

**DOUGLAS BEZERRA DE ARAÚJO**

**ESTUDO DE DISTORÇÕES EM SOLDAGEM COM  
USO DE TÉCNICAS NUMÉRICAS E DE OTIMIZAÇÃO**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**2012**

**DOUGLAS BEZERRA DE ARAÚJO**

**ESTUDO DE DISTORÇÕES EM SOLDAGEM COM USO DE  
TÉCNICAS NUMÉRICAS E DE OTIMIZAÇÃO**

**Tese** apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Louriel Oliveira Vilarinho

**UBERLÂNDIA - MG**

**2012**

A663e Araújo, Douglas Bezerra de

Estudos de distorções em soldagem com uso de técnicas numéricas e de otimização / Douglas Bezerra de Araújo. – 2012.  
262 f.

Orientador: Prof. Dr. Louriel Oliveira Vilarinho

Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Uberlândia  
– Doutorado em Engenharia Mecânica.

1. Engenharia mecânica. 2. Construção naval. 3. Soldagem. 4. Distorções. 5. Tensões residuais. I. Vilarinho, Louriel Oliveira. II. Título.

CDU 621.791

Bibliotecária responsável Rúbia Gattelli CRB10/1731

## DOUGLAS BEZERRA DE ARAÚJO

Tese **APROVADA** pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia.  
Área de Concentração: Fabricação.

Banca Examinadora:

---

Prof. Dr. Louriel Oliveira Vilarinho – UFU - Orientador

---

Prof. Dr. Paulo Roberto de Freitas Teixeira - FURG

---

Prof. Dr. Sadke Crisóstomo Absi Alfaro - UnB

---

Prof. Dr. Solidônio R. de Carvalho - UFU

---

Prof. Dr. Valério Luiz Borges - UFU

Uberlândia, 15 de junho de 2012



A Deus,  
Aos meus pais,  
Aos meus irmãos e amigos

## AGRADECIMENTOS

Ao programa de Pós-Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia pela oportunidade da realização deste curso;

Ao meu orientador, o Prof. Louriel Oliveira Vilarinho pela paciência, ensinamentos, discussões, confiança e amizade;

Aos Prof. Américo Scotti e Prof. Valtair Ferraresi pelos ensinamentos na área de soldagem;

À minha família, pelo apoio incondicional em este longo caminho de aprendizagem e formação profissional;

À Capes pelo apoio financeiro;

Ao Laprosolda/UFU pelo apoio técnico e laboratorial;

Ao Diandro por me orientar em quanto ao uso dos equipamentos;

Aos amigos do Laprosolda;

Aos técnicos da oficina, Lazinho, Passarinho e Reginaldo.

E a todos que de uma forma ou outra contribuíram para a minha formação como profissional, acadêmico e pessoal.

ARAÚJO, D. B. **Estudo de Distorções em Soldagem com Uso de Técnicas Numéricas e de Otimização**, 2012. 262 f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

## RESUMO

Durante o processo de soldagem é comum o aparecimento de distorções das estruturas que estão sendo fabricadas. Tais distorções são ainda mais severas em grandes estruturas como, por exemplo, na fabricação de navios. Uma vez que tais distorções podem aumentar o custo e o tempo da fabricação de tais embarcações, torna-se relevante um estudo mais detalhado das causas e consequências destas distorções em soldagem. Desta forma, este trabalho busca estudar o fenômeno das distorções no processo de soldagem e consequentemente, contribuir para construção naval, utilizando-se técnicas numérica e experimentais. O trabalho foi dividido em duas etapas, onde foram explorados fatores que causam distorções e abordagens numéricas para seu cálculo. A primeira etapa foi investigação da ocorrência de distorções em estruturas simples na forma de juntas comuns à soldagem. Verificou-se a influência do tipo de junta no rendimento térmico de soldagem, a influência das restrições ou fixações das chapas na junta em “T” e a influência do calor e da geometria na distorção rotacional. Em seguida, foram realizados ensaios experimentais para calibração do modelo através do método inverso para estimação do parâmetro de distribuição gaussiana da fonte de calor utilizando-se a técnica de Evolução Diferencial (ED). Foram também medidos os campos de temperatura com auxílio de termopares e com câmera infravermelha, utilizando-se de calibração prévia da emissividade do material durante a soldagem. A segunda etapa foi a simulação de estruturas complexas que são mais frequentemente encontradas na construção naval. Estas estruturas complexas são similares a painéis contendo chapa fina e juntas em “T” como reforço estrutural. As condições iniciais para a simulação das estruturas complexas foram as forças calculadas pela simulação de estruturas simples (basicamente juntas em “T”). Esta abordagem é chamada de “forças equivalentes”. As simulações foram validadas por ensaios experimentais, onde um painel foi soldado e as deformações medidas por uma mesa de coordenadas tridimensional. Os resultados demonstram concordância entre simulação e medição experimental tanto para os campos de temperatura, quanto para as deformações.

