Rodrigo Martins Farias

Simulação Numérica do Processo de Soldagem MIG/MAG Multipasse de Topo em Chapas de Aço Inoxidável 304L Utilizando a Técnica *Element Birth and Death*

Rio Grande

Março 2015

Rodrigo Martins Farias

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 para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica, apresentada na Universidade Federal do Rio Grande - FURG, na área de Engenharia de Soldagem.

Universidade Federal do Rio Grande - FURG

Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

Orientador: Dr. Paulo Roberto de Freitas Teixeira

Rio Grande

Março 2015

Rodrigo Martins Farias Simulação Numérica do Processo de Soldagem MIG/MAG Multipasse de Topo em Chapas de Aço Inoxidável 304L Utilizando a Técnica *Element Birth and Death*/ Rodrigo Martins Farias. – Rio Grande, Março 2015- 110 p. : il. (algumas color.) ; 30 cm.
Orientador: Dr. Paulo Roberto de Freitas Teixeira
Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal do Rio Grande - FURG
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Março 2015.
1. Simulação Numérica. 2. Soldagem. I. Orientador. II. Universidade Federal do Rio Grande. III. Escola de Engenharia. IV. Título
CDU 02:141:005.7

Rodrigo Martins Farias

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 apresentada à Universidade Federal do Rio Grande – FURG, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.
Área de concentração: Engenharia de Fabricação

Data: 30/03/2015

Resultado: APROVADA

Banca Examinadora:

Orientador: Professor Paulo Roberto de Freitas Teixeira, Dr. (PPMec/FURG)

Professor Louriel Oliveira Vilarinho Dr. (Pós Graduação em Eng. Mecânica-UFU)

Professor Ruham Pablo Reis, Dr. (Pós Graduação em Eng. Mecânica-UFU)

Professor Douglas Bezerra de Araújo, Dr. (PPMec/FURG)

Professor Dr. Luciano Volcanoglo Biehl (Coordenador do PPMec/FURG)

Este trabalho é dedicado à ciência, que tem a humildade de admitir que não sabe todas as respostas, mas que tem a coragem de fazer todas as perguntas.

Agradecimentos

É injusto ter apenas uma folha para os agradecimentos, ainda mais sabendo que muitas pessoas acabam nos ajudando sem que a gente perceba.

Agradeço minha esposa, por compreender esta mudança de rumo profissional e estar sempre ao meu lado durante o curso deste trabalho, nos momentos bons e ruins. Agradeço também minha mãe, por me ensinar que educação é uma das coisas mais importantes que existem.

Agradeço ao meu orientador, por ser diferente da maioria dos ditos "chefes"que encontramos nas nossas carreiras, e que realmente soube orientar este trabalho, sabendo elogiar quando preciso e criticar quando era preciso também, sabendo até onde eu conseguia me virar sozinho e a partir de onde ele deveria contribuir com a sua experiência na área da pesquisa científica.

Agradeço a FURG e a todos órgãos governamentais de fomento, que financiam nossas pesquisas e pesquisadores para propiciar uma educação gratuita e de qualidade a todos que tiverem disposição para a ciência.

Agradeço a todos os colegas, alunos, técnicos e professores que de alguma maneira contribuiram para meu crescimento profissional e pessoal.

"Nós queremos buscar a verdade, não importa para onde ela nos leve.
Mas para encontrar a verdade, precisamos tanto de imaginação quanto de ceticismo.
Não teremos medo de especular, mas teremos cuidado para distinguir a especulação do fato.
O cosmos está repleto de verdades elegantes; de requintadas inter-relações;
da incrível engenhosidade da natureza." Carl Sagan.

Resumo

Os processos de soldagem envolvem fenômenos físicos e químicos muito complexos e, por isso, difíceis de serem modelados matematicamente. Embora os efeitos térmicos, mecânicos e metalúrgicos acoplados sejam importantes, na maioria dos casos são encontrados bons resultados considerando modelos numéricos baseados nas equações da transferência de calor e nas que governam o comportamento estrutural do material. De modo geral, o campo térmico é independente do estrutural, permitindo que as soluções sejam realizadas em sequência, sem necessidade de acoplamento. As análises mais adequadas dos processos de soldagem com deposição de material utilizam a técnica denominada de *element birth and death*, a qual considera a ativação dos elementos pertencentes ao cordão de solda em uma malha de elementos finitos a medida que a fonte de calor se movimenta. Neste trabalho, são apresentadas análises numéricas de soldagem de topo multipasse, com chanfro em V, de chapas de aço inoxidável AISI 304L através do processo MIG/MAG convencional. As chapas possuem 9.6 mm de espessura, 200 mm de comprimento e 50 mm de largura. As simulações numéricas foram realizadas no software ANSYS© *Multiphysics*, considerando as transferências de calor na superfície da poça de fusão, e propriedades do material como dependentes da temperatura, tanto na simulação térmica quanto na mecânica. A fonte de calor móvel é do tipo Gaussiana de área. Os formatos da zona de fusão, ciclos térmicos e distorções finais da peça obtidos dos experimentos desenvolvidos no Laboratório de Pesquisa em Engenharia da Soldagem (LAPES – FURG) são comparados com os resultados das simulações numéricas. Um dos inconvenientes da simulação da soldagem multipasse é o fato de que os elementos pertencentes aos passes intermediários têm suas fronteiras vizinhas aos elementos dos outros passes, sendo impedidos, dessa forma, de contemplar os efeitos de transferência de calor para o ambiente. Assim, comparou-se os resultados de dois algoritmos: o primeiro que adota o método clássico, onde ocorre o impedimento destas transferências para o ambiente nos passes intermediários, e outro que considera estes efeitos na superfície do cordão de cada passe. Observou-se diferenças nos resultados pelo uso dos dois algoritmos, concluindo-se que estes efeitos térmicos são importantes na região de deposição de material. Na etapa mecânica foram simulados os campos de distorções e tensões residuais, sendo as distorções comparadas com os experimentos e as tensões comparadas com os comportamentos típicos esperados para chapas soldadas. Obteve-se razoável aproximação para o campo de distorções e foram encontrados comportamentos trativos e compressivos para as tensões residuais nos locais esperados. Ao final são sugeridos diversos tópicos que merecem destaque para pesquisas futuras sobre as simulações dos processos de soldagem com arco elétrico.

Palavras-chaves: simulação numérica. processo de soldagem multipasse. element birth and death.

Abstract

Welding processes on plates involve complex physical and chemical phenomena which make mathematical modelling difficult. Although coupled thermal-mechanical-metallurgical effects are important, in most cases good results can be found when numerical models based on heat transfer equation and governing equations of the structural behaviour are used. In general, the thermal field is independent of the structural one, allowing the solutions to be carried out in sequence, without the need for coupling. The most appropriate analyses of the welding processes with material deposition have used the element birth and death technique, which considers the activation of elements that belong to the weld bead in a mesh of finite elements, as the heat source moves. In this work, welding numerical analysis of multi-pass butt welds with V chamfer, of AISI 304L stainless steel, using the conventional MIG/MAG process are presented. The plates are 9.6 mm thick, 200 mm long and 50 mm wide. The numerical simulations were performed in ANSYS© Multiphysics software, considering the heat transfers on the surface of the weld pool and material properties as temperature-dependent, for both mechanical and thermal simulations. The moving heat source is the Gaussian type. The fusion zone shape, thermal cycles and final distortion of the plates obtained from the experiments carried out in the Research Laboratory of Welding Engineering (LAPES - FURG) are compared with numerical ones. One of the drawbacks of the simulation of multi-pass welding is the fact that the elements, which belong to the intermediate passes, have elements of other passes as their boundary neighbors, preventing the effects of the heat transfer to environment in this region. Therefore, results of two algorithms are compared: the first one adopts the classic method, where the impediment of these transfers to the environment occurs in intermediate passes, whereas the other one that considers these effects on the surface of the weld bed of each pass. There were differences in the results for the use of two algorithms, concluding that these thermal effects become important in the region of material deposition. In the mechanical analysis, distortion fields are compared with experimental ones, while residual stress fields are compared with the typical behaviour expected for welded plates. Reasonable approximation was obtained for the distortion field and the residual stress presented tensile and compressive behaviour in the expected locations. At the end, several topics are suggested for future research on numerical simulation of welding process using electric arc.

Key-words: numerical simulation. multi-pass welding process. element birth and death.

Lista de ilustrações

Figura 1 – Variáveis importantes ligadas ao projeto de soldas. Adaptado de Goldak e Akhlaghi (2005) . . . 20
Figura 2 – Variáveis importantes ligadas ao teste e inspeção de soldas. Adaptado de Goldak e Akhlaghi (2005) . . . 25
Figura 3 – Alguns exemplos de tipos de distorção em peças soldadas. Adaptado de Pilipenko (2001) . . . 26
Figura 4 – Pontos importantes na Análise Térmica do processo de soldagem . . . 28
Figura 5 – Representação conceitual da distribuição Gaussiana (PAVELIC et al., 1969) . . . 31
Figura 6 – Representação conceitual de uma fonte volumétrica apresentada por Goldak e Akhlaghi (2005) . . . 31
Figura 7 – Zonas de tração e compressão. Ciclos de tensão-deformação locais. Adaptado de Pilipenko (2001) . . . 32
Figura 8 – Relações entre as variáveis de um problema de mecânica dos sólidos. Adaptado de Chen e Han (2007) . . . 33
Figura 9 – Representações da superfície de escoamento no endurecimento isotrópico (a) e cinemático (b) . . . 37
Figura 10 – Física da soldagem (direita) e modelagem numérica da soldagem (esquerda). Adaptado de Gilles, El-Ahmar e Jullien (2009) . . . 38
Figura 11 – Conhecimentos ligados à simulação da soldagem. Adaptado de Goldak e Akhlaghi (2005) . . . 39
Figura 12 – Acoplamentos relacionados a diferentes campos da análise da soldagem. Adaptado de Goldak e Akhlaghi (2005) . . . 43
Figura 13 – Vista isométrica do corpo de prova, com três ponteamentos. . . . 55
Figura 14 – Seção transversal do corpo de prova (dimensões em mm.) . . . 56
Figura 15 – Elemento tridimensional SOLID70 utilizado pelo software ANSYS© . . 57
Figura 16 – Elemento bidimensional SURF152, utilizado pelo software ANSYS© . . 58
Figura 17 – Formato da distribuição Gaussiana utilizada nas simulações de soldagem 59
Figura 18 – Valores das propriedades termofísicas utilizadas para o aço inoxidável AISI 304L (HO; CHU, 1977), (DENG; MURAKAWA, 2006) . . . 60
Figura 19 – Endurecimento Cinemático. Representação (a) Bilinear, (b) Multilinear e (c) Não-Linear (ANSYS, 2011) . . . 61
Figura 20 – Curvas de tensão-deformação, para seis temperaturas diferentes, implementadas no modelo Bilinear do ANSYS© *Multiphysics* (ORTEGA et al., 1998) . . . 61
Figura 21 – Elemento tridimensional SOLID185 utilizado pelo software ANSYS© . 62

Figura 22 – Valores de E, ν e α para o aço inoxidável AISI 304L (DESAI; HO, 1978), (ORTEGA et al., 1998) 62
Figura 23 – Robô usado para a condução da tocha na soldagem 64
Figura 24 – Placa para aquisição dos sinais dos termopares 65
Figura 25 – Um dos corpos de prova para medição na máquina de medição por coordenadas 65
Figura 26 – Representação das dimensões dos passes para a geometria da simulação 68
Figura 27 – Malha do algoritmo T2, para o 1^o passe 70
Figura 28 – Malhas M0(a), M1(b) e M2(c), utilizadas com o algoritmo T1. Malha M1, para o 1^o(d), 2^o(e) e 3^o(f) passes, utilizadas com o algoritmo T2 . 72
Figura 29 – Distribuição de temperaturas do algoritmo T2, para os três passes . . . 75
Figura 30 – Comparação entre os resultados das malhas M0, M1 e M2, para o algoritmo T1, 2^o passe 76
Figura 31 – Comparação entre os resultados das malhas M0, M1 e M2, para o algoritmo T2, 2^o passe 77
Figura 32 – Posicionamento dos termopares no corpo de prova 78
Figura 33 – Comparação entre os resultados do algoritmo T2 e os experimentais, 1^o passe 79
Figura 34 – Resultados extraídos de uma simulação do projeto PRONEM-FAPERGS (Processo No 11/2046-8), com condições de soldagem similares as apresentadas na Tab. 1 80
Figura 35 – Comparação entre os resultados do algoritmo T2 e os experimentais, 2^o passe 80
Figura 36 – Comparação entre os resultados do algoritmo T2 e os experimentais, 3^o passe 81
Figura 37 – Comparação entre a zona fundida do resultado experimental (a) e do algoritmo T2 (b) 82
Figura 38 – Comparação entre os resultados do algoritmo T1 e T2, 1^o passe 83
Figura 39 – Comparação entre os resultados do algoritmo T1 e T2, 2^o passe 84
Figura 40 – Comparação entre os resultados do algoritmo T1 e T2, 3^o passe 84
Figura 41 – Comparação entre a zona fundida do algoritmo T2 (a) e o algoritmo T1 (b) 85
Figura 42 – Comparação entre os resultados dos novos parâmetros do algoritmo T1 e os experimentais, 1^o passe 86
Figura 43 – Comparação entre os resultados dos novos parâmetros do algoritmo T1 e os experimentais, 2^o passe 86
Figura 44 – Comparação entre os resultados dos novos parâmetros do algoritmo T1 e os experimentais, 3^o passe 86

Figura 45 – Comparação entre a zona fundida do resultado experimental (a) e do algoritmo T1 com novos parâmetros (b) 87
Figura 46 – Deformada das chapas e isolinhas da componente de deslocamento na direção transversal ao plano das chapas obtidos dos resultados experimentais (a) e numérico (b), vista isométrica 88
Figura 47 – Distorção angular na seção transversal central, perpendicular ao cordão de solda 88
Figura 48 – Distorção angular na seção transversal central, perpendicular ao cordão de solda, ao final do resfriamento de cada passe 89
Figura 49 – Temperatura, deslocamento vertical e tensão longitudinal ao longo do tempo 89
Figura 50 – Distorção longitudinal, paralela ao cordão de solda 90
Figura 51 – Distorção longitudinal convexa (a) e côncava (b) (PILIPENKO, 2001) . 90
Figura 52 – Distribuições de tensões longitudinais residuais no topo da chapa, ao final do resfriamento do 1^o (a), 2^o (b) e 3^o (c) passes 92
Figura 53 – Distribuições de tensões transversais residuais no topo da chapa, ao final do resfriamento do 1^o (a), 2^o (b) e 3^o (c) passes 92
Figura 54 – Distribuições final de tensões residuais na base da chapa. Tensão longitudinal (a) e transversal (b) 93
Figura 55 – Distribuições de tensões residuais longitudinais para cada passe, sentido longitudinal, a 10 mm do plano de simetria 94
Figura 56 – Distribuições de tensões residuais transversais para cada passe, sentido longitudinal, a 10 mm do plano de simetria 94
Figura 57 – Distribuições de tensões residuais transversais, para chapas curtas soldadas. Adaptado de Radaj (2003) 95
Figura 58 – Distribuições de tensões residuais longitudinais a 65 mm do início do cordão de solda, sentido transversal 95
Figura 59 – Distribuições de tensões residuais transversais a 65 mm do início do cordão de solda, sentido transversal 96

Lista de tabelas

Tabela 1 – Parâmetros utilizados nos ensaios de soldagem (PRONEM, 2014). . . . 56
Tabela 2 – Valores de emissividade total hemisférica para o aço inoxidável AISI 304L (TOULOUKIAN; DEWITT, 1970). 60
Tabela 3 – Composição química do aço inoxidável AISI 304L. 63
Tabela 4 – Tamanho característico dos elementos das malhas M0, M1 e M2. . . . 73
Tabela 5 – Diferenças entre os resultados obtidos com o algoritmo T2 e o experimento. 81
Tabela 6 – Resultados das dimensões das poças de fusão. 85

Lista de abreviaturas e siglas

2-D	Bidimensional
3-D	Tridimensional
AISI	*American Iron and Steel Institute*
APDL	*ANSYS Parametric Design Language*
AWS	*American Welding Society*
CAE	*Computer Aided Engineering*
DBCP	Distância Bico de Contato Peça
FCAW	*Flux Core Arc Welding*
LVDT	*Linear Variable Displacement Transducer*
GDL	Graus de Liberdade
GMAW	*Gas Metal Arc Welding*
GTAW	*Gas Tungsten Arc Welding*
MEF	Método dos Elementos Finitos
MIG/MAG	*Metal Inert Gas/Metal Active Gas*
PAW	*Plasma Arc Welding*
SAW	*Submerged Arc Welding*
SCC	Fratura em Corrosão sob Tensão (*Stress Corrosion Cracking*)
SMAW	*Shielded Metal Arc Welding*
T1	Algoritmo Térmico 1
T2	Algoritmo Térmico 2
TIG	*Tungsten Inert Gas*
ZAC	Zona Afetada pelo Calor

Lista de símbolos

A	área
C	coeficiente de distribuição para uma fonte de área
$C_p(T)$	calor específico
C_{ijkl}	matriz constitutiva do material
E	módulo de elasticidade
F_i	forças de corpo
H	entalpia
h_c	coeficiente de transferência de calor por convecção
I	corrente elétrica
k(T)	condutividade térmica
n_i	vetor unitário
Q_V	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
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_0	temperatura do fluido ao redor do corpo
T_{REF}	temperatura de referência na qual a deformação é zero
u_i	deslocamentos

U	tensão elétrica
u_i^*	deslocamentos virtuais
$\bar{u_i}$	valor prescrito de deslocamento
V	volume
v	velocidade de soldagem
x	direção cartesiana, coordenada cartesiana
y	direção cartesiana, coordenada cartesiana
z	direção cartesiana, coordenada cartesiana
$\alpha(T)$	coeficiente de expansão térmica linear
ε_r	emissividade na superfície do material
ϵ_{ij}	deformações
ϵ_{ij}^*	deformações virtuais
ϵ_{ij}^{el}	deformações elásticas
ϵ_{ij}^{tot}	deformação total
ϵ_{ij}^{th}	deformações térmicas
ϵ_{ij}^{pl}	deformações plásticas
η	rendimento térmico
ν	coeficiente de Poisson
$\rho(T)$	massa específica
σ_r	constante de Stefan-Boltzmann
σ_{ij}	tensões
σ_1, σ_2, σ_3	tensões principais
σ_0	tensão de escoamento do material para o caso de tração pura
σ	parâmetro de espalhamento da fonte de área

Sumário

I INTRODUÇÃO E OBJETIVOS 19

1 INTRODUÇÃO 20

2 OBJETIVOS 22

II REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 23

3 CONCEITOS FUNDAMENTAIS 24
3.1 Processos de Soldagem por Fusão 24
3.1.1 Processo GMAW 25
3.1.2 Distorções na Soldagem 25
3.2 Aços Inoxidáveis 26
3.2.1 Tipos de Aços Inoxidáveis 27
3.2.2 Aços Inoxidáveis Austeníticos 27
3.3 Análise Térmica do Processo de Soldagem 28
3.3.1 Equações Governantes e Condições de Contorno 28
3.3.2 Fonte de Calor 29
3.3.2.1 Tipos de Fonte de Calor da 2ª Geração 30
3.3.2.2 Fonte de Calor de Superfície com Distribuição Gaussiana 30
3.3.2.3 Fonte de Calor Volumétrica 31
3.4 Análise Mecânica do Processo de Soldagem 31
3.4.1 Introdução 31
3.4.2 Formulações da Mecânica dos Sólidos 32
3.4.3 Princípio dos Trabalhos Virtuais 34
3.4.4 Deformações 34
3.4.5 Deformações Plásticas 35
3.4.5.1 Critério de Escoamento 35
3.4.5.2 Regra de Fluxo 35
3.4.5.3 Modelos de endurecimento 35
3.4.5.4 Endurecimento Isotrópico 36
3.4.5.5 Endurecimento Cinemático 36

4 MECÂNICA DA SOLDAGEM COMPUTACIONAL 38
4.1 Introdução 38
4.1.1 Aspectos da Simulação do Processo de Soldagem 40
4.1.2 Possibilidades da Simulação da Soldagem 41

4.2 Método dos Elementos Finitos . . . 42
4.3 Acoplamento Termo-Estrutural . . . 43
4.4 Propriedades dos Materiais . . . 44
4.4.1 Propriedades Térmicas . . . 45
4.4.2 Propriedades Mecânicas . . . 45
4.5 Modelo Térmico . . . 45
4.5.1 Fonte de Calor . . . 46
4.5.2 Modelagem do Fenômeno de Radiação . . . 46
4.5.3 Coeficiente de Transferência de Calor . . . 47
4.5.4 Calor Latente do Processo . . . 47
4.5.5 Condutividade Térmica Artificial . . . 47
4.6 Modelo Mecânico . . . 48
4.7 Técnica *Element Birth and Death* . . . 49
4.8 Validações . . . 51
4.8.1 Validação de um Modelo Térmico . . . 51
4.8.2 Validação de um Modelo Mecânico . . . 53

III PREPARAÇÃO DA PESQUISA 54

5 ESTUDO DE CASO . . . 55
5.1 Geometria . . . 55
5.2 Processo de Soldagem . . . 56
5.3 Modelagem Térmica . . . 57
5.3.1 Elementos Térmicos . . . 57
5.3.2 Fonte de Calor . . . 58
5.3.3 Condições de Contorno e Iniciais . . . 59
5.3.4 Propriedades Termofísicas . . . 59
5.4 Modelagem Mecânica . . . 60
5.4.1 Elemento Estrutural . . . 62
5.4.2 Propriedades Mecânicas . . . 62

6 MATERIAIS . . . 63
6.1 Material a ser soldado . . . 63
6.2 Hardware e Software . . . 63
6.3 Equipamentos de Soldagem . . . 64
6.4 Equipamentos de Medição . . . 64
6.4.1 Medição das Temperaturas . . . 64
6.4.2 Medição dos Deslocamentos . . . 65

7 MÉTODOS . . . 66

7.1 Introdução . . . 66
7.2 Procedimento de Simulação . . . 66
7.3 Dimensões dos Passes . . . 67
7.4 Técnica *Element Birth and Death* . . . 68
7.5 Algoritmos Elaborados para Simulação . . . 69
7.5.1 Algoritmos Térmicos . . . 69
7.5.2 Algoritmo Mecânico . . . 70
7.6 Malhas . . . 71
7.7 Algoritmo de Transferência Térmica . . . 73

IV RESULTADOS E DISCUSSÕES 74

8 RESULTADOS E DISCUSSÕES . . . 75
8.1 Introdução . . . 75
8.2 Análise da Convergência de Malha . . . 76
8.3 Análise dos Resultados Térmicos . . . 77
8.3.1 Estudo de Caso 01 - Validação . . . 78
8.3.2 Estudo de Caso 02 - Comparação entre Algoritmos . . . 82
8.3.3 Estudo de Caso 03 - Parametrização do Algoritmo T1 . . . 85
8.4 Análise dos Resultados Mecânicos . . . 87
8.4.1 Distorções . . . 87
8.4.2 Tensões Residuais . . . 91

V CONCLUSÕES E SUGESTÕES 97

9 CONCLUSÕES E SUGESTÕES . . . 98
9.1 Conclusões . . . 98
9.2 Sugestões para Trabalhos Futuros . . . 100

REFERÊNCIAS . . . 103

ANEXOS 106

ANEXO A – RELATÓRIO DA ANÁLISE POR ESPECTROSCOPIA ÓTICA . . . 107

ANEXO B – *DATASHEET* DO FABRICANTE DO ARAME AWS ER 308L . . . 109

Parte I

Introdução e Objetivos

1 Introdução

Soldas são partes essenciais de estruturas de engenharia. Elas estão presentes em um grande número de componentes de grande interesse das indústrias de tubulações, geração de energia, em refinarias e vasos de pressão, reatores nucleares, estruturas metálicas e pontes, no setor automotivo e ferroviário, no setor naval e de estruturas *offshore*, em estruturas aeroespaciais, na microeletrônica, dentre vários outros segmentos e aplicações (YAGHI; BECKER, 2004). O projeto de solda envolve inúmeros aspectos, conforme ilustrado na Fig. 1.

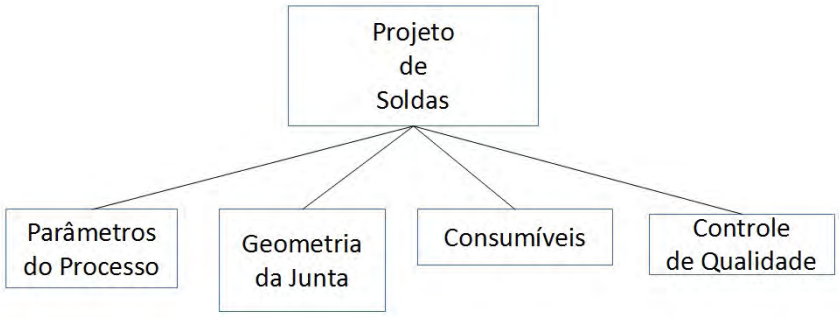

Figura 1 – Variáveis importantes ligadas ao projeto de soldas. Adaptado de Goldak e Akhlaghi (2005)

Segundo Masubuchi (1980), algumas das principais vantagens da soldagem são:

- Estanqueidade: em geral é mais difícil garantir a estanqueidade de juntas rebitadas do que de juntas soldadas, quando em serviço.
- Diminuição do peso estrutural: o peso estrutural pode ser reduzido entre 10% e 20% se o processo de soldagem é utilizado no lugar de rebites e parafusos.
- Sem limitação de espessura: torna-se muito difícil rebitar chapas com espessuras maiores do que 2 polegadas. O processo de soldagem praticamente não possui limitação de espessura para a união.

Entretanto, este processo também apresenta alguns aspectos negativos como:

- Dificuldade de isolação de trincas: uma vez que uma trinca surge em uma união soldada ela pode propagar indefinidamente devido à continuidade de material proporcionada pela soldagem.
- Susceptibilidade a defeitos: o processo de soldagem pode gerar defeitos nocivos tais como poros, trincas, inclusões e etc.

- Distorções e Tensões Residuais: devido ao aquecimento localizado não uniforme,tensões térmicas complexas e distorções ocorrem durante a soldagem. As tensões residuais elevadas podem causar trincas e redução da resistência à flambagem e à fadiga da estrutura.

Do ponto de vista industrial, os efeitos mecânicos mais críticos da soldagem são a fratura, a distorção e a flambagem (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005). Dentre os fenômenos físicos resultantes do processo, um dos mais importantes a ser observado é o das distorções.

Segundo Shan et al. (2009), devido aos grandes gradientes de temperatura apresentados durante a fusão na soldagem, deformações incompatíveis surgem conforme o material fundido esfria a partir da sua temperatura de deposição, assim como o material base que se aquece e resfria. Geralmente o metal de adição experimenta deformações além do seu limite elástico, e após a soldagem tensões residuais significantes permanecem no elemento soldado. Estas tensões geralmente diminuem a vida do componente mecânico e podem ter efeitos prejudiciais, tais como facilitar a corrosão sob tensão, provocar fissuração induzida por hidrogênio e reduzir o limite de fadiga. Então, torna-se pertinente simular o processo de soldagem, para prever o comportamento das estruturas soldadas a partir dos resultados de distorções e tensões obtidos.

2 Objetivos

O objetivo principal deste trabalho foi desenvolver um modelo numérico de soldagem, através do software ANSYS© *Multiphysics* com capacidade para prever as temperaturas, distorções e tensões residuais em um componente devido ao processo de soldagem. Para tanto, foi realizado o ajuste e a validação do modelo proposto, baseado nos resultados de temperaturas, distorções e tensões residuais, obtidos experimentalmente dos processos de soldagem elaborados no contexto do projeto PRONEM-FAPERGS (Processo No 11/2046-8), que foram desenvolvidos no Laboratório de Pesquisa em Engenharia da Soldagem (LAPES), localizado na Universidade Federal do Rio Grande - FURG.

Os objetivos específicos desta dissertação são: validação de um modelo para análise térmica do processo de soldagem do tipo MIG/MAG multipasse, para o aço inoxidável AISI 304L; estudo da influência da transferência de calor na região da superfície do cordão de solda; e validação de um modelo para análise mecânica do processo de soldagem do tipo MIG/MAG multipasse, para o aço inoxidável AISI 304L.

Parte II

Revisão Bibliográfica

3 Conceitos Fundamentais

3.1 Processos de Soldagem por Fusão

Soldagem por fusão é o processo de união que usa a fusão do metal base, com ou sem metal de adição, para efetuar a solda (KOU, 2003). A soldagem por fusão à arco elétrico pode ser dividida nos seguintes tipos:

- Soldagem com Eletrodo Revestido (SMAW): processo que funde e une metais, através de seu aquecimento com um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo metálico consumível, revestido por um fluxo, e a peça.
- Soldagem Gás-Tungstênio (GTAW): processo que funde e une metais, através de seu aquecimento com um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo de tungstênio, não consumível, e a peça. Durante a solda este eletrodo sempre está protegido por um fluxo constante de gás.
- Soldagem a Plasma (PAW): processo que funde e une metais, através de seu aquecimento com um arco elétrico constrito estabelecido entre um eletrodo de tungstênio, não consumível, e a peça. Utiliza dois orifícios para o gás, um para constringir o arco e outro para proteger o arco.
- Soldagem Gás-Metal (GMAW): processo que funde e une metais, através de seu aquecimento com um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo consumível alimentado continuamente e a peça. Pode utilizar um gás inerte (*Metal Inert Gas* - MIG) ou um gás ativo (*Metal Active Gas* - MAG) para proteger o arco.
- Soldagem com Eletrodo Tubular (FCAW): semelhante ao GMAW, mas onde o eletrodo consumível é formado por um tubo metálico com fluxo na sua parte interna.
- Soldagem por Arco Submerso (SAW): processo que funde e une metais, através de seu aquecimento com um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo consumível alimentado continuamente e a peça, protegido por fluxo granular depositado sobre a solda durante o processo.

