.

2.1 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Os objetivos específicos desta dissertação são:

- Utilização do *software* ABAQUS® baseado no Método dos Elementos Finitos para modelagem numérica do estudo de caso;
- Modelagem da análise térmica da soldagem de duas chapas de aço inox AISI 304L obtida pelo processo GMAW;
- Aplicação da fonte de calor volumétrica duplo elipsoide de Goldak como principal carregamento durante a análise térmica;
- Validação do modelo computacional a partir de resultados experimentais obtidos pelo laboratório de pesquisa em engenharia de soldagem da FURG e publicados em relatório técnico científico PRONEM-FAPERGS (Processo No 11/2046-8);
- Realizar ajustes nos parâmetros geométricos da fonte de calor volumétrica para uma melhor convergência dos valores obtidos na simulação numérica quando confrontados com os resultados experimentais.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 PROCESSOS DE SOLDAGEM

Considerado o mais importante método de união de metais, a soldagem conta atualmente com uma gama de mais de 50 processos diferentes podendo ser utilizados individualmente ou em conjunto com outras metodologias de processo de fabricação mecânica. A capacidade de união da grande maioria dos metais e suas ligas e a possibilidade de recuperação de peças e componentes são os principais fatores que garantem a importância dos processos de soldagem, permitindo flexibilização de projetos, redução de custos e facilidade de aplicação, Modenesi et al. (2012).

Durante a ocorrência do processo de soldagem vários efeitos metalúrgicos se desenvolvem, como a fusão do material, a solidificação, as transformações na microestrutura e as deformações e tensões de contração causadas pelo elevado aquecimento, por exemplo (ESAB, 2011).

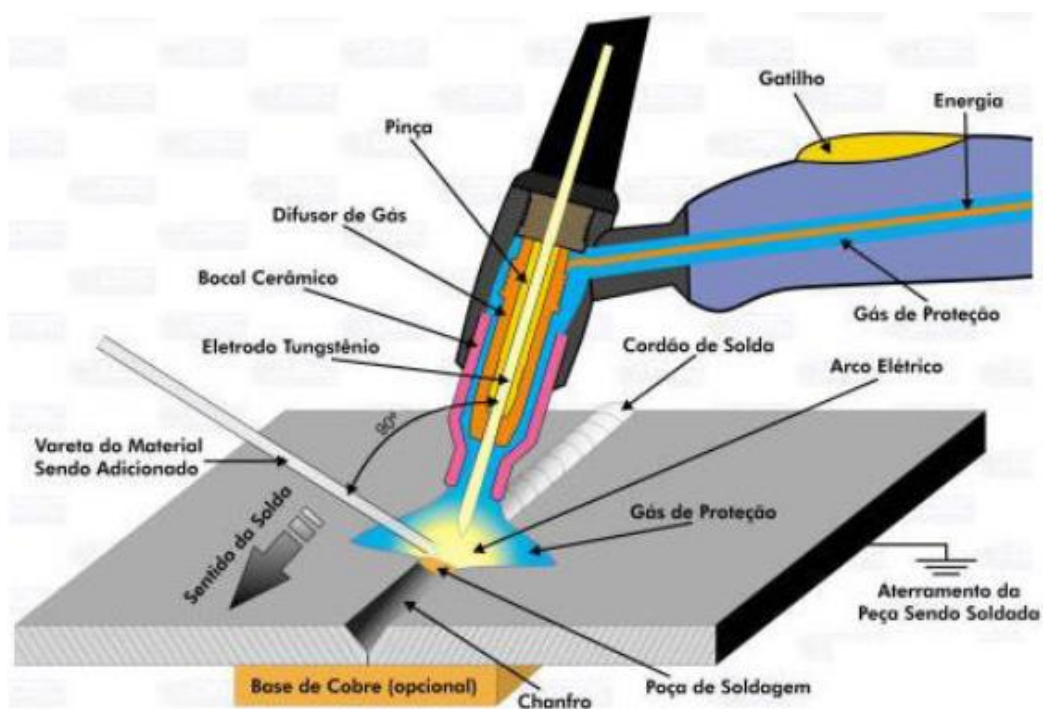
De acordo com AWS (2008), a soldagem ao arco elétrico é a mais utilizada ao redor do mundo. Esse método utiliza o arco elétrico como fonte de calor para promover a união entre os materiais a serem soldados.

3.1.1 PROCESSO DE SOLDAGEM GTAW

O processo de soldagem GTAW surgiu durante a Segunda Guerra Mundial, principalmente devido à necessidade de realizar a soldagem de ligas de magnésio e alumínio na indústria aeronáutica americana. O processo é utilizado em larga escala e consiste basicamente na utilização de um eletrodo não consumível de tungstênio e um arco elétrico protegido por um gás inerte, figura 1.

Durante a soldagem há a ocorrência de um elevado aquecimento localizado na região da poça de fusão e em suas proximidades, no mesmo instante que o restante das regiões encontra-se com temperaturas mais baixas, contribuindo assim para que a temperatura seja distribuída de forma não homogênea e transiente. Como eletrodo de tungstênio utilizado no processo é não consumível, quando se deseja adicionar outro material a junta soldada utiliza-se uma vareta de metal de adição.

Figura 1 - Ilustração do Processo GTAW.



Fonte: Barban (2014)

Os gases utilizados no processo são inertes, sendo os mais utilizados na prática o argônio e o hélio. O gás de proteção tem a função de proteger a poça de fusão de qualquer contaminação atmosférica. Esse gás é considerado inativo, ou seja, não ativa as propriedades químicas do material enquanto atua como barreira protetora.

Este processo de soldagem pode ser aplicado a quase todos os tipos de metais. Produz uma junta soldada de excelente qualidade, com uma deposição de metais limpa e não produzindo qualquer tipo de escória. Por estes motivos, é quase nula a necessidade de realizar uma limpeza no cordão de solda posteriormente à execução da soldagem.

A qualidade do processo pode ser afetada por parâmetros relacionados ao metal de base, a geometria do cordão de solda, o eletrodo de adição, a corrente utilizada durante o processo, o tipo de eletrodo não consumível, a velocidade de soldagem e o gás de proteção.

O processo de soldagem GTAW tem sido um dos mais bem-sucedidos em diversos ramos da indústria, principalmente devido à versatilidade do equipamento, o baixo custo e excelente qualidade.

De acordo com Almeida (2012), como desvantagens do processo podem-se citar:

- o baixo rendimento de deposição (0,5 kg/h);
- o fator de marcha, em torno de 30%;
- a limitação de soldagem de pequenas espessuras;
- a probabilidade de inclusões de tungstênio;
- a exigência de boas habilidades dos operadores.

De acordo com Fernandes et al. (2013), a correta seleção das variáveis do processo GTAW garante uma melhor qualidade as juntas soldadas.

Definido como sendo a distância entre a ponta do eletrodo não consumível de tungstênio até o metal de base, o comprimento do arco define o perfil do cordão de solda, de forma que, quanto maior for esse comprimento, mais largo será o cordão de solda. Algumas variações desse parâmetro como um arco muito curto, ou muito largo, podem acarretar instabilidades ao processo, o que por sua vez pode ocasionar descontinuidades nas juntas soldadas como porosidade, falta de fusão e mordeduras, por exemplo.

A velocidade de soldagem influencia diretamente na penetração e na largura do cordão de solda. Velocidades de soldagem mais altas causam uma redução na penetração e no cordão, ao mesmo tempo em que, apresenta uma melhor eficiência e produtividade ao processo, reduzindo os custos de soldagem. Porém, cabe salientar que excedendo a velocidade máxima permitida para um determinado processo, podem ocorrer defeitos e descontinuidades como a falta de penetração e mordeduras (MODENESI, 2001).

O gás inerte utilizado no processo é o responsável pela proteção da poça de fusão dos agentes nocivos presentes da atmosfera. A vazão desse gás deve ser suficiente para fornecer uma proteção efetiva à poça de fusão. Vazões excessivas podem gerar instabilidades do arco e turbulências, além de induzirem ao aparecimento de descontinuidades nas juntas soldadas e elevarem os custos de soldagem com perdas desnecessárias.

Com influência direta na penetração, na limpeza dos óxidos presentes nas superfícies do metal de base e no desgaste do eletrodo não consumível de tungstênio. A corrente de soldagem deve ser polarizada corretamente antes da execução do processo.

Para soldagem em corrente contínua, na grande maioria dos casos, utiliza-se a polaridade direta, CC -, ou seja, eletrodo de tungstênio conectado ao pólo negativo da máquina o que permite uma penetração mais profunda e uma minimização dos desgastes sofridos pelo eletrodo. Essa polarização pode ser aplicada a uma vasta gama de metais, como por exemplo, todos os tipos de aços, o cobre e suas ligas, o titânio entre outros. Em todos

esses casos não há a necessidade de remoção de óxidos superficiais, por isso, tal polarização é a mais utilizada (GUIMARÃES et al., 2013).

A configuração de soldagem reversa, ou seja, em corrente contínua com eletrodo positivo, CC+, apresenta propriedades de limpeza de óxidos superficiais bastante eficientes, porém, um desgaste mais acentuado do eletrodo de tungstênio, o que de certa forma acaba inviabilizando tal polarização.

O processo de soldagem GTAW pode também ser realizado em corrente alternada, CA. Nesse tipo de soldagem, o eletrodo assume ora a polaridade direta, ora a polaridade reversa, por isso, essa configuração é bastante utilizada na soldagem de metais com óxidos superficiais como é o caso do alumínio (MARQUES, 1991).

3.1.2 VANTAGENS, LIMITAÇÕES E APLICAÇÕES DO PROCESSO GTAW

Como todos os processos de soldagem, o processo GTAW apresenta algumas vantagens, limitações e aplicações que podem ser observadas resumidamente na tabela 1.

Tabela 1 – Vantagens, limitações e aplicações do processo GTAW.

Vantagens e limitações	Aplicações
Excelente controle da poça de fusão.	Soldagem de precisão ou de elevada qualidade.
Permite soldagem sem o uso de metal de adição.	Soldagem de peças de pequena espessura e tubulações de pequeno diâmetro.
Pode ser usado para soldar a maioria dos metais.	Execução do passe de raiz em tubulações.
Produz soldas de alta qualidade e excelente acabamento.	Soldagem de ligas especiais, não ferrosas e materiais exóticos.
Gera pouco ou nenhum respingo.	
Exige pouca ou nenhuma limpeza após a soldagem.	
Permite a soldagem em qualquer posição.	
Produtividade relativamente baixa.	
Custo de consumíveis e equipamento é relativamente elevado.	

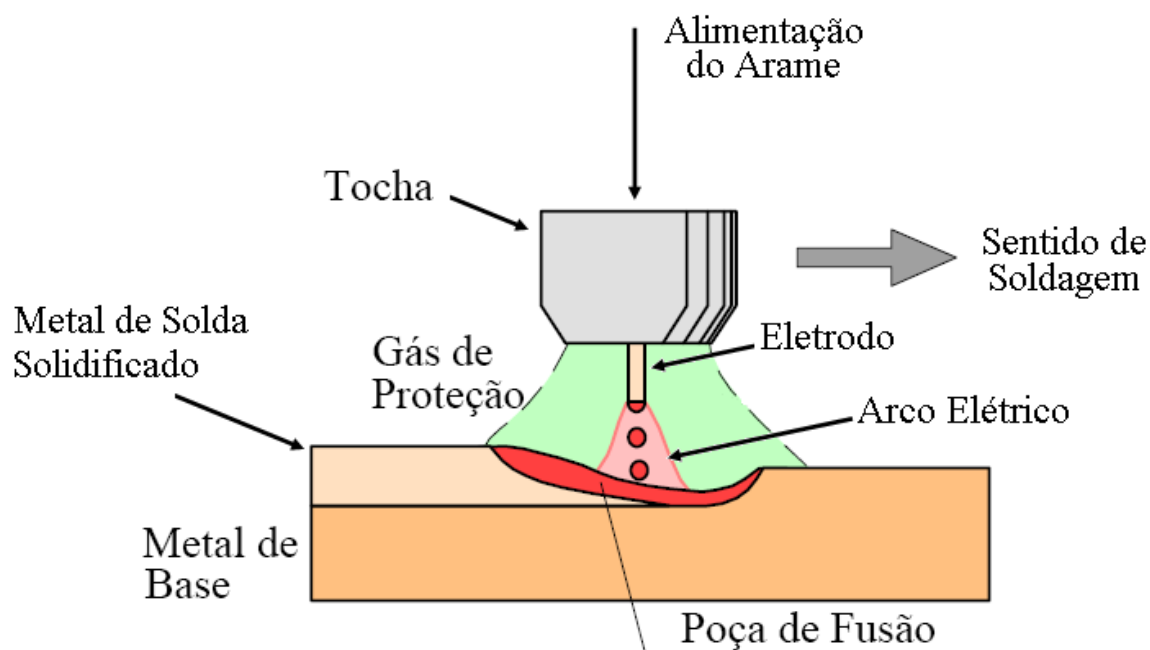
Fonte: Modenesi, et al. (2012)

3.1.3 PROCESSO DE SOLDAGEM GMAW

O processo de soldagem GMAW tem por princípio de funcionamento a utilização de um eletrodo de alimentação contínua que é protegido dos efeitos nocivos do ar atmosférico por um gás. Ao aproximar o eletrodo do metal base é gerado o arco elétrico que funde o

metal formando a poça de fusão. A solidificação dessa poça faz a união dos materiais, denominada junta soldada, a qual adquire propriedades mecânicas diferentes das do metal base devido ao calor elevado fornecido à junta durante o processo. A figura 2 mostra uma representação esquemática do processo GMAW (BARRIOS et al., 2007).

Figura 2 – Representação esquemática do processo GMAW



Fonte: Modenesi (2004)

O processo de soldagem GMAW é utilizado em larga escala a nível mundial. Isto se deve principalmente, devido à possibilidade de automatização do processo, aumentando consideravelmente a produtividade. Pode ser aplicado em materiais de várias espessuras e em todas as posições de soldagem. É indicado para fabricação e manutenção de equipamentos e peças metálicas, na recuperação de componentes com desgaste e no recobrimento de superfícies.

O gás de proteção é o responsável por manter a poça de fusão livre de agentes externos. Normalmente, esses gases são: argônio, hélio, nitrogênio, hidrogênio, oxigênio ou dióxido de carbono, podendo estes, ser utilizados individualmente ou em misturas específicas (SHEIDMANDEL, 2013). Além disso, o gás protetivo produz efeitos sobre vários aspectos, sendo os mais relevantes: o modo de transferência metálica, as propriedades mecânicas da junta soldada, a geometria e a aparência da junta soldada, a estabilidade do arco e a

operacionalidade do processo.

A correta regulação da vazão de gás no processo possui importância de características técnica e econômica. A vazão de gás deve, sempre que possível, apresentar escoamento laminar. Para um mesmo diâmetro de bocal, aumentando-se a vazão, mais alta será a velocidade do gás, isso causará um aumento de pressão sobre o metal fundido e, caso a velocidade for alta a ponto de passar o escoamento para o regime turbulento ocorre sucção de ar no interior do arco (MOURA et al., 2012).

3.1.4 VARIÁVEIS DO PROCESSO GMAW

As variáveis se dividem basicamente em dois grandes grupos: as fixas e as ajustáveis (primárias e secundárias). As variáveis fixas devem ser determinadas antes do início do processo de soldagem. Com exceção da vazão de gás, nenhuma outra variável fixa pode ser alterada de maneira simples. Dentre as variáveis fixas mais importantes estão o diâmetro do eletrodo e o tipo de gás de proteção.

Primeiramente, antes de se iniciar o projeto de um processo de soldagem, deve-se determinar qual o intervalo de corrente admissível que pode ser empregado para cada tipo de material. A tabela 2 apresenta os intervalos de corrente e bitola de arame para os aços baixa liga.

Tabela 2 – Intervalos de corrente e bitola de arame usuais para o processo GMAW.

Material	Bitola do aramé [mm]	Intensidade de corrente [A]
Aços carbono e baixa liga	0,8	40 - 200
	1,0	60 - 260
	1,2	120 - 360
	1,6	270 - 450

Fonte: Machado (1996)

Os eletrodos com maior diâmetro podem ser submetidos a correntes mais elevadas, isso implica em aumento da penetração e da taxa de fusão. Porém, se dois eletrodos de diferentes diâmetros forem utilizados para uma mesma corrente, o de menor diâmetro irá

apresentar a maior penetração e a maior taxa de fusão, mas cabe salientar que, eletrodos de menores bitolas, apresentam maior sensibilidade de resposta para desvios nas condições preestabelecidas. Para escolher o eletrodo correto deve-se levar em conta, entre outros fatores, a penetração desejada, a espessura do metal base, a taxa de deposição, a geometria do cordão e a posição de soldagem (MOREIRA, 2008).

A corrente do processo tem influência direta na taxa de deposição, no modo de transferência metálica e na geometria do cordão de solda. Aumentando-se o valor de corrente e mantendo-se constantes todos os outros parâmetros do processo, nota-se um aumento na taxa de deposição e em consequência disso um aumento na penetração, na profundidade e na largura do cordão de solda. A corrente de soldagem depende diretamente da alimentação do arame, logo, quando a velocidade do arame é alterada, altera-se também a intensidade de corrente, no mesmo sentido.

Um dos parâmetros mais influentes na determinação da geometria do cordão de solda é a tensão de soldagem. Esse parâmetro está diretamente relacionado ao comprimento do arco, sendo assim, baixas tensões irão produzir baixos comprimentos de arco e vice-versa. A tensão do arco sofre ainda influências diretas da composição química do eletrodo, do diâmetro do eletrodo, do modo de transferência metálica e do gás de proteção.

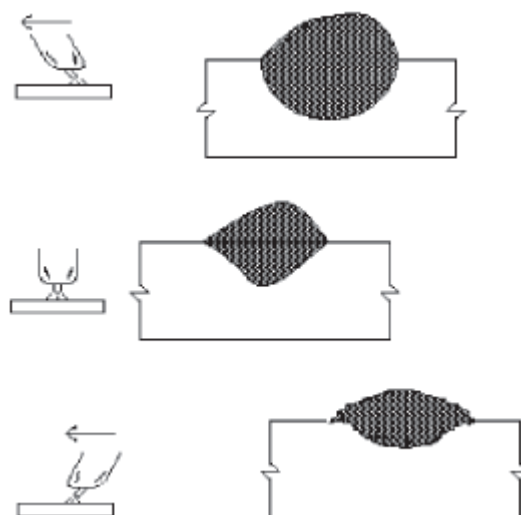
Em um processo de soldagem onde apenas a tensão é variada e todos os outros parâmetros são mantidos constantes, é possível notar alterações na altura e na largura do cordão de solda. Sendo que, um aumento de tensão provoca uma redução na altura e um aumento da largura do cordão de solda, assim como, uma redução na penetração. Conforme o valor da tensão utilizada, alguns defeitos poderão ser introduzidos, assim como, porosidades, excesso de respingos e mordedura. Uma tensão baixa ainda poderá causar o aparecimento de sobreposições e a instabilidades no arco elétrico (NILO, 2003).

A velocidade de soldagem é a taxa de deslocamento do arco ao longo da junta. O controle da velocidade possibilita realizar o controle da penetração e do tamanho do cordão independentemente da intensidade de corrente. A velocidade é inversamente proporcional à penetração, ou seja, menores velocidades geram maiores penetrações e vice e versa. Para que se obtenha a penetração adequada, deve-se selecionar a velocidade de soldagem juntamente com a intensidade de corrente. Velocidades de soldagem muito altas aumentam a tendência a mordeduras, porosidades e trincas devido à falta de fusão. Já velocidades muito baixas, elevam o custo do processo e podem acarretar em alterações microestruturais no material devido à concentração térmica (SHEIDMANDEL, 2013).

No transcorrer do procedimento de soldagem outras variáveis podem ser ajustadas, como o ângulo de deslocamento e a extensão da tocha. É extremamente complexo saber com exatidão o resultado das alterações dessas variáveis, mas é possível fazer uma previsão, além do que, tais alterações provocam mudanças também nas variáveis ajustáveis primárias. Um aumento da extensão da tocha provocará um aumento do efeito Joule, ou seja, um maior aquecimento do eletrodo e causará uma queda de tensão, isso faz com ocorra um aumento na taxa de deposição e uma redução na penetração.

O ângulo de deslocamento da tocha está diretamente relacionado com a geometria do cordão de solda, além de provocar alterações na penetração. A figura 3 mostra o efeito na penetração com a variação do ângulo de deslocamento. Ângulos negativos provocam uma redução na penetração e o cordão torna-se plano e largo e ângulos positivos causam um aumento na penetração até cerca de 25°, ângulos maiores podem causar uma redução na penetração, sobreposição na junta, além de permitir a entrada de ar sob o arco (MACHADO, 1996; MOREIRA, 2008).

Figura 3 – Efeito da variação do ângulo de deslocamento na penetração.



Fonte: Machado (1997)

3.2 AÇO INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO AISI 304L

Os aços inoxidáveis são muito importantes para a engenharia. Esses aços são usados em uma grande gama de processos e equipamentos, nos mais diferentes segmentos, como as

indústrias automotiva e naval, por exemplo.

A capacidade de serem soldados, ou seja, a soldabilidade desses aços é consideravelmente boa, desde que tomados todos os cuidados prévios para garantir processos de fabricação rápidos e confiáveis.

A constituição dos aços inoxidáveis se dá através de um grupo de ligas de aço baseadas em sistema binários de Fe-Cr (Ferro e cromo) e ternários de Fe-Cr-Ni (Ferro, cromo e níquel). O que classifica um aço como inoxidável é o seu percentual de Cr. O cromo presente no aço inoxidável cria uma camada passiva de óxido na superfície do material, desempenhando o papel de responsável pela prevenção a oxidação e a corrosão do material (MOURA, 2012)

Os aços inoxidáveis podem ser classificados de duas formas. A primeira delas é quanto ao tipo de estruturas metalúrgicas presentes nestes aços, já a segunda aplica-se aos metais e ligas comerciais e é dada a partir das suas composições químicas.

Os aços austeníticos recebem esse nome devido principalmente à presença da fase austenítica em sua estrutura. Responsáveis pela vasta gama de aplicações da indústria, os aços austenitizados não são endurecidos por tratamentos térmicos e podem ser endurecidos a frio.

A transição completa de ferrítico para austenítico se dá ao adicionar algo em torno de 8% de níquel assim que é atingida uma proporção de 18% de cromo. Essa estrutura austenítica resultante adquire resistência mecânica, moldabilidade e soldabilidade. Como benefício adicional pode-se citar o aumento da sua resistência à corrosão, permitindo a sua aplicação na maioria das industriais alimentícias que trabalham com alimentos orgânicos e inorgânicos.

A condutividade térmica dos aços inoxidáveis austeníticos é em torno de 60% menor que a do aço carbono. Como resultado disso tem-se um aumento de temperatura que causa expansões e tensões térmicas, podendo ainda resultar em distorções indesejáveis caso o componente possua restrições de movimento.

A classe de aços inoxidáveis 304 e seus derivados, com o 304L, por exemplo, são os mais utilizados em relação aos outros aços inoxidáveis (FERNANDES, 2013).

3.3 ANÁLISE TÉRMICA DO PROCESSO DE SOLDAGEM PELO MEF

A maioria dos processos de soldagem por fusão são caracterizados pela utilização uma fonte de calor localizada e de alta intensidade. Toda essa energia concentrada pode ocasionar

o surgimento de temperaturas elevadas em pequenas regiões, altos gradientes térmicos, bruscas variações de temperatura, e por consequência disso, alterações significativas na microestrutura e nas propriedades em um volume consideravelmente pequeno de material. (WENTZ, 2008; ARAUJO, 2008).

A análise térmica tem como principal objetivo a obtenção dos campos de temperatura ao longo do componente soldado. Atualmente os métodos mais utilizados para realização de estimativas dos campos de temperatura são os métodos analíticos e numéricos computacionais. As fontes de calor utilizadas no modelo térmico podem ser consideradas por meios de princípios de condução ou convecção de calor, sendo por condução o modelo mais popular atualmente. (BARBAN, 2014; SHANMUGAM et al., 2010).

Para viabilizar o cálculo analítico do campo de temperaturas envolvido nos processos de soldagem são necessárias muitas simplificações. Devido ao fato da temperatura ter grande influência sobre as propriedades dos metais, essa análise torna-se não linear.

O campo de temperaturas durante a soldagem é governado pela equação da condução de calor tridimensional, expressa por:

$$\rho(T)c(T)\frac{\partial T}{\partial t}=q+\frac{\partial}{\partial x}\left(K_x(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(K_y(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(K_z(T)\frac{\partial T}{\partial z}\right) \quad (1)$$

onde, $\rho(T)$ representa a massa específica do material, $c(T)$ o calor específico, T a temperatura, t o tempo, $K_{x,y,z}(T)$ são a condutividade térmica em cada um dos eixos coordenados e q o fluxo de calor gerado por unidade de volume (ROSENTHAL, 1941).

A lei do resfriamento de *Newton* descreve a interação do fluxo de calor devido a convecção (q_c) em relação ao fluido existente ao redor da chapa (INCROPERA; DE WITT, 2003):

$$q_c = h_c(T - T_\infty) \quad (2)$$

onde, h_c é o coeficiente de transferência de calor por convecção, T a temperatura da superfície externa das chapas e T_∞ a temperatura ambiente.

O equacionamento do fluxo de calor devido à radiação é governado pela lei de *Stefan-Boltzmann*.

$$q_r = \varepsilon_r(T) \sigma_r (T^4 - T_\infty^4) \quad (3)$$

onde, q_r é a taxa de transferência de calor por radiação, $\varepsilon_r(T)$ a emissividade do material dependente da temperatura alcançada durante a soldagem e σ_r a constante de *Stefan-Boltzmann*.

A temperatura durante a soldagem ultrapassa a temperatura de fusão do material, logo, em algumas simulações é possível levar em conta a variação da entalpia com a temperatura que pode ser escrita como:

$$H = \int \rho(T) c(T) dT \quad (4)$$

onde H simboliza a variação de entalpia em função da temperatura.

Assim, a equação da difusão pode ser escrita em função da variação da entalpia como mostrado abaixo:

$$\frac{\partial H}{\partial t} = q + \frac{\partial}{\partial x} \left(K_x(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_y(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_z(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (5)$$

3.4 MODELOS DE FONTES DE CALOR PARA SOLDAGEM

Como todo processo de soldagem a arco envolve um elevado aquecimento, a modelagem correta da fonte de calor é essencial para obtenção de resultados coerentes. Para processos de soldagem a arco elétrico, a fonte de calor é modelada diretamente como uma carga na simulação térmica (WENTZ, 2008; ARAUJO, 2012).

De acordo com Goldak e Akhlaghi (2005) a teoria básica do fluxo de calor foi desenvolvida por Fourier e aplicada em fontes de calor por Rosenthal e Rykalin no final dos anos 1930, sendo ainda muito popular em métodos analíticos para calcular os campos de temperatura na soldagem.

Os primeiros modelos de fontes de calor apresentados foram às fontes de calor pontual e em linha de Rosenthal. Segundo Goldak (2005), esses modelos apresentam sérios erros para temperaturas próximas as zonas fundida (ZF) e zona afetada pelo calor (ZAC), o que limita a utilização dessas fontes de calor.

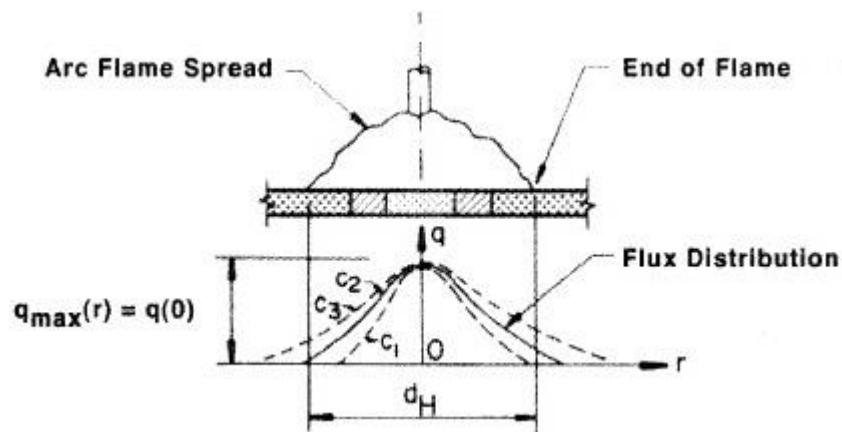
Atualmente os dois modelos de fontes de calor mais utilizados são o Gaussiano, apresentado por Pavelic et al. (1969) e o Duplo-elipsoidal apresentado por Goldak e Akhlaghi (2005). Ambos consideram o fluxo de calor na soldagem como dado de entrada para o modelo.

O modelo apresentado por Pavelic et al. (1969), é a fonte de calor de superfície com distribuição gaussiana. Neste modelo o fluxo térmico tem uma distribuição normal ou gaussiana no plano (figura 4), dada pela seguinte equação:

$$q_r = q(0)e^{-Cr^2} \quad (6)$$

onde, q_r é o fluxo de calor em uma superfície de raio r , $q(0)$ o fluxo de calor máximo no centro da fonte, C o coeficiente de distribuição e r é a distância radial a partir do centro da fonte de calor.

Figura 4 - Representação da fonte de calor gaussiana.



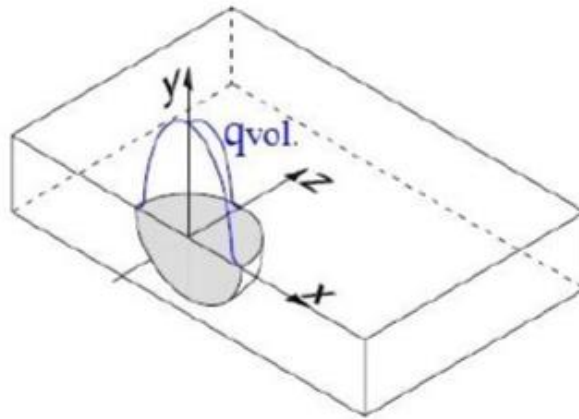
Fonte: Goldak e Akhlaghi (2005)

Friedman (1975) apresentou uma forma alternativa ao modelo de Pavelic com sistema de coordenadas se movendo juntamente com a fonte térmica. Segundo Goldak e Akhlaghi (2005), este modelo de fonte de calor denominado de distribuição gaussiana hemisférica (figura 5) pode ser descrito como:

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}Q}{c^3\pi\sqrt{\pi}} e^{\frac{-3x^2}{c^2}} e^{\frac{-3y^2}{c^2}} e^{\frac{-3[z+v(\tau-t)]^2}{c^2}} \quad (7)$$

onde $q(x,y,z,t)$ é o fluxo de calor por unidade de volume, corresponde ao raio característico da distribuição do fluxo de calor, v é a velocidade de soldagem, t o tempo, e τ representa um fator de retardamento necessário para definir a posição da fonte em $t = 0$.

Figura 5 - Representação do modelo de fonte de calor gaussiana hemisférica.

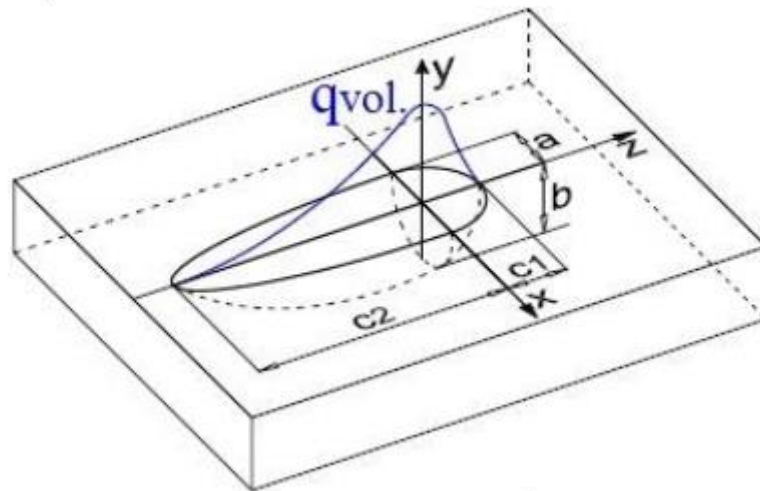


Fonte: BARBAN (2014).

Em 1984 Goldak, Chakravarti e Bibby propuseram um modelo mais completo para a representação do aporte térmico na soldagem baseado na utilização de dois elipsóides, sendo este modelo, um dos mais utilizados mundialmente, conhecido como duplo elipsóide de Goldak ou fonte de calor volumétrica.

Neste modelo de fonte de calor é realizada uma combinação de duas fontes elipsoidais sendo uma na parte frontal em relação ao centro da fonte e a outra pela parte traseira, figura 6. As equações apresentadas por Goldak e Akhlaghi (2005) consideram o fluxo de calor se deslocando na direção do eixo z .

Figura 6 - Fonte de calor duplo elipsóide de Goldak.



Fonte: Barban, 2014.

Segundo Goldak e Akhlaghi (2005), o fluxo de calor no quadrante frontal ao longo do eixo z pode ser descrito pela equação 8:

$$q_f(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3} f_f Q}{ab c_1 \pi \sqrt{\pi}} e^{\frac{-3x^2}{a^2}} e^{\frac{-3y^2}{b^2}} e^{\frac{-3[z+v(\tau-t)]^2}{c_1^2}} \quad (8)$$

De maneira análoga, para o quadrante traseiro, o fluxo de calor pode ser obtido a partir da equação 9:

$$q_r(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3} f_r Q}{ab c_2 \pi \sqrt{\pi}} e^{\frac{-3x^2}{a^2}} e^{\frac{-3y^2}{b^2}} e^{\frac{-3[z+v(\tau-t)]^2}{c_2^2}} \quad (9)$$

onde, $q_{(x,y,z,t)}$ é o fluxo de calor, x, y, z são as coordenadas globais de referência, f_f e f_r são as frações de calor depositado em cada elipsoide (frontal e traseiro), Q é a entrada de calor, a e b são os semi-eixos dos elipsoides, t é o tempo, v é a velocidade de soldagem, c_1 e c_2 são os comprimentos dos elipsóides, frontal e posterior, respectivamente e τ é o atraso para posicionar o arco de soldagem.

Nas equações apresentadas acima, os parâmetros a, b e c_1 e c_2 são parâmetros geométricos da fonte, de forma a descrever com o maior grau de exatidão possível o tamanho

da poça de fusão. Esses parâmetros podem assumir valores diferentes nos quadrantes frontal e traseiro, portanto, são independentes, podendo ser obtidos experimentalmente pela medição dos limites da zona fundida através de um ensaio macrográfico BARBAN (2014).

A entrada de calor Q depende diretamente do rendimento do processo de soldagem e do produto da tensão pela corrente de soldagem, assim sendo:

$$Q = nVI \quad (10)$$

Segundo Goldak et al. (1984), neste modelo, as frações, f_f e f_r , correspondentes ao calor depositado nos quadrantes à frente e atrás da fonte devem satisfazer a condição $f_f + f_r = 2$. Para se manter a continuidade de Q entre as equações 8 e 9, as seguintes condições devem ser atendidas:

$$f_f = \frac{2c_f}{c_f + c_r} \quad (11)$$

$$f_r = \frac{2c_r}{c_f + c_r} \quad (12)$$

Segundo Goldak et al. (1984) valores característicos obtidos experimentalmente para as frações proporcionam uma boa convergência entre os resultados numéricos e experimentais, sendo estes: 0,6 para o calor depositado no elipsóide frontal (f_f) e 1,4 para o calor depositado no traseiro (f_r).