Os processos de soldagem mais utilizados para soldagem de aços inoxidáveis são Eletrodo Revestido, GTAW e GMAW, entretanto outros processos podem ser utilizados. Dentre estes três processos, o GMAW pode ser o mais adequado para ser utilizado em produções industriais de larga escala, devido a sua relativamente fácil automatização e maiores taxas de deposição, quando comparado aos outros dois.

3.1.1 Processo GMAW

O processo GMAW é um processo que se baseia na fonte de calor de um arco elétrico mantido entre a extremidade de um arame nu consumível, alimentado continuamente, e a peça a soldar (SCOTTI; PONOMAREV, 2008). A proteção do arco e da poça de fusão geralmente é obtida com uso de algum gás inerte, como argônio ou hélio, ou com uma mistura destes. Também pode ser utilizado um gás ativo. O modo de transferência metálica pode ser pelo modo de curto circuito, modo globular ou modo spray, dependendo da intensidade da corrente.

3.1.2 Distorções na Soldagem

Tecnicamente, as distorções geradas pelos processos de fabricação representam o afastamento da superfície real em relação a idealizada durante a etapa de concepção de uma estrutura. Na inspeção e teste de elementos soldados, inúmeras variáveis devem ser verificadas, conforme Fig. 2. Flambagem, defeitos e robustez podem ser influenciados pelas distorções.

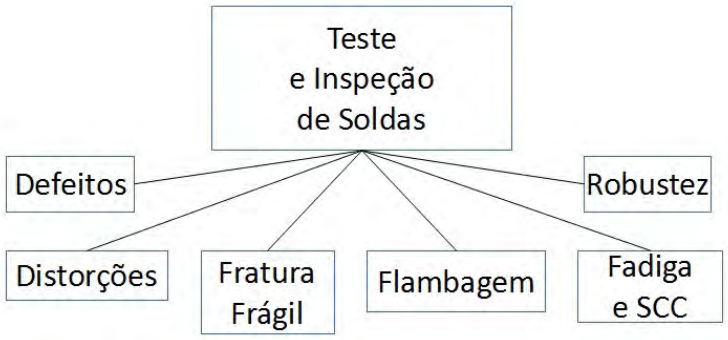

Figura 2 – Variáveis importantes ligadas ao teste e inspeção de soldas. Adaptado de Goldak e Akhlaghi (2005)

As distorções em estruturas soldadas do tipo chapa são dominadas geralmente por deformação angular na seção transversal à linha de solda e por deformações devido à contração longitudinal, que dão origem à distorções por flexão e flambagem. Estas distorções podem ser ainda mais acentuadas e se acumular de uma maneira não linear conforme mais cordões de solda são adicionados à estrutura (MOLLICONE et al., 2006).

Em geral, a distribuição das distorções, assim como as tensões residuais, depende de muitos fatores como dimensões da estrutura, propriedades do material, condições de restrição, entrada de calor, número de passes, sequência de soldagem, pré aquecimento da peça, temperatura entre passes, entre outros (DENG; MURAKAWA; LIANG, 2008).

Existem diferentes fatores que podem gerar distorções, mas o principal fator está associado ao processo de soldagem. Analisando fisicamente, o calor não uniforme recebido

pelo material durante o processo de soldagem gera expansão térmica diferencial ao redor do cordão de solda. A baixa temperatura do material ao redor do cordão reprime a sua expansão, produzindo deformações plásticas e tensões residuais. A interação das tensões residuais com as deformações plásticas produzem distorções na peça no final do processo.

A Fig. 3 apresenta as mudanças dimensionais fundamentais em chapas planas que foram soldadas.

- contração transversal e longitudinal (Fig. 3a);
- distorção por flexão (Fig. 3b);
- distorção angular (Fig. 3c).

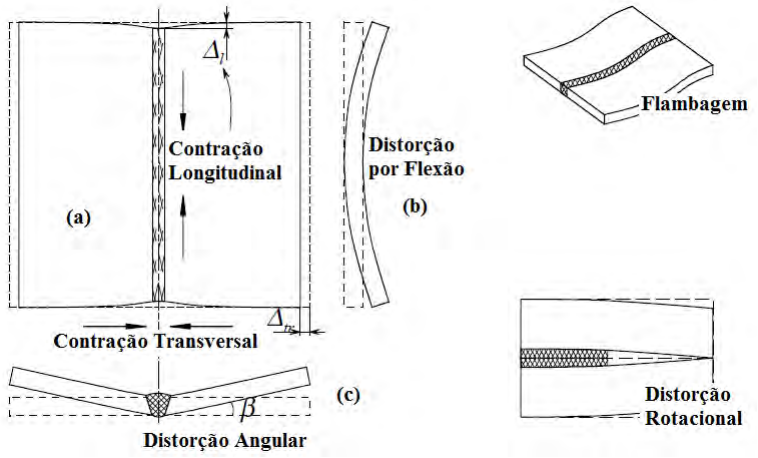

Figura 3 – Alguns exemplos de tipos de distorção em peças soldadas. Adaptado de Pilipenko (2001)

3.2 Aços Inoxidáveis

Aços inoxidáveis são uma importante classe de materiais metálicos para engenharia, os quais são usados largamente em uma grande variedade de indústrias e ambientes. Aliado a isto, a soldagem é um importante processo de fabricação para estes aços. Aços inoxidáveis possuem uma boa soldabilidade, desde que alguns cuidados sejam tomados a fim de garantir uma fabricação rápida e livre de defeitos, de maneira a possuírem uma boa performance em serviço (KYRIAKONGONAS, 2008).

Os aços inoxidáveis constituem um grupo de ligas de aço baseadas em sistemas binários de Fe-Cr e ternários de Fe-Cr-Ni. Para um aço ser considerado inoxidável, ele deve possuir uma determinada quantidade de Cromo. O Cromo tem o papel de formar uma camada passiva de óxido na superfície do material, prevenindo a oxidação e corrosão do material abaixo da superfície.

3.2.1 Tipos de Aços Inoxidáveis

Existem duas maneiras gerais de classificação para identificar os aços inoxidáveis. A primeira se refere aos tipos de estruturas metalúrgicas presentes nestes aços, enquanto a segunda se aplica aos metais e ligas comerciais e define as composições destas. Os aços inoxidáveis podem ser divididos, quanto aos tipos de estrutura, em sete famílias básicas (SCHWEITZER et al., 2003), sendo os Austeníticos os mais comuns e utilizadas pela indústria:

1. Ferríticos.
2. Martensíticos.
3. Austeníticos.
4. Endurecidos por precipitação.
5. Superferríticos.
6. *Duplex* (ferríticos-austeníticos).
7. Superaustenítico.

3.2.2 Aços Inoxidáveis Austeníticos

Este tipo de aço é assim nomeado devido a presença da fase austenítica em sua estrutura, onde o ferro puro existe como uma estrutura estável entre 910^{o}C e 1400^{o}C. Esta fase (austenita) é praticamente a única presente nos aços inoxidáveis austeníticos à temperatura ambiente.

Esta família de aços inoxidáveis é a que possui a mais ampla utilização dentre todos os aços inoxidáveis, possuindo ampla aplicação na indústria de processos. Estes aços são paramagnéticos, não são endurecidos por tratamento térmico e podem ser endurecidos por trabalho a frio.

Assim que se atinge a proporção de 18% de cromo, é necessário adicionar aproximadamente 8% de níquel para causar a transição completa de ferrítico para austenítico. O níquel é adicionado primariamente para formar a estrutura austenítica, a qual é muito resistente, moldável e soldável. Um benefício adicional é o aumento na resistência à corrosão para corrosivos médios. Isto inclui resistência adequada à maioria dos alimentos, uma ampla faixa de químicos orgânicos e inorgânicos, e à maioria dos corrosivos naturais presentes no meio ambiente (SCHWEITZER et al., 2003). A resistência à corrosão desses aços ainda pode ser melhorada com a adição de molibdênio, titânio e outros elementos.

Comparado ao aço carbono, os aços inoxidáveis austeníticos possuem uma condutividade térmica em torno de 60% menor. Isto resulta em um aumento de temperatura que

causa expansões e tensões térmicas, e se o componente possuir restrições, isto pode resultar em distorções não desejáveis. Em relação a expansão térmica, estes aços se expandem duas vezes mais que os aços carbono comuns.

O aço inoxidável do tipo 304, e seus derivados 304L e 304N, são os mais utilizados dentre todos os aços inoxidáveis (SCHWEITZER et al., 2003). Apesar destes aços terem uma faixa ampla de resistência à corrosão, eles não são os mais resistentes dentre os aço inoxidáveis austeníticos.

3.3 Análise Térmica do Processo de Soldagem

3.3.1 Equações Governantes e Condições de Contorno

A conservação de energia é o princípio fundamental da análise térmica da soldagem (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005). Nesta etapa o interesse reside na energia, logo pode-se ignorar os deslocamentos, tensões e deformações. As principais questões térmicas estão apresentadas na Fig. 4.

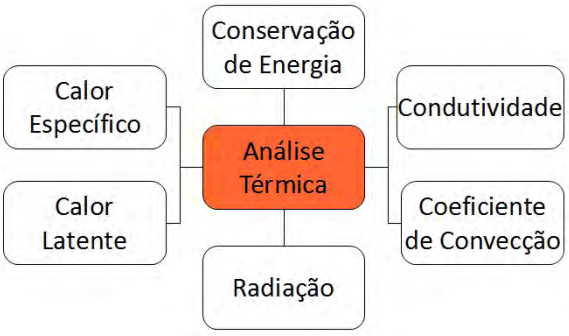

Figura 4 – Pontos importantes na Análise Térmica do processo de soldagem

Durante o processo de soldagem, o campo de temperaturas da chapa é governado pela equação da condução de calor, dada por:

$$\frac{\partial}{\partial x}(k(T)\frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y}(k(T)\frac{\partial T}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial z}(k(T)\frac{\partial T}{\partial z}) + Q_V = \rho(T)C_p(T)\frac{\partial T}{\partial t} \tag{3.1}$$

onde T é a temperatura, $k(T)$ é a condutividade térmica, $\rho(T)$ é a massa específica, $C_p(T)$ é o calor específico e Q_V é o fluxo de calor por unidade de volume (as condições de contorno nas superfícies externas das chapas levam em conta a transferência de calor por convecção e radiação).

O fluxo de calor devido à convecção (q_c), em relação ao fluido existente ao redor da chapa, é dado pela lei do resfriamento de Newton:

$$q_c = h_c(T - T_0) \tag{3.2}$$

onde T é a temperatura da superfície externa das chapas, T_0 é a temperatura do fluido ao redor delas e h_c é o coeficiente de transferência de calor por convecção. Este coeficiente depende das condições de convecção na superfície do sólido, além de propriedades do fluido e do sólido.

O fluxo de calor devido a radiação, q_r, é governado pela lei de Stefan-Boltzmann, como segue

$$q_r = \varepsilon_r(T)\sigma_r(T^4 - T_0^4) \tag{3.3}$$

onde ε_r corresponde a emissividade na superfície do material e σ_r é a constante de Stefan-Boltzmann. O valor da emissividade depende diretamente da temperatura alcançada durante o processo de soldagem (ARAUJO, 2012), que varia da faixa da temperatura ambiente até aproximadamente 1450 ^{o}C. De maneira geral, quanto maior a temperatura, maior será o valor da emissividade para metais no estado sólido.

Nas fronteiras de qualquer domínio, sejam as condições de contorno do tipo natural ou essencial, elas devem ser satisfeitas. Se a radiação for computada, ou se o coeficiente de transferência de calor h_c variar com a temperatura, então o problema térmico se torna não-linear. Se as condições de contorno e iniciais forem consistentes, então a Eq. 3.1 possui uma única solução.

Preferencialmente, as simulações sobre o processo de soldagem devem incluir as parcelas de transferência de calor devido a mudança de fase, relativas ao calor latente do material. De acordo com a Eq. 3.4, a entalpia H de um material está relacionada na forma

$$H = \int \rho(T)C_p(T)dT \tag{3.4}$$

onde ρ é a massa específica do material e C_p o calor específico. Durante a faixa de mudança de fase, deve-se acrescentar a parcela devida ao calor latente nos cálculos da entalpia.

É importante ressaltar que a solução da distribuição de temperaturas não só é um dado fundamental para a análise das distorções e tensões residuais, mas também é um dado fundamental para a análise das transformações metalúrgicas devido ao processo de soldagem.

3.3.2 Fonte de Calor

Os fenômenos físicos associados com a interação entre o arco elétrico da soldagem e a poça de fusão são complexos. Um grande número de modelos que descrevem a fonte de calor que representa a tocha de soldagem estão disponíveis. Segundo Goldak e Akhlaghi (2005), existem 5 gerações de fontes de calor:

- 1^a geração: Fontes pontuais, puramente teóricas, apresentada primeiramente por Rosenthal (1941);

- 2^a geração: Fontes de área e de volume distribuídas, baseadas na equação geral da condução de calor. São as mais utilizadas.
- 3^a geração: Utilizam a equação da energia para prever a interface líquido-sólido;
- 4^a geração: Utilizam as equações da fluido-dinâmica na poça de fusão;
- 5^a geração: Acrescenta aos modelos anteriores as equações relacionadas a magneto-hidrodinâmica da soldagem.

Uma grande recomendação dada por Goldak e Akhlaghi (2005) é que, caso o interesse da simulação da soldagem seja análise do processo fora da poça de fusão, então as fontes de 2^a geração devem ser utilizadas, como estratégia para simplificar os algoritmos e dimimuir os tempos computacionais.

3.3.2.1 Tipos de Fonte de Calor da 2ª Geração

Uma grande variedade de modelos de fonte de calor pode ser utilizada na simulação da soldagem, onde sua precisão reside nos parâmetros teóricos e empíricos que descrevem o tamanho e formato da poça de fusão (YAGHI; BECKER, 2004). Quanto maior a precisão desejada, mais complexa deve ser a fonte de calor.

Do ponto de vista da complexidade, tem-se basicamente dois tipos destas fontes de calor: a fonte de calor de área com distribuição Gaussiana, apresentada por Pavelic et al. (1969), que possui um formato semelhante ao arco elétrico que se estabelece entre o eletrodo e a peça; e a fonte de calor volumétrica, proposta por Goldak e Akhlaghi (2005), na qual o calor do arco é distribuído ao longo de um volume. A vantagem destas fontes é que a zona de fusão é uma variável de saída da análise.

3.3.2.2 Fonte de Calor de Superfície com Distribuição Gaussiana

No modelo proposto por Pavelic et al. (1969), o fluxo de calor possui uma distribuição Gaussiana no plano, baseada na seguinte equação:

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

onde *q(r)* é o fluxo de calor em uma superfície no raio r, *q(0)* é o máximo fluxo de calor no centro da fonte de calor, C é o coeficiente de distribuição e r é a distância radial a partir do centro da fonte de calor. Uma representação conceitual deste tipo de fonte é apresentada na Fig. 5.

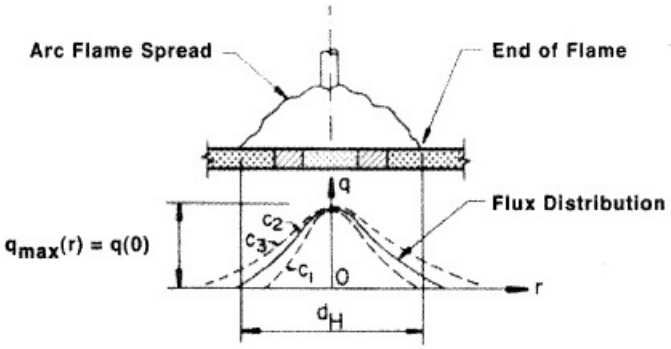

Figura 5 – Representação conceitual da distribuição Gaussiana (PAVELIC et al., 1969)

3.3.2.3 Fonte de Calor Volumétrica

As fontes volumétricas, como a de duplo elipsóide proposta por Goldak e Akhlaghi (2005), possuem abordagens muito semelhantes as fontes Gaussianas. A grande diferença é que a distribuição do fluxo de calor é feita ao longo de um volume, e não de uma área. Este tipo de fonte é a que possui mais parâmetros a serem determinados e apresenta os melhores resultados quanto ao formato da poça de fusão, porém, sua implementação é muito mais complexa. Na Fig. 6 tem-se um exemplo de uma fonte volumétrica.

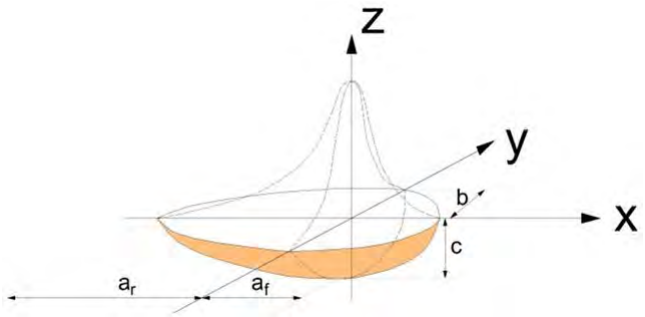

Figura 6 – Representação conceitual de uma fonte volumétrica apresentada por Goldak e Akhlaghi (2005)

3.4 Análise Mecânica do Processo de Soldagem

3.4.1 Introdução

A análise mecânica da soldagem é muito mais complexa que a análise térmica, devido as mudanças na geometria (deformações) e a complexa relação tensão-deformação dos materiais sob este processo. No projeto de soldas, os problemas críticos são os defeitos, propriedades mecânicas, distorções e tensões residuais.

O ciclo térmico imposto em qualquer componente soldado causa expansões e contrações térmicas, que variam ao longo do tempo e da localização. Como esta expansão

não é uniforme, tensões aparecem nas regiões quentes próximas a solda, e são restringidas pelas regiões adjacentes mais frias. Deformações plásticas, decorrentes destas tensões, levam a tensões residuais que permanecem na peça após ela retornar a temperatura ambiente (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005).

Na Fig. 7, pode-se visualizar o ciclo de tensão-deformação experimentado pelo material conforme ocorre a passagem da poça de fusão. Primeiramente, o material é exposto à compressão elástica (ponto 1), e, ao atingir o limite de escoamento, o material sofre deformação plástica (ponto 2), seguido por um descarregamento elástico (ponto 3). Devido à contração do material, ele sofre um tracionamento elástico seguido de uma nova deformação plástica (ponto 4), e conforme o material esfria, essa tensão é descarregada de forma elástica (ponto 5).

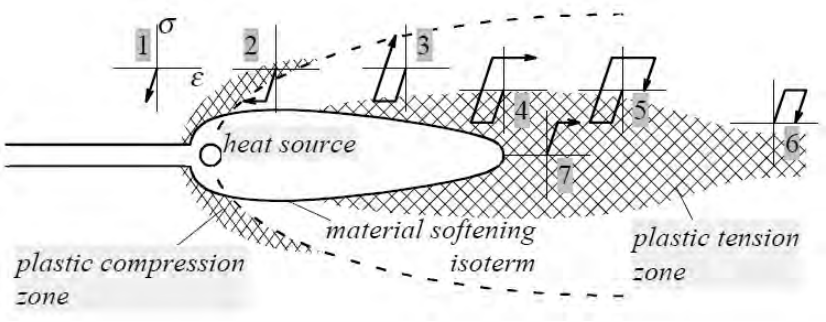

Figura 7 – Zonas de tração e compressão. Ciclos de tensão-deformação locais. Adaptado de Pilipenko (2001)

A grande maioria das análises estruturais da soldagem utilizam modelos constitutivos termo-elasto-plásticos, independentes da taxa de plasticidade (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005). Estes modelos implicam em viscosidade zero e tempo de relaxação zero. Isso significa que a tensão alivia instantaneamente ao atingir a tensão de escoamento.

3.4.2 Formulações da Mecânica dos Sólidos

A solução de um problema de análise mecânica deve satisfazer 3 leis básicas: a conservação de momento linear ou equação de equilíbrio; a relação de compatibilidade entre deformação e deslocamento, e a relação constitutiva entre tensão e deformação. As relações entre estas variáveis estão representadas na Fig. 8.

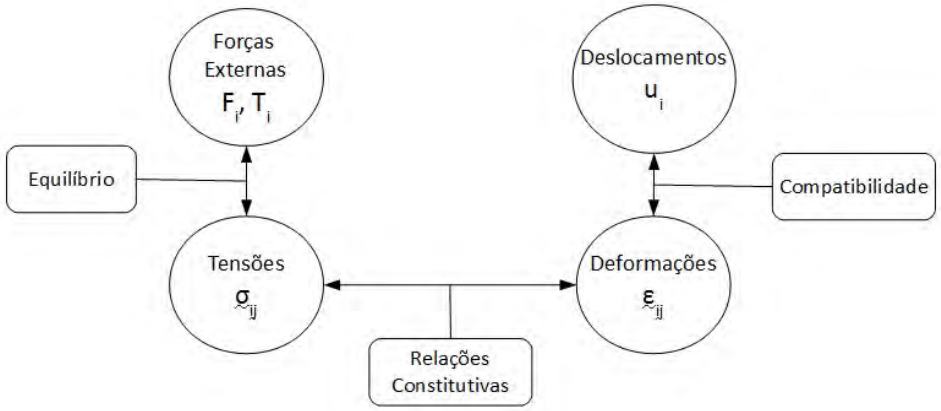

Figura 8 – Relações entre as variáveis de um problema de mecânica dos sólidos. Adaptado de Chen e Han (2007)

Para um corpo com um volume V e uma área de superfície A, quando forças de corpo F_i, forças externas T_i e deslocamentos u_i atuam sobre o corpo, as tensões resultantes σ_{ij} devem satisfazer as equações de equilíbrio para o volume do corpo, dadas por (DYM; SHAMES, 1973)

$$\sigma_{ij,j} + F_i = 0 \tag{3.6}$$

e para a área de superfície do corpo, expressa na forma

$$\sigma_{ij} n_j = T_i \tag{3.7}$$

sendo n_j um vetor unitário normal, externo à superfície. Além disso, as deformações resultantes ϵ_{ij} e os deslocamentos u_i devem satisfazer as condições geométricas para o volume como segue

$$\epsilon_{ij} = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i}) \tag{3.8}$$

e para a área, onde houverem restrições

$$u_i = \bar{u_i} \tag{3.9}$$

onde $\bar{u_i}$ são os valores prescritos dos deslocamentos.

Para um corpo com um volume V, as três equações de equilíbrio (Eq. 3.6) e as seis equações de compatibilidade entre deformações e deslocamentos (Eq. 3.8), representam um total de nove equações envolvendo quinze incógnitas (seis tensões, seis deformações e três deslocamentos). Para completar o sistema de equações, são adicionadas seis equações que relacionam o estado de tensões com o estado de deformações de um material. Estas equações adicionais são chamadas de *Relações Constitutivas* dos materiais. Essa relação geralmente é dada, para um material no regime elástico, pela Lei de Hooke Generalizada

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}\epsilon_{kl} \tag{3.10}$$

onde C_{ijkl} é a matriz constitutiva do material. Nela são inseridos os valores das propriedades do material, como módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson.

3.4.3 Princípio dos Trabalhos Virtuais

Uma abordagem equivalente para expressar as equações apresentadas na Seção 3.4.2 é a do *Princípio dos Trabalhos Virtuais*. Este princípio estabelece que o equilíbrio de um corpo requer que, para qualquer pequeno deslocamento virtual imposto no corpo, o trabalho virtual interno total deve ser igual ao trabalho virtual externo total (BATHE, 1982). A equação que estabelece este princípio pode ser expressa matematicamente na forma:

$$\int_A T_i u_i^* dA + \int_V F_i u_i^* dV = \int_V \sigma_{ij} \epsilon_{ij}^* dV \tag{3.11}$$

onde a integração ocorre ao longo da área A ou do volume V do corpo. O lado esquerdo da igualdade representa o trabalho virtual externo total, e o lado direito representa o trabalho virtual interno total. As quantidades T_i e F_i são as forças externas e de corpo, respectivamente. O termo σ_{ij} representa qualquer distribuição de tensões, em equilíbrio com as forças externas e de corpo. De maneira semelhante, o termo ϵ_{ij}^* representa qualquer distribuição de deformações virtuais compatíveis com os deslocamentos virtuais u_i^*.

O problema estrutural com não-linearidade geométrica exige uma abordagem onde as variáveis do processo (coordenadas, deslocamentos, deformações, tensões, etc.) sejam atualizadas a cada passo, adotando-se uma formulação lagrangeana atualizada. Assim, a equação governante Eq. 3.11 deve ser reformulada para a sua forma incremental, permitindo que os incrementos dos deslocamentos sejam calculados com base nas taxas das variáveis do processo (MCMEEKING; RICE, 1975).

3.4.4 Deformações

O processo de soldagem envolve fenômenos bastante complexos, que incluem os efeitos de dilatação térmica e não-linearidades geométricas e de material. Assim, as deformações devem ser expressas como:

$$\epsilon_{ij}^{el} = \epsilon_{ij}^{tot} - \epsilon_{ij}^{th} - \epsilon_{ij}^{pl} \tag{3.12}$$

onde ϵ_{ij}^{el} representa as deformações elásticas, ϵ_{ij}^{tot} representa a deformação total, ϵ_{ij}^{th} representa as deformações térmicas e ϵ_{ij}^{pl} representa as deformações plásticas.

A deformação térmica é governada pela equação

$$\epsilon^{th} = \alpha(T)(T - T_{REF}) \tag{3.13}$$

onde ϵ^{th} é a deformação térmica, $\alpha(T)$ é o coeficiente de expansão térmica linear, variável com a temperatura, e T_{REF} é a temperatura de referência na qual a deformação é zero (ZIENKIEWICZ; TAYLOR, 2005).

3.4.5 Deformações Plásticas

O comportamento de um material na presença de deformações plásticas é definido a partir do estabelecimento de um critério de escoamento, uma regra de fluxo (*flow rule*) e um modelo de endurecimento (*hardening rule*).

3.4.5.1 Critério de Escoamento

O critério de escoamento define os limites elásticos de um material sujeito a uma combinação de estados de tensões, que, de uma forma geral, estabelece uma condição de escoamento representada matematicamente pela superfície de escoamento no espaço das tensões.

O critério de escoamento mais utilizado para os metais é o de von Mises, que em relação as tensões principais, é expresso na seguinte forma:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 6k^2 \tag{3.14}$$

onde σ_1, σ_2 e σ_3 são as tensões principais, e k é dado pela expressão

$$k = \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \tag{3.15}$$

onde σ_0 é a tensão de escoamento do material, para o caso de tração pura, obtido de um ensaio de tração uniaxial (CHEN; HAN, 2007).

3.4.5.2 Regra de Fluxo

A regra de fluxo (*flow rule*) estabelece a superfície atualizada de escoamento plástico a cada passo de carregamento. Assim, o incremento do tensor de deformações plásticas é calculado em função do gradiente da superfície potencial plástica, que define a direção do vetor do incremento da deformação plástica e de um parâmetro de carregamento relacionado à magnitude do vetor.

3.4.5.3 Modelos de endurecimento

O modelo de endurecimento, ou encruamento, está baseado no fato de que a maioria dos materiais de engenharia tem um comportamento do tipo endurecimento por trabalho (*work-hardening*), em que a cada estágio de deformação plástica, uma nova superfície de escoamento é estabelecida. Outro fato é que se houver um descarregamento do estado de tensões (*unloading*), o comportamento do material é novamente elástico e não ocorre deformação plástica neste caso. O comportamento de tensão-deformação relacionado ao carregamento (*loading*) e ao descarregamento (*unloading*) de uma nova superfície de escoamento é dependente da trajetória (caminho) do carregamento (CHEN; HAN, 2007).

Para materiais que sofrem carregamento e descarregamento cíclico, a tensão de escoamento subsequente a cada ciclo pode ser determinada por uma das duas regras a seguir.

3.4.5.4 Endurecimento Isotrópico

O modelo de endurecimento isotrópico é mais simples de ser utilizado, porém se aplica basicamente à carregamentos monotônicos, sem reversão de tensões (CHEN; HAN, 2007). Como a superfície de carregamento se expande uniformemente (ou isotropicamente), esse modelo não consegue computar o efeito Bauschinger, exibido pela maioria dos materiais estruturais.

O efeito *Bauschinger* se refere a um tipo particular de anisotropia direcional induzida por deformação plástica. Uma deformação plástica inicial em uma direção de carregamento reduz a resistência do material em relação a uma deformação plástica subsequente na direção oposta. O comportamento previsto pelo endurecimento isotrópico é, de fato, contrário a essa observação. Neste modelo isotrópico, a tensão de escoamento compressiva na inversão do carregamento é considerada igual à tensão de escoamento de tração. Como a deformação plástica é um processo anisotrópico, não se pode esperar que a teoria do endurecimento isotrópico leve a resultados realísticos quando carregamentos complexos com inversão nas tensões são considerados.

Na soldagem, devido as sucessivas expansões e contrações do material, conforme aquece e resfria, surgem sucessivas deformações plásticas devido a tração e compressão das porções de material em torno do cordão de solda. Assim, o endurecimento isotrópico negligencia completamente o efeito Bauschinger presente no processo de soldagem.