Locatelli (2014) realizou uma análise termomecânica pelo MEF com o objetivo de analisar as distorções de uma junta em T soldada pelo processo GMAW. A fonte de calor duplo elipsóide de Goldak foi utilizada para aplicação dos fluxos de calor na peça. Locatelli analisou o efeito das distorções a partir da variação de três parâmetros do processo, a velocidade de soldagem, a sequência de soldagem e o tempo de resfriamento entre os passes. Dentre os casos analisados o autor pode concluir que o menor nível de distorções foi observado com velocidades de soldagem mais alta, sequência (vai-volta) e com intervalo para resfriamento.

Barban (2014) aplicou o duplo elipsóide de Goldak para verificar o campo de temperaturas na união de duas chapas de aço inox AISI 304 soldadas pelo processo GTAW. Em seu estudo, Barban considerou os valores de f_f e f_r propostos por Goldak e Akhlaghi

(2005), 0,6 para f_f (parte frontal da fonte) e 1,4 para f_r (parte posterior da fonte de calor). Além disso, o autor considerou as propriedades térmicas, calor específico, massa específica e condutividade térmica como dependentes da temperatura.

Segundo Goldak et al. (1984) a seção do cordão de solda pode ser conhecida através de experimentos práticos e essa informação pode ser utilizada para definir os parâmetros do duplo elipsóide, porém, na falta de tais dados, os valores podem ser obtidos pelo método da tentativa e erro. Caso não esteja disponível, a dimensão longitudinal da poça de fusão pode ser aproximada por: metade da largura do cordão de solda para a fração dianteira e uma vez e meia para fração traseira.

De acordo com Guimarães (2010b), atualmente esse modelo é considerado o mais realista e flexível, pois o tamanho e a forma da fonte de calor podem ser facilmente modificados, possibilitando assim a sua interação tanto em níveis superficiais como a um determinado nível de profundidade no sólido durante o processo de soldagem.

De acordo com Robertsson e Svedman (2013) medições de temperaturas realizadas na zona da poça de fusão têm mostrado que o pico de temperatura se mantém entre os 300 e 500 °C acima do ponto de fusão do material. Provavelmente o mais rigoroso teste de desempenho de um modelo de fonte de calor seja a sua precisão na determinação do tamanho e a forma da zona fundida, além do pico de temperatura.

3.5 CONDIÇÕES DE CONTORNO E PROPRIEDADES DE MATERIAL

De acordo com Barban (2014), são três as propriedades de material necessárias para o estudo da análise térmica dos processos de soldagem, são eles: a massa específica, o calor específico e a condutividade térmica.

Em muitos trabalhos a massa específica do material pode ser considerada constante, uma vez que, seu valor não exerce tanta influência sobre a temperatura. A equação da entalpia pode substituir o calor específico e a massa específica, equação 4, porém, cabe salientar que esse artifício pode ocasionar uma carga computacional elevada para simulação.

Segundo Rodeiro (2002) em uma análise térmica as condições de contorno são as transferências de calor por convecção e por radiação. Como a influência da radiação é muito pequena em alguns casos despreza-se a transferência de calor por radiação justificando-se que o metal fica exposto a temperaturas elevadas por poucos instantes, além de que, suas dimensões são bem reduzidas se comparado ao metal de base.

Farias (2015) considerou em sua análise, que as propriedades termofísicas do material, massa específica, calor específico e condutividade térmica como dependentes da temperatura. Como condições de contorno considerou as transferências de calor por convecção e por radiação.

3.6 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS APLICADOS A SOLDAGEM

Ao longo do tempo algumas metodologias têm sido aplicadas na solução de problemas envolvendo simulação de processos de soldagem, são eles: o método das diferenças finitas, dos elementos de contorno e o método dos elementos finitos (FU et al., 2011; NAESLUND, 2000). Segundo Goldak e Akhlaghi (2005), o método dos elementos finitos vem a ser o mais utilizado na prática, principalmente devido à sua robustez em realizar análises não lineares de geometrias complexas.

Os primeiros *softwares* utilizados na simulação computacional pelo método dos elementos finitos surgiram no início dos anos 70. Como exemplos pode-se citar alguns comerciais de uso geral como: ANSYS®, ABAQUS®, MARC® e NASTRAN®, porém, cabe salientar, que segundo opiniões de especialistas não existe um único modelo que apresente fielmente todas as propriedades físicas do fenômeno do arco, da zona fundida e da condução de calor no modelo sólido, (OLSEN et al., 2001).

Segundo Almeida (2012), com o avanço da tecnologia computacional, principalmente devido ao surgimento dos computadores de 64 bits com maior capacidade de processamento e das ferramentas refinadas de elementos finitos, hoje milhares de engenheiros utilizam o MEF como ferramenta diária de trabalho ao invés dos métodos até então considerados tradicionais para resolução de problemas de engenharia.

Atualmente o MEF possui uma gama de ferramentas poderosas na área da engenharia que possibilitam avaliar os campos de temperatura, as tensões residuais e as deformações presentes nos componentes soldados. Os resultados computacionais das simulações numéricas são utilizados, por exemplo, para explicar fenômenos do processo de soldagem, bem como, possibilitarem a otimização de parâmetros do processo, como tensão, corrente, e velocidade de soldagem, (BERGLUND et al., 2001; PIEKARSKA et al. 2013)

A simulação numérica dos processos de soldagem não é uma tarefa fácil, pois, além de ocorrerem interações de fenômenos térmicos, mecânicos e metalúrgicos, normalmente as geometrias são bastante complexas, o que acaba onerando os cálculos computacionais (ABDI

et al., 2009).

Araújo, Teixeira e Cunda (2013), utilizaram o MEF para simular o comportamento de uma fonte de calor Gaussiana de área através do *software* ANSYS®, em chapas de aço ASTM A36 de várias espessuras soldadas pelo processo GTAW. Os dados obtidos na simulação computacional foram confrontados com os dados experimentais obtidos em laboratório. O modelo se apresentou válido e pode-se concluir que a fonte de calor Gaussiana é uma boa proposta para simulação de soldagem de chapas finas.

Farias (2015) apresentou análises numéricas de soldagem de topo multipasse, com chanfro em V, de chapas de aço inox AISI 304L soldadas através do processo GMAW convencional. O autor comparou os resultados de dois algoritmos, um que adota uma metodologia clássica que impede as transferências de calor para o ambiente entre os passes intermediários, e outra que considera esses efeitos na superfície do cordão a cada passe. Após análises observaram-se as diferenças nos resultados das simulações e chegou-se a conclusão que os efeitos da transferência de calor entre passes são importantes na região de deposição de material.

Almeida (2012) utilizou o Método dos Elementos Finitos (MEF) para calcular as tensões residuais e distorções geradas pelo processo de soldagem GTAW de duas placas fabricadas em aço inox AISI 316L. No final das análises, compararam-se os resultados obtidos na simulação numérica com os resultados de tensões residuais medidos pelo método do furo. Para medição dos empenos da placa soldada foi utilizado um equipamento de digitalização tridimensional.

Piekarska et al. (2010), utilizaram o *software* ABAQUS para analisar o campo de temperaturas através do MEF para soldagem de uma junta pelo processo de soldagem a laser. Nas análises numéricas compararam a influência das fontes de calor superficial e volumétrica nos resultados de distribuição de temperatura. Para simular o percurso da fonte de calor, os autores utilizaram a subrotina DFLUX do ABAQUS. Ainda consideram em sua simulação todas as propriedades envolvidas como dependentes da temperatura.

Guimarães et al (2010a) utilizaram o método dos elementos finitos para prever o nível das tensões residuais nas juntas soldadas a partir dos campos de temperatura obtidos durante o processo de soldagem. A fonte de calor utilizada na simulação foi o duplo elipsóide de Goldak. Foi simulado o movimento da fonte sobre chapas de aço ASTM AH36 soldadas pelo processo TIG com o auxílio do *software* ABAQUS. Os autores avaliaram também a influência da eficiência do processo de soldagem nos resultados obtidos adotando valores de

60%, 70% e 80%.

Nóbrega et al. (2014), apresentou uma proposta de otimização dos resultados obtidos nas regiões próxima ao cordão de solda realizando um refinamento na malha em direção ao centro do cordão de solda, o que reduziu consideravelmente os tempos computacionais.

De acordo com Farias (2015), nenhum processo de soldagem é controlado com tolerâncias maiores do que 5%, isso se deve ao fato de que as propriedades dos materiais também raramente possuem uma acurácia menor do que 5%, logo, a precisão dos modelos numéricos obtidos pelo método dos elementos finitos é restringida para algo entre 5 e 25%, conforme mencionado por Goldak e Akhlaghi (2005).

4 ESTUDO DE CASO

O estudo de caso apresentado no presente trabalho visa simular a soldagem de uma junta de topo de aço inoxidável AISI 304L. Para validação da simulação apresentada, os dados obtidos durante as análises foram comparados com resultados de experimentos e simulações realizados no Laboratório de Pesquisa em Engenharia de Soldagem (LAPES) da Universidade Federal do Rio Grande publicados em Relatório Técnico Científico do Projeto PRONEM/FAPERGS (Processo No 11/2046-8).

Os testes experimentais do projeto PRONEM foram realizados em vários corpos de provas e constituem-se na soldagem de topo de duas chapas de aço inoxidável AISI 304L pelo processo GMAW. Para soldagem completa das chapas, foram necessários três passes de soldagem, sendo um de raiz e dois de preenchimento.

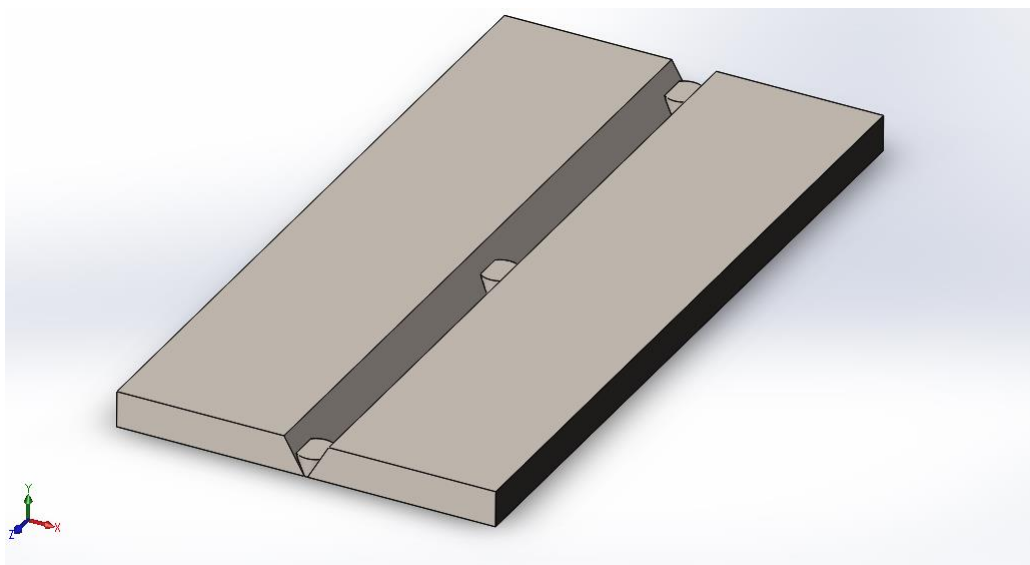
A fim de simplificação no estudo de caso apresentado neste trabalho, foi simulada apenas a soldagem do passe de raiz, por ser considerado o mais relevante para o estudo da fonte de calor volumétrica devido a maior espessura, sendo assim, a validação levou em consideração apenas os resultados numérico-experimentais obtidos para o passe de raiz.

4.1 GEOMETRIA DAS CHAPAS

Segundo Deng e Murakawa (2008), modelagens tridimensionais fornecem informações detalhadas sobre o campo de temperaturas para soldagens multipasse, implicando em um elevado tempo computacional principalmente devido à não linearidade do fenômeno termomecânico transiente envolvido nos processos de soldagem. De acordo com Farias (2015) modelos bidimensionais apresentam um ganho considerável na redução de tempo de processamento computacional, porém, não são capazes de capturar todos os detalhes para uma análise completa do processo de soldagem. Por isso, a modelagem proposta no presente trabalho foi realizada no domínio 3D.

A perspectiva isométrica representando a geometria das chapas de aço inoxidável AISI 304L é apresentada na figura 7. Os corpos de prova são compostos de duas chapas de 200 mm de comprimento, 50 mm de largura e 9,5 mm de espessura nominal.

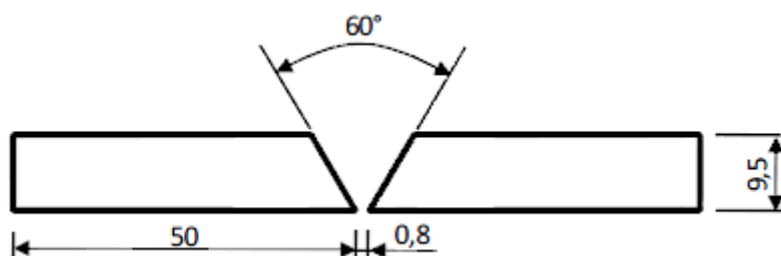
Figura 7 – Perspectiva isométrica do corpo de prova ponteados para soldagem.



Fonte: Farias, 2015.

A seção transversal da junta soldada é apresentada na figura 8 onde pode-se observar o chanfro em V com ângulo de chanfro de 60° e fresta de 0,8 mm entre as chapas.

Figura 8 – Seção transversal dos corpos de prova.



Fonte: Adaptado de Pronem, 2014.

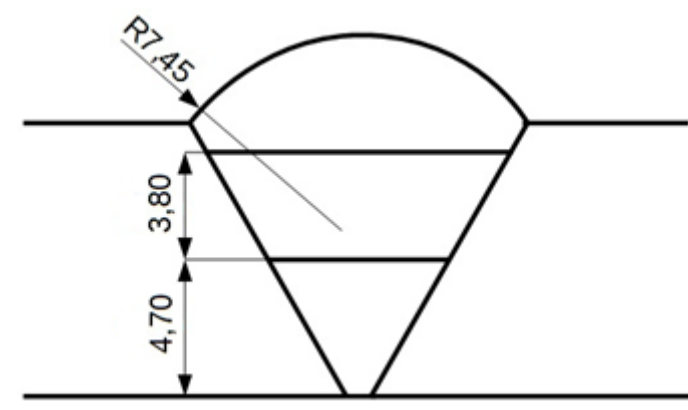
Uma prática bastante comum e de grande valia na otimização do tempo das simulações computacionais de processos de soldagem é o conceito da simetria, que leva em consideração os efeitos da soldagem apenas em metade do domínio, tomando-se como referência o cordão de solda (FRANCIS, 2002). Devido às condições de soldagem do corpo de prova foi possível aplicar esse conceito nas simulações.

4.2 DIMENSÕES DOS PASSES

Saber exatamente a dimensão de cada passe depois do processo de soldagem é uma tarefa complicada devido principalmente às variações que podem ocorrer a cada corpo de prova soldado, assim sendo, se faz necessário o estabelecer uma metodologia para determinar a altura dos passes na geometria da simulação (VASCONCELOS et al., 2009).

Em seu trabalho, Farias (2015) levou em consideração que como o chanfro possui forma fixa, apenas a espessura do passe pode sofrer variação. A partir dos dados de velocidade de alimentação de arame, comprimento do cordão e diâmetro do arame e considerando a conservação de massa, o autor determinou o volume de material depositado em cada passe e obteve as espessuras em milímetros apresentadas na figura 9.

Figura 9 – Espessuras de cada passe do cordão de solda.



Fonte: Adaptado de Farias, 2015.

Como já foi mencionado anteriormente, no presente trabalho apenas o passe de raiz foi estudado, portanto, a espessura utilizada no modelo da simulação foi de 4,7 mm.

5 MATERIAIS E MÉTODOS

5.1 MATERIAL E ELETRODO PARA SOLDAGEM

O material utilizado para soldagem dos corpos de prova foi o aço inoxidável AISI 304L. A tabela 3 apresenta a composição química para esse material e a tabela 4 apresenta as propriedades mecânicas do aço AISI 304L.

Tabela 3 – Composição Química do AISI 304L.

Composição Química (%)								
C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Co	N
0,03	0,75	2,0	0,045	0,015	17,5 – 19,5	8 – 10,5	<0,20	0,01

Fonte: PRONEM, 2014.

Tabela 4 – Propriedades mecânicas do aço inoxidável AISI 304L.

AISI	Limite de Resistência [MPa]	Limite de Escoamento [MPa]	Alongamento 50 mm [%]
304L	690	320	51

Fonte: PRONEM, 2014.

O eletrodo utilizado para soldagem dos corpos de prova foi o AWS ER 308L com diâmetro de 1 mm. Esse eletrodo foi especificado pela equipe do projeto PRONEM-FAPERGS em função das características do metal de base. A composição química desse eletrodo é apresentada na tabela 5.

Tabela 5 – Composição química do material do eletrodo AWS ER 308L.

Composição Química (%)										
C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Co	Cu	N
<0,025	0,4	1,8	<0,025	<0,015	20	10	<0,5	<0,20	<0,2	<0,06

Fonte: Folha de dados do fabricante Sandvik (Anexo 3).

5.2 PROCESSO DE SOLDAGEM

Para realização da soldagem dos corpos de prova foi utilizado o processo de soldagem GMAW. A tabela 6 apresenta todas as condições de soldagem. Já os parâmetros utilizados para cada passe podem ser observados na tabela 7.

Tabela 6 – Condições de soldagem.

Tipo de fonte de alimentação	Tensão constante
Gás de proteção	Mistura (Ar + 2% O ₂)
Vazão do gás de proteção	16 l/min
Eletrodo utilizado	AWS ER 308 L ($\phi = 1$ mm)

Fonte: PRONEM, 2014

A aquisição dos valores de tensão, corrente e velocidade de soldagem durante os experimentos soldagem foi realizada por um sistema comercial de aquisição a uma taxa de 5 Hz. A velocidade de alimentação do arame e o *stick-out* (distância do bico de contato à peça) foram pré-ajustados antes das operações de soldagem.

Tabela 7 – Parâmetros de soldagem a cada passe.

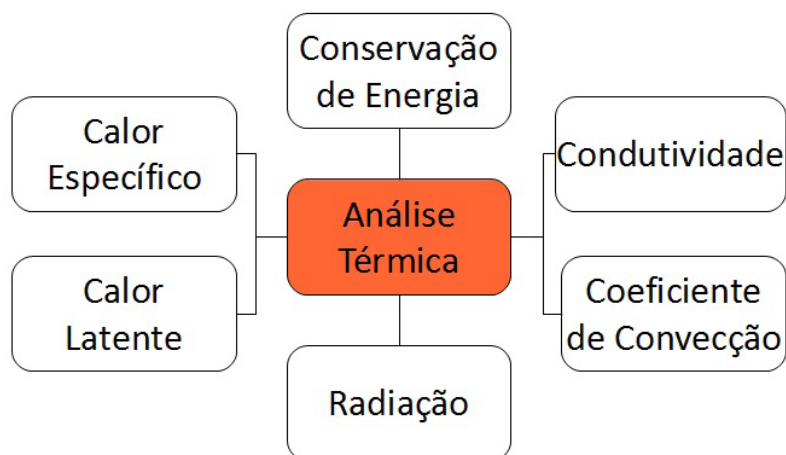
Parâmetro	1º Passe	2º Passe	3º Passe
Tensão média monitorada (V)	16,7	23	23
Corrente média monitorada (A)	161	226	226
Velocidade de soldagem (cm/min)	25	29	29
Alimentação arame (mm/min)	5,5	13,7	13,7
Stick-out (mm)	12	18	18

Fonte: PRONEM, 2014.

5.3 ANÁLISE TÉRMICA

Os principais fenômenos que devem ser levados em consideração em uma análise térmica de um processo de soldagem podem ser observados na figura 10.

Figura 10 – Aspectos envolvidos na análise térmica dos processos de soldagem.



Fonte: Farias, 2015.

Além desses aspectos mencionados, devem-se considerar todas as propriedades como dependentes da temperatura.

Durante a análise térmica a fonte de calor percorre uma distância de 200 mm no comprimento da peça com velocidade de soldagem constante na ordem de 25 cm/min (4,16 mm/s), levando assim, cerca de 60 segundos para realizar a soldagem.

5.3.1 FONTE DE CALOR

O modelo de fonte de calor adotado para simulação do processo de soldagem é a fonte de calor volumétrica duplo elipsóide de Goldak que leva em consideração o fluxo de calor nos domínios frontais e posteriores ao centro do arco. O fluxo de calor distribuído nas regiões frontal e traseira da fonte de calor foram descritos pelas equações 8 e 9 respectivamente, já apresentadas anteriormente.

Os parâmetros geométricos da zona fundida a , b , c_r e c_f foram estipulados de acordo com a geometria do cordão de solda, onde considerou-se a altura do passe de raiz (4,70 mm) e o ângulo de bisel de 30 graus para determinar a largura do cordão de solda. Para os valores de a e c_f utilizou-se a metade da largura do cordão de solda, logo, $a = 2,71$ mm e $c_f = 2,71$ mm, já para a dimensão traseira do elipsoide foi considerado uma vez e meia a largura do cordão, logo, $c_r = 8,14$ mm. O parâmetro geométrico referente à profundidade do elipsoide foi estipulado inicialmente em $b = 4$ mm.

Para os valores das frações foram adotados os valores característicos propostos por Goldak et al. (1984), pois, segundo o autor, estes valores proporcionam uma boa convergência entre os resultados numéricos e experimentais, sendo estes: 0,6 para o calor depositado no elipsóide frontal (f_f) e 1,4 para o calor depositado no traseiro (f_r).

Foi adotado um rendimento térmico para o processo de soldagem na faixa de 85 a 87%, valores considerados usuais para o processo GMAW.

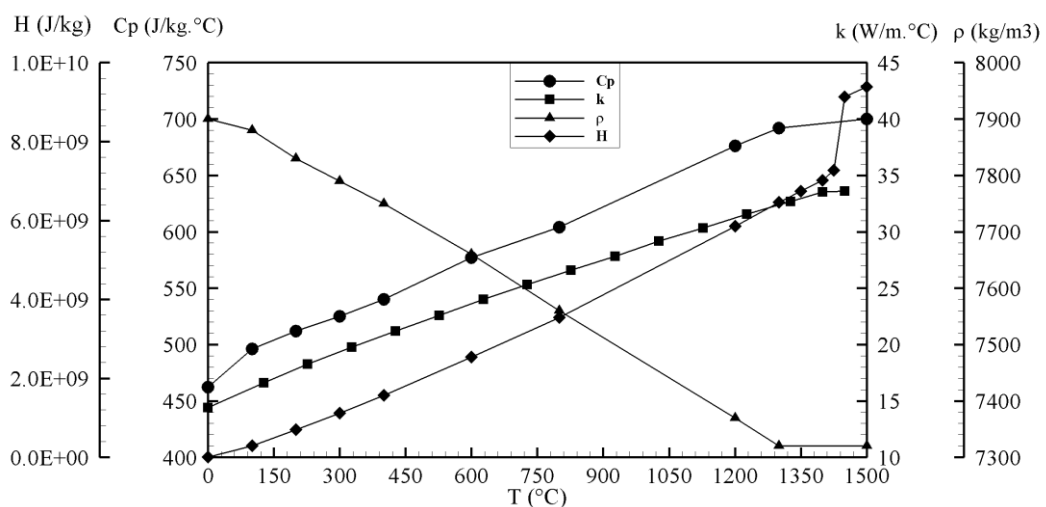
5.3.2 CONDIÇÕES DE CONTORNO

O valor do coeficiente utilizado foi o mesmo adotado por Farias (2015) em simulação semelhante. Para toda a análise térmica adotou-se um $h_c = 10 \text{ W/m}^2\text{.K}$ e a temperatura ambiente foi definida em $20 \text{ }^\circ\text{C}$. Durante a análise térmica também se considerou uma emissividade de $\varepsilon = 0,75$ para o material (PRONEM, 2014).

5.3.3 PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS

Para um resultado satisfatório na modelagem numérica de problemas de soldagem deve-se levar em consideração a dependência das propriedades termofísicas do material em relação à variação da temperatura. As propriedades termofísicas do aço inoxidável AISI 304L são apresentadas na figura 11.

Figura 11 – Propriedades termofísicas para o aço AISI 304L.



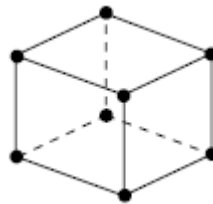
Fonte: Farias (2015)

5.3.4 ELEMENTOS FINITOS UTILIZADOS NA SIMULAÇÃO E MALHA

O elemento adotado para análise térmica foi o DC3D8 hexaédrico (figura 12). Este elemento é utilizado para simulação de fenômenos envolvendo transferência de calor. O DC3D8 possui 8 nós, cada um de seus nós possui um grau de liberdade que é a temperatura.

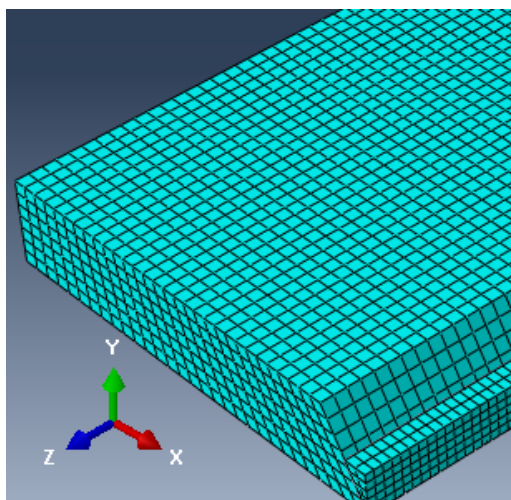
A fim de verificar a possível influência da malha nos resultados da simulação do processo de soldagem, optou-se pela utilização dois tipos de malhas. Uma mais grosseira com elementos fixos de 1 mm com um total de 99.000 elementos e outra com refinamento nas regiões mais próximas ao cordão de solda onde variou-se o tamanho dos elementos de 1 mm até 0,7 mm. Os dois tipos de malhas propostas para simulação numérica da análise térmica do processo de soldagem podem ser observadas na figura 13.

Figura 12 – Elemento DC3D8 - 8 nós e formulação linear

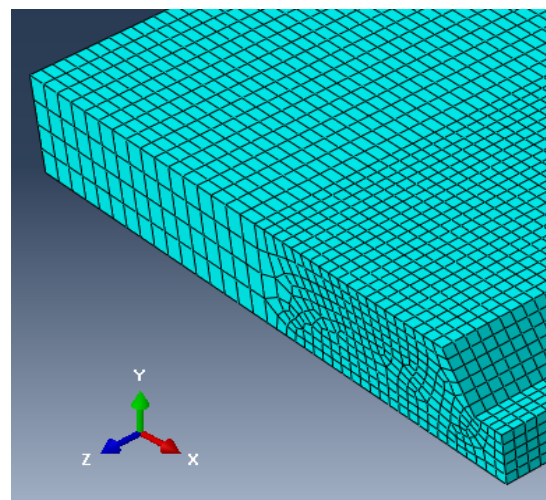


Fonte: Hibbit e Sorenson (2007).

Figura 13 – Malhas utilizadas na simulação (a) malha sem refinamento e (b) malha com refinamento.



(a)



(b)

Fonte: O autor.

5.4 SOFTWARE E HARDWARE EMPREGADO NA SIMULAÇÃO

O *software* empregado na simulação do processo de soldagem foi o *simulia* ABAQUS® que é baseado no método dos elementos finitos.

Para representar as condições de soldagem desejadas, considerou-se a geometria da fonte empregada, desenvolvida em uma sub-rotina do ABAQUS denominada DFLUX no ambiente Fortran.

A sub-rotina DFLUX é utilizada para se definir distribuições de fluxos de calor não uniformes como uma função de posição, tempo, temperatura e etc.

A modelagem computacional de problemas envolvendo processos de soldagem demanda grande robustez no hardware utilizado. No presente trabalho foi utilizada a seguinte configuração:

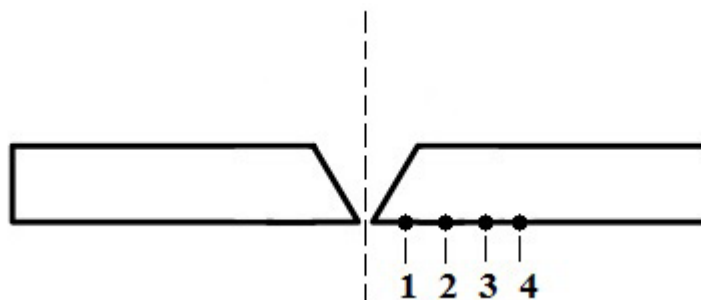
- Processador Intel Core™ i7-4930K CPU de 3.40GHz;
- 32 GB de memória RAM (DDR3 1866Hz);
- 1 HD de 1 TB.

5.5 VALIDAÇÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS

Para validação dos resultados obtidos nas simulações numéricas, foram utilizados os resultados dos testes experimentais e numéricos realizados pelo Laboratório de Pesquisa em Engenharia da Soldagem (LAPES) da Universidade Federal do Rio Grande publicados em Relatório Técnico Científico do Projeto PRONEM/FAPERGS (Processo No 11/2046-8).

Na realização dos ensaios experimentais foram colados na chapa 4 termopares conforme apresentado na figura 14. As posições 1, 2, 3 e 4 representam as distâncias 4, 8, 12 e 16 mm a partir do centro do cordão, respectivamente. Esses termopares foram posicionados na parte inferior da chapa para eliminar interferências indesejáveis devido ao arco elétrico. A aquisição dos valores de temperatura foi realizada por sistema de aquisição da National Instruments (Anexo 4).

Figura 14 – Disposição dos termopares instalados para ensaio experimental.

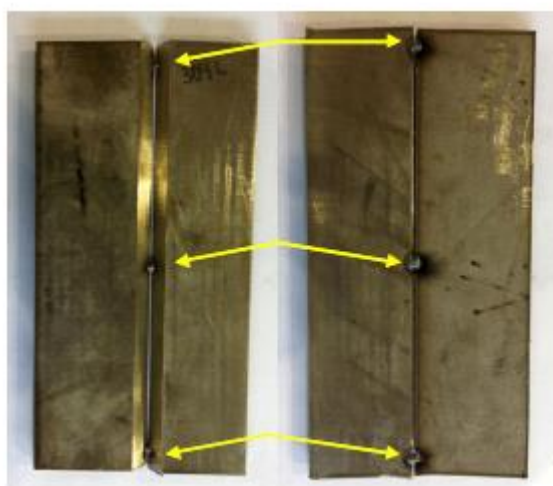


Fonte: PRONEM, 2014.

5.6 RESULTADOS PROJETO PRONEM/FAPERGS

As soldagens experimentais do projeto foram realizadas por uma fonte controlada de tensão constante modelo POWERWAVE 455M/STT da Lincoln (Anexo 1), com regulagem de tensão e de velocidade de alimentação do arame. As características e parâmetros utilizados foram apresentados anteriormente na tabela 7. Antes da realização do processo de soldagem e com o intuito de garantir o afastamento da raiz os corpos de prova foram ponteados nas extremidades e no centro, figura 15.

Figura 15 – Corpo de prova ponteados antes do processo de soldagem.



Fonte: PRONEM, 2014.

A tabela 8 apresenta os valores médios de tensão e soldagem obtidos via sistema de

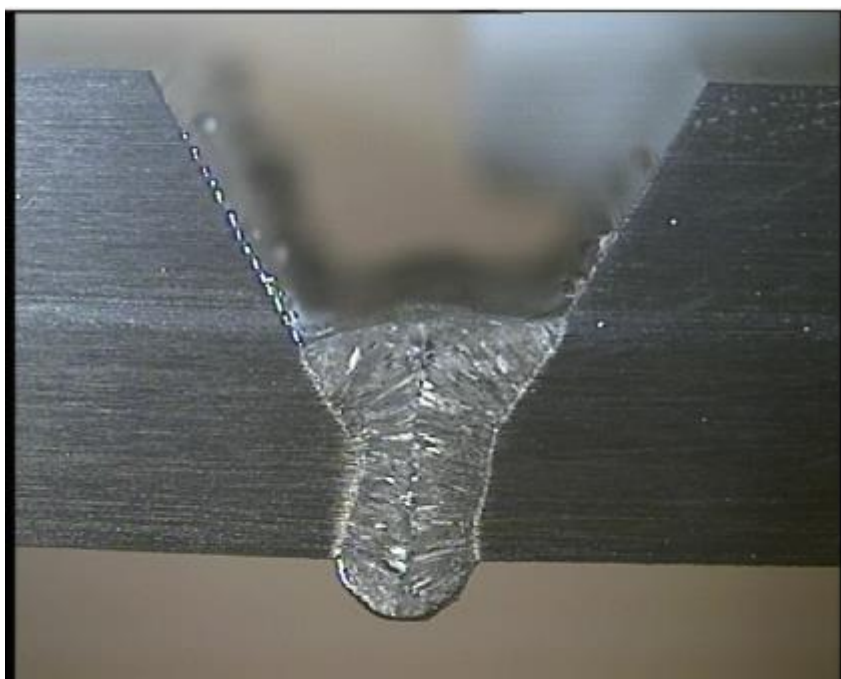
aquisição de dados durante o processo de soldagem do passe de raiz. Como pode ser observado na macrografia apresentada na figura 16, o passe de raiz não apresentou defeitos internos e obteve-se uma penetração total. Além disso, pode-se observar que o corpo de prova foi realizado sem a utilização de cobre-junta.

Tabela 8 – Valores médios de tensão e corrente para soldagem do passe de raiz do corpo de prova de aço inoxidável AISI 304L.

Passe	Um (V)	Im (A)
Raiz	16,6	155

Fonte: PRONEM, 2014.

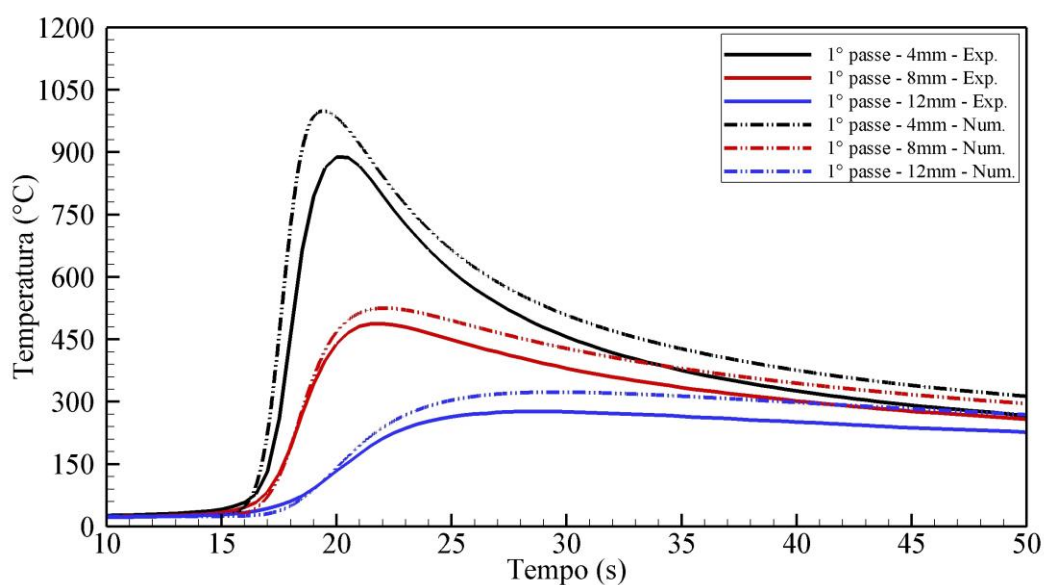
Figura 16 – Macrografia da seção transversal do passe de raiz.