3.4.5.5 Endurecimento Cinemático

O modelo de endurecimento cinemático assume que durante a deformação plástica, a superfície de carregamento translada no espaço de tensões, mantendo seu tamanho, forma e orientação (Fig. 9). Este modelo, apresentado por *Prager* em 1955, apresenta uma maneira simples de contemplar o efeito Bauschinger.

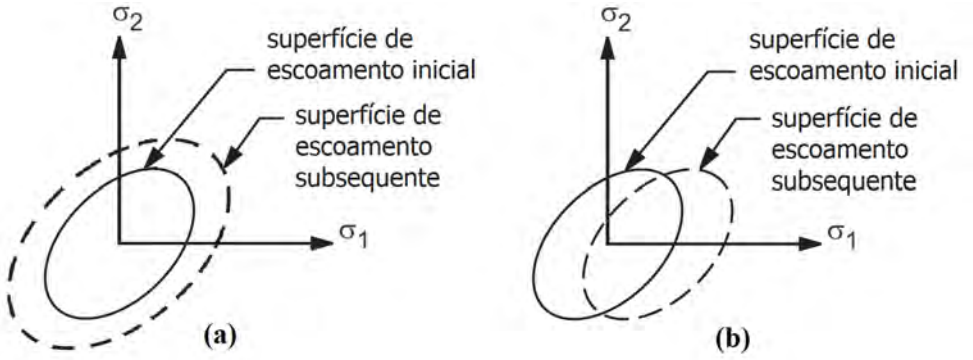

Figura 9 – Representações da superfície de escoamento no endurecimento isotrópico (a) e cinemático (b)

Neste modelo, a faixa elástica é considerada sem alterações durante o endurecimento. Com isto, a tensão de escoamento de compressão é considerada diferente da tensão de escoamento de tração durante os carregamentos e descarregamentos. Assim, considera-se o efeito Bauschinger de maneira plena.

4 Mecânica da Soldagem Computacional

4.1 Introdução

> *"Simulação é o processo de concepção de um modelo de um sistema real e a realização de experiências com este modelo, com a finalidade de compreender o comportamento deste sistema ou avaliar várias estratégias (dentro dos limites impostos por um critério ou conjunto de critérios) para a operação do sistema."*(CHUNG, 2003)

Por definição, simulação consiste em empregar formalizações em computadores, tais como expressões matemáticas ou especificações mais ou menos formalizadas, com o propósito de imitar um processo ou operação do mundo real. Dessa forma, para ser realizada uma simulação, é necessário construir um modelo computacional que corresponda à situação real que se deseja simular. Isto pode ser realizado para qualquer problema de engenharia, como por exemplo o processo de soldagem. Na Fig. 10, tem-se uma comparação entre a física da soldagem e um modelo de simulação de soldagem, enquanto na Fig. 11 são apresentados vários conhecimentos ligados à simulação do processo de soldagem.

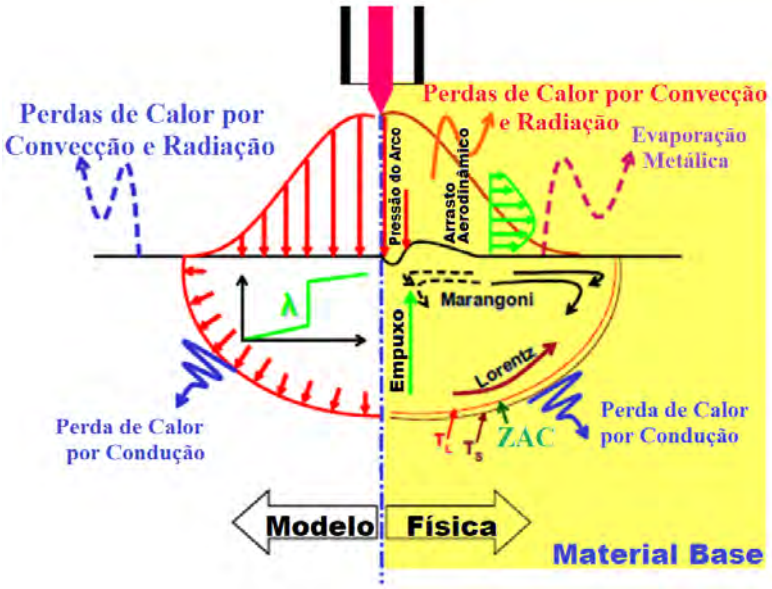

Figura 10 – Física da soldagem (direita) e modelagem numérica da soldagem (esquerda). Adaptado de Gilles, El-Ahmar e Jullien (2009)

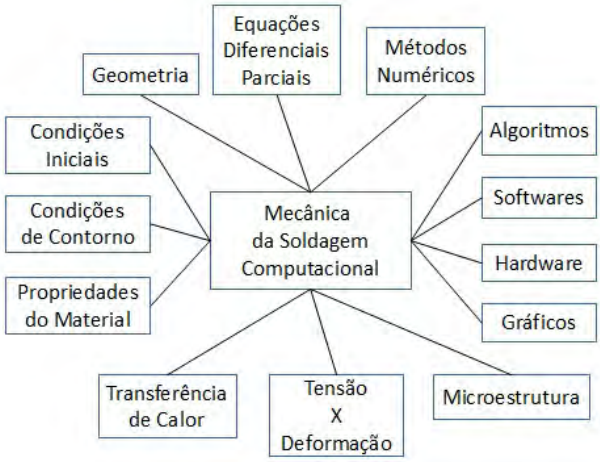

Figura 11 – Conhecimentos ligados à simulação da soldagem. Adaptado de Goldak e Akhlaghi (2005)

Por questões de simplicidade, as primeiras simulações de soldagem utilizaram representações analíticas da fonte de calor, representando-a como linhas ou pontos. Estes modelos negligenciavam a distribuição espacial da energia e ignoravam a dependência das propriedades dos materiais com a temperatura. Como resultado, os ciclos térmicos computados eram válidos apenas para pontos muito afastados da poça de fusão (PAVELIC et al., 1969) (MURAKI; BRYAN; MASUBUCHI, 1975), e dados quantitavos para as tensões perto e na região da poça de fusão não podiam ser obtidos com acurácia para estas análises. Com o desenvolvimento de métodos numéricos mais eficientes e computadores mais poderosos, o potencial para prever quantitativamente os ciclos térmicos e tensões perto da poça de fusão aumentou significativamente (MAHIN et al., 1991).

Nos últimos anos, vários modelos de simulação foram propostos e empregados para prever o comportamento de estruturas soldadas compostas por aços inoxidáveis. Dong, Hong e Bouchard (2005) estudaram tensões residuais em soldas de reparo utilizando modelos com elementos finitos tipo casca 3-D. Mochizuki et al. (2005) investigaram a distribuição de tensões residuais nos pontos inicial e final de uma solda circunferencial através de uma análise utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF) em três dimensões. Utilizando modelos 2-D axissimétricos e modelos 3-D, Deng e Murakawa (2006) compararam resultados do campo de temperaturas e tensões residuais de suas simulações com experimentos de laboratório. Smith e Smith (2009) apresentam uma compilação de resultados efetuados por oito institutos de pesquisa ao redor do mundo, sobre um estudo de caso de soldagem de topo, através de diversas técnicas, para obter os comportamentos das temperaturas e tensões residuais e compará-los com os experimentos.

Apesar de todos estes avanços, devido à complexidade do processo, algumas simplificações devem ser feitas para se obter tempos computacionais razoáveis e possibilitar um balanço de incertezas devido à modelagem do comportamento dos materiais e dos valores

de suas propriedades.

Segundo Goldak e Akhlaghi (2005), é improvável que a mecânica da soldagem computacional elimine todos os experimentos em soldagem. Ao invés disso, é provável que aumente a demanda por dados constitutivos mais precisos dos materiais, principalmente a altas temperaturas, além de incluir os efeitos das mudanças na microestrutura. Não deverá ser eliminada a necessidade de protótipos de processos e produtos. Entretanto, as simulações deverão reduzir drasticamente o número e o custo de tais experimentos e melhorar a precisão e a significância dos dados obtidos em cada experimento. Na indústria automotiva, estima-se que a *Computer Aided Engineering* (CAE) reduziu o número de protótipos necessários de uma dúzia para apenas um ou dois.

O desenvolvimento de cálculos dos ciclos térmicos e dos ciclos de tensão-deformação elastoplástico tem sido lentos devido a inerente complexidade das geometrias, condições de contorno e não linearidades das propriedades dos materiais no processo de soldagem. Também as dificuldades em se obter propriedades dos materiais, realizar medições experimentais para validar as previsões e a complexidade física do processo contribuem para inibir o progresso da simulação da soldagem.

Nos últimos anos, a aplicação da simulação numérica no processo de soldagem foi impulsionada principalmente devido ao aumento da capacidade de processamento dos computadores e da disponibilidade de programas comerciais, sendo que o MEF tem sido o mais utilizado pela comunidade científica para a simulação deste tipo de problema.

4.1.1 Aspectos da Simulação do Processo de Soldagem

É comum simplificar o problema da simulação da soldagem na análise de pelo menos três campos: o térmico, o mecânico e o metalúrgico. De modo geral, o campo térmico é independente do campo estrutural, permitindo que as soluções sejam realizadas em sequência (térmico-estrutural) sem a necessidade de acoplamento. Segundo Lindgren (2006) e Dong (2003), é admissível adotar uma análise termomecânica desacoplada sem que ocorra uma perda significativa de precisão nos resultados, sendo encontrados bons resultados e com maior simplicidade, considerando apenas as análises de transferência de calor e mecânica no modelo matemático dos materiais base e do cordão de solda.

Na maioria dos casos de simulação, primeiramente uma análise térmica transiente é efetuada, na qual é determinada a distribuição de temperaturas para um ou cada um dos passes da soldagem. O campo de temperaturas de cada passo de tempo é então lido como uma carga térmica para calcular os deslocamentos e tensões em uma análise estrutural subsequente.

Brickstad e Josefson (1998) simularam as tensões residuais devido à soldagem usando o software ABAQUS©, consistindo na análise dos campos térmico e estrutural. Eles

utilizaram a técnica conhecida como *"element birth and death"* que considera a ativação dos elementos pertencentes ao cordão de solda de uma malha de elementos finitos, à medida que a fonte de calor se movimenta. Esta ativação simula a deposição de pequenas porções de material conforme a fonte de calor avança, fazendo com que a técnica se aproxime muito mais da realidade, ao contrário do método tradicional, que considera todo o passe presente desde o início da simulação.

4.1.2 Possibilidades da Simulação da Soldagem

De acordo com Goldak e Akhlaghi (2005), os modelos numéricos podem ser examinados para prover observações que nunca poderiam ser obtidas experimentalmente. Por exemplo, é conhecido que as distorções causadas pela soldagem de um aço inoxidável austenítico é em torno de três vezes maior do que as distorções causadas na soldagem de aço carbono. Ao analizar modelos onde cada propriedade pode ser variada separadamente, a sensibilidade da distorção devido a cada propriedade pode ser computada. Isso pode prover o conhecimento necessário para entender a maior distorção dos aços austeníticos. É claro que isto nunca poderia ser feito experimentalmente.

Segundo Shan et al. (2009), para estabelecer a importância das distorções e tensões residuais na análise da integridade estrutural de componentes soldados, primeiro é necessário quantificá-los experimentalmente ou através de técnicas de modelagem numérica. A vantagem de uma ferramenta de modelagem confiável é de que, uma vez validado o modelo, é possível prever resultados para uma grande faixa de condições de soldagem, com relativamente pouco esforço.

Como uma ferramenta numérica permite calcular as tensões residuais e distorções causadas pela soldagem, é possível modificar parâmetros de soldagem, sequência de soldagem, entre outras variáveis, e analisar com bastante detalhe suas implicações na estrutura de uma maneira rápida e com baixo custo. Desse modo, torna-se possível otimizar o processo de soldagem e o projeto da estrutura soldada com reduções de custo e aumento da qualidade do produto final.

Devido ao que já foi apresentado, seria de grande valia para a indústria da soldagem desenvolver e evoluir softwares e modelos capazes de computar as tensões e distorções para diferentes condições de soldagem. O software comercial SysWELD© apresenta-se como uma ferramenta útil para a indústria da soldagem. Espera-se que em um futuro próximo o fabricante possa escolher uma liga, sua espessura, condições de soldagem, e então avaliar estes parâmetros e determinar aqueles que minimizariam os problemas durante a produção das peças (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005).

Apesar das habilidades para executar estas análises serem importantes, a grande justificativa para a mecânica da soldagem computacional é que está se tornando mais

barato, mais rápido e mais preciso executar simulações no computador do que realizar experimentos de laboratório.

4.2 Método dos Elementos Finitos

Dentre os três métodos que se apresentaram ao longo do tempo para a solução de problemas semelhantes ao proposto (Diferenças Finitas, Elementos de Contorno, e Elementos Finitos), o Método dos Elementos Finitos (MEF) vem sendo o escolhido devido a sua capacidade para realizar análises não lineares e com grandes complexidades geométricas (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005).

O MEF é uma ferramenta de análise numérica útil e poderosa. Pode ser empregada para simular o campo de temperaturas, as distorções e o campo de tensões residuais de um elemento submetido a um processo de soldagem.

O MEF consiste em dividir o domínio da solução em regiões de forma simples, chamadas de *elementos*. Uma solução aproximada das equações pode ser desenvolvida para cada um destes elementos. A solução total é gerada juntando as soluções individuais, tomando-se o devido cuidado para garantir a continuidade nas fronteiras dos elementos (CANALE; CHAPRA, 2011).

Primeiramente, deve ser feita uma *discretização*. Isso significa dividir o domínio da solução em diversos elementos finitos. Os pontos de interseção das arestas que delimitam os lados dos elementos são chamados de *nós*. O passo seguinte é desenvolver equações para aproximar as soluções para cada elemento. Estas equações resultam da discretização espacial e temporal que governam os fenômenos envolvidos. Dentre os métodos existentes de discretização espacial, um dos mais utilizados é o *Método de Galerkin*.

Matematicamente, as equações resultantes para cada elemento representam um sistema de equações algébricas lineares, que podem ser expressas na seguinte forma matricial:

$$[K][x] = [F] \tag{4.1}$$

onde [K] é a *Matriz de Rigidez* do elemento, [x] é o vetor de incógnitas nos nós do elemento e [F] é um vetor coluna que reflete o efeito de qualquer influência externa aplicada a estes nós.

Depois que cada elemento possui seu sistema, este sistemas são agrupados para caracterizar um único sistema de equações para todo o domínio. Esse processo de montagem é governado pelo conceito de continuidade. As soluções para elementos vizinhos são equiparadas, de modo que os valores das incógnitas nos seus nós em comum sejam iguais. Assim a solução será contínua.

A solução deste grande sistema de equações algébricas pode então ser obtido através de qualquer método numérico para resolução de sistemas de equações.

A construção da malha de elementos finitos requer um julgamento cuidadoso dos fenômenos a serem estudados e é uma das etapas mais intensas da simulação numérica.

Para a simulação da soldagem, a malha até pode possuir o formato prévio da poça de fusão, mas conforme apresentado por Goldak e Akhlaghi (2005), isso não é obrigatório. Como a poça de fusão tem dimensões na ordem de centímetros e a peça dimensões na ordem de metros, a malha deve aumentar de tamanho gradualmente, para reduzir os custos computacionais.

A grande maioria dos elementos é concentrada ao longo do cordão de solda, já que neste lugar o gradiente de temperaturas, deformações e distorções varia mais abruptamente.

O MEF é utilizado para discretizar a Eq. 3.11, resultando em um sistema de equações cuja solução proporciona o cálculo dos deslocamentos da estrutura e, secundariamente, todas as outras quantidades de interesse, tais como deformações e tensões.

4.3 Acoplamento Termo-Estrutural

Os deslocamentos das porções de material, durante a soldagem, não afetam as distribuições de temperaturas destas porções, conforme apresentado por Brickstad e Josefson (1998), Deng e Murakawa (2006) e Capriccioli e Frosi (2009). Da mesma maneira, estes autores relatam que o comportamento termo-mecânico da peça durante a soldagem pode perfeitamente utilizar uma formulação desacoplada, visto que as mudanças dimensionais podem ser negligenciadas e que o calor devido ao trabalho mecânico é insignificante quando comparado com a energia do arco elétrico.

A Fig. 12 descreve os acoplamentos entre os diferentes campos da modelagem da soldagem. Os acoplamentos dominantes estão representados pelas linhas cheias, e os acoplamentos secundários estão mostrados com as linhas tracejadas. O significado dos números está descrito abaixo da figura.

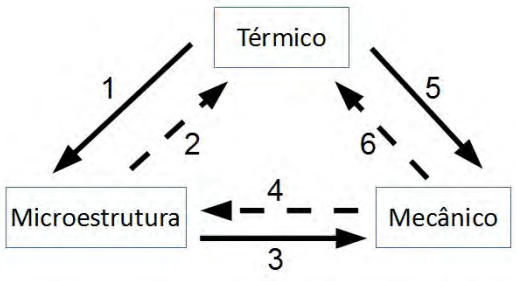

Figura 12 – Acoplamentos relacionados a diferentes campos da análise da soldagem. Adaptado de Goldak e Akhlaghi (2005)

1. Taxas de Transformação: a evolução da microestrutura depende das temperaturas.
2. Calor Latente: cada transformação de fase tem um calor latente associado.
3. Trasnformação de Fase: mudanças de volume devido a mudanças de fase. Comportamento elástico e plástico do material dependem da microestrutura.
4. Taxas de Transformação: evolução da microestruturas martensítica e bainítica dependem da deformação mecânica.
5. Expansão Térmica: deformações mecânicas dependem da temperatura.
6. Trabalho Plástico: deformações mecânicas geram calor no material.

As deformações dependem das temperaturas, mas as temperaturas são independentes das deformações. Devido a isso, o problema térmico é resolvido primeiro para obter o campo de temperaturas ao longo das chapas soldadas, em função do tempo. Este campo de temperaturas é então provido como uma entrada da simulação mecânica, o qual direciona o campo de deformações térmicas e serve para determinar os valores das propriedades mecânicas que dependem da temperatura (SHAN et al., 2009).

4.4 Propriedades dos Materiais

A modelagem do material é, junto com as incertezas da entrada de calor, um dos maiores problemas da simulação da soldagem. A análise térmica geralmente apresenta menos problemas numéricos, com exceção do grande calor latente durante a transição sólido-líquido, além de ser mais fácil obter valores precisos das propriedades térmicas, em relação as propriedades mecânicas de um sólido (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005).

As propriedades térmicas possuem um papel mais importante que as propriedades mecânicas. Isso se deve ao fato de que a dilatação térmica é a força motriz do fenômeno de deformação do material sob soldagem. A dilatação é determinada pelo campo de temperaturas e, portanto, é fortemente influenciada pelas propriedades térmicas.

O histórico termomecânico completo de um material vai influenciar suas propriedades. No entanto, para a maioria dos casos, uma aproximação adequada seria variar as propriedades apenas com a temperatura e deformação plástica. No entanto, a abordagem mais comum para o cálculo das propriedades é ignorar as influências das mudanças na microestrutura e assumir que as propriedades dependem apenas da temperatura (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005).

Segundo Capriccioli e Frosi (2009), devido a grande dificuldade de obter-se as propriedades acima do ponto de fusão, uma maneira mais simples de continuar as análises acima desta temperatura é manter as propriedades constantes fora da faixa de sólido

do material. Ainda de acordo com estes autores, variações de 10% nas propriedades do material não apresentaram interferência significativa nos resultados das simulações por eles realizadas para o aço inoxidável AISI 316.

4.4.1 Propriedades Térmicas

Todo o histórico térmico do material pode ser modelado através de apenas uma propriedade, a entalpia (CAPRICCIOLI; FROSI, 2009), onde a massa específica e o calor específico são utilizados na Eq. 3.4 para computar esta propriedade. Dentro dos valores obtidos com esta equação, ainda pode ser adicionada a parcela de calor latente devido a mudança de fase (fusão e solidificação) do material. As outras propriedades necessárias são condutividade térmica do material e a emissividade do material, caso o fenômeno de radiação esteja sendo estudado.

A pequena diferença na quantidade de carbono entre os aços inoxidáveis AISI 304 e AISI 304L é considerada insignificante no sentido de alterar os valores do coeficiente de dilatação térmica linear. Logo, os valores recomendados deste coeficiente para o aço AISI 304 também são aplicáveis para o AISI 304L (DESAI; HO, 1978).

4.4.2 Propriedades Mecânicas

Vários pesquisadores utilizam o limite de escoamento do metal de adição como sendo igual ao do metal base. Deng, Murakawa e Liang (2008), em particular, investigaram a influência do limite de escoamento destes materiais nos seus modelos. Eles simularam casos onde o metal base e o metal de adição possuiam valores de escoamento iguais e diferentes, para avaliar as diferenças entre eles. Concluiram que, na maioria dos casos, não há diferenças significativas entre utilizar tensões de escoamento iguais ou diferentes para o material base e o de adição.

4.5 Modelo Térmico

Para uma análise mais abrangente, Murthy, Rao e Iyer (1996) afirmam que as formulações térmicas, assim como as mecânicas, devem levar em consideração as não linearidades devido a variação das propriedades do material e dos coeficientes de transferência de calor com a temperatura, assim como a inclusão das condições de contorno para o fenômeno de radiação.

Capriccioli e Frosi (2009) verificaram que a velocidade de soldagem é uma das variáveis mais importantes para a simulação desses processos, apresentando grandes variações nos resultados, mesmo com pequenas mudanças. A velocidade utilizada na

simulação deve ser exatamente a mesma medida nos experimentos, e esta medida deve ser feita com a maior precisão possível.

4.5.1 Fonte de Calor

É possível escolher vários tipos de distribuições para a fonte de calor, além de que ela pode ser pulsada ou usada na forma de alguma onda. No entanto, não podem existir outros tipos de funções para fontes da Segunda Geração(3.3.2), já que elas se baseiam apenas na equação geral da condução de calor (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005).

As fontes volumétricas representam de maneira mais precisa a geometria da zona de fusão, quando comparadas as fontes de área. Porém são mais complexas para serem implementadas em uma simulação por MEF, visto que possuem uma quantidade de parâmetros geométricos a determinar muito maior que em uma fonte de área. Mas para espessuras relativamente baixas, as fontes de área apresentam resultados razoáveis.

Em relação à maneira de aplicação da carga térmica na simulaçao, Brickstad e Josefson (1998) e Hong, Tsai e Dong (1998) recomendam que o calor deve ser aplicado assumindo uma carga do tipo rampa, já que este modo de aplicação corresponde melhor com o fenômeno de aproximação e passagem da tocha de soldagem.

Smith e Smith (2009) apresentam algumas recomendações sobre as fontes de calor, dentre elas: a fonte de calor deve ser ajustada com dados obtidos aproximadamente na metade do cordão de solda, região na qual o processo já atingiu um condição estabilizada; a entrada de calor global (mais precisamente o valor da eficiência térmica) deve ser ajustada adequando-se os ciclos térmicos com aqueles medidos por termopares a distâncias "medianas"do cordão de solda, em regiões não afetadas pela radiação do arco elétrico e que não possuam gradientes térmicos muito acentuados; e o tamanho e forma da fonte de calor devem ser ajustados também de acordo com o perfil da zona de fusão revelado por macrografias do cordão de solda.

Mollicone et al. (2006), nos seus estudos, determinaram as eficiências térmicas de maneira inversa, relacionando os ciclos térmicos obtidos com aqueles adquiridos de termopares, visto que nem sempre é possível elaborar ensaios de calorimetria para obter este parâmetro.

4.5.2 Modelagem do Fenômeno de Radiação

Wangsdan (2006) examinou os efeitos separados da incorporação da convecção e da radiação no seu modelo térmico. Foi verificado que o efeito da convecção nas temperaturas previstas é desprezível, e que o problema de transferência de calor é dominado pelas perdas de calor devido à radiação na região do cordão de solda, enquanto em regiões afastadas do cordão a transferência de calor é dominada pela condução na própria peça sob soldagem.

Apesar de alguns autores utilizarem um coeficiente global de transferência de calor que engloba os efeitos da convecção e radiação simultaneamente, devido à complexidade dos fenômenos o mais adequado é avaliá-los separadamente, principalmente porque estes dois fenômenos possuem diferentes faixas de temperaturas onde se tornam mais intensos.

4.5.3 Coeficiente de Transferência de Calor

Em relação ao coeficiente de transferência de calor, Argyris, Szimmat e Willam (1983), Brickstad e Josefson (1998), Deng, Murakawa e Liang (2008) e alguns outros autores utilizam expressões para um coeficiente de transferência global, que inclui as contribuições tanto da convecção quanto da radiação na mesma expressão, e na qual estas dependem da temperatura.

Goldak e Akhlaghi (2005) citam um trabalho que determinou um coeficiente de transferência por convecção h_c=10 W/m^2.K para temperatura ambiente de 27 ^{o}C, para convecção natural com o ar. Shan et al. (2009) utilizam um valor para o coeficiente de transferência de calor por convecção, para a temperatura ambiente (20 ^{o}C) no valor de 5.7 W/m^2.K. No seu comparativo entre oito institutos de pesquisa, Smith e Smith (2009) mostram que foram utilizados valores que variaram de 4.2 até 11.8 W/m^2.K. Em geral, para chapas metálicas soldadas a temperatura ambiente e sob convecção natural, a literatura apresenta uma faixa de coeficientes h_c que varia de 5 a 20 W/m^2.K.

4.5.4 Calor Latente do Processo

Para uma análise mais realista do ciclos térmico da soldagem, deve-se levar em conta o calor latente devido a fusão e solidificação da poça de soldagem. Brickstad e Josefson (1998), Deng, Murakawa e Liang (2008), Capriccioli e Frosi (2009), entre outros, levam em conta o calor latente nos seus modelos. O que pode variar é a maneira como este calor é incorporado nos cálculos, dependendo da metodologia de simulação adotada.

4.5.5 Condutividade Térmica Artificial

As transferências de calor por convecção do metal líquido dentro da poça de fusão são transformadas, por equivalência, em transferência de calor por condução em um sólido, através da modificação da condutividade térmica do material para temperaturas acima da temperatura de fusão (MAHIN et al., 1991) (ORTEGA et al., 1998) (YAGHI; BECKER, 2004) (DENG; MURAKAWA; LIANG, 2008).

Brickstad e Josefson (1998) usam este conceito e o chamam de *condutividade térmica artificial*. O objetivo desta mudança é fazer a equivalência de uma transferência de calor do metal líquido em uma transferência por condução mais acentuada. No trabalho apresentado por aqueles autores, acima do ponto de fusão, a condutividade térmica foi

duplicada para simular o efeito do fluxo convectivo no material fundido. Estes valores de condutividade artificial na região de temperatura onde o material é líquido dependem da natureza do material e podem ser até dez vezes maiores que o valor da condutividade à temperatura ambiente (KYRIAKONGONAS, 2008).

4.6 Modelo Mecânico

A análise de distorções e tensões na soldagem envolve efeitos mecânicos que podem ou não ser dependentes da taxa de deformação plástica. Deformações plásticas que ocorrem abaixo da metade da temperatura de fusão geralmente são independentes da taxa. Relaxação de tensões por fluência ou por viscoplasticidade são dependentes da taxa, e devem ser considerados para deformações acima da metade da temperatura de fusão, em soldagens multipasse e no alívio de tensões de soldas (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005). De maneira geral, temperaturas acima da metade do ponto de fusão do material geralmente possuem menor importância na geração de distorções e tensões residuais, pois a tensão de escoamento a estas temperaturas é muito baixa.

Na soldagem, o modelo constitutivo ideal do processo deve ser independente da taxa de deformação para temperaturas menores que 50% da temperatura de fusão, dependentes da taxa entre 50% e 80% da temperatura de fusão, e linear viscoso para temperaturas maiores que 80% da temperatura de fusão. Ou seja, o modelo constitutivo deveria mudar em função da temperatura no espaço e no tempo (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005).

Segundo Brickstad e Josefson (1998), informações experimentais sobre o escoamento e endurecimento de materiais durante rápidos aquecimentos e resfriamentos perto da temperatura de fusão e durante possíveis transformações de fase são muitas vezes escassos. Devido a isso, acaba-se por empregar modelos clássicos de materiais elastoplásticos, ou talvez viscoelastoplásticos. Isto significa que as deformações plásticas experimentadas pelo material na zona de fusão e na zona afetada pelo calor (ZAC), sendo compressão a altas temperaturas e tração durante o resfriamento, serão modeladas apenas por modelos de endurecimento cinemático ou isotrópico. Estas simplificações indicam que estas deformações plásticas serão maiores nestas regiões, o que demonstra que devem ser utilizados modelos que empreguem formulações para grandes deformações. Brickstad e Josefson (1998) citam o critério de von Mises isotrópico acoplado a uma regra de endurecimento cinemático e uma representação bilinear da curva tensão-deformação como uma boa aproximação para modelagem dos processos de soldagem.

Na sua análise mecânica, Deng e Murakawa (2006) utilizam os seguintes conceitos para cada componente da deformação total, sendo eles:

- Deformação elástica: utiliza a Lei de Hook para materiais isotrópicos, com módulo

de elasticidade E e coeficiente de *Poisson* ν variáveis com a temperatura;

- Deformação plástica: emprega um modelo com deformação plástica independente da taxa, usando o critério de von Mises para o escoamento, propriedades mecânicas dependentes da temperatura, e um modelo de endurecimento cinemático;
- Deformação térmica: utiliza o coeficiente de expansão térmica, com as temperaturas obtidas na simulação térmica para calcular esta componente da deformação devido as dilatações e contrações do material.

Geralmente o material perde sua rigidez rapidamente em temperaturas a partir de 1000 ^{o}C e valores acima deste são comumente utilizados como uma temperatura de corte na etapa mecânica da simulação, sendo a máxima temperatura permitida como carga na simulação mecânica, além de ser a temperatura de referência para computar as deformações térmicas (MOLLICONE et al., 2006).

Brickstad e Josefson (1998), Hong, Tsai e Dong (1998) e Ohms et al. (2009) utilizaram em suas simulações um modelo bilinear de endurecimento cinemático. Ficquet et al. (2009) utilizaram endurecimento cinemático não-linear com a formulação *Lemaitre-Chaboche*, considerado o modelo mais completo de todos e que obteve as melhores aproximações nas comparações compiladas por Smith e Smith (2009), sobre o aço inoxidável AISI 316L.

4.7 Técnica *Element Birth and Death*

O método mais tradicional para simulação da soldagem considera a presença de todo o cordão durante as etapas térmica e mecânica da simulação. Apesar de ser mais simplificado, quando se trata de deposição de material e soldagens multipasse, esse método introduz alguns erros nos resultados, principalmente no campo de distorções da peça. Como este modelo é uma abordagem mais simples na simulação da soldagem, essa abordagem é referenciada por alguns autores, como Shan et al. (2009), como a abordagem *padrão*.

A técnica denominada de *Element Birth and Death* (neste documento chamada de EBD) permite que se ative os elementos pertencentes ao cordão de uma malha de elementos finitos a medida que a fonte de calor se movimenta. Embora esta técnica seja preferível para a simulação do processo de soldagem com deposição de material, ela apresenta algumas dificuldades de convergência numérica. Além disso, em casos de soldagem multipasse, um dos principais inconvenientes da aplicação da técnica EBD é o fato de que os elementos pertencentes aos passes intermediários têm suas fronteiras vizinhas aos elementos dos outros passes e sendo impedidos, dessa forma, de contemplar os efeitos de transferência de calor na superfície do cordão e transferir este para o ambiente, através de elementos na malha que computam este fenômeno (KYRIAKONGONAS, 2008).

A desativação, e posterior ativação dos elementos, é realizada utilizando-se um multiplicador, de valor muito baixo, na matriz de rigidez do elemento, fazendo com que seus termos fiquem praticamente nulos e suas influências nos resultados também.

Ao utilizar uma fonte de calor móvel com EBD, pequenas seções do passe de soldagem são adicionadas de maneira incremental, para representar a natureza transiente da deposição do metal de adição. Esta análise consiste basicamente dos seguintes estágios:

1. Estágio 1: todos elementos pertencentes aos passes são desativados.
2. Estágio 2: seções do passe são reativadas em passos sucessivos para simular a deposição do metal de adição conforme a fonte se desloca ao longo do chanfro.
3. Estágio 3: a deposição é completa e a chapa resfria até o equilíbrio.

O tamanho das seções adicionadas sucessivamente a cada passo está relacionada com o tamanho da fonte de calor e com a velocidade de soldagem (SHAN et al., 2009).

Conforme mencionado anteriormente, o uso do EBD pode gerar sérios problemas numéricos na análise estrutural, já que elementos inativos na interface entre elementos antigos, já depositados e os novos elementos depositados em um determinado passe podem estar altamente distorcidos quando estiverem sendo ativados. As faces do material antigo foram deformadas durante os passes anteriores, enquanto as faces formando os novos passes estão livre de deformações. Tentativas de ajustar os elementos não deformados à geometria deformada levará à geração de tensões neste material supostamente livre de tensões e redistribuindo as tensões residuais dos passes anteriores. Mesmo assim, é possível utilizar a técnica EBD também na análise estrutural.

Algumas soluções são sugeridas por Brickstad e Josefson (1998), como por exemplo ajustar o deslocamento nodal após cada passe para se ajustar ao material a ser depositado. Porém isso consome muito tempo de trabalho manual. Ao invés disto, estes autores utilizam uma técnica simplificada na qual todo material depositado está ativo na análise estrutural, mas os nós que pertencem aos elementos dos passes de soldagem que ainda não foram depositados são mantidos a uma alta temperatura, até o momento de ativação dos elementos do passe. Nesta temperatura, a rigidez e as tensões de escoamento são baixas e o material pode ser considerado inativo.

Shan et al. (2009) perceberam que para o método padrão, algum calor é conduzido pelos elementos do passe que estão à frente da fonte de calor, o que pode reduzir as temperaturas de pico. Os dois métodos geralmente prevêem as temperaturas de maneira similar e suas diferenças máximas não ultrapassam 15%. A sensibilidade dos resultados dos perfis térmicos da análise padrão ou da análise por EBD foram examinados e se mostraram semelhantes.

4.8 Validações

> *"Podemos dizer que se não podemos prever o comportamento de um processo de soldagem, então não entendemos completamente este processo de soldagem."*(GOLDAK; AKHLAGHI, 2005)

Experimentalmente, correntes e tensões elétricas, frequências, velocidades de soldagem e de alimentação do arame, deslocamentos, deformações, tensões residuais, entre outros, podem ser medidos. Cordões de solda podem ser seccionados e suas seções transversais podem ser medidas em microscópios. Termopares e câmeras térmicas podem ser utilizadas para medir temperaturas do processo. Um grande número de dados experimentais pode ser obtido para qualquer tipo de soldagem, e muitos destes dados já foram publicados. Todas estas questões auxiliam a obtenção de modelos numéricos que apresentem uma boa acurácia.

O primeiro fator a considerar é a acurácia que desejamos para o modelo. Nenhum processo da indústria é controlado com uma tolerância menor que 5%. Os conhecimentos sobre valores de propriedades dos materiais como condutividade térmica, calor específico, tensão de escoamento, etc. raramente possuem uma acurácia menor que 5%. Isto já restringe a precisão de um modelo numérico para algo entre 5 a 25% conforme mencionado por Goldak e Akhlaghi (2005).

O segundo fator é o objetivo da modelagem. Se o objetivo é prever fratura à quente, então as temperaturas perto da poça de fusão devem ser medidas de maneira bem precisa. Se o propósito do modelo é prever distorções e tensões residuais, então o campo de temperaturas abaixo de 800 ^{o}C é o mais importante, já que acima disso as temperaturas tem pouca influência nestes fenômenos.

O terceiro fator é o tipo de informação que se possui. Modelos mais simples necessitam apenas dos dados de tensão e corrente, e o formato da zona de fusão. Modelos mais complexos podem ser construídos com dados de medições com termopares, medições de deslocamentos e de tensões residuais, para então serem validados.

Um bom acerto na entrada de calor, assim como sua distribuição, são críticos para análises dentro da ZAC. É esperado que diferentes formas de fontes de calor resultem em diferentes ciclos térmicos, microestruturas, assim como distorções e tensões residuais nesta região. Estas, entre outras, são as grandes razões de se realizar a validação de um modelo de simulação.

4.8.1 Validação de um Modelo Térmico

Após especificar os dados disponíveis para caracterizar a fonte de soldagem, deve-se decidir como utilizar estes dados. Exceto no interior da zona de fusão, as soluções

aproximadas podem ser extremamente precisas, desde que sejam fornecidos bons dados experimentais.

O calor de entrada pode ser ajustado de acordo com os dados experimentais. Isto pode ser feito para a poça de fusão, mas a maior precisão é obtida quando as temperaturas transientes (termopares) são medidas. Não é difícil atingir boa acurácia para temperaturas a uma certa distância do cordão de solda, mas este problema aumenta quando as medidas vão sendo realizadas cada vez mais próximas da zona de fusão (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005). Hong, Tsai e Dong (1998) relataram que o perfil da zona fundida em termos de tamanho e forma dominou a distribuição final de tensões residuais de suas simulações. Já Smith e Smith (2009) apresentaram as seguintes considerações sobre fontes de erro em medições com termopares: a variação na entrada de calor global nos corpos de prova tende a ter pequena interferência quando são utilizados processos automatizados; pode ocorrer contato térmico pobre ou variável entre os termopares e o corpo de prova; pode haver erros de posicionamento dos termopares; termopares muito próximos ao cordão de solda estão em áreas com altos gradientes de temperatura e são muito mais sensíveis a erros de posicionamento de qualquer tipo e ao contato térmico variável.

Somados, estes fatores sugerem que os termopares mais confiáveis para utilizar nas comparações com os resultados numéricos são aqueles em uma seção no meio do cordão de solda (sentido longitudinal), a distâncias medianas do cordão, e na parte inferior da chapa, para eliminar efeitos de interferência devido ao arco elétrico (SMITH; SMITH, 2009).

O formato e as temperaturas dentro da poça de fusão destes modelos da 2ª Geração são apenas meras aproximações da realidade. Como estes modelos não computam o campo de velocidades na poça, isso atribui um erro adicional nas temperaturas dentro da poça de fusão do material. A determinação do tamanho e formato da poça de fusão é obtida na simulação utilizando-se como referência uma linha isotérmica dentro da faixa de temperaturas de fusão do metal, que representa a interface sólido-líquido do material (SMITH; SMITH, 2009). As temperaturas acima desta isoterma não podem ser utilizadas para retirada de conclusões sobre o fenômeno térmico na poça de fusão.

Conforme apresentado por Ortega et al. (1998) Goldak e Akhlaghi (2005), e Deng e Murakawa (2006), os parâmetros geométricos da distribuição do fluxo de calor devem ser ajustados a partir dos resultados de experimentos de soldagem, mais precisamente a partir do tamanho e formato (penetração e largura) da poça de fusão, assim como dos ciclos de temperatura medidos em regiões relativamente próximas a zona fundida. É considerada uma boa concordância entre os resultados simulados e experimentais se o tamanho da poça de fusão simulada está em torno de 10% menor que o tamanho da poça real.

A medição do ciclo térmico de um determinado ponto da chapa, realizada com um termopar, é comparada com o ciclo térmico de um nó da simulação, que se encontrar na mesma posição em que foi feita a medição. Já a comparação das temperaturas máximas

obtidas em uma determinada seção transversal (chamada de "envelope"de temperatura), é feita com a zona de fusão obtida nos experimentos.

4.8.2 Validação de um Modelo Mecânico

Darmadi, Tieu e Norrish (2012) demonstraram a aplicabilidade das abordagens de simulação realizadas por diversos institutos de pesquisa ao redor do mundo, com suas respectivas validações experimentais de seus modelos mecânicos.

Shan et al. (2009) avaliaram as previsões dos modelos numéricos de soldagem de diferentes estudos. Em geral, obteve-se boa concordância entre os valores experimentais e os obtidos por simulações, em relação ao campo de temperaturas. A previsão de tensões residuais tendem a seguir o mesmo caminho, porém a concordância do ponto de vista quantitativo pode ser muito pobre. Além disso, há uma grande necessidade de se criar um experimento simples que represente uma situação típica de soldagem e que possa ser usada como *benchmark* para validar as simulações de tensões residuais.

Kyriakongonas (2008) conseguiu validar o campo de distorções com razoável precisão. Ortega et al. (1998) não conseguiu validar o seu modelo mecânico no que diz respeito as tensões residuais. No entanto, obteve bons resultados para temperaturas e distorções.

Na verdade, em termos de medições, medir a distorção (forma final da peça) pode ser realizado de maneira mais simples, utilizando mesas de coordenadas para determinar a forma da peça antes e depois da soldagem. Além disso, podem ser utilizados medidores de deslocamento (LVDT) para medir o deslocamento de um ponto em tempo real durante a soldagem. A medição de tensões residuais, no entanto, ainda carece de procedimentos padronizados, pois a maioria dos métodos de imagem (difração de raio-X, etc) conseguem medir as tensões apenas na superfície da peça, e sua calibração para efetuar as medições é demasiada complexa e dependem muito de cada tipo de material. Já métodos como o do furo cego apresentam apenas resultados pontuais e muitas vezes apenas qualitativos, com o objetivo de apenas identificar na peça soldada quais regiões possuem tensões residuais trativas ou compressivas.

Parte III

Preparação da pesquisa

5 Estudo de Caso

O estudo de caso apresentado neste trabalho consiste em uma soldagem de topo que foi estudada numérica e experimentalmente. Os experimentos foram desenvolvidos no Laboratório de Pesquisa em Engenharia da Soldagem (LAPES), localizado na Universidade Federal do Rio Grande - FURG. O experimento consistiu na soldagem de topo de duas chapas de aço inoxidável AISI 304L, realizada com diversos corpos de prova. A soldagem completa das chapas necessitou de um passe de raiz e dois passes de preenchimento.

5.1 Geometria

A modelagem do estudo de caso foi feita em um domínio 3-D. Segundo Deng e Murakawa (2006), a justificativa para utilizar uma modelo 3-D é de que este modelo pode fornecer informações detalhadas sobre os campos de temperatura, distorção e tensão residual para soldagens multipasse, necessitando, entretanto, de um grande tempo computacional devido à não linearidade muito alta de um problema termomecânico transiente. O modelo 2-D, apesar de poupar uma quantidade razoável de tempo computacional, não consegue capturar todos estes detalhes para uma análise completa do fenômeno.

A Fig. 13 apresenta uma vista em três dimensões do corpo de prova. Cada corpo de prova é composto por duas chapas de 200 mm de comprimento por 50 mm de largura. A chapa original da qual foram confeccionados os corpos de prova possui espessura nominal de 9,6 mm.

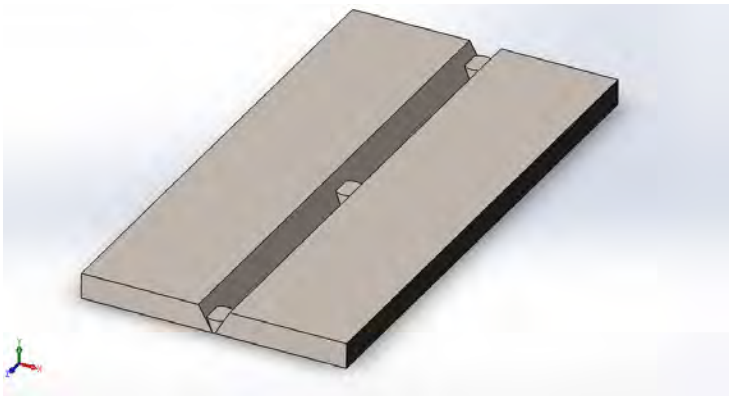

Figura 13 – Vista isométrica do corpo de prova, com três ponteamentos.

O chanfro é do tipo V, com ângulo de 60^o, e existe uma folga de 0,8 mm entre as chapas. A Fig. 14 apresenta a seção transversal do corpo de prova.

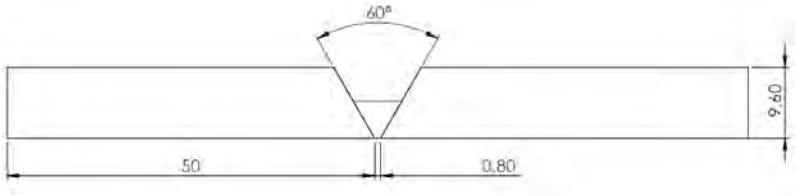

Figura 14 – Seção transversal do corpo de prova (dimensões em mm.)

Devido as condições de soldagem e de restrição do corpo de prova, foi possível utilizar o conceito de simetria para as simulações. Assim, foi modelado apenas metade do domínio, tomando como referência o cordão de solda. Isto é de grande utilidade do ponto de vista de diminuir o tempo computacional, comparado com a simulação de todo o domínio. A chapa é considerada sem restrições, estando completamente livre para se deformar.

5.2 Processo de Soldagem

O processo de soldagem utilizado foi o MIG/MAG convencional, com fonte de tensão constante, utilizando uma mistura de Argônio mais 2% de O_2 como gás de proteção, com vazão de $2,6.10^{-4}m^3/s$ (16 L/min) para os três passes. A distância bico de contato peça (DBCP), a velocidade de soldagem e outros parâmetros do processo se encontram na Tab. 1. O 2^o passe (1^o de preenchimento) foi realizado com a tocha reta, posicionando-se o arame no centro do passe de raiz previamente realizado. O 3^o passe (2^o de preenchimento) foi realizado com a tocha inclinada em 20^o puxando, com o arame transversalmente posicionado no centro do passe anterior. Este 3^o passe foi realizado com tecimento, com a tocha efetuando zigue-zague em relação ao centro, com uma amplitude de 6 mm e frequência de 3 Hz. Os sinais de tensão, corrente e velocidade de alimentação foram adquiridos por um sistema de aquisição de dados comercial a uma taxa de 5 kHz.

Tabela 1 – Parâmetros utilizados nos ensaios de soldagem (PRONEM, 2014).

Parâmetros	1^o Passe	2^o Passe	3^o Passe
Tensão Média Monitorada (V)	16,7	23	23
Corrente Média Monitorada (A)	161	226	226
Velocidade de Alimentação (m/s) [m/min]	0,0916 [5,5]	0,2283 [13,7]	0,2283 [13,7]
Velocidade de Soldagem (m/s) [cm/min]	0,00416 [25]	0,00483 [29]	0,00483 [29]
DBCP (mm)	12	18	18

5.3 Modelagem Térmica

Na modelagem térmica, foram contemplados todos os fenômenos já apresentados na Fig. 4, além da consideração das propriedades como dependentes da temperatura.

Em relação à convecção de material fundido na poça de fusão, as simulações apresentadas não são capazes de comtemplar tal fenômeno, conforme apresentado na Seção 4.5.5. Foi utilizado uma condutividade térmica equivalente, acima da temperatura de fusão, várias vezes superior a apresentada por este material a temperatura ambiente. Assim, esta transferência de calor por condução se torna equivalente a uma transferência de calor por convecção em um fluido.

5.3.1 Elementos Térmicos

Para análise térmica pelo MEF, foi utilizado o elemento SOLID70 (Fig. 15). Este elemento é um hexaedro de 8 nós, que pode ser degenerado para tetraedros, com capacidade para calcular condução térmica. Cada nó possui um grau de liberdade (GDL), que é a temperatura. Este elemento pode ser utilizado para análises em regime permanente ou transiente. Na sua matriz de rigidez podem ser inseridos valores de propriedades de condutividade térmica, massa específica, calor específico e entalpia do material. Nas suas faces podem existir cargas devido aos fenômenos de convecção ou radiação, mas nunca os dois ao mesmo tempo (ANSYS, 2011).

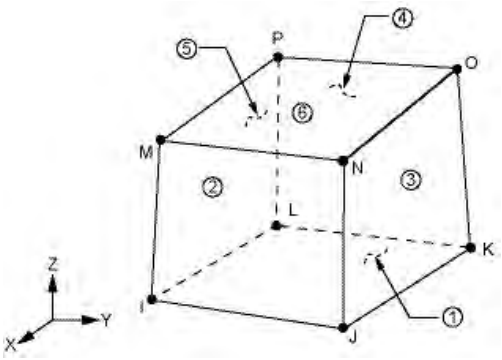

Figura 15 – Elemento tridimensional SOLID70 utilizado pelo software ANSYS©

Sobreposto nas faces externas do elemento anterior, foram utilizados elementos SURF152 (Fig. 16). Este elemento é bidimensional e possibilita o cálculo dos fluxos na sua superfície, como o fluxo devido a convecção e/ou radiação por exemplo. Este elemento possui quatro nós com a temperatura sendo seu GDL, e um quinto nó, externo, o qual é usado como referência para computar os fluxos devido à convecção e radiação, simultaneamente se necessário. Sua matriz de rigidez possui a emissividade do material como propriedade.

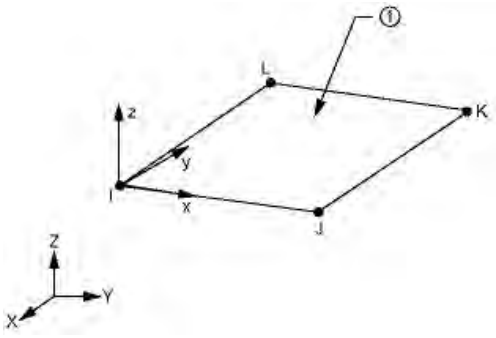

Figura 16 – Elemento bidimensional SURF152, utilizado pelo software ANSYS©

5.3.2 Fonte de Calor

Neste trabalho, o calor devido ao arco elétrico da soldagem foi modelado como uma fonte de calor de área, móvel, com uma distribuição bidimensional baseada em uma distribuição Gaussiana, sendo assim uma fonte de 2^a Geração. Assim, a distribuição de calor na superfície da poça de fusão está relacionada com um raio r (na qual a origem é o centro do arco), de acordo com a expressão abaixo (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005), similar a Eq. 3.5:

$$q(r) = \frac{\eta U I}{2\pi\sigma^2} e^{-(\frac{r^2}{2\sigma^2})} \tag{5.1}$$

onde *q(r)* é o fluxo de calor em uma superfície de raio r, η é o rendimento térmico do processo de soldagem aplicado, U é a tensão, I é a corrente e σ é o parâmetro de espalhamento da fonte. Conforme já mencionado na Seção 4.8.1, o parâmetro σ para cada passe e energia de soldagem deve ser otimizado de acordo com as dimensões da zona de fusão do respectivo passe, além dos seus ciclos térmicos.

Adotou-se um rendimento térmico que variou de 85% a 87%, valor este que, segundo Committee (1990), se encontra na faixa usual de rendimento térmico para o processo de soldagem MIG/MAG. Hong, Tsai e Dong (1998) utilizaram um valor de 85% em seus estudos sobre os processos GMAW. Um meio de determinar esta eficiência térmica experimentalmente seria o ensaio de calorimetria.

Diversos valores para σ foram testados, com a finalidade de obter o resultado mais satisfatório para o material estudado. Foram encontrados valores que variaram de 1.2 a 2.3, dependendo de qual o passe sob estudo, como os mais adequados para a distribuição gaussiana em questão. Valores estes de acordo com os estudos feitos por Teixeira, Araujo e Cunda (2013).

Na Fig. 17, pode-se visualizar uma distribuição Gaussiana, como a utilizada nas simulações.

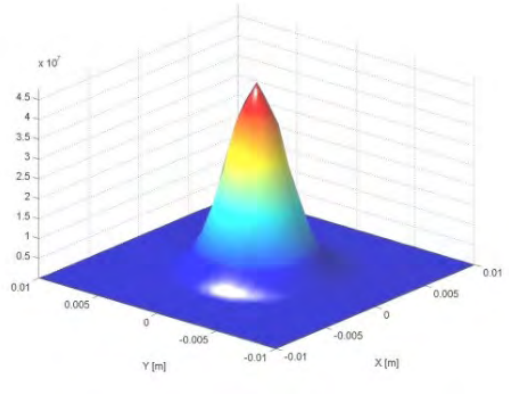

Figura 17 – Formato da distribuição Gaussiana utilizada nas simulações de soldagem

Nestas simulações térmicas, para determinar o fluxo de calor imposto pela fonte Gaussiana, foram utilizados os dados de tensão e correntes médias, de velocidade de soldagem e rendimento térmico, apresentados na Tab. 1 e aplicados na Eq. 5.1. Cabe lembrar que a fonte utilizada não leva em conta a inclinação da tocha no 2^o passe de preenchimento. A fonte é sempre aplicada na perpendicular, conforme a Fig. 17.

Como o domínio é discretizado, foi utilizado o procedimento de *normalização* da fonte, no qual se garante que todo o calor que deve ser aplicado ao longo da área foi dividido adequadamente para os nós presentes nesta área, de acordo com sua distância em relação ao centro.

Cabe ressaltar que não foi realizada a implementação de uma fonte volumétrica pois o objetivo do trabalho é analisar outras metodologias, que não estão ligadas ao tipo de fonte. A fonte de área utilizada já foi estudada e implementada por Teixeira, Araujo e Cunda (2013), o que garante mais segurança na avaliação destas outras metodologias propostas. Além disso, como a espessura de cada passe é pequena, infere-se que uma fonte de área é suficiente para apresentar resultados térmicos razoáveis.

5.3.3 Condições de Contorno e Iniciais

Inicialmente, a temperatura da chapa é a temperatura ambiente de 20 ^oC. A condição de contorno de convecção foi contemplada utilizando-se um coeficiente de transferência de calor por convecção constante. De acordo com as considerações apresentadas na Seção 4.5.3, foi utilizado o valor de $h_c = 10\ W/m^2.^oC$. Já para o fenômeno de radiação foi utilizada uma emissividade variável com a temperatura.

5.3.4 Propriedades Termofísicas

Todas as propriedades termofísicas do material sob estudo foram obtidas da literatura e de artigos de referência. As propriedades são descritas até a temperatura de

fusão do material, devido ao motivo apresentado na Seção 4.8.1. Acima desta temperatura, todas as propriedades são mantidas com valores constantes.

Na Fig. 18, encontram-se os valores utilizados para k (condutividade térmica), ρ (massa específica), C_p (calor específico) e H (entalpia), variáveis com a temperatura. O salto observado na entalpia, na faixa de fusão do material, foi obtido através da eq. 3.4, acrescentando-se ao cáculo a parcela de calor latente do material.

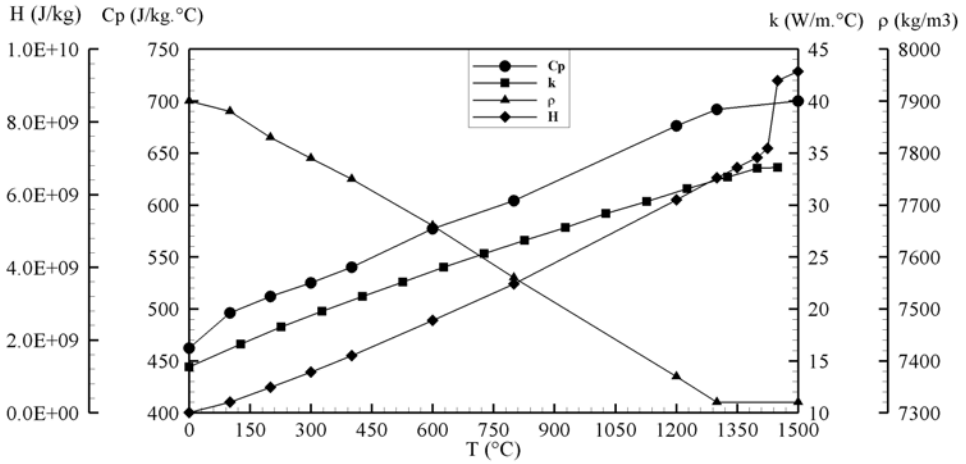

Figura 18 – Valores das propriedades termofísicas utilizadas para o aço inoxidável AISI 304L (HO; CHU, 1977), (DENG; MURAKAWA, 2006)

Na Tab. 2, apresentam-se os valores da emissividade total hemisférica para o aço em questão, de acordo com a temperatura. Da temperatura ambiente até 861 ^{o}C, foi utilizado o valor constante de 0.7, e acima de 1195 ^{o}C, foi utilizado o valor constante de 0.9. Para as faixas entre os pontos apresentados, foi utilizada uma interpolação linear. Foi utilizada a emissividade total hemisférica pois este valor representa a emissividade média em todas as direções (hemisférica) e em todos os comprimentos de onda (total).

Tabela 2 – Valores de emissividade total hemisférica para o aço inoxidável AISI 304L (TOULOUKIAN; DEWITT, 1970).

Temperatura	ε_r
861 ^{o}C	0.7
1028 ^{o}C	0.81
1195 ^{o}C	0.9

5.4 Modelagem Mecânica

Para contemplar o efeito Bauschinger, conforme Seção 3.4.5.4, foi utilizado um modelo de endurecimento cinemático. Este modelo pode ser implementado através de uma representação bilinear, multilinear ou não-linear da curva tensão-deformação do material,

dependendo da complexidade desejada e propriedades disponíveis. Uma representação de cada um destes modelos é apresentado na Fig. 19.

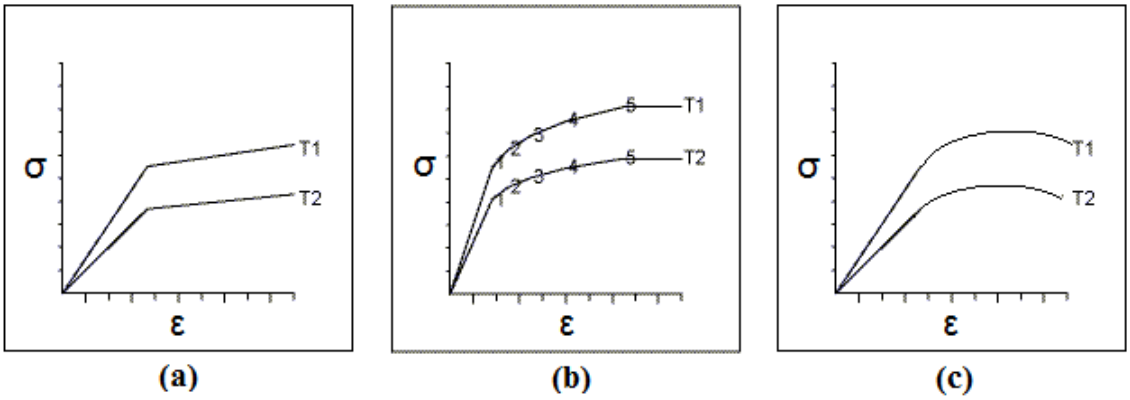

Figura 19 – Endurecimento Cinemático. Representação (a) Bilinear, (b) Multilinear e (c) Não-Linear (ANSYS, 2011)

A diferença entre eles reside na maneira como o comportamento plástico do material é modelado. No modelo Bilinear, utilizado neste trabalho e também por Brickstad e Josefson (1998), Hong, Tsai e Dong (1998) e Ohms et al. (2009), a curva do comportamento plástico no diagrama tensão deformação é representada por uma reta inclinada. No modelo Multilinear esta parte do gráfico é representada por vários segmentos de reta, e o modelo Não-Linear é representado por uma curva, o mais próxima possível da curva de um ensaio de tração para o material. Os itens T1 e T2 da Fig. 19 representam diferentes temperaturas.