Fonte: PRONEM, 2014.

A figura 17 apresenta os resultados numéricos e experimentais obtidos pelo Laboratório de Pesquisa em Engenharia de Soldagem (LAPES) da Universidade Federal do Rio Grande no projeto PRONEM-FAPERGS (Processo No 11/2046-8).

Figura 17 - Resultados extraídos do projeto PRONEM-FAPERGS (Processo No 11/2046-8) para o primeiro passe (raiz).



Fonte: PRONEM, 2014.

As análises computacionais do processo de soldagem do projeto PRONEM foram realizadas utilizando uma fonte de calor gaussiana de área (Anexo 2) e a técnica EBD. Os comparativos apresentados a seguir fazem um cruzamento entre os resultados experimentais e numéricos obtidos no projeto PRONEM com os resultados da simulação numérica da fonte de calor tridimensional do duplo elipsóide de Goldak proposta no presente trabalho.

6 RESULTADOS E DISCUSSÕES

6.1 TESTE DE CONVERGÊNCIA INCREMENTAL

Tendo em vista a correta convergência dos valores obtidos na simulação numérica, primeiramente realizou-se um teste de convergência incremental. O teste foi desenvolvido com os parâmetros geométricos da fonte de calor volumétrica mantidos constantes. Basicamente utilizou-se uma malha com elementos de tamanho único (1 mm) e variou-se o tempo entre cada incremento na simulação computacional.

A tabela 9 os tempos entre incrementos, o número de incrementos e a duração total de cada teste. Os valores de temperatura referem-se a um ponto na parte inferior da chapa situado a 4 mm em relação ao centro do cordão de solda (transversal) em um ponto localizado a aproximadamente 80 mm (longitudinal) situação do primeiro termopar utilizado no experimento. Durante o teste incremental os parâmetros geométricos da fonte de calor foram mantidos constantes em $a = 2,71$ mm, $b = 4$ mm, $c_f = 2,71$ mm e $c_r = 8,14$ mm.

Tabela 9 – Teste de convergência incremental.

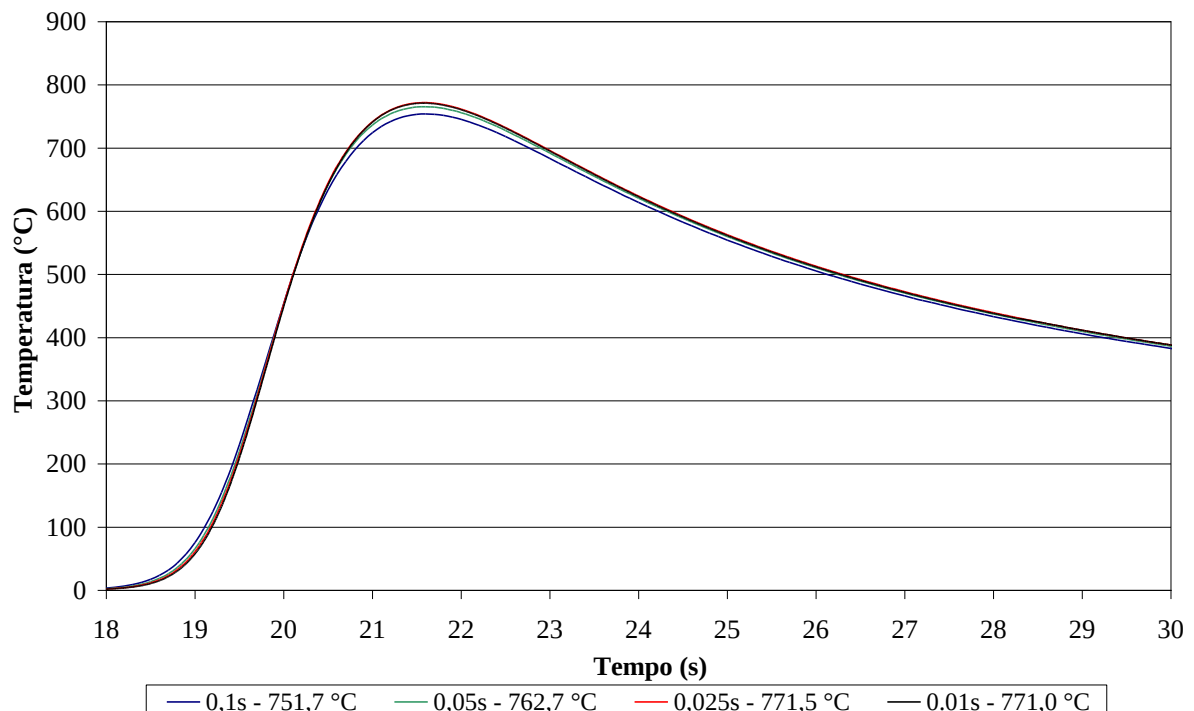
Taxa incremental	0,5 s	0,1 s	0,05 s	0,025 s	0,01 s
Nº de incrementos	120	600	1200	2400	6000
Duração da análise [h]	3	5	9	12	20
Máxima temperatura [°C]	679,0	751,7	762,7	771,5	771,0

Fonte: O autor.

Os resultados do teste de convergência incremental podem ser verificados na figura 18.

Como pode ser observado, a diferença entre as temperaturas dos incrementos 0,025 s e 0,01 s foi de 0,5 °C, este valor é relativamente baixo para um teste de convergência, portanto, optou-se por utilizar nas análises o incremento de 0,025 s, uma vez que o tempo de duração da simulação é consideravelmente menor, com um ganho de 8 horas, e a variação de temperatura é mínima.

Figura 18 – Resultados do teste de convergência incremental.



Fonte: O autor.

6.2 TESTE DE CONVERGÊNCIA DE MALHA

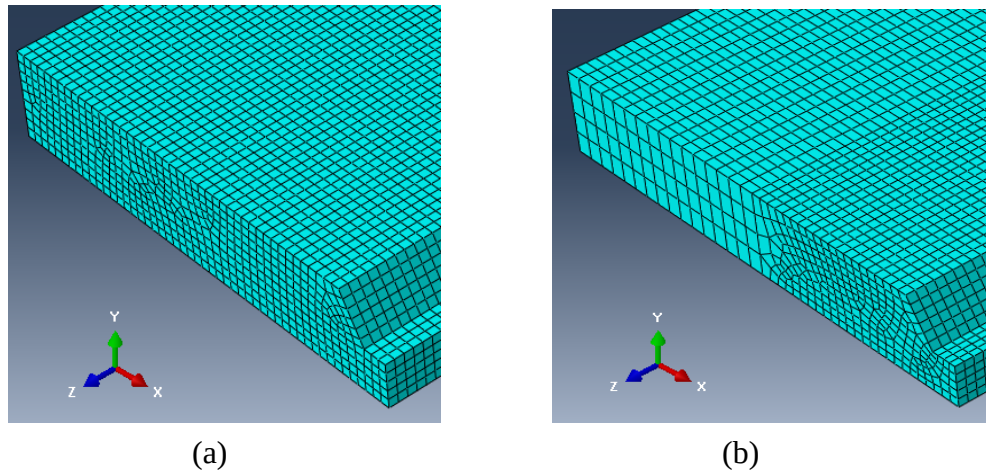
É sabido na simulação computacional que o tamanho da malha, que por sua vez está relacionado ao número total de elementos e nós do modelo, tem grande influência nos tempos computacionais. A partir desses conceitos realizou-se uma otimização no tipo de malha utilizado variando de malha de elementos de tamanho fixo para malha com refinamento nas regiões próximas ao cordão de solda, regiões estas de maior interesse para simulação de problemas envolvendo processos de soldagem.

Como foi citado no item anterior, para os primeiros testes adotou-se uma malha com elementos de tamanho fixo de 1 mm em todo modelo, o mesmo tamanho de elemento adotado por Farias (2015) em simulação numérica de condição semelhante. No intuito de reduzir os tempos computacionais, foi proposta uma divisão no modelo, ou seja, elementos mais grosseiros em uma região e elementos refinados em outra. Para fins de comparação com o modelo sem regiões refinadas, a primeira análise foi realizada com a região refinada da nova malha proposta em 1 mm. A malha de elementos fixos ficou com um total de 99.000 elementos, já a malha apenas com a região da solda refinada apresentou 64.988 elementos,

com uma redução de 34,35% o que diminuiu consideravelmente o tempo total de simulação.

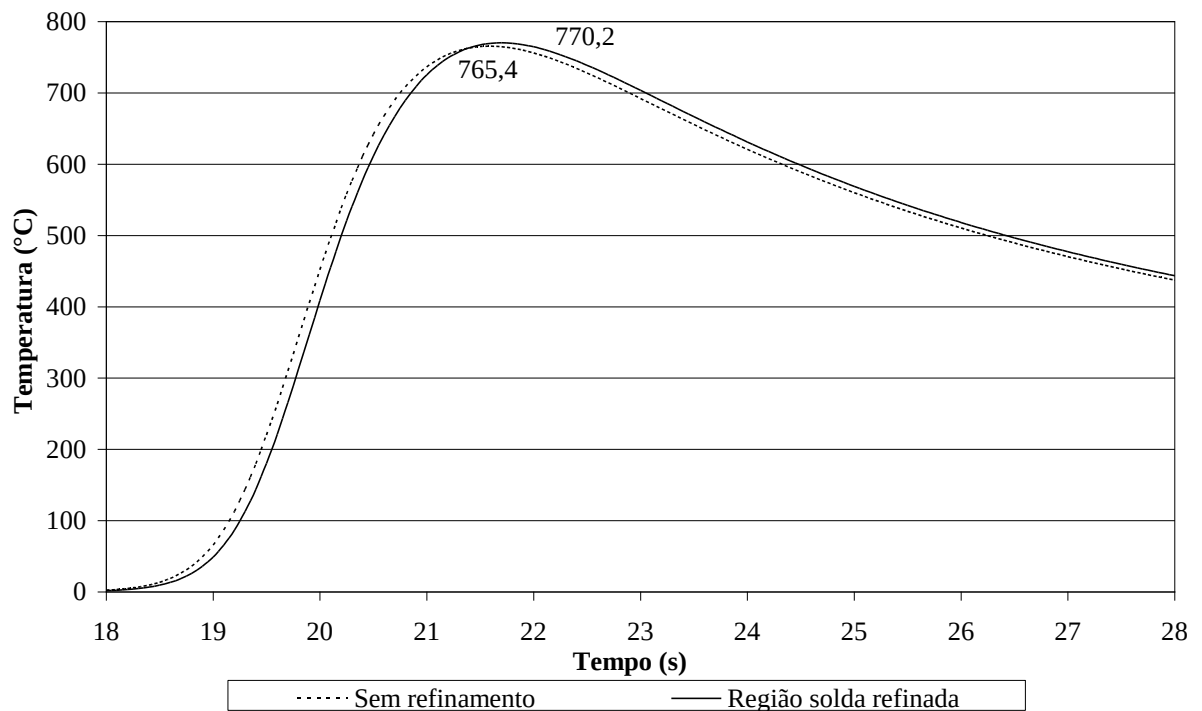
A figura 19 mostra as malhas com e sem regiões refinadas e a figura 20 apresenta o resultado dessa primeira análise também referente a um ponto na parte inferior da chapa situado a 4 mm do centro do cordão na direção x (primeiro termopar do experimento).

Figura 19 – Malha de 1 mm sem refino (a) e malha com região da solda refinada (b).



Fonte: O autor.

Figura 20 – Resultado da otimização da malha.



Fonte: O autor.

O teste apresentou uma diferença de 4,8 °C entre os valores máximos de temperatura obtidos em cada análise, porém, como já citado anteriormente, como uma redução considerável em tempo de processamento. Portanto, optou-se pela utilização da malha com duas regiões, uma considerada mais grosseira (mais afastada do cordão de solda) e outra refinada.

No intuito de verificar a influência do tamanho dos elementos da malha nos resultados obtidos, realizou-se um teste de convergência de malha. Para isso foram avaliadas quatro malhas até se atingir a convergência esperada. Como mencionado, o tamanho inicial dos elementos da região refinada (1 mm) foi baseado nos resultados obtidos por Farias (2015) em simulação de condição semelhante de soldagem, porém, como não se tinha a certeza se esse valor também seria suficiente para simulação da fonte de calor volumétrica, optou-se por realizar o teste de convergência.

A tabela 10 apresenta o tamanho dos elementos da região refinada e número total de elementos. Para este teste de convergência de malha os valores das características geométricas da fonte de calor volumétrica foram mantidos constantes e os mesmos adotados na análise de convergência incremental (tabela 9), assim como a taxa de incremento. Os elementos da região mais grosseira das malhas foram mantidos em aproximadamente 2 mm.

Apesar de extremamente importantes, os tempos totais das análises de convergência de malha não foram levados em consideração, uma vez que, essas análises foram rodadas em um computador de configurações inferiores às do computador descrito no item 5.7, e por este fato, as simulações duraram mais de 24 horas cada.

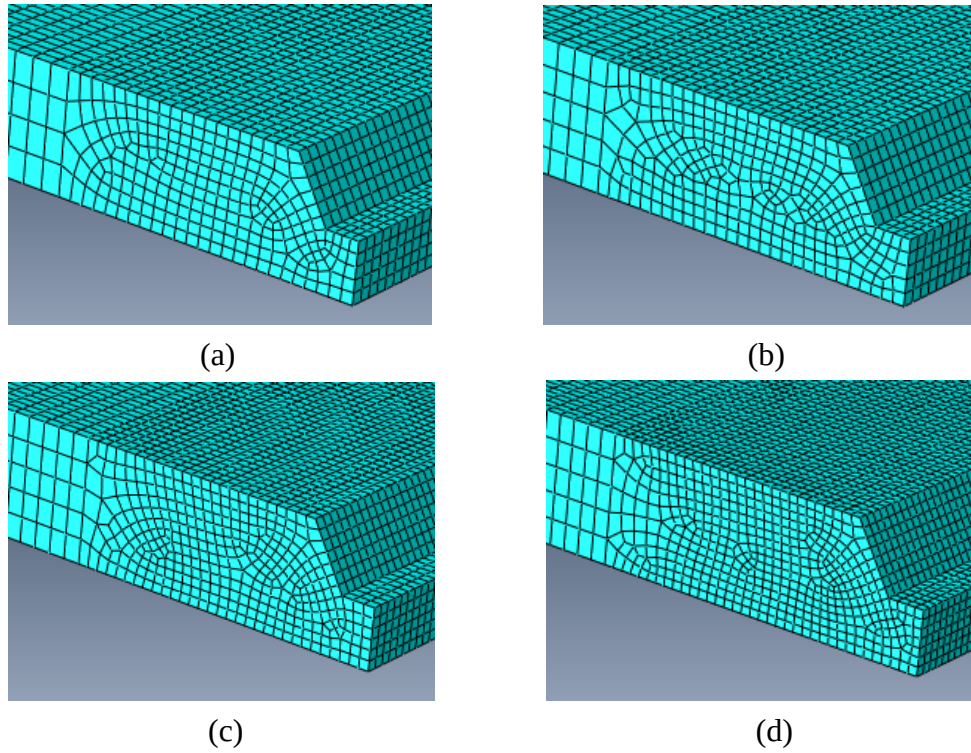
Tabela 10 – Parâmetros do teste de convergência de malha.

Tamanho dos elementos (região refinada)	1 mm	0,9 mm	0,8 mm	0,7 mm
Nº total de elementos	64.988	85.186	111.750	170.820

Fonte: O autor.

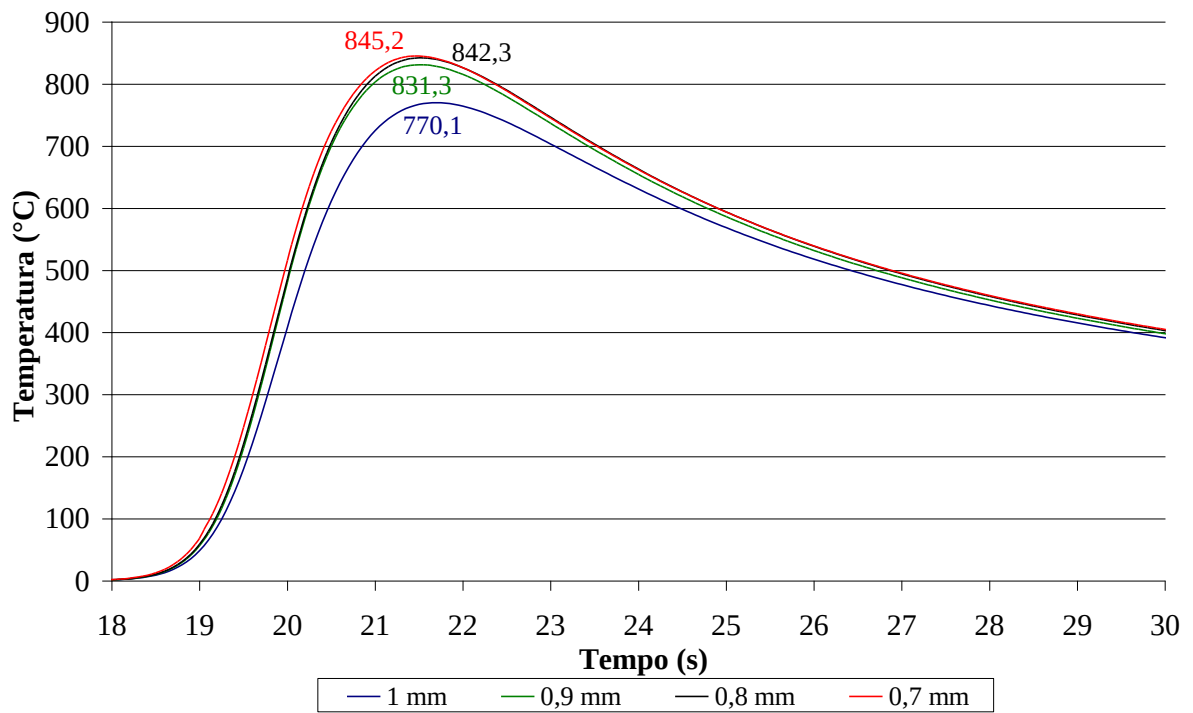
A figura 21 apresenta as quatro malhas propostas para o teste de convergência de malha. A figura 22 apresenta os resultados do teste de convergência de malha.