No software utilizado para as simulações é permitido um máximo de até seis curvas, uma a cada temperatura, no modelo Bilinear de endurecimento cinemático. Esta curvas são apresentadas na Fig. 20.

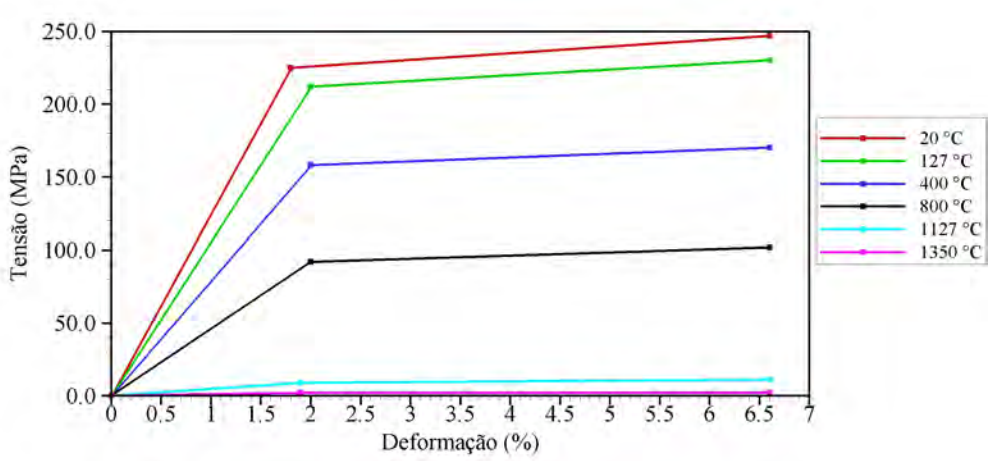

Figura 20 – Curvas de tensão-deformação, para seis temperaturas diferentes, implementadas no modelo Bilinear do ANSYS© *Multiphysics* (ORTEGA et al., 1998)

5.4.1 Elemento Estrutural

Para análise estrutural por elementos finitos, foi utilizado o elemento SOLID185 (Fig. 21). Este elemento é um hexaedro de 8 nós, que pode ser degenerado para tetraedros, com capacidade para modelar sólidos estruturais. Cada nó possui três GDL, que são os deslocamentos nas direções x, y, e z. Este elemento pode computar fenômenos como plasticidade, hiperelasticidade, encruamento, grandes deflexões e deformações, entre outros. Na sua matriz de rigidez podem ser inseridos valores de propriedades como módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson, coeficiente de dilatação térmica, massa específica, entre outros. Nas suas faces podem existir cargas de pressão e cargas térmicas (ANSYS, 2011).

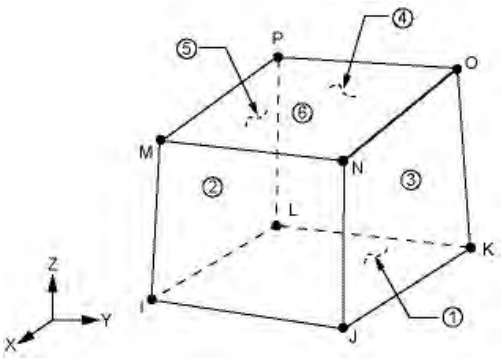

Figura 21 – Elemento tridimensional SOLID185 utilizado pelo software ANSYS©

5.4.2 Propriedades Mecânicas

Na Fig. 22, apresentam-se os valores utilizados para E (módulo de elasticidade), ν (coeficiente de Poisson) e α (coeficiente de dilatação térmica).

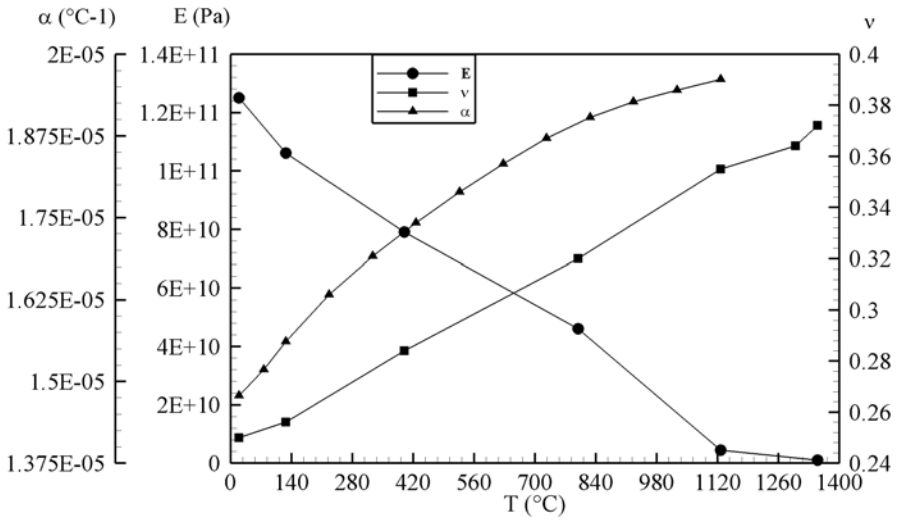

Figura 22 – Valores de E, ν e α para o aço inoxidável AISI 304L (DESAI; HO, 1978), (ORTEGA et al., 1998)

6 Materiais

6.1 Material a ser soldado

Utilizou-se o aço inoxidável AISI 304L com composição química nominal mostrada na Tab. 3, que está em conformidade com o esperado (SCHWEITZER et al., 2003). O resultado completo da composição química deste aço, obtido por espectroscopia ótica, encontra-se no Anexo A.

Tabela 3 – Composição química do aço inoxidável AISI 304L.

Composição Química (%)				
C	Mn	Si	Cr	Ni
0.0219	1.29	0.502	19.3	8.07

Para soldagem de aços inoxidáveis é necessária a determinação do arame-eletrodo adequado em função do metal de base. O arame especificado pela equipe do projeto PRONEM-FAPERGS foi o AWS ER 308L, e o *datasheet* do fabricante, com sua composição química, encontra-se no Anexo B. Foi utilizado o arame com diâmetro de 1 mm.

6.2 Hardware e Software

As simulações numéricas dos casos de soldagem abordados aqui foram realizadas com o software ANSYS© *Multiphysics*, através da interface *ANSYS Parametric Design Language* (APDL), devido a sua grande flexibilidade sobre a interface gráfica. A licença deste software foi adquirida dentro do projeto PRONEM-FAPERGS.

Para estas simulações, é necessária uma estação de trabalho com alta capacidade de processamento. Através do projeto PRONEM-FAPERGS foi adquirida uma estação de trabalho com a seguinte configuração:

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

A utilização de discos rígidos de estado sólido (SSD) foi uma especificação acertada, pois agiliza as simulações, já que a taxa de transferência de dados é muito maior do que um disco comum e a entrada e saída de dados durante a execução das simulações é muito intensa.

6.3 Equipamentos de Soldagem

Para condução dos testes de maneira automatizada, foi utilizado um robô de 6 graus de liberdade da marca *Motoman*, modelo HP20D, conforme Fig. 23. Os sinais de tensão, corrente e velocidade de alimentação foram adquiridos por um sistema de aquisição de dados comercial, a uma taxa de 5 kHz.

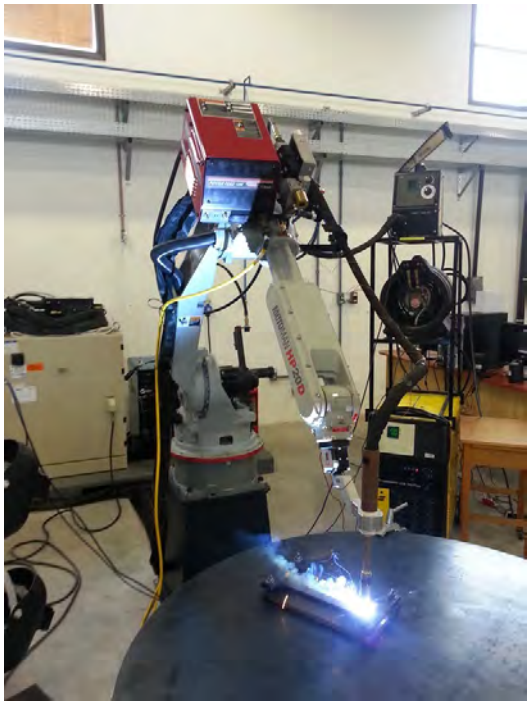

Figura 23 – Robô usado para a condução da tocha na soldagem

Para realização das soldagens foi utilizada uma fonte controlada de soldagem com característica estática ajustada para tensão constante modelo POWERWAVE 455M/STT, fabricante *Lincoln*, com possibilidade de regulagem de tensão e velocidade de alimentação de arame.

6.4 Equipamentos de Medição

6.4.1 Medição das Temperaturas

Foi utilizado pela equipe do projeto PRONEM-FAPERGS 4 termopares do tipo K, que permite utilização para medição contínua desde -200 ^oC até 1260 ^oC. Juntamente com

os termopares, foi utilizado um sistema de aquisição de sinais da *National Instruments*, conforme Fig. 24. A manipulação do sinal foi feita através do software LABVIEW©.

Figura 24 – Placa para aquisição dos sinais dos termopares

6.4.2 Medição dos Deslocamentos

Para medição dos deslocamentos, e consequentemente das distorções, foi utilizada uma máquina de medição por coordenadas da fabricante *Hexagon Metrology*, modelo GLOBAL CLASSIC, conforme Fig. 25. Os corpos de prova foram zerados antes da soldagem e medidos após a soldagem para verificar a diferença entre as posições dos pontos medidos.

Figura 25 – Um dos corpos de prova para medição na máquina de medição por coordenadas

7 Métodos

7.1 Introdução

Para análise da distribuição de temperaturas e das distorções do estudo de caso apresentado na Seção 5, foi realizada uma abordagem numérica, utilizando-se simulações computacionais através do MEF aplicada ao processo de soldagem.

As simulações numéricas foram realizadas através do software ANSYS© *Multiphysics*, resolvendo a Eq. 3.1 para o domínio térmico e a Eq. 3.11 para o domínio mecânico.

Foram realizadas simulações para o processo de soldagem MIG/MAG, no aço inoxidável AISI 304L. Estas simulações foram comparadas com os experimentos desenvolvidos no Laboratório de Pesquisa em Engenharia da Soldagem (LAPES - FURG), dentro do contexto do projeto PRONEM-FAPERGS.

As seguintes metodologias adotadas merecem destaque:

- Modelo de distribuição de fonte de calor (fonte Gaussiana de área);
- Técnica *Element Birth and Death*, aplicada para processos de soldagem multipasse;
- Geração sequencial de malhas;
- Transferência de resultados entre malhas diferentes.

Foram desenvolvidos dois algoritmos para as simulações térmicas (Seção 7.5.1), e um algoritmo para as simulações mecânicas (Seção 7.5.2), mostrados à frente no trabalho.

7.2 Procedimento de Simulação

O procedimento geral para simulação do caso sob estudo é composto pelas seguintes etapas para a etapa térmica: geração da geometria; geração da malha de elementos finitos; definição das propriedades do material; especificação dos parâmetros de soldagem; definição das condições de contorno e iniciais; especificação dos parâmetros do *solver*; solução; e pós-processamento. Para a etapa mecânica, são necessários: malha, geometria e resultados da etapa térmica; definição das propriedades; definição das condições iniciais e de restrição da chapa; especificação dos parâmetros do *solver*; solução; e pós-processamento.

Após ser gerada a geometria, composta por volumes que representam o metal base (chapa) e por três volumes que representam cada um dos passes, deve ser gerada a malha de elementos finitos. Foram utilizados os elementos descritos nas Seções 5.3.1 e 5.4.1.

Com relação as propriedades, foram criados arquivos externos ao algoritmo, que são requisitados pelo software no momento da definição destas. Para a simulação térmica, foram utilizadas diretamente três propriedades físicas do aço: a condutividade térmica, a emissividade e a entalpia, variáveis com a temperatura. A entalpia foi obtida através da Eq. 3.4, utilizando a massa específica e o calor específico, além de inserir a parcela de calor latente, na faixa de fusão do material.

Os parâmetros de soldagem foram aqueles obtidos dos experimentos, conforme Tab. 1.

Além das condições da Seção 5.3.3, foram determinados um passo de carga de 0.239 s para o passe de raiz e 0.206 s para os passes de preenchimento, tanto para etapa térmica quanto para a etapa mecânica. O avanço espacial da fonte de calor na direção da soldagem foi determinado pelo tamanho do elemento. O que muda na etapa mecânica é o critério de ativação dos elementos, que neste caso são ativados conforme a temperatura atingida pelos nós que compõem o elemento.

Para a etapa de solução térmica, foi efetuada uma solução em regime transiente, e para resolução do sistema de equações foi utilizado o método de Newton-Raphson. Como condição inicial tem-se temperatura ambiente de 20 ^{o}C para todos os nós. Como temperatura de referência para os cálculos de convecção e radiação também é utilizada a temperatura ambiente. Para a etapa mecânica, foi efetuada uma solução em regime estático, com não linearidades geométricas e de material, para cada passo de carga.

Após a análise dos resultados, é utilizada a mesma geometria e malha, juntamente com os resultados térmicos, que são lidos como uma carga térmica para calcular os deslocamentos e tensões na simulação mecânica. Nesta fase, além do coeficiente de dilatação térmica e do coeficiente de Poisson, utilizou-se o módulo de elasticidade e a tensão de escoamento, para elaborar os dados do modelo de endurecimento cinemático Bilinear, sendo todas estas propriedades variáveis com a temperatura. A chapa é considerada livre de deformações e tensões no início da simulação e é restringida de maneira a apenas evitar movimento de translação e rotação no espaço, sem interferir na maneira como a chapa pode se distorcer durante o processo de soldagem.

Após a solução, são observados os resultados de distorções e tensões residuais obtidos, e comparados com os experimentos.

7.3 Dimensões dos Passes

Devido a dificuldade de saber exatamente a altura de cada um dos três passes, pois estas podem variar um pouco a cada corpo de prova soldado, foi necessário estabelecer um método para determinar a altura de cada passe na geometria da simulação.

Como o chanfro possui uma forma fixa, o único parâmetro que pode ser variado em cada passe é a sua espessura. Com os dados de velocidade de alimentação do arame consumível, diâmetro do arame e comprimento do cordão, e considerando a conservação de massa no processo, foi possível determinar o volume de material depositado por passe. Igualando este volume com o volume de cada passe da simulação, foram obtidas as seguintes alturas (mm) para o 1^o e 2^o passes, e o raio do reforço do 3^o passe, conforme a Fig. 26.

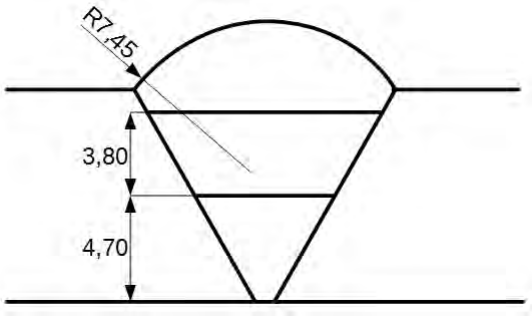

Figura 26 – Representação das dimensões dos passes para a geometria da simulação

7.4 Técnica *Element Birth and Death*

A maneira como a técnica EBD foi implementada nas simulações é exatamente a mesma descrita na Seção 4.7. Abaixo tem-se o passo a passo mais detalhado.

- Passo 1: antes de começar a executar a simulação, todos os elementos dos 3 cordões (passes) de solda são desativados;
- Passo 2: ao começar a solução, a primeira seção de elementos do cordão do 1^o passe é ativada;
- Passo 3: o fluxo de calor é aplicado na superfície destes elementos, simulando a deposição de material;
- Passo 4: a fonte começa a se mover, aplicando calor continuamente;
- Passo 5: uma "fileira"de elementos é ativada na parte posterior dos elementos ativados no Passo 2;
- Passo 6: os passos 3 a 5 se repetem até a ativação de todo cordão de solda do 1^o passe;
- Passo 7: ao final desta deposição, a fonte de calor é removida e a peça começa a resfriar.

Todo este procedimento é repetido para o 2^o e 3^o passes, para completar todo o processo de soldagem, de maneira semelhante ao que é feito nos corpos de prova.

7.5 Algoritmos Elaborados para Simulação

7.5.1 Algoritmos Térmicos

Neste estudo foram testadas duas abordagens em relação à simulação térmica, no que diz respeito a transferência de calor por convecção e radiação no cordão de solda, conforme o passe de soldagem é efetuado. Na primeira abordagem, a qual será chamada de algoritmo T1, não estão contemplados os efeitos de convecção e radiação na superfície do cordão que está sendo depositado, exceto no 3^o passe. Já na segunda abordagem, denominada de algoritmo T2, foi possível contemplar estes fenômenos sobre o cordão de solda durante todo o processo, mesmo para os passes intermediários da soldagem multipasse.

Os algoritmos foram elaborados adotando elementos de superfície do tipo SURF152 (Seção 5.3.1) como responsáveis pela troca de calor com o ambiente devido à convecção e radiação, gerados automaticamente nas faces externas dos elementos tridimensionais SOLID70, que representam o corpo de prova. O algoritmo T1 foi construído na forma convencional, ou seja, a malha possui todos os três passes presentes. Desta forma, os elementos do primeiro passe, passe de raiz, tem suas fronteiras superiores bloqueadas pelos elementos do segundo passe, impedindo a existência de elementos de superfície e, por conseguinte, a consideração dos efeitos de convecção e radiação nesta região. Isto acontece para todos os passes intermediários. O algoritmo T2 foi elaborado de forma a evitar este inconveniente. Para isto, foram geradas três malhas para este algoritmo, a primeira tendo a chapa e apenas os elementos do 1^o passe, a segunda tendo a chapa e os elementos do 1^o e 2^o passes, e uma terceira com toda a malha presente, idêntica a malha do algoritmo T1. Essa geração sequencial permitiu que as faces superiores de cada passe tenham presentes os elementos de superfície que contemplam os efeitos de convecção e radiação. Conforme a poça de fusão vai sendo adicionada, mais superfície está disponível para convecção e radiação, sendo isto levado em conta na análise do algoritmo T2. Até o momento, não se encontrou na literatura este procedimento sendo utilizado por nenhuma referência. Outra possível vantagem do algoritmo T2 é a capacidade de simular tratamentos térmicos interpasses de maneira plena, considerando as trocas térmicas no cordão e no chanfro, o que atualmente não é possível utilizando o método do algoritmo T1, pois estas superfícies não estão habilitadas a efetuar transferências de calor para o ambiente neste algoritmo. A Fig. 27 representa este conceito para o primeiro passe.

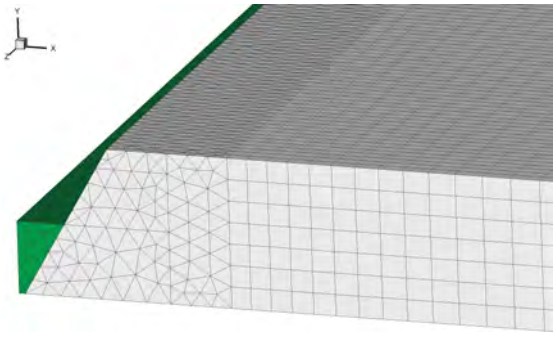

Figura 27 – Malha do algoritmo T2, para o 1^o passe

Espera-se, assim, que os resultados do algoritmo T1 apresentem uma maior porção de material fundido no cordão de solda do que a do algoritmo T2 e, consequentemente, maiores temperaturas de pico nos ciclos térmicos, já que o calor do processo proveniente da convecção e radiação não é transferido ao ambiente como deveria, fazendo com que esta energia térmica se acumule na peça. Analisando teoricamente, isto provavelmente deve ocorrer devido ao fato da energia relacionada principalmente com a radiação depender da temperatura à quarta potência, daí resultando em temperaturas mais altas no algoritmo T1 do que as do algoritmo T2.

Também foi elaborado um terceiro algoritmo, denominado T3, que efetua o processo de tecimento no 3^o passe, principalmente para avaliar a sua influência no formato da poça de fusão, em relação aos dois outros algoritmos térmicos. No entanto, este algoritmo exige a malha completa, sem simetria. Neste pode ser incorporada tanto a abordagem do algoritmo T1 quanto do T2, em relação as trocas térmicas na superfície da poça de fusão.

7.5.2 Algoritmo Mecânico

Foi elaborado apenas um algoritmo mecânico, que dá continuidade ao algoritmo T1. Não foi elaborado um algoritmo mecânico para o algoritmo T2 pois este demanda uma maior complexidade na análise mecânica, já que há a necessidade de transferir os resultados dos campos de deslocamentos e tensões entre as malhas sequenciais.

Do ponto de vista da técnica EBD, o algoritmo mecânico difere um pouco dos algoritmos térmicos. Nos algoritmos T1 e T2, a seção ativada, que vai sendo adicionada a cada passo de tempo, tem tamanho fixo, aproximado de acordo com o tamanho da fonte de calor. No algoritmo mecânico, a ativação ocorre da seguinte maneira: ao ler as temperaturas nodais obtidas na etapa térmica, o algoritmo verifica quais os nós naquele passo de tempo possuem uma temperatura acima de uma temperatura de corte, estipulada em 1300 ^{o}C para o material em questão; se estiverem acima, estes nós tem sua temperatura substituída por este valor de corte, e os elementos ligados a estes nós são ativados. Isto é feito sucessivamente até que todo o cordão seja ativado na simulação.

A principal razão deste procedimento é garantir que apenas aqueles elementos que se encontram fundidos, assim estando livres de deformações, sejam ativados e levados em conta nos cálculos dos deslocamentos, deformações e tensões. Procedimento semelhante a este é adotado por Mollicone et al. (2006), dentre outros, que verificaram que ativar elementos abaixo desta temperatura de corte acaba gerando distorções irreais na geometria simulada.

7.6 Malhas

Para demonstrar que os resultados obtidos independem da malha construída, torna-se necessário construir uma primeira malha, grosseira, e então, criar novas malhas cada vez mais refinadas, com mais elementos. Quando os resultados não variarem significativamente de uma malha para outra, pode-se dizer que o problema está independente da malha, não sendo necessário fazer mais refinamentos, já que o ganho em acurácia se torna insignificante e o tempo computacional aumenta significativamente. Este procedimento muitas vezes é chamado de *teste de convergência de malhas*.

Para os algoritmos T1 e T2 apresentados, foram criadas três malhas, com hexaedros nas regiões mais afastadas do chanfro, enquanto na região do chanfro e nos volumes que compreendem os três passes foram utilizando tetraedros (Fig. 28). Isto foi feito pois a utilização de hexaedros nestas regiões mais próximas dos cordões apresentaram razões de aspecto fora dos padrões, levando a grandes problemas de convergência. Estas malhas foram denominadas M0, M1 e M2, sendo a malha M0 a mais grosseira, a M2 a mais refinada, e a M1 sendo uma malha intermediárias a estas.

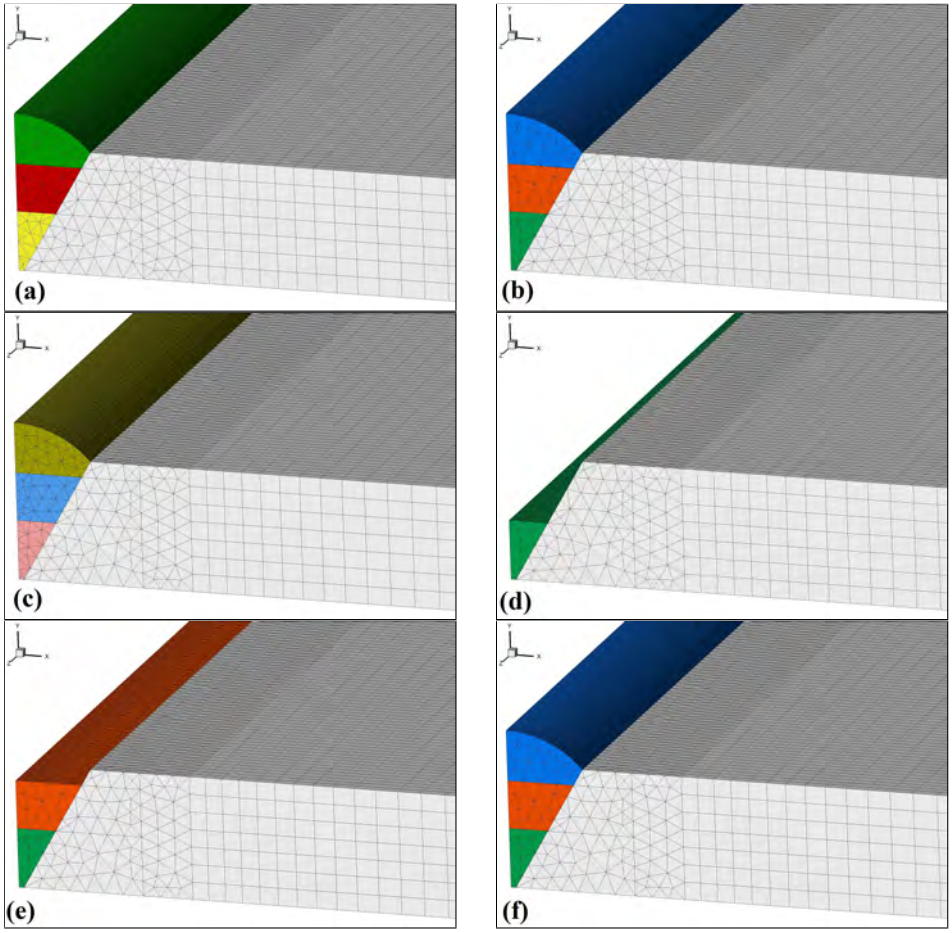

Figura 28 – Malhas M0(a), M1(b) e M2(c), utilizadas com o algoritmo T1. Malha M1, para o 1^o(d), 2^o(e) e 3^o(f) passes, utilizadas com o algoritmo T2

Para o algoritmo T1, foram criadas as três malhas, conforme Fig. 28a, Fig. 28b e Fig. 28c. Para o algoritmo T2, foram criadas as três malhas, utilizando os mesmos códigos para o algoritmo T1. A diferença está no fato de que as malhas completas do algoritmo T1 foram divididas em três malhas: foi criada a malha da chapa com a presença apenas do 1^o passe (Fig. 28d); depois foi criada uma segunda malha, com a presença do 1^o e 2^o passes (Fig. 28e); e por último foi criada a malha com a presença dos três passes, que simplesmente é idêntica à malha utilizada no algoritmo T1 (Fig. 28f). Este procedimento foi feito para todos níveis de refinamento, da malha M0 até a M2.

O refinamento se deu apenas na região da soldagem dos três passes e na região adjacente a estes, pois o gradiente de temperaturas, distorções e tensões são mais elevados nesta região. Este refinamento se deu apenas no sentido transversal, diminuindo o tamanho característico do elemento. Na direção longitudinal o tamanho do elemento se manteve constante de 1,5 mm na zona da malha que possui o material base, e nas zonas que possuem os tetraedros de cada passe foi utilizado o tamanho característico de cada malha. A Tab. 4 apresenta um resumo destas informações, incluindo o aumento no número de elementos em termos percentuais. Optou-se por utilizar a malha intermediária M1.

Tabela 4 – Tamanho característico dos elementos das malhas M0, M1 e M2.

Malha	Tamanho Característico	Elementos	Nós	% Aumento
M0	1.2 mm	90.340	36.778	-
M1	1.0 mm	106.376	40.044	17.75
M2	0.9 mm	111.201	40.351	4.5

7.7 Algoritmo de Transferência Térmica

O único inconveniente gerado pelo algoritmo T2 é que, caso o 2^o e 3^o passes sejam executados sem que a peça resfrie até a temperatura ambiente, caso comum na indústria, fica inviável levar em conta esta distribuição de temperatura inicial na hora de executar estes passes. No entanto, este inconveniente foi contornado. Foi criado um algoritmo que transfere as temperaturas de uma malha para outra malha diferente. Por exemplo, as temperaturas da malha com o 1^o passe são transferidas para a malha do 2^o passe, como condição inicial, pois os nós das duas malhas se encontram na mesma posição espacial, assim não havendo perda nenhuma de acurácia. Para os nós que não existiam na malha anterior, é assinalada uma temperatura inicial, a ambiente, apenas para que eles não fiquem sem algum valor para este GDL. Esta temperatura assinalada não interfere nos cálculos pois estes nós estão conectados a elementos desativados, e só serão reativados na hora da aplicação de calor.

Parte IV

Resultados e Discussões

8 Resultados e Discussões

8.1 Introdução

A partir desta seção, serão apresentados os resultados e realizadas as devidas discussões sobre cada um deles. Primeiramente, são apresentados os resultados dos testes de convergência de malha. Depois, dentro de cada subseção, são apresentados os resultados para três estudos de caso: comparação do algoritmo T2 com os experimentos; após, são mostrados os resultados do algoritmo T1 utilizando os parâmetros obtidos para T2, evidenciando as diferenças entre códigos; e, por último, são apresentados os resultados obtidos com o algoritmo T1, parametrizado da melhor forma possível com os experimentos.