Figura 21 – Malhas do teste de convergência. (a) 1 mm, (b) 0,9 mm, (c) 0,8 mm e (d) 0,7 mm.



Fonte: O autor.

Figura 22 – Resultado do teste de convergência de malha.



Fonte: O autor.

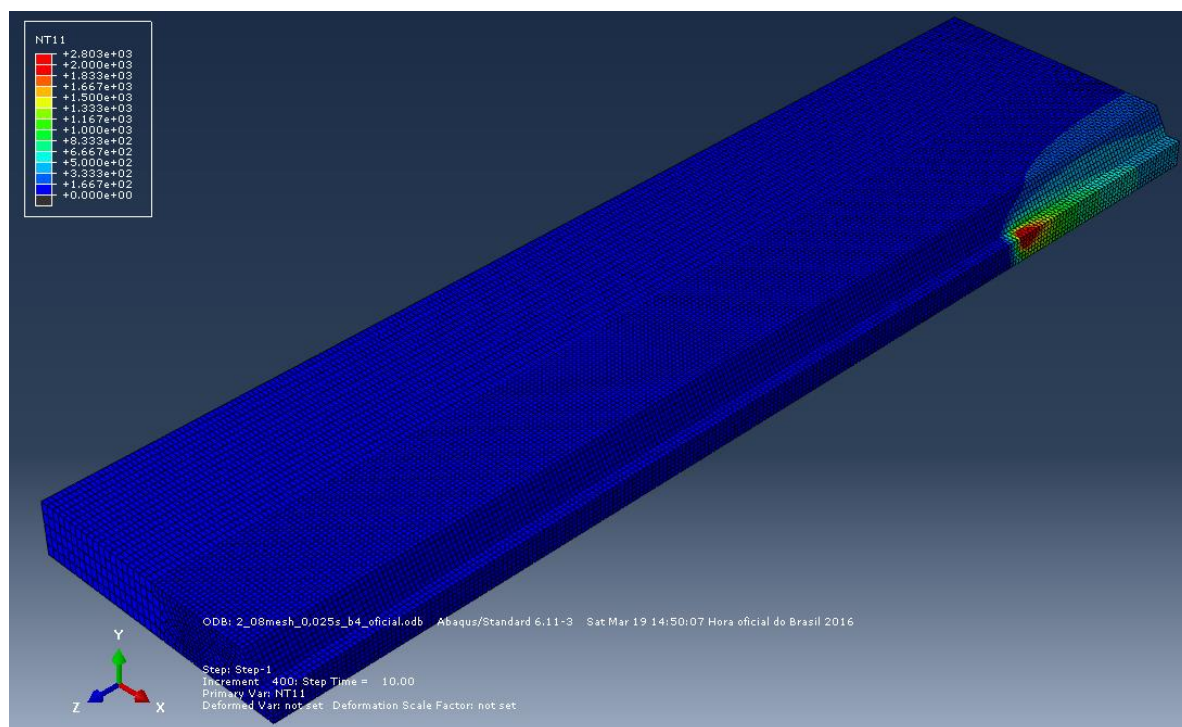
Após o teste de convergência de malha, foi possível notar que o valor de 1 mm para o tamanho dos elementos da região refinada não atende os requisitos de convergência para simulação da fonte de calor volumétrica.

A diferença nas máximas temperaturas obtidas para as malhas de 0,8 mm e 0,7 mm foi de apenas 2,9 °C, tendo em vista que o número de elementos da malha de 0,7 mm supera o número da malha de 0,8 mm em aproximadamente 34,5%, e isso significa um acréscimo de tempo de processamento considerável, respeitando-se as capacidades computacionais disponíveis, optou-se pela utilização da malha com elementos de 0,8 mm na região refinada.

6.3 RESULTADOS TÉRMICOS PARA FONTE DE CALOR VOLUMÉTRICA

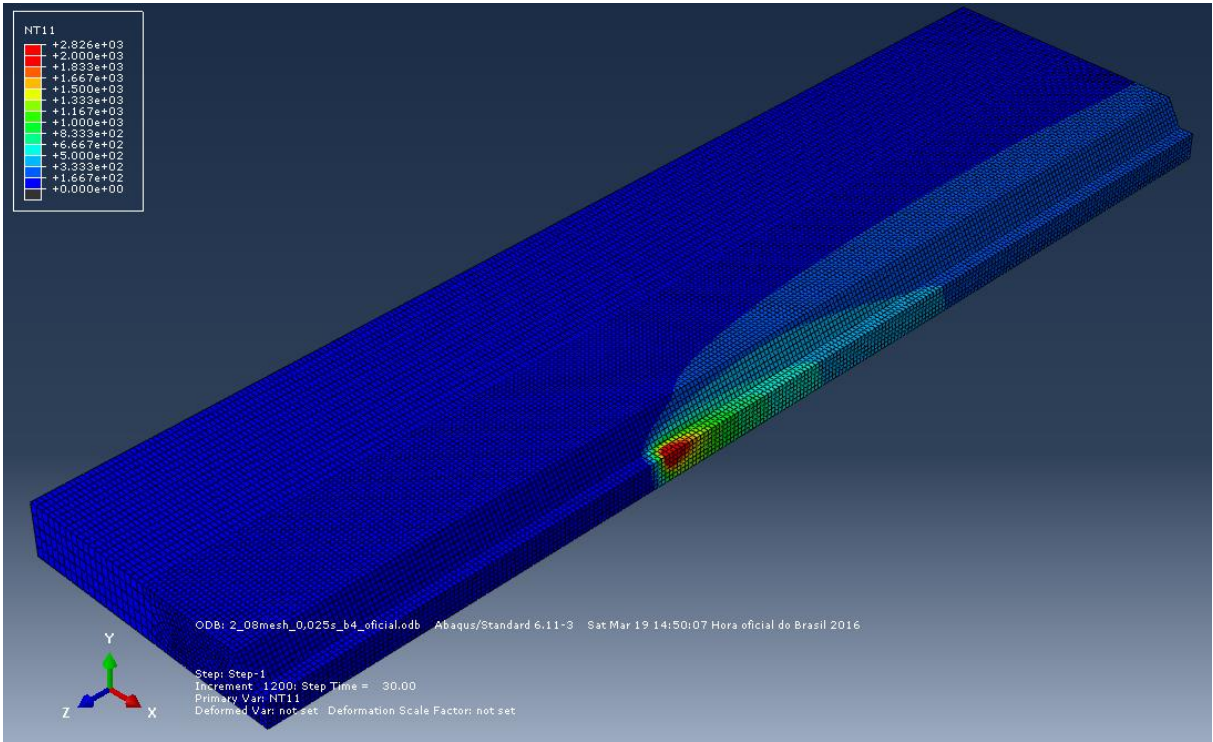
As figuras 23, 24 e 25 apresentam a distribuição de temperaturas durante a movimentação da fonte de calor volumétrica, duplo elipsoide de Goldak, sobre a chapa em instantes de tempo de 10, 30 e 47,5 segundos, respectivamente. É possível notar também a heterogeneidade da distribuição de temperaturas, onde variados gradientes de temperatura são obtidos em diferentes regiões da chapa soldada.

Figura 23 – Distribuição de temperatura após um intervalo de 10 segundos.



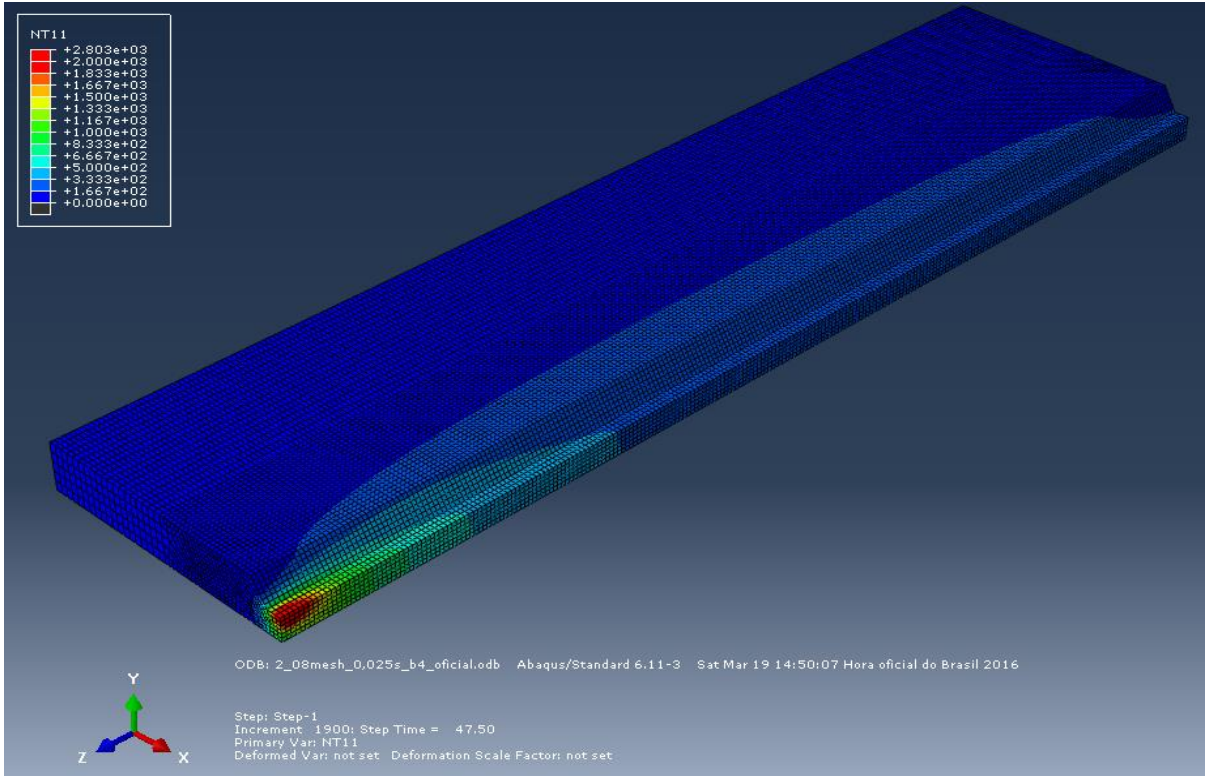
Fonte: O autor.

Figura 24 – Distribuição de temperaturas após 30 segundos.



Fonte: O autor.

Figura 25 – Distribuição de temperaturas após 47,5 segundos.



Fonte: O autor.

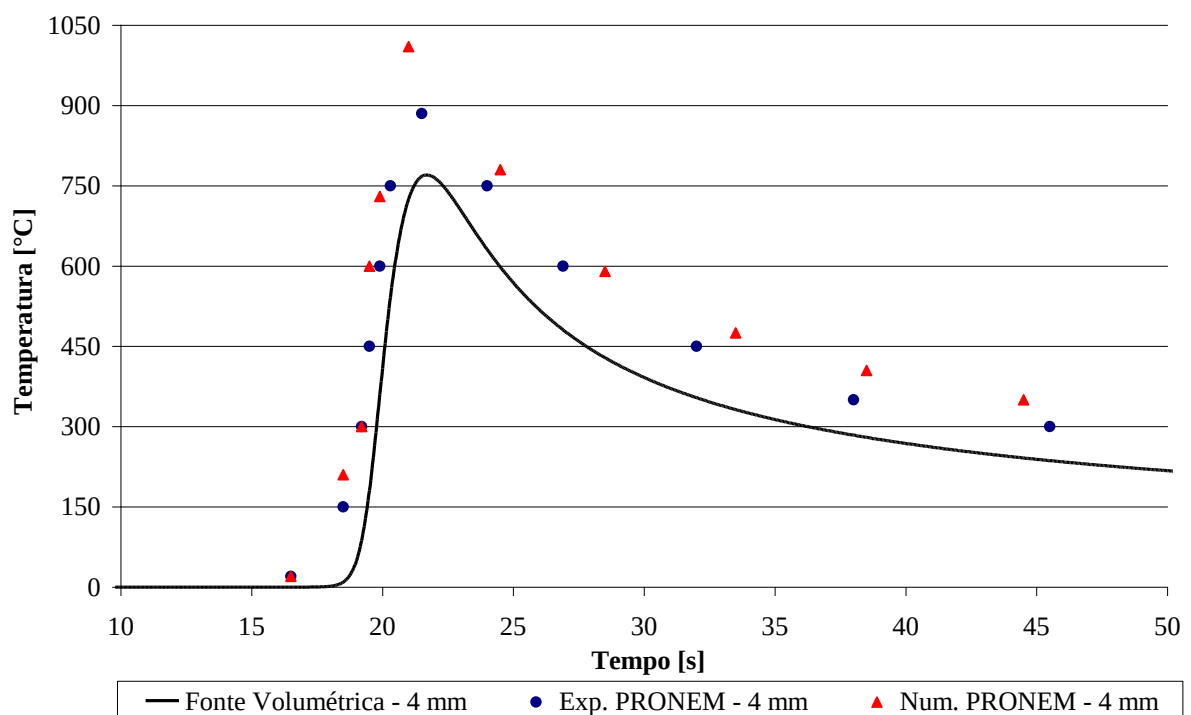
6.3.1 COMPARATIVO DE RESULTADOS COM PROJETO PRONEM

Os resultados apresentados no decorrer deste item foram obtidos com os mesmos parâmetros geométricos da fonte de calor volumétrica utilizados nos testes de convergência, ou seja, $a = 2,71$ mm, $b = 4,0$ mm, $c_f = 2,71$ mm e $c_r = 8,41$ mm, $f_f = 0,6$ mm e $f_r = 1,4$ mm e com condições de soldagem análogas as apresentadas na tabela 8. Esses parâmetros da fonte de calor foram obtidos com base na geometria do cordão de solda e em valores apresentados por Goldak e Aklaghi (2005).

Como só foram disponibilizados no relatório do projeto PRONEM/FAPERGS os resultados referentes aos termopares a 4, 8 e 12 mm do centro do cordão de solda, o estudo comparativo se limitou a esses três pontos de avaliação.

A figura 26 apresenta o comparativo dos resultados obtidos para fonte de calor volumétrica juntamente com os resultados experimentais e numéricos (fonte de calor gaussiana de área) do projeto PRONEM para o primeiro termopar (posicionado a 4 mm do centro do cordão de soldagem).

Figura 26 – Comparativo entre resultados de temperatura para o termopar situado a 4 mm do centro do cordão de solda.

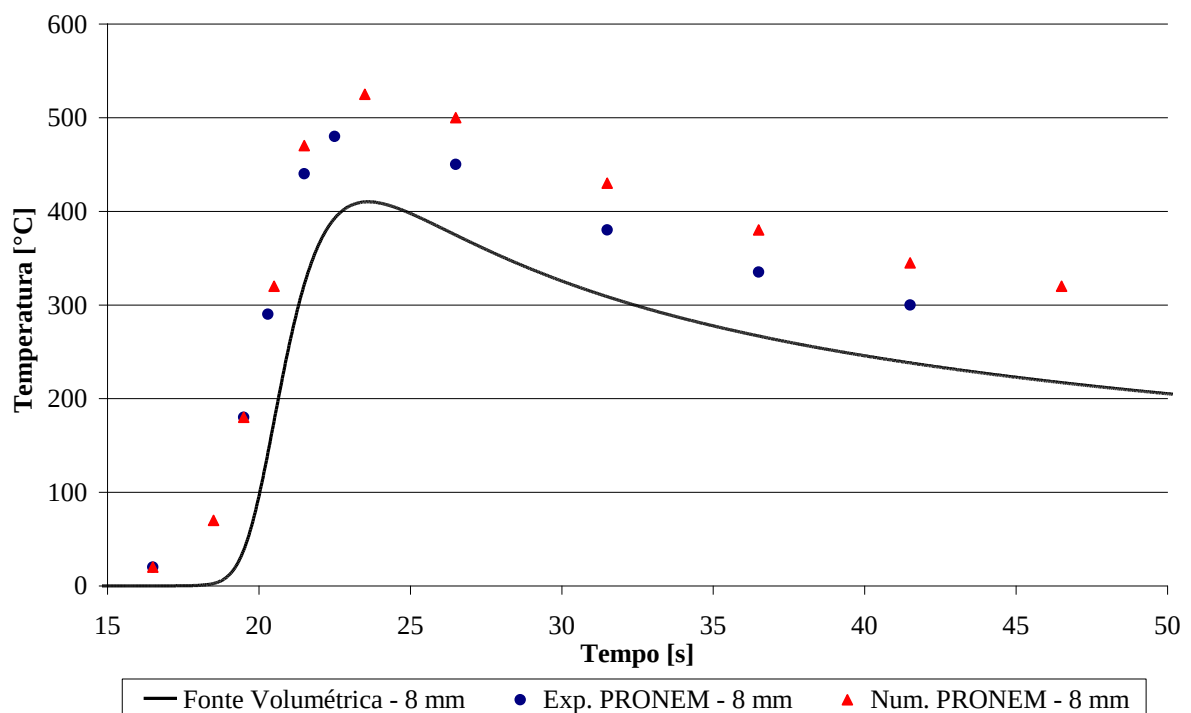


Fonte: O autor.

As principais discussões dos resultados são feitas baseadas nos resultados dos picos de temperatura obtidos e no comportamento da fonte de calor referentes ao passe de raiz (1º passe de soldagem). O primeiro ponto de avaliação, a 4 mm do centro do cordão de soldagem, é considerado o ponto mais crítico para avaliação, principalmente devido a sua proximidade com o centro do cordão de solda, onde tem-se os maiores valores de gradientes térmicos. No gráfico da figura 26 é possível observar que a fonte de calor volumétrica se comporta bem na simulação numérica dos fenômenos envolvidos na soldagem.

A figura 27, apresenta os resultados de temperatura obtidos para o termopar posicionado a uma distância de 8 mm do centro do cordão de solda.

Figura 27 – Comparativo entre resultados para o termopar situado a 8 mm do centro do cordão de solda.



Fonte: O autor.

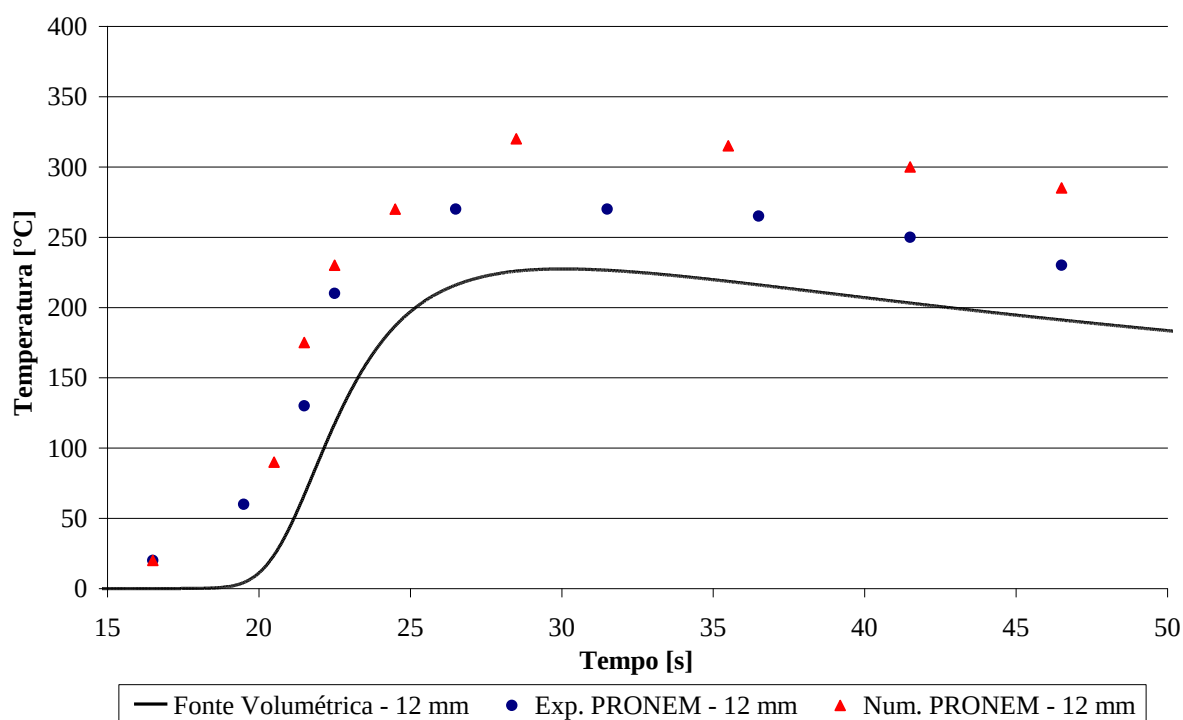
No gráfico acima é possível notar que os resultados da fonte de calor de Goldak ficaram um pouco abaixo dos valores experimentais e numéricos, porém, ainda dentro dos limites de tolerância aceitáveis para processos de simulação envolvendo soldagem.

Nota-se também uma melhor convergência entre os resultados experimentais e da fonte gaussiana de área utilizada nas simulações do projeto PRONEM. A pesar de percorrer apenas

superficialmente o cordão de soldagem, a fonte gaussiana de área comportasse relativamente bem para simulação dos processos de soldagem em pequenas espessuras de material.

A figura 28 mostra o comparativo de resultados para o ponto situado a 12 mm do cordão de solda.

Figura 28 – Comparativo entre resultados de temperatura para o termopar situado a 12 mm do centro do cordão de solda.



Fonte: O autor.

As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico no comparativo da fonte de calor volumétrica com os resultados experimentais para as 3 posições dos termopares (4, 8 e 12 mm) são, respectivamente 12,9 %, 14,6 % e 15,92 %.

Como já mencionado anteriormente, até então os valores dos parâmetros geométricos da fonte de calor volumétrica foram mantidos constantes. A fim de obter-se uma melhor aproximação global dos resultados obtidos, realizou-se um estudo variando o parâmetro geométrico b , referente à profundidade da fonte volumétrica. Para todos os testes anteriores o valor de b foi mantido constante em 4 mm, porém, uma alternativa interessante na aplicação da fonte de calor volumétrica é a possibilidade de variar os parâmetros geométricos a fim de obter melhores resultados.

A tabela 11 mostra os picos de temperatura obtidos para cada um dos resultados em questão.

Tabela 11 – Picos de temperatura obtidos a partir dos resultados experimentais e numéricos.

Ponto de medição	Temperatura máxima (experimentalmente) PRONEM	Temperatura máxima (fonte gaussiana) PRONEM	Temperatura máxima (fonte volumétrica) CASO EXEMPLO
Posição 1 (4 mm)	885 °C	1010 °C	770,2 °C
Posição 2 (8 mm)	480 °C	525 °C	410,0 °C
Posição 3 (12 mm)	270 °C	320 °C	227,0 °C

Fonte: O autor e PRONEM.

6.3.2 AJUSTE DA FONTE DE CALOR VOLUMÉTRICA

Na busca de valores de temperaturas mais próximos aos reais obtidos experimentalmente no projeto PRONEM, foi realizado um estudo a partir da variação do parâmetro geométrico b referente à profundidade da fonte de calor volumétrica.

Para tal estudo foram mantidas todas as condições já mencionadas anteriormente, porém, agora, o b que até então valia 4 mm em uma primeira análise, foi aumentado primeiramente para 4,3 mm, depois para 4,5 mm e por fim para 4,7 mm, gerando três novas análises. A tabela 12 apresenta todas as condições utilizadas para o ajuste da fonte de calor.

Tabela 12 – Parâmetros para ajuste da fonte de calor volumétrica.

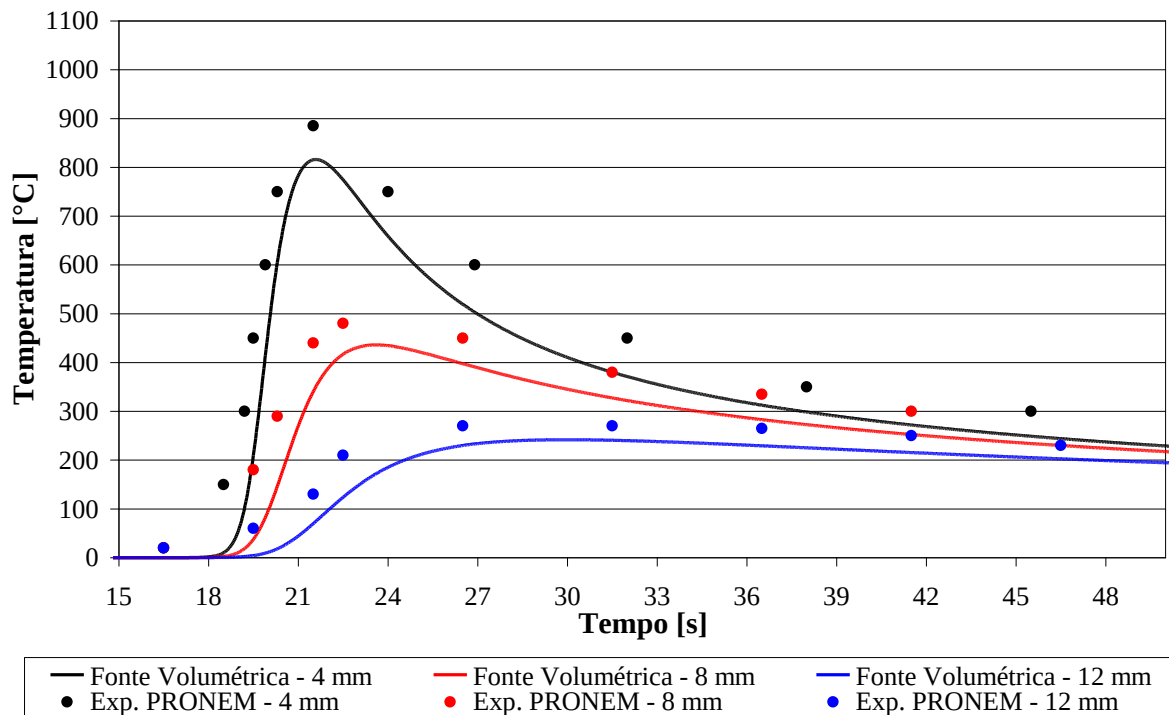
Parâmetro	Valor
a	2,71 mm
b_1 (análise 1)	4,3 mm
b_2 (análise 2)	4,5 mm
b_3 (análise 3)	4,7 mm
c_f	2,71 mm
c_r	8,14 mm
f_f	0,6
f_r	1,4
Incremento	0,025 s
Malha na região refinada	0,8 mm

Fonte: O autor.

Nessa parte do estudo o foco foi o comparativo entre os resultados da fonte de calor volumétrica e os valores obtidos experimentalmente nos resultados do projeto PRONEM, uma vez que, os valores numéricos da fonte de calor gaussiana utilizada nas simulações do PRONEM apresentaram-se sempre superiores aos valores experimentais.

A figura 29 mostra os resultados obtidos com o ajuste da fonte de calor volumétrica utilizando-se $b_1 = 4,3$ mm em comparação com os resultados experimentais do PRONEM.

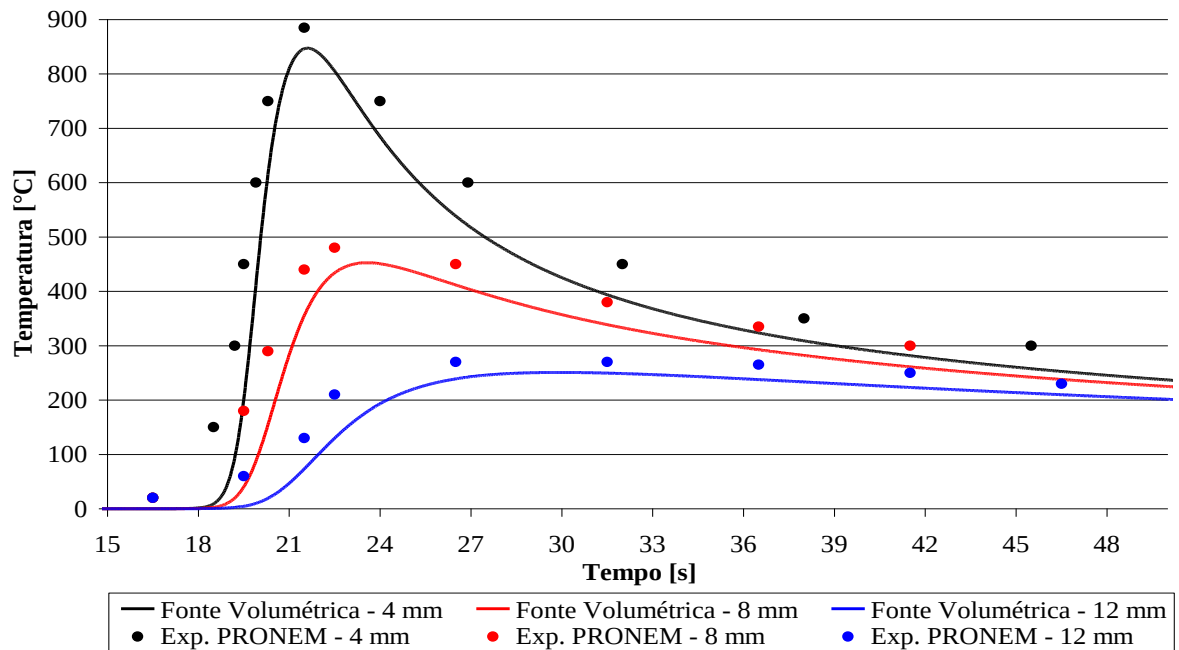
Figura 29 – Resultados comparativos para um $b_1 = 4,3$ mm.



Fonte: O autor.

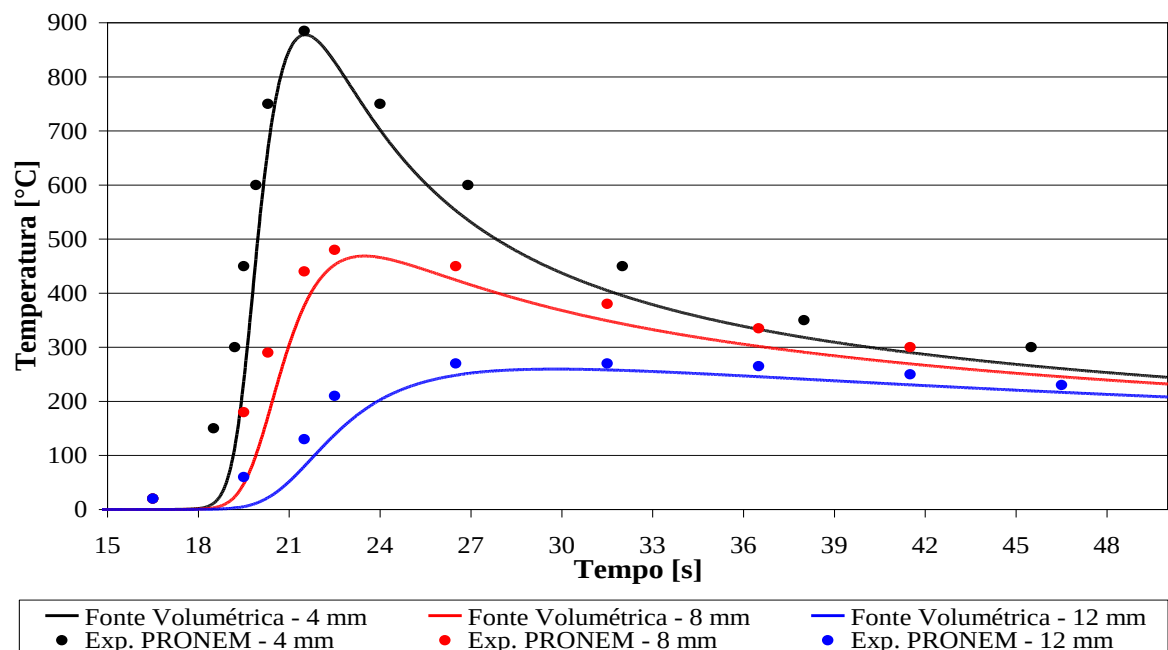
A figura 30 apresenta os resultados da fonte de calor volumétrica em comparação com os resultados experimentais obtidos pelo projeto PRONEM para um $b_2 = 4,5$ mm e a figura 31 para um $b_3 = 4,7$ mm.

Figura 30 – Resultados comparativo para um $b_2 = 4,5$ mm



Fonte: O autor.

Figura 31 – Resultados comparativo para um $b_3 = 4,7$ mm.



Fonte: O autor.

Como é possível notar nos gráficos das figuras 29, 30 e 31 o ajuste da fonte de calor volumétrica proporcionou uma maior proximidade aos valores obtidos experimentalmente nos

testes do projeto PRONEM.

Quando b assumiu os valores de 4,3 mm e 4,5 mm, a melhora em relação a 4,0 mm foi significativa, porém, foi possível notar que havia a possibilidade de aumentar ainda mais esse parâmetro. Quando o parâmetro geométrico b assumiu o valor de 4,7 mm obtiveram-se os resultados que mais se aproximaram dos resultados experimentais. Como os resultados obtidos nessa condição aproximaram-se bastante dos reais, esse valor de b foi considerado como melhor parâmetro obtido no estudo para fonte de calor volumétrica.

Após a análise com o $b = 4,7$ mm, as diferenças percentuais dos valores de pico de temperatura caíram para 1,01% para o ponto situado a 4 mm do cordão de solda, 2,50% para o ponto a 8 mm e 4,15% para o ponto a 12mm. Os valores globais obtidos após os ajustes dos parâmetros geométricos estão tabelados na tabela 13. Nessa tabela foram incluídos os resultados numéricos e experimentais obtidos no projeto PRONEM e os primeiros resultados com $b = 4,0$ mm.

Tabela 13 – Picos de temperatura obtidos a partir dos resultados experimentais e numéricos (PRONEM) e pelo ajuste da fonte de calor volumétrica.

Posição	T máx. Exp. PRONEM	T. máx. Num. PRONEM	T. máx. FONTE VOL. $b = 4,0$ mm	T. máx. FONTE VOL. $b = 4,3$ mm	T. máx. FONTE VOL. $b = 4,5$ mm	T. máx. FONTE VOL. $b = 4,7$ mm
1 (4 mm)	885 °C	1010 °C	770,2 °C	816,0 °C	847,3 °C	876,0 °C
2 (8 mm)	480 °C	525 °C	410,0 °C	435,8 °C	452,4 °C	468,4 °C
3 (12 mm)	270 °C	320 °C	227,0 °C	241,6 °C	250,0 °C	258,8 °C

Fonte: O autor e PRONEM.