Para demonstrar a técnica EBD, a Fig. 29 mostra a distribuição de temperaturas ao longo do processo de soldagem utilizando o algoritmo T2 para três instantes durante a simulação do 1^o passe. É possível observar, de acordo com a técnica EBD, como as porções de material vão sendo depositadas conforme a fonte de calor se desloca e vai preenchendo a folga entre as chapas e a forte variação de temperatura com valores maiores concentrados na região da soldagem.

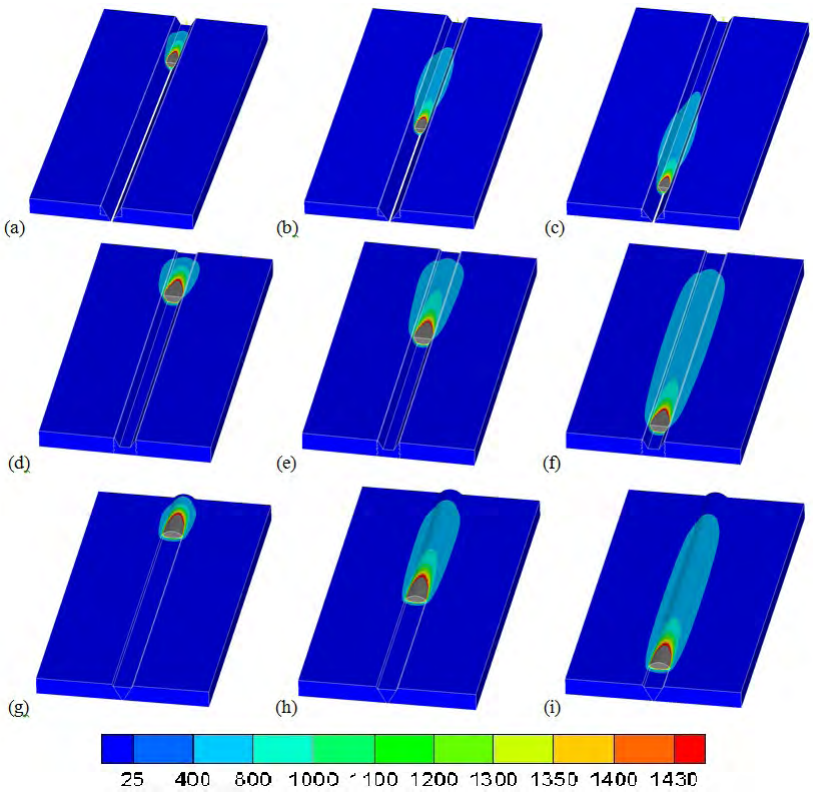

Figura 29 – Distribuição de temperaturas do algoritmo T2, para os três passes

Para comparar as zonas fundidas, a seção transversal do corpo de prova do experimento foi obtida cortando-se o mesmo na sua seção central e realizando um ataque químico para efetuar sua posterior análise metalográfica.

Conforme apresentado por Smith e Smith (2009), análises sugerem que apenas ajustar a zona fundida da simulação com a real pode ser mais que suficiente para produzir resultados razoáveis da solução térmica. No entanto, ajustar os ciclos térmicos com as curvas obtidas por termopares pode ser valioso para avaliar a entrada de calor do processo, principalmente com termopares a distâncias médias do cordão de solda, conforme discutido na Seção 4.8.1.

8.2 Análise da Convergência de Malha

Nos primeiros testes, foram encontrados alguns problemas de convergência, que foram resolvidos ao se ajustar adequadamente o tamanho de malha, tipo de elemento e passo de tempo. O tamanho da malha deve respeitar um compromisso entre tamanho do elemento e tempo computacional, pois quanto maior a malha, mais tempo de processamento é necessário.

Na Fig. 30, para analisar a influência do tamanho dos elementos da malha nos resultados obtidos, conforme apresentado na Seção 7.6, apresenta-se os resultados dos ciclos térmicos do 2^o passe para o algoritmo T1. O 1^o e 3^o passes também apresentaram este comportamento em relação aos testes de convergência.

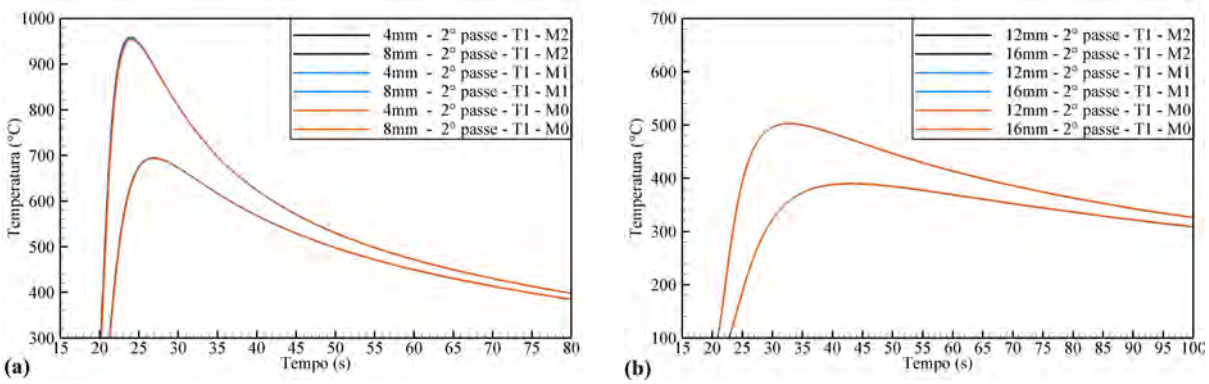

Figura 30 – Comparação entre os resultados das malhas M0, M1 e M2, para o algoritmo T1, 2^o passe

Na Fig. 31, apresentam-se os resultados dos ciclos térmicos do 2^o passe para o algoritmo T2. O 1^o e 3^o passes também apresentaram este comportamento em relação aos testes de convergência.

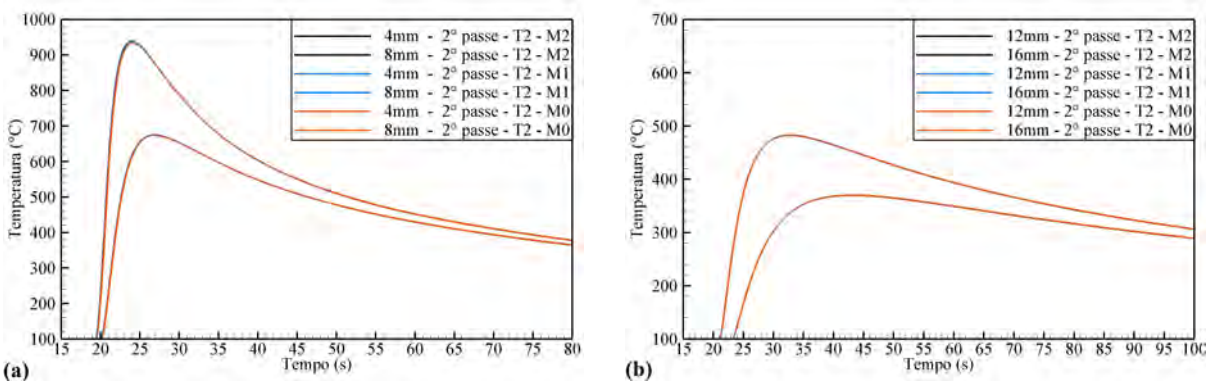

Figura 31 – Comparação entre os resultados das malhas M0, M1 e M2, para o algoritmo T2, 2^o passe

Conforme as plotagens apresentadas nas Fig. 30 e 31, foi verificado que as diferenças nas temperaturas de pico entre as malhas não ultrapassaram 2 ^{o}C, mostrando as curvas praticamente sobrepostas, mostrando a importância de verificar a sensibilidade dos resultados quanto ao tamanho dos elementos, e demonstrando que não há necessidade em refinar ainda mais as malhas, para obter maior acurácia. Foi verificado durante os teste também que utilizar malhas mais grosseiras resulta em não convergência na etapa mecânica da simulação.

De acordo com os testes de convergência de malha e a capacidade computacional disponível, para o restante dos resultados são mostrados apenas aqueles obtidos com a malha intermediária M1.

8.3 Análise dos Resultados Térmicos

Para análise dos ciclos térmicos, as temperaturas nodais foram comparadas com as temperaturas obtidas por termopares nas posições mostradas na Fig. 32. As Posições 1, 2, 3 e 4 equivalem as distâncias de 4 mm, 8 mm, 12 mm e 16 mm da linha de centro do cordão de solda, respectivamente. Como parte desta análise, também foram comparadas as zonas fundidas de uma seção transversal na mesma seção onde estavam localizados os termopares, a aproximadamente 70 mm do início do cordão de solda, obtidas por macrografia, com o envelope de temperaturas da simulação para a mesma posição. As larguras em três alturas diferentes na zona de fusão do cordão de solda, além do formato geral desta, foram as dimensões utilizadas como referência para a comparação. A linha utilizada para definir estas dimensões foi a linha isoterma de 1430 ^{o}C, que é uma temperatura intermediária

entre a temperatura de *solidus* e a de *liquidus* do aço inoxidável AISI 304L (COMMITTEE, 1990).

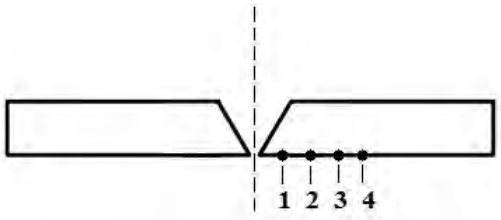

Figura 32 – Posicionamento dos termopares no corpo de prova

8.3.1 Estudo de Caso 01 - Validação

Nesta subseção, foram extraídos das simulações com o algoritmo T2 os ciclos térmicos e comparados com o experimento.

Conforme apresentado por Smith e Smith (2009), provavelmente a maneira mais adequada de realizar a validação é obter, ao mesmo tempo, resultados adequados para os ciclos térmicos e para a zona fundida na simulação. Dentre vários corpos de prova, um dos institutos, apresentados por Smith e Smith (2009), realizou uma adequação de seus ciclos simulados aos corpos de prova cujos termopares obtiveram ciclos mais baixos do que a média das medições. Utilizando uma eficiência mais baixa, fora da faixa típica para o processo, apesar dos ciclos simulados ficarem muito próximos dos reais, a zona fundida ficou com um aspecto muito fora da realidade, inclusive interferindo de maneira negativa nos resultados mecânicos subsequentes. A decisão tomada por aqueles pesquisadores foi utilizar apenas os corpos de prova que possuiam ciclos medidos mais altos, considerando que houve algum tipo de interferência em relação a medição dos termopares nos corpos de prova que apresentaram ciclos medidos mais baixos.

De acordo com os resultados experimentais fornecidos pelo projeto PRONEM-FAPERGS (Processo No 11/2046-8), neste trabalho decidiu-se seguir esta importante recomendação. Logo, foram obtidos os parâmetros mais adequados que conseguissem apresentar os melhores resultados para o par de ciclos térmicos mais zona fundida. Na Fig. 33 apresentam-se os resultados para os quatro pontos medidos, para o 1^o passe.

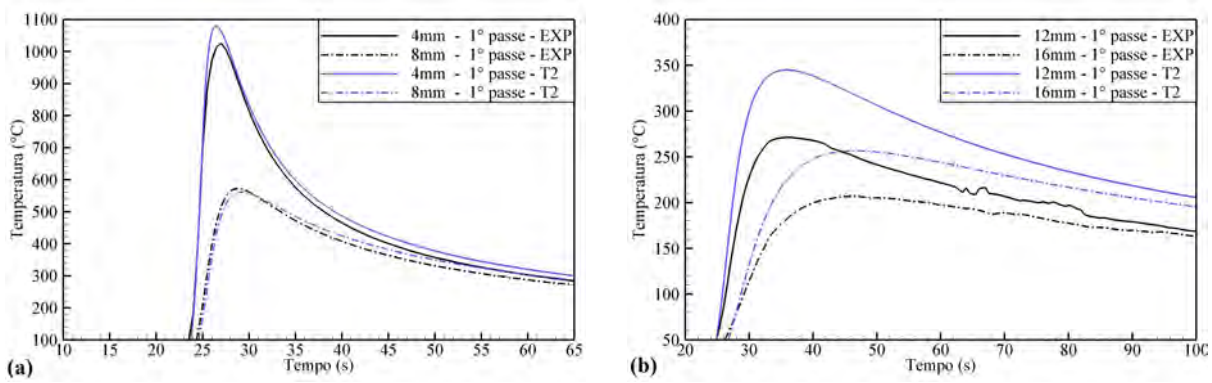

Figura 33 – Comparação entre os resultados do algoritmo T2 e os experimentais, 1^o passe

Deve-se salientar que se esperava que o 1^o passe possivelmente seria o mais complexo de ser validado. Primeiro, pois possui uma grande quantidade de calor concentrada na parte inferior do chanfro, que é a menor comparada aos outros passes, e isso acaba gerando gradientes térmicos mais intensos. Segundo, o fato de utilizar uma fonte que concentra o calor em uma área, e não em um volume, tem a tendência de aumentar um pouco mais estes gradientes deste passe. As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico das 4 posições são respectivamente 5.2%, 1.7%, 26.9% e 24.2%. As diferenças para os pontos 3 e 4 já eram esperadas, apesar de serem um pouco elevadas. No entanto, as pequenas diferenças para os pontos 1 e 2 geraram algumas dúvidas. Esses resultados podem induzir que as abordagens efetuadas não se mostram muito adequadas para o 1^o passe. Porém, conforme a Fig. 34, que apresenta os resultados de ciclos térmicos do 1^o passe de uma simulação com condições de soldagem muito similares as utilizadas nesta dissertação, utilizando também as mesmas metodologias, verificou-se boa aproximação com os resultados obtidos naqueles experimentos, para o 1^o passe. Agregando o fato de que a zona de fusão do 1^o passe apresentou boa concordância com o experimental, conforme será mostrado no final desta seção, acreditasse que alguma interferência, das mencionadas na Seção 4.8.1, possivelmente ocorreu para os pontos 1 e 2, pois se esperava que estes apresentassem valores mais baixos do que os realmente medidos.

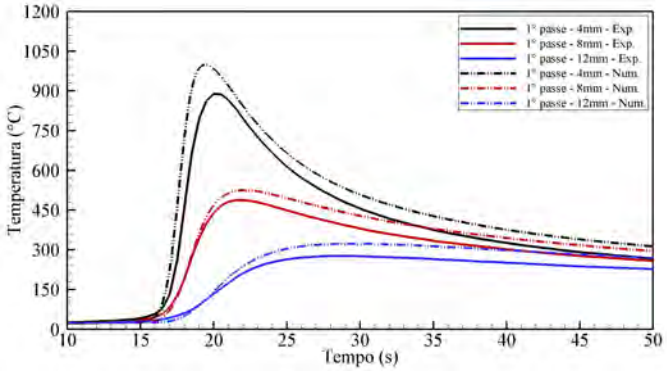

Figura 34 – Resultados extraídos de uma simulação do projeto PRONEM-FAPERGS (Processo No 11/2046-8), com condições de soldagem similares as apresentadas na Tab. 1

Em relação a taxa de resfriamento, relacionada com a transferência de calor da chapa para o ambiente, verificasse uma boa aproximação, visto que a inclinação durante o resfriamento tanto do experimento quanto da simulação apresentam-se praticamente idênticas. Isto demonstra um bom acerto na representação das condições de contorno, do coeficiente de película h e das perdas devido a radiação, fenômenos contemplados por completo no algoritmo T2, para todos os passes.

Na Fig. 35 apresentam-se os resultados para os quatro pontos para o 2^o passe.

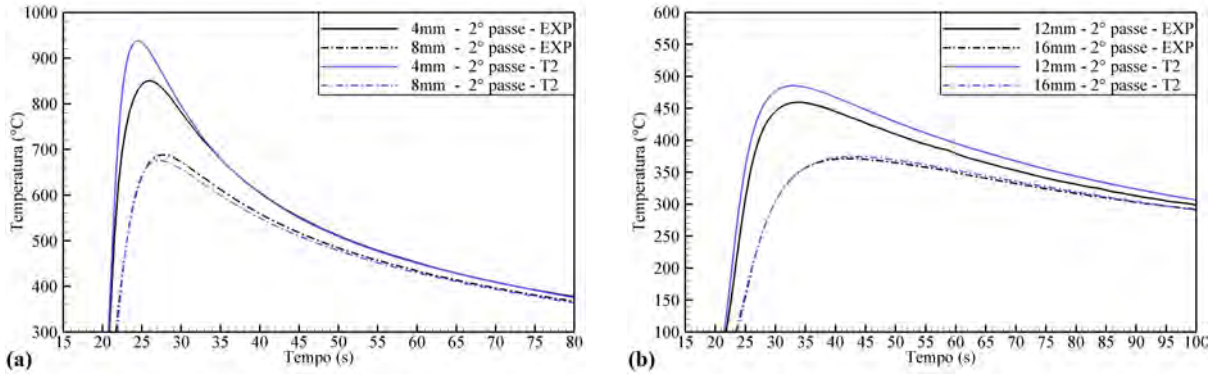

Figura 35 – Comparação entre os resultados do algoritmo T2 e os experimentais, 2^o passe

As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico das 4 posições, para o 2^o passe, são respectivamente 10.2%, 1.8%, 5.6% e 0.8%. Já era esperado uma aproximação maior para este passe, pois mesmo este tendo uma energia de soldagem maior que o 1^o passe, a fonte de calor encontrasse mais afastada dos pontos de medição. Mesmo assim, uma diferença maior para o Ponto 1 já era esperada pois este é o mais próximo dos quatro pontos. As diferenças para os Pontos 2, 3 e 4 eram esperadas que fossem pequenas, o que foi confirmado. Em relação a taxa de resfriamento, verificasse novamente uma aproximação muito boa para todos os pontos, visto que a inclinação durante o resfriamento tanto do experimento quanto da simulação apresentaram-se praticamente idênticas.

Na Fig. 36 apresentam-se os resultados para os quatro pontos para o 3^o passe.

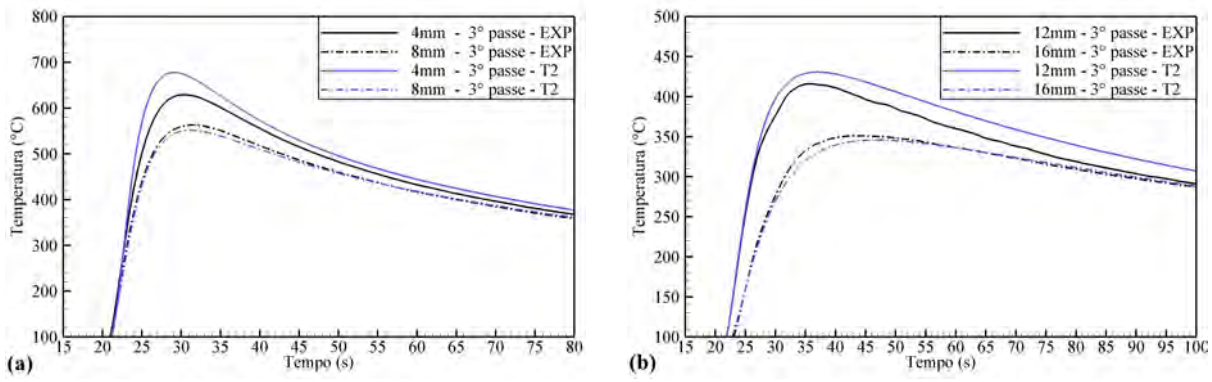

Figura 36 – Comparação entre os resultados do algoritmo T2 e os experimentais, 3^o passe

As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico das 4 posições, para o 3^o passe, são respectivamente 7.6%, 2.1%, 3.6% e 1.7%. Novamente, também era esperado uma boa aproximação para este passe, pois a fonte de calor encontrasse ainda mais afastada dos pontos de medição e possui a mesma energia de soldagem do 2^o passe. Mesmo assim, uma diferença maior para o ponto 1 já era esperado pois este é o mais próximo dos quatro pontos. Esperavasse uma diferença um pouco maior para o 3^o passe em relação ao 2^o, pois no experimento ele é realizado com tecimento, enquanto a simulação, efetuada com simetria, não pode contemplar este efeito, visto que ele não é simétrico em relação ao cordão de solda. No entanto, devido à distância da fonte de calor em relação aos pontos de medição, o efeito do tecimento não parece apresentar grande influência em relação aos ciclos térmicos. Porém, é previsto que apresente uma razoável diferença em relação a zona de fusão.

Novamente, as diferenças para os Pontos 2, 3 e 4 eram esperadas que fossem pequenas, o que foi confirmado. Em relação a taxa de resfriamento, verifica-se novamente uma aproximação muito boa para todos os pontos, visto que a inclinação da curva durante o resfriamento tanto do experimento quanto da simulação apresentaram-se praticamente idênticas.

A Tab. 5 apresenta uma síntese dos resultados do algoritmo T2.

Tabela 5 – Diferenças entre os resultados obtidos com o algoritmo T2 e o experimento.

Ponto de Medição	1^o Passe	2^o Passe	3^o Passe
Temperatura de Pico no Pto 1	5.2%	10.2%	7.6%
Temperatura de Pico no Pto 2	1.7%	1.8%	2.1%
Temperatura de Pico no Pto 3	26.9%	5.6%	3.6%
Temperatura de Pico no Pto 4	24.2%	0.8%	1.7%

A seguir, é mostrada a seção transversal obtida com o algoritmo T2 na Fig. 37,

juntamente com o resultado experimental. A região de cor vermelha possui temperaturas a partir da temperatura de 1430 ^{o}C.

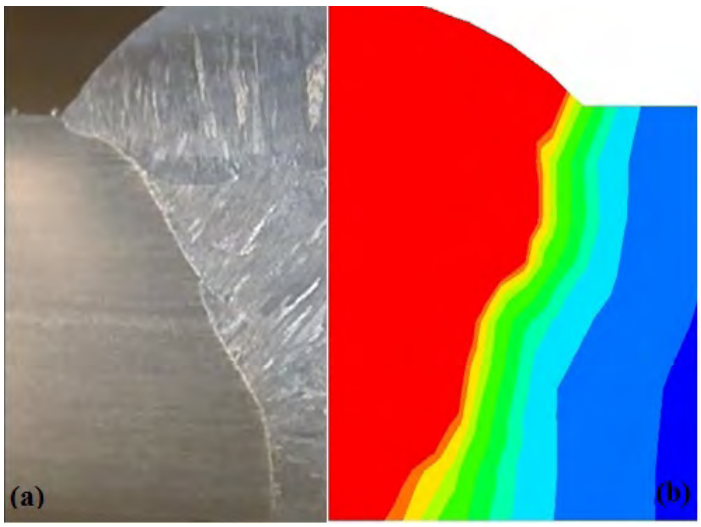

Figura 37 – Comparação entre a zona fundida do resultado experimental (a) e do algoritmo T2 (b)

A largura da zona fundida na face inferior do experimento possui 3.0 mm de largura. A largura obtida com algoritmo T2 foi de 2.6 mm. Observa-se uma diferença de 12% em relação à dimensão experimental, para a face inferior. Outras dimensões serão apresentadas na próxima seção, juntamente com os resultados do algoritmo T1, na Tab. 6. A região do reforço, no topo da chapa, é a que apresentou um maior afastamento em relação ao experimento. Se atribuiu esta diferença maior na parte do reforço devido principalmente a ausência do tecimento na simulação do 3^{o} passe. Para obter esta confirmação, foi efetuada uma breve investigação na qual foi simulado o corpo de prova de maneira completa, evitando assim a simetria que impedia a simulação do efeito de tecimento. Esta simulação foi efetuada oscilando a fonte de calor com parâmetros muito semelhantes aos utilizados no processo de soldagem, no que diz respeito à amplitude e frequência de oscilação da tocha de soldagem. Os resultados apresentaram um maior espalhamento da zona de fusão na região do reforço superior, inferindo-se que esta diferença apresentada na Fig. 37 pode ser diminuída incorporando os efeitos de tecimento no 3^{o} passe.

8.3.2 Estudo de Caso 02 - Comparação entre Algoritmos

Os resultados a seguir foram obtidos, utilizando as variáveis parametrizadas na validação do algoritmo T2, no algoritmo T1, para verificar as diferenças de abordagem entre os algoritmos. Foram extraídos das simulações com o algoritmo T1 os ciclos térmicos abaixo e comparados com o algoritmo T2. Na Fig. 38 apresentam-se os resultados dos quatro pontos de medição para o 1^{o} passe.

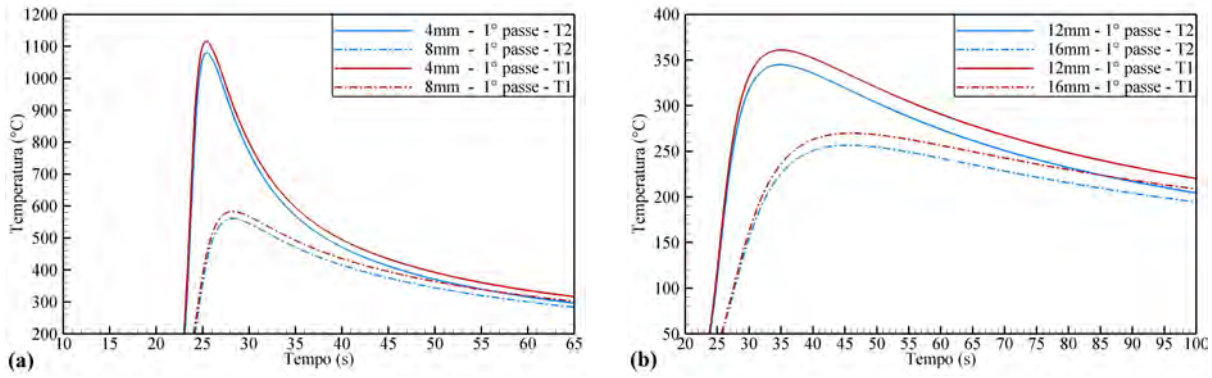

Figura 38 – Comparação entre os resultados do algoritmo T1 e T2, 1^o passe

É possível perceber que a abordagem do algoritmo T1 apresenta uma temperatura de pico maior do que as obtidas pelo algoritmo T2, chegando a diferenças de quase 40 ^{o}C, no caso do Ponto 1. Também é possível verificar que quanto mais afastado do cordão de solda, menor é a diferença entre as duas abordagens numéricas. A taxa de resfriamento também se mostra ligeiramente diferente entre os algoritmos, para os pontos mais próximos do cordão. Este diferença na taxa começa na temperatura de pico e só se estabiliza quando atinge 400 ^{o}C aproximadamente, no caso do Ponto 1. Apesar de não haver diferenças muito significativas entre os ciclos térmicos, o resultado térmico global das simulações tem razoável interferência em uma posterior análise mecânica, visto que o campo de temperaturas é utilizado para calcular os deslocamentos e distorções da peça após efetuada a soldagem. No caso de simulações metalúrgicas, as composições químicas e principalmente as transformações de fase que ocorrem durante e após o processo são fortemente influenciadas pelas temperaturas e pelas taxas de resfriamento obtidas. Devido a isso, torna-se importante obter resultados que se aproximem o máximo possível da realidade, e isto significa levar em conta as transferências de calor na poça de fusão, entre passes, o que ocorreu somente no algoritmo T2.

Nas Fig. 39 e 40 apresentam-se os resultados para os quatro pontos para o 2^o e 3^o passe, respectivamente.

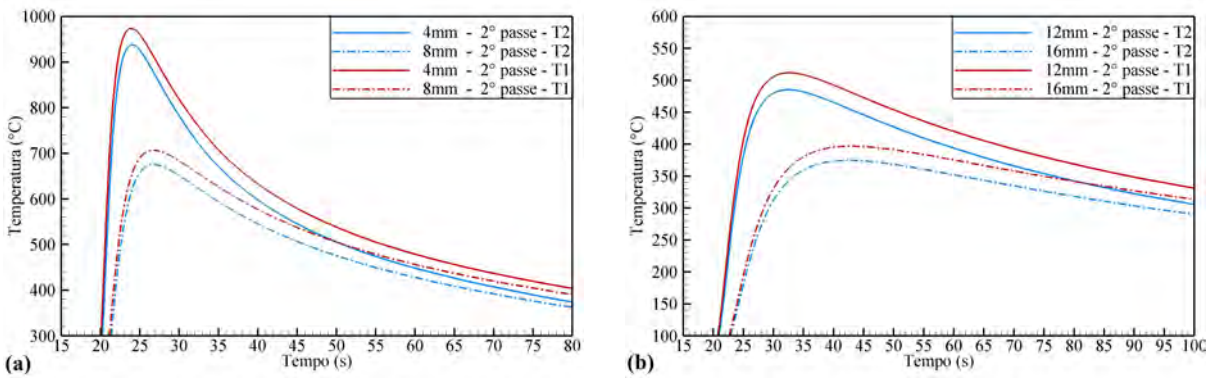

Figura 39 – Comparação entre os resultados do algoritmo T1 e T2, 2^o passe

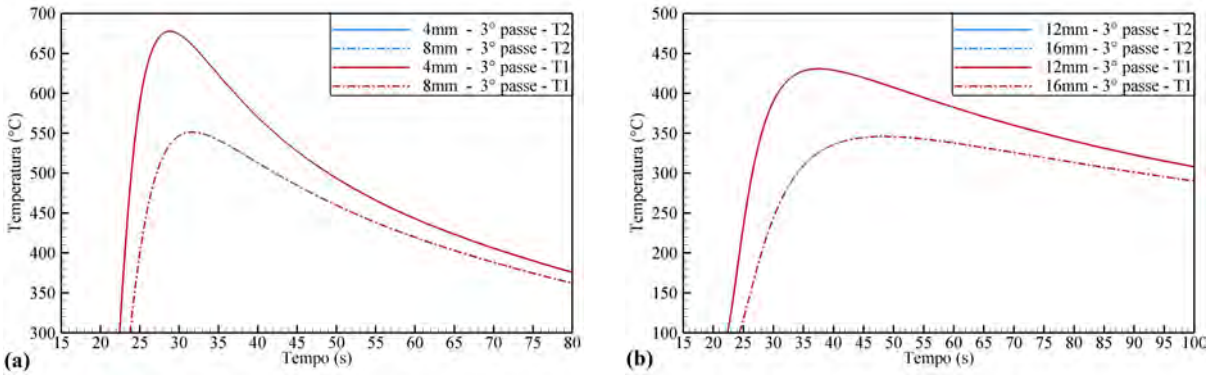

Figura 40 – Comparação entre os resultados do algoritmo T1 e T2, 3^o passe

Já era esperado uma diferença da mesma ordem de grandeza para o 2^o passe, o que acabou ocorrendo tanto para as temperaturas de pico quanto para as taxas de resfriamento. Para o 3^o passe, como era esperado, foram observados ciclos térmicos idênticos, visto que os dois algoritmos contemplam a transferência de calor neste último passe, na poça de fusão.