7 CONCLUSÕES

Após o estudo de caso foi possível concluir que a fonte de calor volumétrica duplo elipsoide de Goldak é sem dúvida uma das melhores opções para se simular problemas envolvendo soldagem. O *software* utilizado nas simulações, ABAQUS, se mostrou uma excelente ferramenta para solução de simulações de processos de soldagem, apresentando um ótimo rendimento computacional. Vale frisar também que as simulações só foram possibilitadas pela configuração do computador utilizado para processamento das informações.

Em relação ao comparativo entre a fonte de calor volumétrica e a fonte de calor gaussiana de área pode-se concluir que as duas se comportaram satisfatoriamente para solução do problema, principalmente devido à espessura do cordão avaliado não ser tão grande, condição na qual a fonte superficial ainda apresenta um bom desempenho.

8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como sugestões para trabalhos futuros pode se citar:

- Realizar o estudo considerando processo multipasse;
- Avaliar as tensões térmicas oriundas do processo de soldagem;
- Utilização de outro código para o estudo em questão como SYSWELD, por exemplo, para realização da análise;
- Realizar um estudo comparativo levando em consideração a poça de fusão.

REFERÊNCIAS

- ABAQUS. **“Abaqus User Subroutines Reference Manual - Version 6.7”**, USA. **“DFLUX” Section 1.1.3, “USDFLD” Section 1.1.40**. Hibbit, Karlsson & Sorenson, Inc. 2007.
- ABAQUS. **“Abaqus Getting Started with Abaqus – Interactive Edition” Versão 6.7**. USA. Section 1-4;8-10. Hibbit, Karlsson & Sorenson, Inc. 2007.
- ABID, M.; QARNI, M. J. **3D thermal finite element analysis of single pass girth welded low carbon steel pipe-flange joints**. Turkish J. Eng. Env. Sci.33 (2009) , 281 – 293.
- ALMEIDA, D. F. F. **Determinação das tensões residuais e deformações resultantes do processo de soldadura TIG através do Método dos Elementos Finitos**. Dissertação de Mestrado. Lisboa: Universidade Nova de Lisboa, 2012.
- ARAUJO, D. B. **Metodologia para uso de simulação física no estudo da ZAC e na obtenção de diagramas CCT para soldagem**. Dissertação de Mestrado. Uberlândia, 2008.
- ARAUJO, D. B. **Estudo de distorções em soldagem com uso de técnicas numéricas e de otimização**. Tese de Doutorado — Universidade Federal de Uberlândia. Uberlândia, 2012.
- ARAUJO, D.; TEIXEIRA, P.; CUNDA, L. **Applicability of the gaussian distribution heat source model to the thermal simulation of welding processes**. In: *22o International Congress of Mechanical Engineering (COBEM)*. Brazil: [s.n.], 2013.
- AWS D1.3. American Welding Society. **Structural Welding Code – Sheet Steel**. Miami, 1998.
- BARBAN, L. M. **Análise numérico-computacional das tensões térmicas induzidas pela soldagem**. Dissertação de Mestrado. São Paulo: USP, 2014.
- BARRIOS, D. B.; CALLE, M. A. G.; ANGELO, E.; GONÇALVES, E.; ANDRADE, A. H. **P. O Processo de Jateamento como Via para Melhorar a Resistência à Fadiga e à Corrosão de Juntas Soldadas: uma Revisão (Parte I: ligas de alumínio e outros materiais). Soldagem & Inspeção**. São Paulo, Vol. 12, No. 1, Jan/Mar 2007
- BERGLUND, D.; LINDGREN L.E.; LUNDBAECK, A. **Three-Dimensional Finite Element Simulation of Laser Welded Stainless Steel Plate**. 7th Int. Conf. On numerical Methods in Industrial Forming Processes, Japan 2001.

DENG, D.; MURAKAWA, H. Prediction of welding distortion and residual stress in a thin plate butt-welded joint. **International Journal of Mechanical Science**, Tokio: 2008.

ESAB. **Catálogo de arames sólidos**. Disponível em: <www.esab.com.br>. Acesso em: abril 2011.

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 de Mestrado. Rio Grande: FURG, 2014.

FERNANDES, L. E.; MOURA, M. L. M.; NASCIMENTO, A. C. S.; ANTONINO, T. S.; SILVA, R. J. F.; OLIVEIRA, C. A. N.; ALECIO, R. A.; FERREIRA, R. A. S.; GUIMARAES, P. B. **Estudo Numérico Baseado no Método dos Elementos Finitos dos Ciclos Térmicos de uma Junta Soldada de Aço Inoxidável AISI 304 pelo Processo TIG**. Revista CIENTEC Vol. 5.1, p. 23-30, 2013.

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

FRIEDMAN, E. **Thermomechanical analysis of the welding process using the finite element method**. J. of Pressure Vessel Technology, Trans. ASME, 97: 206–213. 1975.

FU, G.; SOUZA, M. I. L.; ESTEFEN, S. F. **Transient temperature distribution analysis using Goldak's double ellipsoidal moving heat source**. Subsea Technology Laboratory, COPPE/UFRJ-Ocean Engineering Department, Rio de Janeiro, 2011.

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

GOLDAK, J.A.; CHACRAVARTI, A.; BIBBY, M. J. **A new finite element model for welding heat sources**. AIME, Vol. 15B, No.2, 1984.

GUIMARÃES, P. B.; SIQUEIRA FILHO, A. V.; ANTONINO, T. S.; ROLIM, T. L.; ALÉCIO, R. A.; YADAVA, Y. P.; BARBOSA, J. M. A.; FERREIRA, R. A. S. **Determination of Residual Stresses Numerically Obtained in ASTM AH36 Steel Welded by TIG Process**. Materials Sciences and Applications, 2013, 4, 268-274

GUIMARÃES, P. B. **Determinação numérica do campo de temperaturas obtido de uma junta soldada de aço ASTM AH36**. VI Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, Campina Grande, Paraíba, 2010a.

GUIMARÃES, P. B. **Estudo do campo de temperaturas obtido numericamente para posterior determinação das tensões residuais numa junta soldada de aço ASTM AH36**. Tese de doutorado. Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2010b.

GUIMARÃES, P. B.; PEDROSA, P. M. A.; YADAVA, Y. P.; SIQUEIRA FILHO, A. V.; BARBOSA, J. M. A.; FERREIRA, R. A. S. **Obtaining temperature fields as a function of**

efficiency in tig welding by numerical modeling. Thermal Engineering, Vol. 10. No. 01 - 02. June and December 2011. p. 50-54.

MACHADO, I. G. **Soldagem e Técnicas Conexas: Processos.** Porto Alegre, 1997. p. 313.

INCROPERA, F.P.; DE WITT, D. P. **Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa,** 5ª ed, LTC. Rio de Janeiro, Brasil, 2003. 494 p.

LOCATELLI, F.R. **Modelagem do campo de temperaturas e distorções de uma junta do tipo T soldada pelo processo GMAW.** Dissertação de mestrado. Porto Alegre: UFRGS, 2014.

MARQUES, P.V. **Tecnologia da Soldagem.** Belo Horizonte: ESAB, 1991.

MODENESI, P. J.; SANTOS, B. D.; MARQUES, P. V. **Introdução a Metalurgia da Soldagem.** Belo Horizonte: UFMG, 2004.

MODENESI, P. J. **Soldagem I - Fissuração em inspeção em juntas soldadas.** Belo Horizonte: UFMG, 2001.

MOREIRA, H.S. **Estudo da influência dos parâmetros da soldagem MIG e da morfologia do cordão no comportamento à fadiga de juntas soldadas de um eixo traseiro veicular.** Dissertação de mestrado. São Paulo: PUC-SP, 2008.

MOURA, M. L. M. ET AL. **Obtenção Numérica do Campo de Temperatura, Ciclos Térmicos e Repartição Térmica de uma Junta Soldada de Aço Inoxidável AISI 304.** Congresso Norte Nordeste de Pesquisa e Inovação – Connepi, 2012.

NAESLUND, J. **Welding Simulation using FEM- Joining of Geometries.** M. Sc. Thesis. Volvo Aero Corporation & Lulea Technical University, Sweden, 2000.

NILO, L. P. J. **Otimização de um processo de solda MIG/MAG para aplicação na indústria automobilística através da técnica do projeto e análise de experimentos.** Dissertação de Mestrado. Itajubá: UFI, 2003.

NOBREGA, J. A. ET AL. **Numerical Evaluation of Temperature Field and Residual Stresses in an API 5L X80 Steel Welded Joint Using the Finite Element Method.** Metals 2016, 6, 28; doi:10.3390.

OLSEN, T. M.; RUNNEMALM, H.; BERGLUND, D. **Simulation of welding using MSC.Marc.** Volvo Aero Corporation and Lulea University of Technology, Sweden, 2001.

PAVELIC, V.; TANBANUCHI, R.; UYEHARA, O. A; MYERS, P. S. **Experimental and computed temperature histories in gas tungsten arc welding of thin plates.** Welding Journal Research Supplement, 1969.

PIEKARSKA W.; KUBIAK, M.; SATERNUS, Z. **Application of Abaqus to analysis of the temperature field in elements heated by moving heat sources.** Institute of Mechanics and Machine Design, Czestochowa University of Technology, ul. Dabrowskiego 73, 42-200 Czestochowa, Polska, 2010.

PIEKARSKA W.; KUBIAK, M.; SATERNUS, Z.; REK, K. **Computer modelling of thermomechanical phenomena in pipes welded using a laser beam.** Archives of metallurgy and materials. Volume 58 2013 Issue 4 DOI: 10.2478/amm-2013-0156.

PRICE, J.W.H.; PARADOWSKA, A. Z.; JOSHI, S.; FINLAYSON, T.; SEMETAY, C; NIED, H. **Comparison of experimental and theoretical residual stresses in welds: The issue of gauge volume.** International Journal of Mechanical Science, Monash, 2008.

PRONEM, E. **RELATÓRIO TÉCNICO-CIENTÍFICO: Distorções em processos de soldagem de alta produtividade voltados a indústria naval e off-shore: simulação, medição física e influência na resistência a corrosão.** [S.l.], 2014.

REISGEN, J. ET AL. **Laser Submerged Arc Welding (LUPuS) – a new method for longitudinal welded Pipes.** RWTH Aachen University, Welding and Joining Institute, Germany. Düsseldorf, 2015.

ROBERTSSON, A.; SVEDMAN, J. **Welding Simulation of a Gear Wheel Using FEM. Master's thesis in applied mechanics.** Department of Applied Mechanics, Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden 2013.

RODEIRO, P. F. **Análise de distribuição de temperaturas e tensões residuais em solda do tipo ring-weld.** Dissertação de Mestrado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2002.

ROSENTHAL, D. Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting. *Welding Journal*, 1941.

SHEIDMANDEL, N. A. **A influência dos parâmetros de soldagem GMAW em juntas de aço ARBL S 700 MC.** Dissertação de Mestrado. Passo Fundo: UPF, 2013.

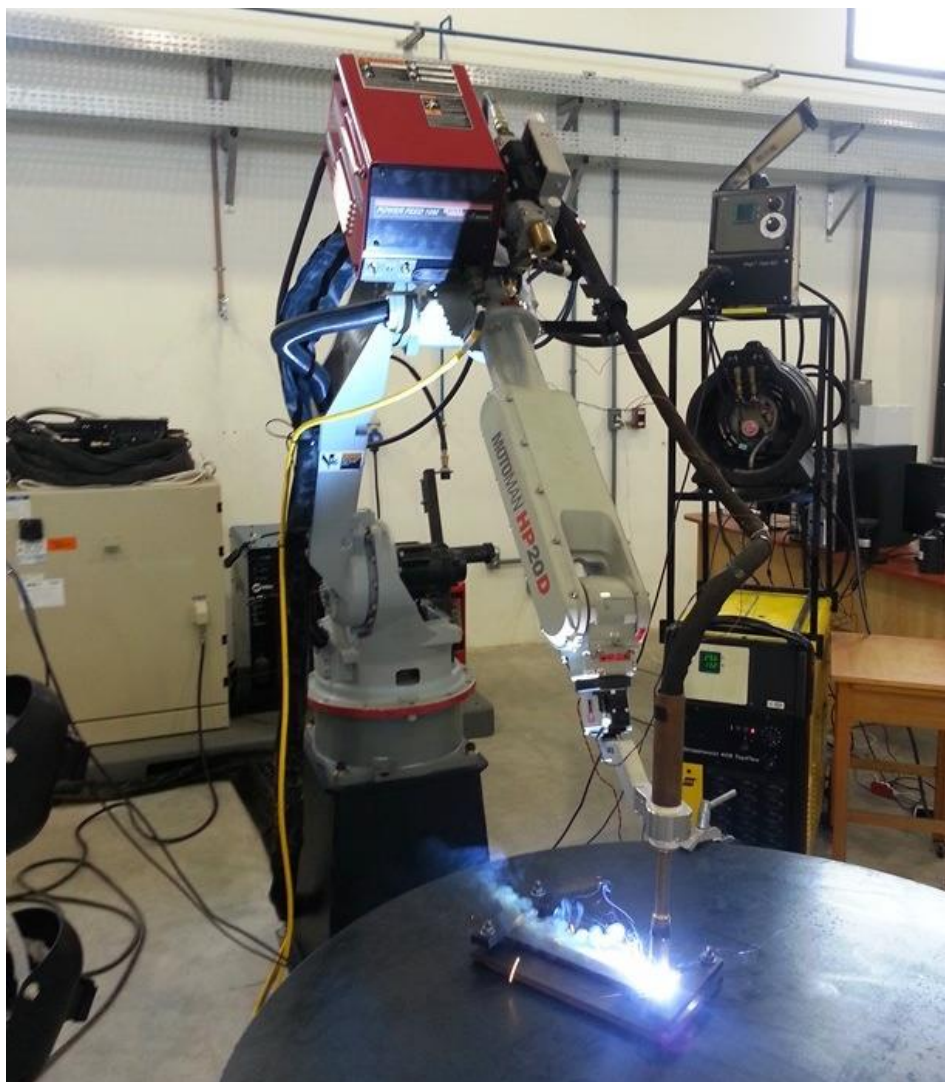
SHANMUGAM N.S. ET AL. **A transient finite element simulation of the temperature and bead profiles of T-joint laser welds.** J Mater Design (2010), doi:10.1016/j.matdes.2010.03.057.

VASCONCELOS, R. C.; MACIEL, T. M.; GURGEL, J. M. A. M. **Estudo teórico e experimental da condução de calor no processo de soldagem ao arco submerso.** Revista Eletrônica de Materiais e Processos, v.4.1 (2009)01-13 ISSN 1809-8797.

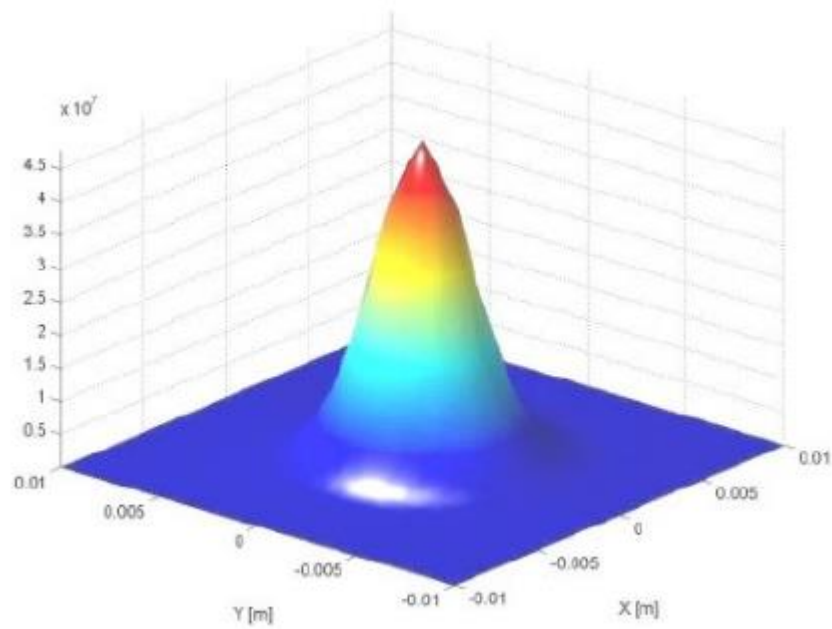
WENZ, A. V. **Simulação de soldagem por arco e resistência elétrica usando o método dos elementos finitos.** Dissertação de Mestrado. Porto Alegre: UFRGS, 2008.

ANEXOS

Anexo 1 – Robô utilizado para condução da tocha de soldagem (MOTO MAN HP20D).



Anexo 2 – Formato da distribuição gaussiana utilizada nas simulações do projeto PRONEM/FAPERGS.



Anexo 3 – Folha de dados arame eletrodo AWS ER 308L.



Data sheet updated 2012-08-17 14:51:14 (supersedes all previous editions)

Sandvik 19.9.L
(Welding wire)

Sandvik 19.9.L is used for TIG, plasma arc welding and submerged arc welding. It is suitable for joining stainless steels of the 18Cr/8Ni/ELC₂ and 18Cr/8Ni/Nb types for service temperatures up to 350°C (660°F). Sandvik 19.9.L is approved by TÜV-Rheinland for use at cryogenic temperatures down to 4°K (-269°C).

STANDARDS

- AWS ER308L
- EN number 19.9.L

Product standards

- EN ISO 14343
- ASME/AWS SFAS.9

FILLER METAL

CHEMICAL COMPOSITION (A1M), WT%

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Co	Cu	N
<0.025	0.4	1.8	<0.025	<0.015	20	10	<0.5	<0.20	<0.2	<0.06

Anexo 4 – Sistema de aquisição de dados utilizado para obtenção dos valores dos termopares.