A Fig. 41 compara as seções transversais para os algoritmos T1 e T2. Novamente, verifica-se que o fato do algoritmo T1 (Fig. 41b) não contemplar os efeitos de transferência de calor na poça de fusão, entre os passes da soldagem, faz com que o resultado apresente uma porção maior de material fundido em relação ao do algoritmo T2 (Fig. 41a), o qual contempla estes fenômenos na poça.

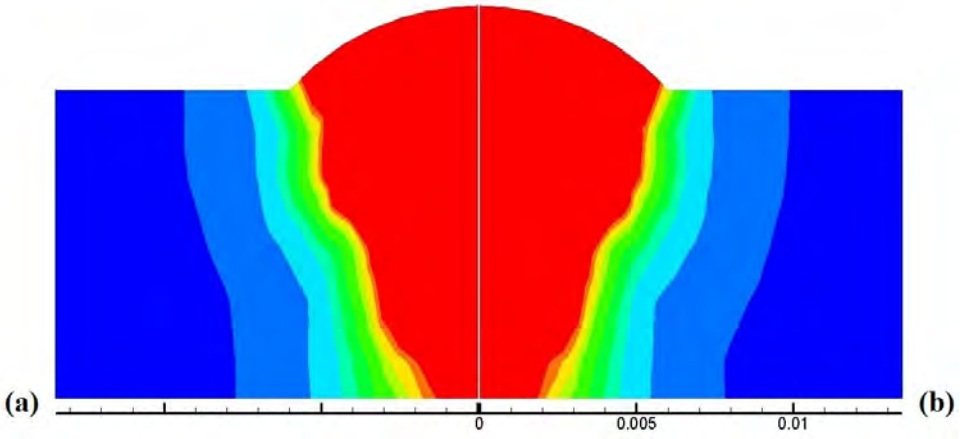

Figura 41 – Comparação entre a zona fundida do algoritmo T2 (a) e o algoritmo T1 (b)

A largura obtida com algoritmo T1, para a raiz, foi de 3.7 mm, maior que a obtida com o algoritmo T2. A Tab. 6 apresenta uma síntese dos resultados obtidos para as zonas de fusão. Fica claro que a desconsideração da tranferência de calor na região do cordão de solda, entre passes, tende a sempre superestimar as dimensões da zona de fusão (medidas na raiz, altura de 4.7 mm e altura de 8.5 mm, conforme Fig. 26) e acarretar em erros maiores em relação ao experimental, quando comparado com simulações que contemplam estas transferências de calor.

Tabela 6 – Resultados das dimensões das poças de fusão.

Casos	Raiz	Altura 1 (4.7 mm)	Altura 2 (8.5 mm)
Experimento (mm)	3,0 mm	6,2 mm	10,0 mm
Algoritmo T1 (mm)	3,7 mm	7,3 mm	10,4 mm
Algoritmo T2 (mm)	2,6 mm	6,9 mm	9,8 mm
Algoritmo T1 x Experimento (%)	22,7	17,4	4,0
Algoritmo T2 x Experimento (%)	-12,0	12,2	-2,0

8.3.3 Estudo de Caso 03 - Parametrização do Algoritmo T1

Conforme apresentado na Seção 7.5.1, por enquanto é possível rodar a simulação completa, incluindo a etapa mecânica, somente com o algoritmo T1. Logo, foi necessário parametrizar este da melhor maneira possível para que ele se aproximasse ao máximo dos resultados obtidos com o algoritmo T2, considerado aqui o mais próximo da realidade. Variando parâmetros como o espalhamento da fonte σ e a eficiência η, foram obtidos os ciclos térmicos das Fig. 42, 43 e 44, sendo estes os resultados utilizados com o algoritmo mecânico.

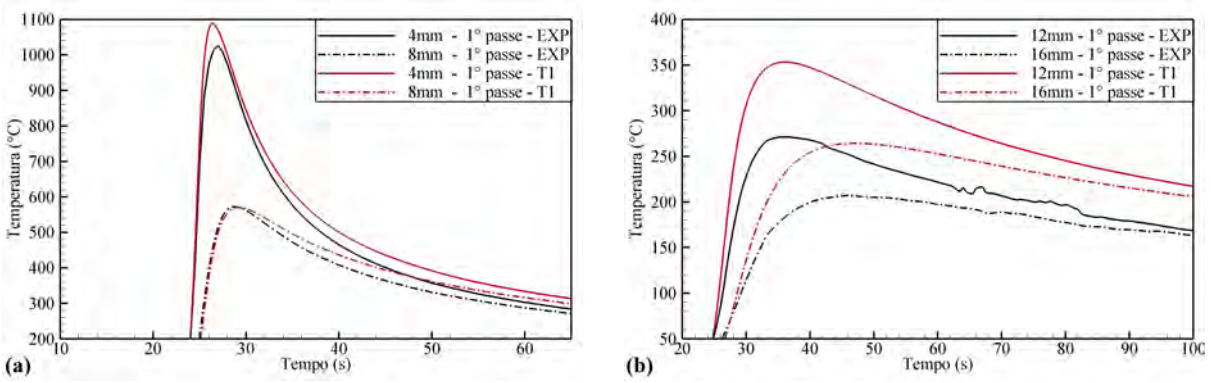

Figura 42 – Comparação entre os resultados dos novos parâmetros do algoritmo T1 e os experimentais, 1^o passe

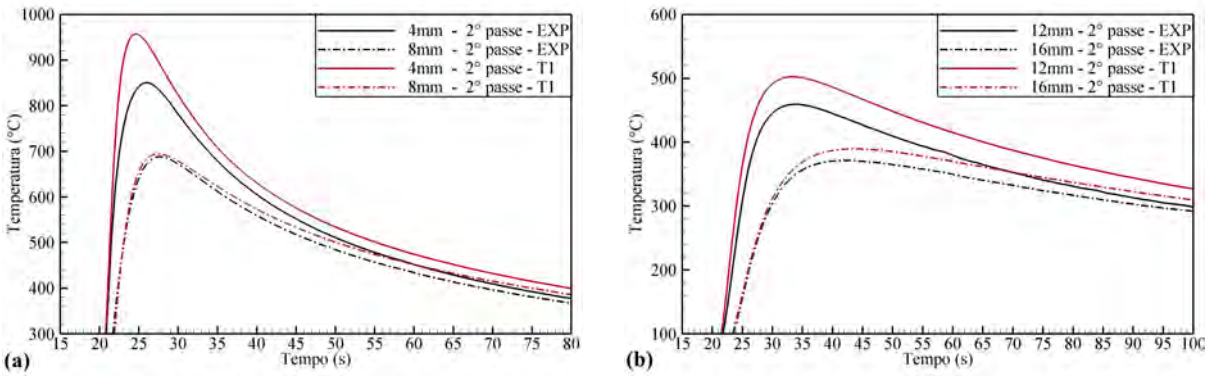

Figura 43 – Comparação entre os resultados dos novos parâmetros do algoritmo T1 e os experimentais, 2^o passe

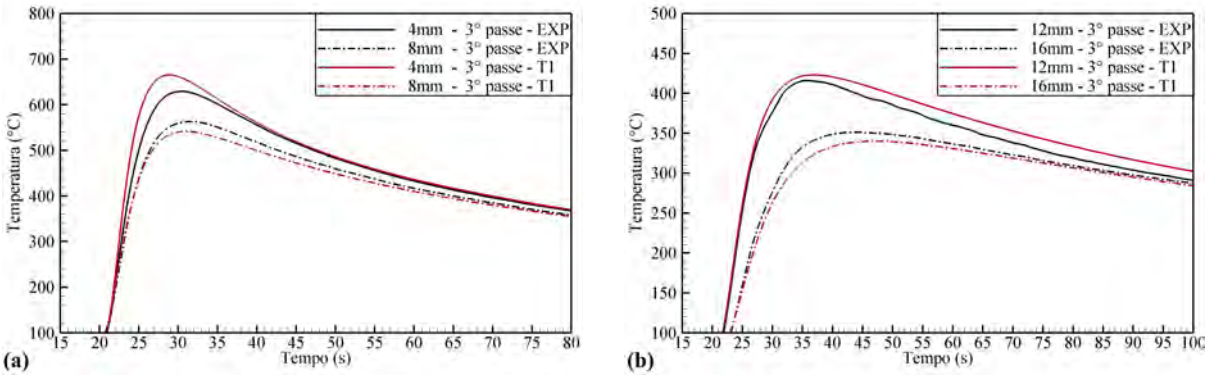

Figura 44 – Comparação entre os resultados dos novos parâmetros do algoritmo T1 e os experimentais, 3^o passe

Para os resultados dos três passes, aplicam-se as mesmas considerações apresentadas ao algoritmo T2, na Seção 8.3.1. A seguir, na Fig. 45, são mostradas as seções transversais obtidas com o algoritmo T1 com seus novos parâmetros, juntamente com o resultado experimental. Também aplicam-se aqui as mesmas considerações apresentadas para a zona fundida do algoritmo T2.

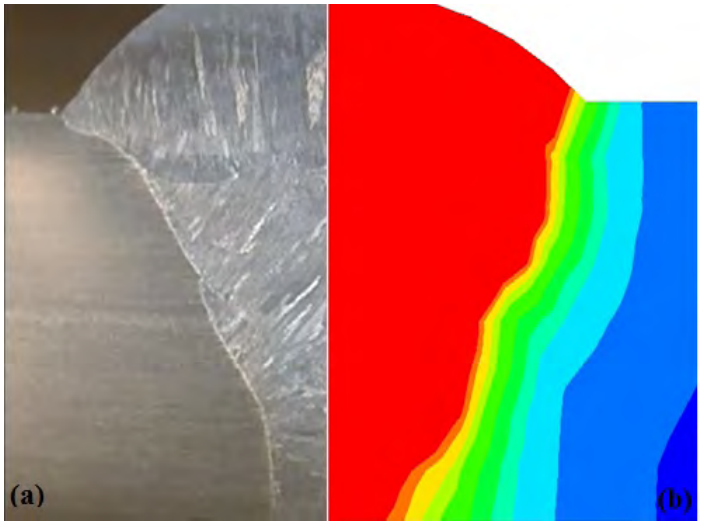

Figura 45 – Comparação entre a zona fundida do resultado experimental (a) e do algoritmo T1 com novos parâmetros (b)

8.4 Análise dos Resultados Mecânicos

Conforme apresentado na Seção 7.5.1, por enquanto é possível realizar a simulação completa, incluindo a etapa mecânica, somente com o algoritmo T1. Nas seções a seguir são apresentados e discutidos os resultados mecânicos obtidos com as cargas térmicas da simulação térmica do estudo de Caso 03.

8.4.1 Distorções

De acordo com os resultados experimentais fornecidos pelo projeto PRONEM-FAPERGS (Processo No 11/2046-8), na Fig. 46a tem-se uma vista isométrica da distribuição das distorções do corpo de prova. Observou-se uma distorção angular aproximadamente constante ao longo da seção transversal da chapa, além de uma distorção por flexão longitudinal no sentido do cordão de solda. Na Fig. 46b, tem-se a mesma vista para os resultados obtidos pela simulação.

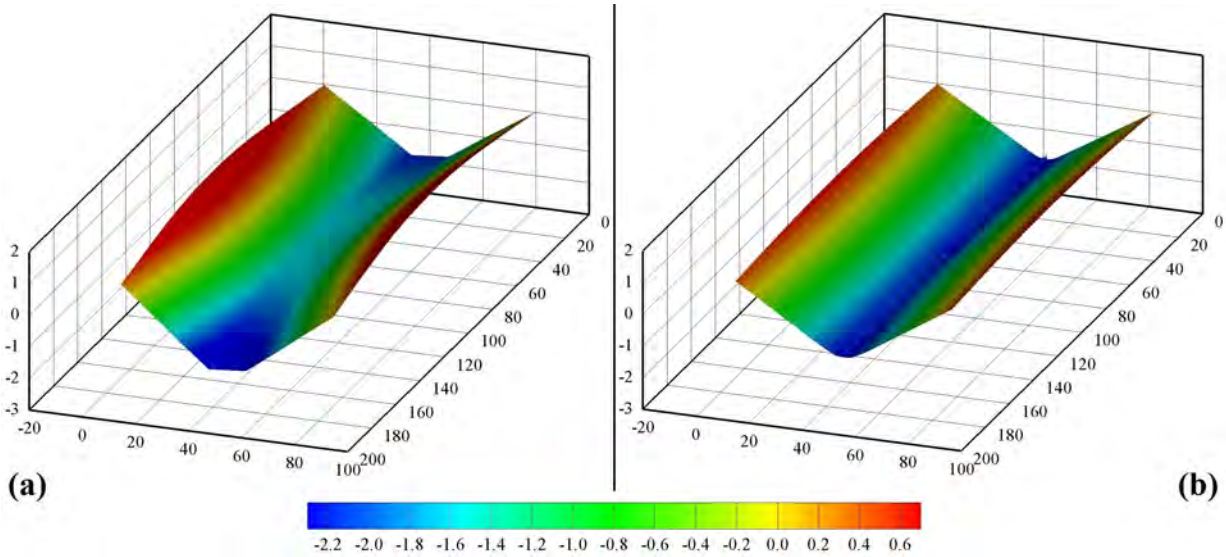

Figura 46 – Deformada das chapas e isolinhas da componente de deslocamento na direção transversal ao plano das chapas obtidos dos resultados experimentais (a) e numérico (b), vista isométrica

Em termos gerais, do ponto de vista qualitativo, os resultados da simulação apresentaram o mesmo perfil de distorções do experimento. Na Fig. 47 é possível comparar o resultado da distorção angular experimental e numérica, em uma seção transversal no meio da chapa.

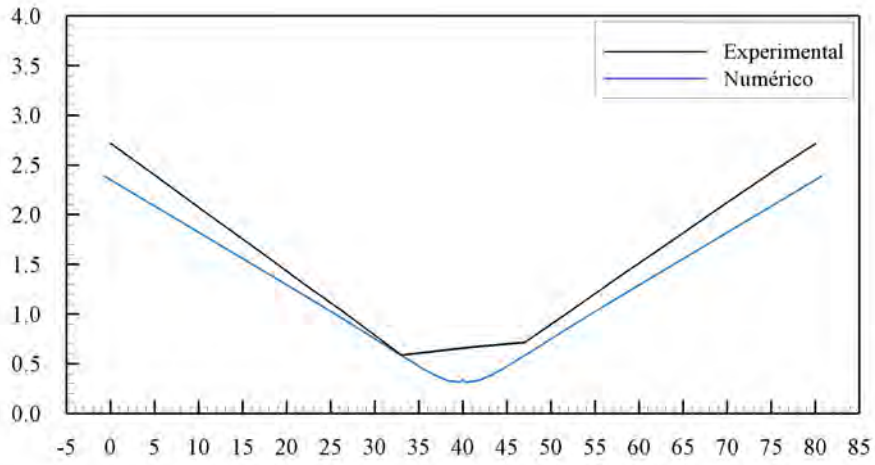

Figura 47 – Distorção angular na seção transversal central, perpendicular ao cordão de solda

A ângulo de distorção final do experimento foi de 3,7^o, enquanto o ângulo obtido pela simulação foi de 3,1^o, o que resultou em uma diferença de 16%.

A distorção vertical ao final do resfriamento de cada um dos três passes é mostrada na Fig. 48. É possível perceber que o 2^o passe tem a maior contribuição para a distorção angular final da simulação.

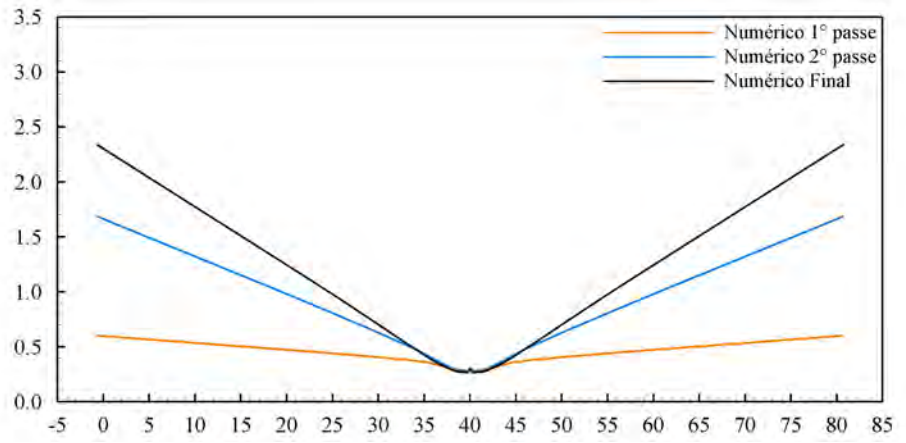

Figura 48 – Distorção angular na seção transversal central, perpendicular ao cordão de solda, ao final do resfriamento de cada passe

Na Fig. 49 tem-se o resultado da componente de deslocamento na direção transversal ao plano das chapas, de um ponto afastado 45 mm do plano de simetria, na seção central da chapa, ao longo do tempo, juntamente com a temperatura e tensão longitudinal (σ_Z) de um ponto a 10 mm do plano de simetria, na mesma seção transversal. Em relação ao deslocamento, obteve-se o mesmo comportamento observado por Kyriakongonas (2008), onde as maiores contribuições ocorrem durante a execução do passe de soldagem, enquanto durante o resfriamento entre passes o aumento no deslocamento é menor. Percebe-se que para cada passe, no momento em que a fonte de calor passa pela seção tranversal de onde foram extraídos os dados, ocorre um salto no deslocamento na extremidade da chapa, quase que instantaneamente, enquanto que nas etapas de resfriamento entre passes esse aumento é mais gradual e de menor intensidade. Apenas no 3^o passe observa-se uma breve queda durante a passagem da fonte, mas rapidamente voltando ao comportamento apresentado nos passes anteriores.

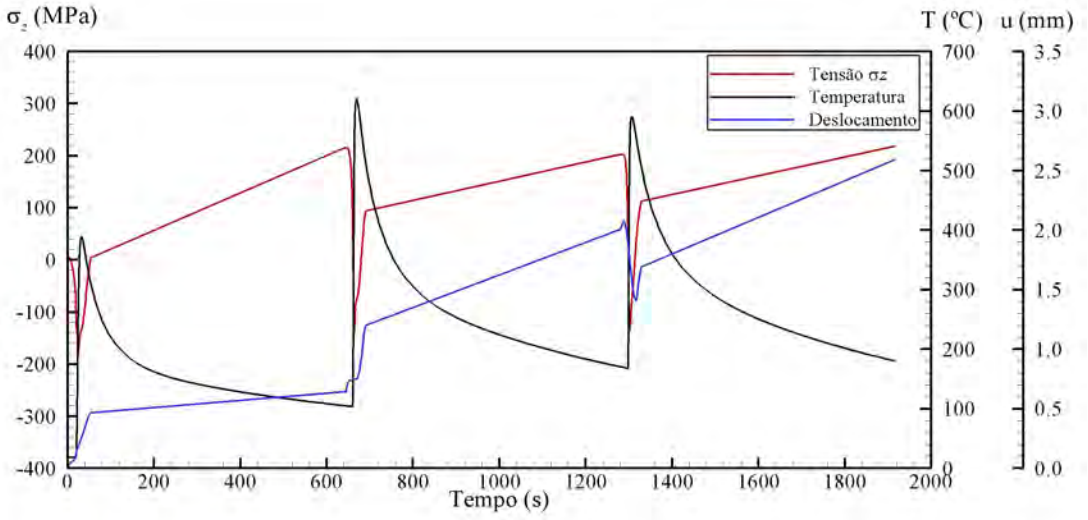

Figura 49 – Temperatura, deslocamento vertical e tensão longitudinal ao longo do tempo

Para as tensões longitudinais, observa-se um comportamento de carregamento compressivo para este ponto que está próximo ao cordão, nos momentos em que a fonte se aproxima, seguido rapidamente por um tracionamento conforme a fonte se afasta daquela seção transversal, enquanto nas etapas de resfriamento a tração continua intensificando-se, de maneira mais gradual, atingindo magnitudes próximas as da tensão de escoamento do material. Este comportamento demonstra alguma correlação com os Pontos 1, 2, 3, 4 e 5 da Fig. 7.

Em relação a distorção longitudinal, a simulação apresentou a mesma tendência de curvatura, conforme Fig. 50. Apesar da figura induzir que esta diferença foi grande, do ponto de vista quantitativo a diferença foi de aproximadamente 0.5 mm no centro longitudinal da chapa. De maneira geral, infere-se que estas diferenças encontradas nas distorções podem ser causadas por simplificações adotadas no modelo numérico.

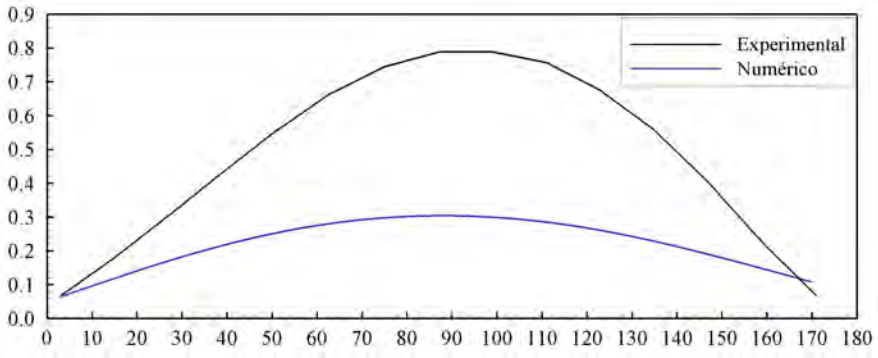

Figura 50 – Distorção longitudinal, paralela ao cordão de solda

A distorção longitudinal é governada pelo momento longitudinal e consequentes tensões longitudinais. Dependendo da magnitude da distorção angular, duas formas de distorção longitudinal são possíveis, conforme Fig. 51, devido a movimentação da linha neutra da geometria.

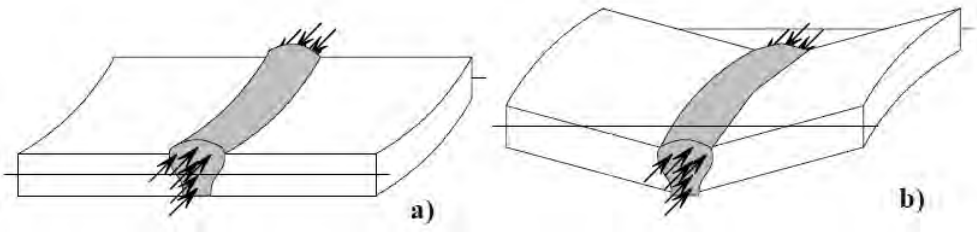

Figura 51 – Distorção longitudinal convexa (a) e côncava (b) (PILIPENKO, 2001)

A ausência de medições de tensões residuais no corpo de prova acaba por limitar as conclusões sobre as diferenças de resultados entre experimento e simulação. No entanto, as simplificações necessárias para a simulação da etapa mecânica provavelmente podem

ser a causa desta diferença do ponto de vista quantitativo. Primeiramente, conforme apresentado no início da Seção 4.6, o modelo contitutivo do material sob soldagem deveria variar com a temperatura, começando como independente da taxa de deformação para temperaturas menores que 50% da temperatura de fusão, dependente da taxa entre 50% e 80% da temperatura de fusão, e linear viscoso para temperaturas maiores que 80% da temperatura de fusão. O modelo aqui apresentado é sempre independente da taxa para qualquer temperatura. Outro aspecto é que as simulações apresentadas não são capazes de considerar o efeito de recozimento (*annealing*) durante a soldagem, que tem grande influência no histórico de deformações plásticas do material. Este efeito pode ser implementado nas simulações interferindo-se neste histórico em uma faixa de temperatura na qual este fenômeno ocorra para o material estudado. A consideração do recozimento em modelos de endurecimento cinemático tende a aumentar as tensões residuais, e consequentemente as distorções, no caso de um corpo de prova sem restrições (SMITH; SMITH, 2009). O estado inicial de tensões da chapa, devido aos processos de fabricação (laminação), também pode gerar razoável influência nos resultados, dependendo da magnitude destas tensões pré-existentes. Conforme demonstrado na Seção 4.6, o modelo não-linear cinemático é o que melhor representa o comportamento dos aços inoxidáveis, até o momento, enquanto o modelo bilinear demonstra uma tendência de subestimar os resultados obtidos, o que ocorreu. Outro ponto é a ausência de tecimento na simulação. Devido à diferença no formato da zona de fusão do 3^o passe (ver Fig. 37), e a impossibilidade de realizar a simulação do tecimento em uma malha simétrica, não é possível mensurar a interferência deste fato na distorção final da peça.

8.4.2 Tensões Residuais

Do ponto de vista qualitativo, foram observadas as tensões residuais geradas na simulação da etapa mecânica. As Fig. 52 e Fig. 53 mostram as distribuições de tensões residuais (longitudinais e transversais) no topo da chapa, ao final do resfriamento de cada um dos passes, para verificar suas respectivas contribuições.

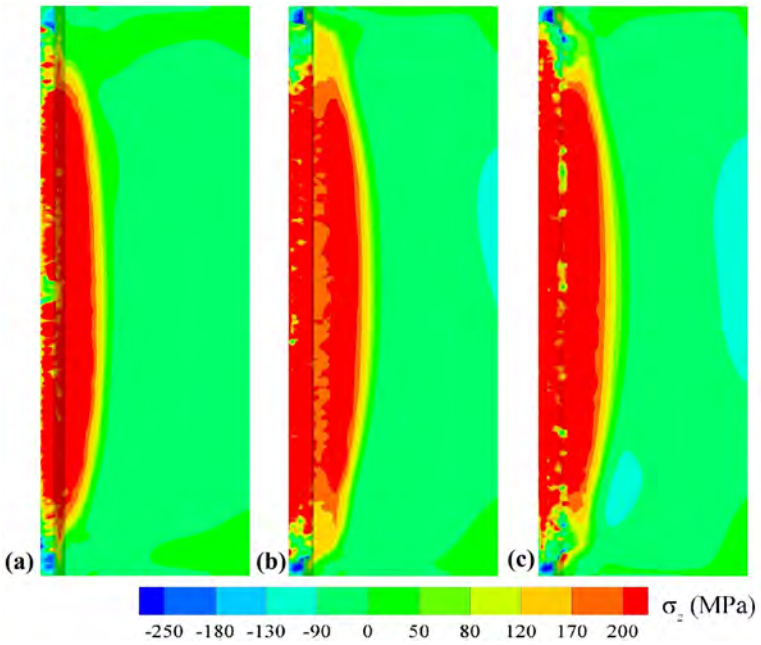

Figura 52 – Distribuições de tensões longitudinais residuais no topo da chapa, ao final do resfriamento do 1^o (a), 2^o (b) e 3^o (c) passes

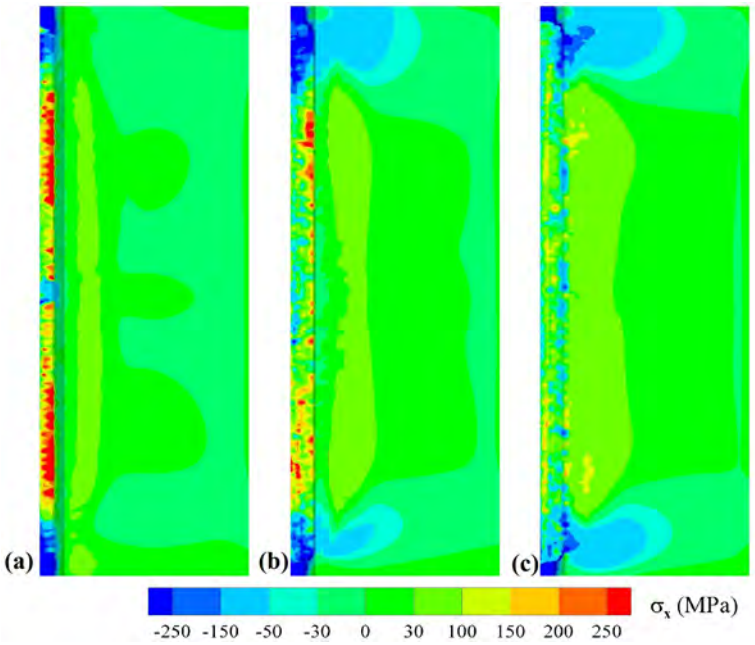

Figura 53 – Distribuições de tensões transversais residuais no topo da chapa, ao final do resfriamento do 1^o (a), 2^o (b) e 3^o (c) passes

Já na Fig. 54, tem-se a distribuição final na base da chapa, que apresenta tensões longitudinais compressivas um pouco maiores do que as observadas no topo da chapa.

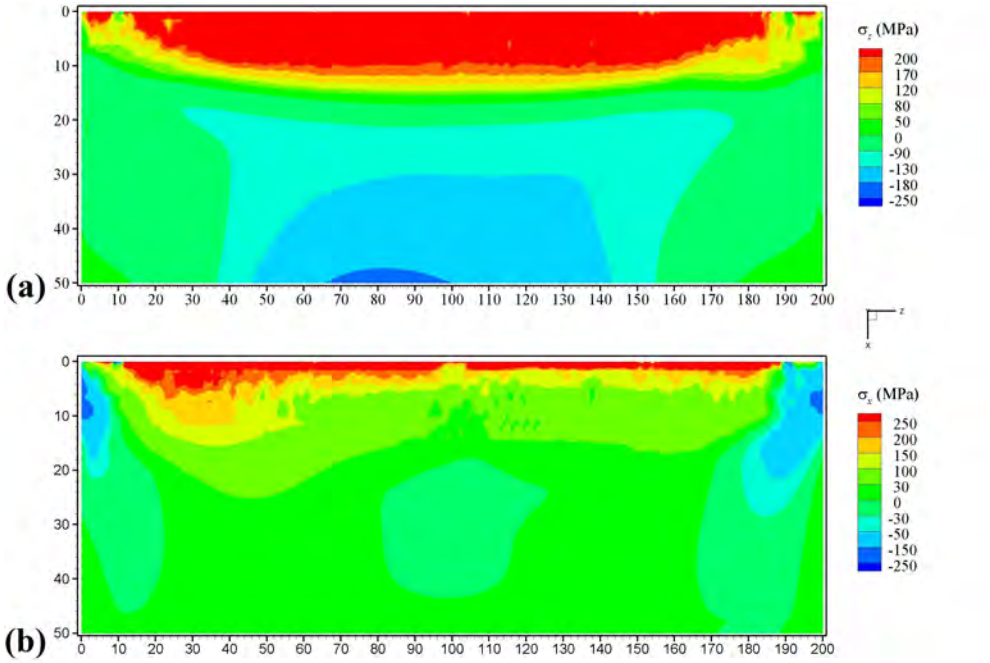

Figura 54 – Distribuições final de tensões residuais na base da chapa. Tensão longitudinal (a) e transversal (b)

Como era de se esperar, a região mais próxima à linha do cordão apresenta os maiores valores de tensão de tração. As tensões longitudinais atingem valores em torno do limite de escoamento do material, apresentando uma maior magnitude ao longo do cordão em relação às tensões transversais. Mais afastado da linha do cordão nota-se uma inversão nas tensões longitudinais, que apresentam valores de compressão. Ao longo do cordão de solda, as duas componentes de tensões tem um comportamento muito uniforme, apresentando variações nas extremidades das chapas. Também é possível inferir, na Fig. 52, que o 2^o passe é o que apresenta o maior aumento no alcance das tensões de tração na região próxima ao cordão de solda.

Nas Fig. 55 e 56, tem-se o comportamento das tensões em uma seção longitudinal localizada a 10 mm do plano de simetria do cordão de solda.

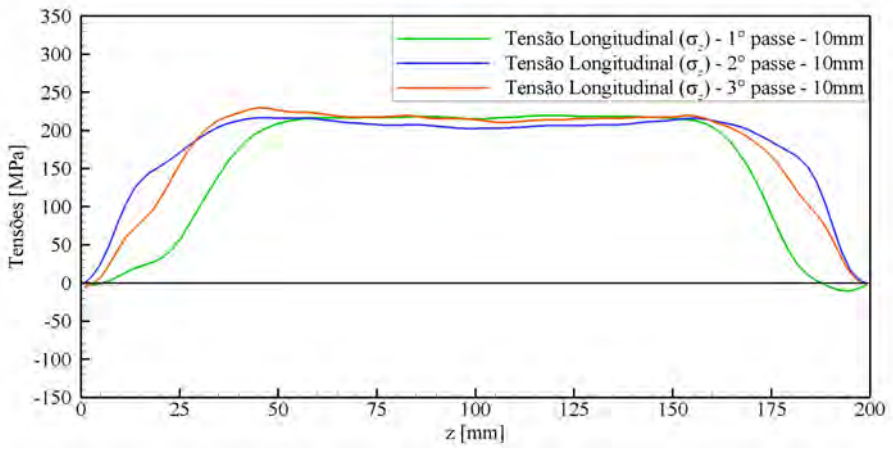

Figura 55 – Distribuições de tensões residuais longitudinais para cada passe, sentido longitudinal, a 10 mm do plano de simetria

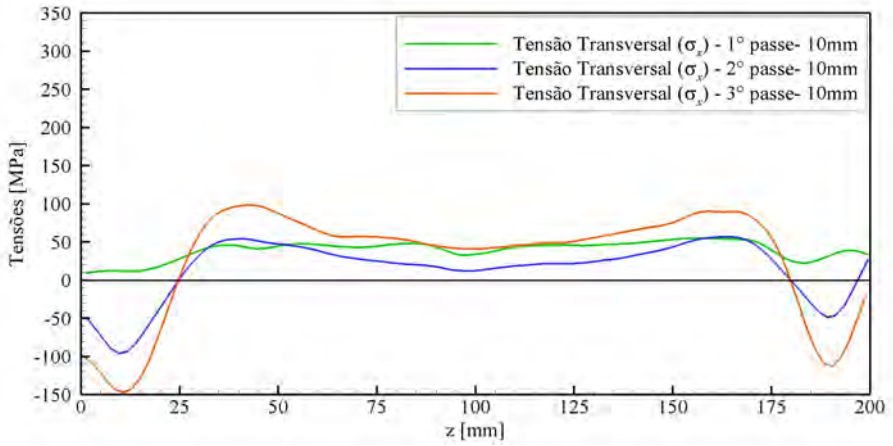

Figura 56 – Distribuições de tensões residuais transversais para cada passe, sentido longitudinal, a 10 mm do plano de simetria

Nessas figuras tem-se a contribuição de cada um dos três passes separadamente. Essas figuras possuem a mesma escala de tensões para ser possível realizar uma comparação entre as magnitudes. Percebem-se comportamentos e magnitudes muito semelhantes para as tensões longitudinais nesta seção, para os três passes. Já as tensões transversais apresentam valores menores de tensão, com o 1^o passe apresentando um comportamento um pouco diferente dos outros 2 passes. É possível perceber o efeito das bordas da chapa nas tensões transversais, conforme Fig. 57 apresentada por Radaj (2003), que demonstra o efeito típico esperado para tensões transversais em chapas curtas soldadas. Observa-se também uma diferença da ordem de duas vezes entre os valores máximos positivos das tensões longitudinais e transversais.

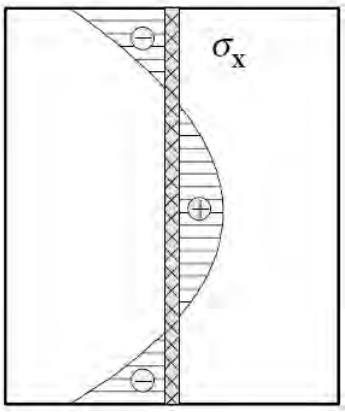

Figura 57 – Distribuições de tensões residuais transversais, para chapas curtas soldadas. Adaptado de Radaj (2003)

Nas Fig. 58 e 59, tem-se o comportamento das tensões residuais em uma seção transversal localizada a 65 mm do início do cordão de solda, com as contribuições de cada passe separadamente.

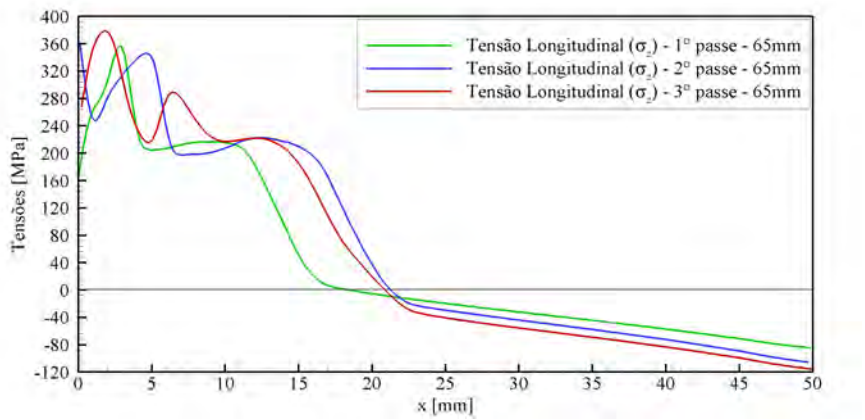

Figura 58 – Distribuições de tensões residuais longitudinais a 65 mm do início do cordão de solda, sentido transversal

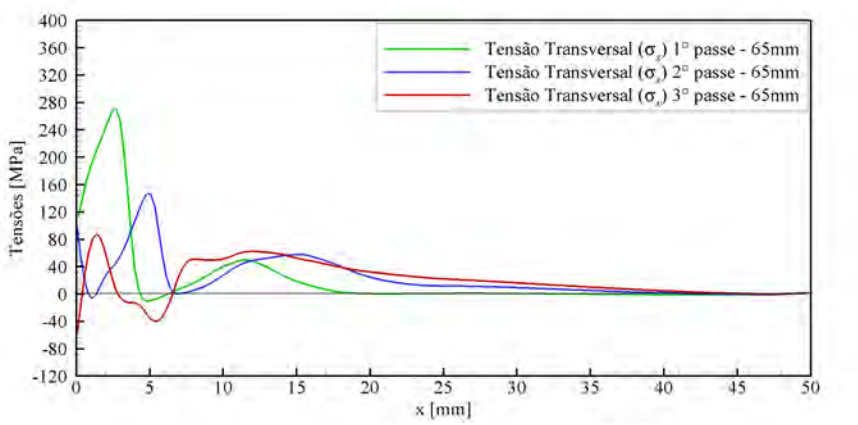

Figura 59 – Distribuições de tensões residuais transversais a 65 mm do início do cordão de solda, sentido transversal

Nessas figuras, salienta-se que os resultados obtidos dentro do cordão de solda, localizados entre 0 e 7 mm, devem ser analisados com cautela, pois o modelo mecânico aqui implementado não contempla todos os efeitos viscoelastoplásticos, dependendo da temperatura do material, conforme apresentado na Seção 4.6. Percebe-se novamente, para tensão longitudinal, o comportamento típico de tração próximo ao cordão e de compressão afastado deste. Também é possível perceber uma diferença da ordem de quatro vezes entre as maiores magnitudes das tensões longitudinais e transversais. Verifica-se também que as tensões de tração do 1^o passe possuem um alcance menor a partir do plano de simetria, quando comparadas às dos outros 2 passes.

Parte V

Conclusões e Sugestões

9 Conclusões e Sugestões

9.1 Conclusões

Nesta dissertação, foi brevemente apresentado o processo de soldagem, suas vantagens e desvantagens, e o porquê da necessidade de estudar todos os fenômenos relacionados a este processo, largamente utilizado por inúmeras indústrias. As simulações numéricas foram apresentadas como uma valiosa ferramenta para a análise destes fenômenos físicos que envolvem a soldagem. Neste trabalho foram avaliadas duas abordagens (algoritmos) de simulação numérica da soldagem de topo multipasse realizada com o processo MIG/MAG, no que se refere a transferência de calor na poça de fusão, na etapa térmica da simulação. Também foi realizada a etapa mecânica desta, para tentar obter o campo de distorções do corpo de prova simulado. Estas análises foram realizadas no software ANSYS© Multiphysics, através do Método dos Elementos Finitos.

Primeiramente, foi realizada uma análise de convergência de malha e posterior validação da etapa térmica, para o algoritmo que contempla os fenômenos de transferência de calor na poça (T2), utilizando como referência o formato da zona fundida obtida experimentalmente, além de resultados dos ciclos térmicos obtidos com termopares para avaliar a entrada de calor global e adequar as taxas de resfriamento com as experimentais. As dimensões da zona de fusão obtidas numericamente neste algoritmo obtiveram boa concordância com o experimento, obtendo-se erros que variaram entre 2 e 12%, dependendo da posição analisada. Observou-se uma diferença maior para o reforço superior, que se atribui provavelmente ao fato da simulação apresentada não contemplar o fenômeno de tecimento para o último passe. Mesmo assim estes valores se encontram dentro do esperado para simulações efetuadas com o tipo de fonte de calor utilizada, conforme Seção 4.8. Em relação aos ciclos térmicos, foi obtida razoável aproximação em termos de temperaturas de pico, com algumas considerações adicionais para o 1^o passe, e excelentes resultados em relação as taxas de resfriamento, dada a inclinação praticamente idêntica entre as etapas de resfriamento dos ciclos da simulação e os obtidos experimentalmente. Foi realizada uma discussão acerca das diferenças obtidas para cada um dos três passes, visto que cada um possuia diferenças na sua geometria, energia de soldagem e distanciamento dos pontos de medição.

É importante enfatizar que os resultados térmicos alcançados tiveram boa concordância apenas para os parâmetros utilizados, e foram obtidos erros de 1.5% a 22.7%, dependendo da grandeza analisada e do ponto de medição. Provavelmente sejam necessários alguns ajustes caso se deseje simular outros processos de soldagem, materiais diferentes dos aços inoxidáveis ou geometrias de chanfro diferentes do chanfro em V. Ao fim desta seção

é sugerida uma maneira de evitar a demora em se efetuar estes ajustes e parametrizações.

Posteriormente, foi feita a comparação de resultados entre dois algoritmos (T1 e T2), que possuem abordagens diferentes quanto à transferência de calor na poça de fusão. Ficou comprovado que o fato de negligenciar transferência de calor no algoritmo T1 fez com que o calor do processo não fosse corretamente dissipado para o ambiente, fazendo então com que este ficasse acumulado na peça, o que levou a temperaturas de pico maiores e em uma maior dimensão da poça de fusão, se comparado com o algoritmo T2, que contempla estes fenômenos. Estas considerações são muito importantes, pois devido as temperaturas de pico, taxas de resfriamento e dimensões da zona fundida, o campo de temperaturas gerado na etapa de análise térmica está fortemente ligado com o campo de distorções e tensões residuais em uma posterior análise mecânica do processo. Estes resultados térmicos também interferem fortemente nos resultados de uma simulação metalúrgica, necessária para prever quais fases do aço serão formadas ao longo da zona de fusão e da ZAC. Isto acaba justificando a utilização de um modelo térmico que se aproxime ao máximo da realidade, no que diz respeito aos resultados experimentais, contemplando toda a fenomenologia da etapa térmica da soldagem.

Devido a impossibilidade momentânea de realizar a simulação da etapa mecânica com o algoritmo T2, considerado aqui aquele que reproduz os fenômenos de uma forma mais próxima à realidade, foi realizada uma nova parametrização com o algoritmo T1, com o objetivo de aproximar ao máximo os resultados deste com os obtidos com algoritmo T2, etapa que foi realizada com sucesso. A partir destes resultados térmicos, foi efetuada a simulação da etapa mecânica e obtidos resultados para o campo de distorções e tensões residuais. Do ponto de vista qualitativo foi obtido o mesmo formato geral para a distorção da geometria simulada, comparada com a experimental. Estes resultados de distorções foram comparados com o experimental, obtendo-se uma boa aproximação para a distorção angular da peça, tanto qualitativa quanto quantitativamente. Já a distorção longitudinal obteve diferenças maiores, devido aos motivos apresentadas na seção de discussões. As tensões residuais foram comparadas apenas no ponto de vista qualitativo, com resultados clássicos da literatura. Foi apenas verificado se ocorreram tensões trativas próximas ao cordão de solda, e tensões compressivas nas regiões mais afastadas deste, e analisadas as contribuições de cada passe no resultado final das tensões residuais.

Em relação a técnica *Element Birth and Death* (EBD), esta apresenta uma implementação muito mais complexa do que as simulações tradicionais de soldagem, que não efetuam a desativação dos elementos de interesse, demonstrando grandes dificuldades de convergência. Porém, ela tem sido intensamente estudada nos últimos anos, principalmente por se aproximar mais da realidade daqueles processos de soldagem que possuem adição de material. Apesar de alguns autores relatarem diferenças da ordem de 10% em relação aos resultados da etapa térmica, quando comparados a técnica padrão, para a etapa mecânica

foram observados resultados completamente diferentes quando a técnica não é aplicada, pois para obter-se uma resposta mecânica condizente com a realidade, é necessário que os elementos sejam ativados na etapa mecânica no momento correto, quando o material encontra-se próximo da temperatura de fusão. Elementos presentes na etapa mecânica que não estão fundidos ainda, acabam atuando como uma restrição à distorção, resultando em um campo final de distorções completamente fora da realidade.

Este trabalho mostrou que as abordagens utilizadas para simulação da soldagem utilizando o MEF com uma fonte de calor do tipo Gaussiana, junto com a técnica EBD, são uma proposta adequada para a simulação do processo de soldagem MIG/MAG em aços inoxidáveis. Também foi demonstrado que o algoritmo T2 proposto neste trabalho consegue reproduzir com mais acurácia as distribuições de temperatura durante e após a soldagem. Novamente, é importante enfatizar que os campos de temperatura influenciam fortemente nos campos de distorções, tensões residuais e em simulações metalúrgicas do processo, justificando a necessidade de um modelo térmico que proporcione resultados mais próximos possíveis da realidade.

9.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

Pesquisas futuras podem investigar algumas das seguintes sugestões:

- Aprofundar os estudos quanto a técnica *Element Birth and Death* (EBD), principalmente no sentido de contornar as dificuldades de convergência inerentes à própria técnica;
- Realizar a implementação do algoritmo T2 para a etapa mecânica, e avaliar suas influências sobre o campo de distorções e tensões residuais, comparando-o com o algoritmo T1;
- Estabelecer uma correlação entre a geometria do chanfro e o coeficiente de espalhamento σ da fonte de calor, para evitar a demora na etapa de parametrização da fonte de calor;
- Estudar a influência do calor gerado e absorvido pelas transformações metalúrgicas, no intuito de quantificá-lo, da mesma maneira que foi realizada neste trabalho a quantificação da transferência de calor na poça de fusão;
- Efetuar simulações metalúrgicas com os algoritmos T1 e T2, no intuito de quantificar suas diferenças em relação as transformações de fase obtidas;
- Sugere-se testar o uso de elementos de transição do tipo hexaedro quadrático, já que assim é possível manter a malha estruturada, com número fixo de elementos,

e diminuindo o número final de elementos, comparativamente com a malha com tetraedros na transição, evitando alguns problemas de convergência relacionados a razões de aspecto e tamanhos muito diferentes para elementos muito próximo uns dos outros;

- Sugere-se utilizar elementos do tipo placa para diminuir o número final de elementos, já que ele tem metade dos GDL, comparativamente com a malha com hexaedros;
- Prever o número mínimo de passes para soldar uma determinada espessura. Arbitra-se a altura do passe e verifica-se se no seu volume ocorreu fusão completa, variando tensão e corrente apenas. Varia-se esta altura até obter a fusão e usa-se os parâmetros de tensao e corrente no experimento. A intenção aqui é reduzir o número de ensaios de soldagem;
- Efetuar comparações entre a fonte Gaussiana e Volumétrica para espessuras relativamente baixas, para quantificar se o ganho em acurácia se sobrepõe ao tempo necessário para parametrizar uma fonte mais complexa (volumétrica);
- Considerar, na etapa mecânica da simulação, os efeitos do recozimento (*annealing*) conforme o material esfria, para quantificar suas influências no campo de distorções da peça;
- Utilizar os algoritmos validados, para testar diferentes sequências de passes de soldagem e verificar, por exemplo, as que provavelmente tendem a causam menores distorções na peça soldada;
- Testar os tipos de chanfros indicados pelas normas vigentes de soldagem e verificar se estes são os mais adequados quanto a questão de distorções finais da peça;
- Simular soldagem com e sem reforço da raiz e verificar sua influência nas distorções;
- Simular a soldagem com propriedades diferentes para o material de solda e o base, e verificar se existe grande influência nas distorções;
- Utilizar o coeficiente de transferência de calor por convecção variável com a temperatura e avaliar suas influências;
- Criar um *benchmark* experimental, um ensaio padrão de soldagem, para ser utilizado na calibração e validação de simulações de soldagem;
- Aprofundar os estudos dos modelos de endurecimento cinemático, para melhorar o entendimento do comportamento mecânico dos aços inoxidáveis;
- Avaliar a sensibilidade dos modelos em relação as incertezas das propriedades mecânicas, verificando quais são as que causam maiores interferências nos resultados finais;

- Levar em consideração as tensões residuais pré-soldagem, como laminação das chapas e outros processos de fabricação, para verificar o quanto estas interferem no resultado final da soldagem.

Referências

ANSYS. *Theory Reference*. version 14.0. [S.l.], 2011.

ARAUJO, D. B. d. *Estudo de distorcoes em soldagem com uso de tecnicas numericas e de otimizacao*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Uberlandia, 2012.

ARGYRIS, J. H.; SZIMMAT, J.; WILLAM, K. Finite element analysis of arcwelding process. In: *Numerical methods in thermal problems*. [S.l.: s.n.], 1983.

BATHE, K. *Finite Element Procedures in Engineering Analysis*. [S.l.]: Prentice-Hall, 1982.

BRICKSTAD, B.; JOSEFSON, B. L. A parametric study of residual stresses in multi-pass butt-welded stainless steel pipes. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Elsevier Science, 1998.

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

CAPRICCIOLI, A.; FROSI, P. Multipurpose ansys fe procedure for welding processes simulation. *Fusion Engineering and Design*, 2009.

CHEN, W.; HAN, D. *Plasticity for Structural Engineers*. [S.l.]: J. Ross Pub., 2007.

CHUNG, C. *Simulation Modeling Handbook: A Practical Approach*. [S.l.]: CRC Press, 2003.

COMMITTEE, A. I. H. *Properties and Selection– Irons, Steels, and High-performance Alloys*. [S.l.]: ASM International, 1990.

DARMADI, D. B.; TIEU, A. K.; NORRISH, J. A validated thermal model of bead-on-plate welding. *Heat and Mass Transfer*, Springer, v. 48, n. 7, p. 1219–1230, 2012.

DENG, D.; MURAKAWA, H. Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements. *Computational Materials Science*, 2006.

DENG, D.; MURAKAWA, H.; LIANG, W. Numerical and experimental investigations on welding residual stress in multi-pass butt-welded austenitic stainless steel pipe. *Computational Materials Science*, 2008.

DESAI, P.; HO, C. *Thermal linear expansion of nine selected AISI stainless steels*. [S.l.], 1978.

DONG, P. The mechanics of residual stress distributions in girth welds. In: *Procedures of the Second International Conference on Integrity of High Temperature Welds*. [S.l.: s.n.], 2003. p. 185–196.

DONG, P.; HONG, J.; BOUCHARD, P. Analysis of residual stresses at weld repairs. *International journal of pressure vessels and piping*, Elsevier, v. 82, n. 4, p. 258–269, 2005.

DYM, C.; SHAMES, I. *Solid mechanics: a variational approach*. [S.l.]: McGraw-Hill, 1973.

FICQUET, X. et al. Measurement and prediction of residual stress in a bead-on-plate weld benchmark specimen. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Elsevier, v. 86, n. 1, p. 20–30, 2009.

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

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

HO, C. Y.; CHU, T. K. *State of the Art Report, electrical resistivity and thermal conductivity of nine selected AISI stainless steels*. [S.l.], 1977.

HONG, J.; TSAI, C.; DONG, P. Assessment of numerical procedures for residual stress analysis of multipass welds. *WELDING JOURNAL-NEW YORK-*, AMERICAN WELDING SOC, v. 77, 1998.

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

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

LINDGREN, L. E. Numerical modelling of welding. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 2006.

MAHIN, K. et al. Prediction and measurement of residual elastic strain distributions in gas tungsten arc welds. *Welding journal*, v. 70, n. 9, p. 245s–260s, 1991.

MASUBUCHI, K. *Analysis of Welded Structures*. [S.l.]: Pergamon Press, 1980.

MCMEEKING, R. M.; RICE, J. Finite-element formulations for problems of large elastic-plastic deformation. *International Journal of Solids and Structures*, Elsevier, v. 11, n. 5, p. 601–616, 1975.

MOCHIZUKI, M. et al. Study of residual stress distribution at start-finish point of circumferential welding studied by 3d-fem analysis. *Welding in the World*, Springer, v. 49, n. 11-12, p. 40–49, 2005.

MOLLICONE, P. et al. Simple thermo-elastic–plastic models for welding distortion simulation. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 176, n. 1, p. 77–86, 2006.

MURAKI, T.; BRYAN, J.; MASUBUCHI, K. Analysis of thermal stresses and metal movement during welding—part i: analytical study. *Journal of Engineering Materials and Technology*, American Society of Mechanical Engineers, v. 97, n. 1, p. 81–84, 1975.

MURTHY, Y. V.; RAO, G. V.; IYER, P. K. Numerical simulation of welding and quenching processes using transient thermal and thermo-elastic-plastic formulations. *Computers and Structures*, 1996.

OHMS, C. et al. Net tg1: Residual stress assessment by neutron diffraction and finite element modeling on a single bead weld on a steel plate. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Elsevier, v. 86, n. 1, p. 63–72, 2009.

ORTEGA, A. et al. *Finite Element Modeling and Validation of Residual Stresses in 304 L Girth Welds*. [S.l.], 1998.

PAVELIC, V. et al. Experimental and computed temperature histories in gas tungsten arc welding of thin plates. *Welding Journal Research Supplement*, 1969.

PILIPENKO, A. *Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multi-electrode submerged arc welding. Their mitigation techniques*. Tese (Doutorado) — Norwegian University of Science and Technology, 2001.

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.

RADAJ, D. *Welding Residual Stresses and Distortion: Calculation and Measurement*. [S.l.]: Woodhead Publishing, Limited, 2003.

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

SCHWEITZER, P. A. et al. *Metallic materials: physical, mechanical, and corrosion properties*. [S.l.]: CRC Press, 2003. v. 19.

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. *Soldagem MIG/MAG: melhor entendimento, melhor desempenho*. [S.l.]: Artliber, 2008. ISBN 9788588098428.

SHAN, X. et al. Thermo-mechanical modelling of a single-bead-on-plate weld using the finite element method. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 86, n. 1, p. 110 – 121, 2009. The NeT Residual Stress Measurement and Modelling Round Robin on a Single Weld Bead-on-Plate Specimen.

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

TEIXEIRA, P.; ARAUJO, D.; 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.

TOULOUKIAN, Y. S.; DEWITT, D. P. *Thermophysical Properties of Matter - The TPRC Data Series - Thermal Radiative Properties: Metallic Elements and Alloys*. [S.l.], 1970.

WANGSDAN, T. *Finite element modelling of the net single-bead-on-plate weld specimen*. Dissertação (Mestrado) — Imperial College London, 2006.

YAGHI, D. A.; BECKER, A. *State of the Art Review - Weld Simulation Using Finite Element Methods*. [S.l.], 2004.

ZIENKIEWICZ, O.; TAYLOR, R. *The Finite Element Method for Solid and Structural Mechanics*. [S.l.]: Elsevier Science, 2005.

Anexos

ANEXO A – Relatório da análise por espectroscopia ótica

FMPRO 44N0048 Optik 44N0048
Sample :
Alloy : FE_300 Mode : PA 21/8/2014 09:46:54

	Fe	C	Si	Mn	P	S	Cr
2	70,5	0,0212	0,505	1,28	0,0245	0,0109	19,1
3	70,3	0,0232	0,507	1,29	0,0271	0,0102	19,3
4	70,3	0,0213	0,495	1,29	0,0258	0,0111	19,4
Average	**70,4**	**0,0219**	**0,502**	**1,29**	**0,0258**	**0,0107**	**19,3**

	Mo	Ni	Al	Co	Cu	Nb	Ti
2	0,0802	8,11	< 0,0005	0,158	0,0774	0,0043	0,0011
3	0,0798	8,10	< 0,0005	0,159	0,0776	0,0052	< 0,0010
4	0,0774	8,00	< 0,0005	0,158	0,0795	0,0054	0,0011
Average	**0,0791**	**8,07**	**< 0,0005**	**0,158**	**0,0782**	**0,0050**	**0,0010**

	V	W	Pb	Sn	B	Ca	Se
2	0,0412	0,0092	< 0,0025	0,0072	< 0,0003	0,0011	< 0,0035
3	0,0426	0,0107	< 0,0025	0,0067	< 0,0003	0,0010	< 0,0035
4	0,0420	0,0081	< 0,0025	0,0068	< 0,0003	0,0007	< 0,0035
Average	**0,0420**	**0,0093**	**< 0,0025**	**0,0069**	**< 0,0003**	**0,0009**	**< 0,0035**

	N
2	0,0572
3	0,0516
4	0,108
Average	**0,0723**

ANEXO B – *Datasheet* do fabricante do arame AWS ER 308L

Composição Química do Arame-Eletrodo AWS ER 308L

SANDVIK

Datasheet 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/2Mn, 18Cr/8Ni/2Mn/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 SFA5.9

FILLER METAL

CHEMICAL COMPOSITION (AIM), 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