---

*Palavras Chaves: Distorções, Elementos Finitos, Simulação, Soldagem, Tensões Residuais*

ARAÚJO, D. B. **Study of Distortion in Welding by Using Numerical and Optimization Techniques**, 2012. 262 f. Dr. Thesis, Federal University of Uberlandia, Brazil.

## ABSTRACT

The occurrence of distortions of structures is common during welding. Such distortions are more severe in the case of large structures, such as shipbuilding. Since distortions can increase manufacturing costs and time during shipbuilding, a thorough study of causes and consequences of distortions is necessary. Therefore, this work aims to study the distortion phenomenon during welding processes and contribute to ship construction by using numerical and experimental techniques. This work can be split into two steps, in which factors that cause distortions were explored by using numerical approach. The first step was the investigation of distortion occurrence in simple structures, namely common joints employed in welding. The influence of joint type on thermal efficiency, restrictions (boundary conditions) on “T” joint, heat input and rotational-distortion geometry was also investigated. Afterwards, experimental runs for model calibration were carried out by using inverse method of Differential Evolution (DE) for estimating the parameter of Gaussian-heat distribution. Temperature fields were measured by thermocouples and infrared camera with previous emissivity calibration during weldments. The second step was the simulation of complex structures similar to panels made by thin plate and “T” joints (reinforcement) commonly found in naval construction. These complex structures are. The initial conditions for the simulation of complex structures were the forces calculated by simulation on the simple structures (basically “T” joints). This technique is called “equivalent forces”. The simulations were validated by experimental runs, in which a panel was welded and displacement measured by three-dimensional coordinate table. The results show a very good agreement between the simulations and experimental results for both temperature and displacements values.

---

*Keywords: Distortions, Finite Elements, Simulation, Welding, Residual Stress*

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Fluxograma da metodologia proposta neste trabalho.....	3
Figura 2.1- Calor imposto medido versus calor calculado no processo GMAW-P (Adaptado de JOSEPH et al., 2003). ....	6
Figura 2.2 – Esquema da distribuição de energia na soldagem a arco (Adaptado de DUPONT; MARDER, 1995). ....	8
Figura 2.3 - Remoção de energia para os diferentes tipos de juntas.....	10
Figura 2.4 - Principais tipos de distorções em soldagem (Adaptado de RADAJ, 2003).....	12
Figura 2.5 - Nível de distorções por processo (Adaptado de COLEGROVE et al., 2009).....	13
Figura 2.6 - Influência do calor imposto na distorção angular, modelo proposto por Okerblom (Adaptado de RADAJ, 2003). ....	14
Figura 2.7 - Monitoramento da pressão exercida pelas pinças na peça (Adaptado de SCHENK et al., 2009). ....	15
Figura 2.8 - Influência do posicionamento das restrições com relação à distorção angular (Adaptado de TENG et al., 2001). ....	16
Figura 2.9 - Influência da velocidade de soldagem na deformação angular, modelo proposto por Kuz'minov (Adaptado de RADAJ, 2003).....	16
Figura 2.10 - Diferentes volumes do cordão na distorção angular (Adaptado de ALLEN, 2004). ....	17
Figura 2.11 - Influência da geometria da chapa na deformação de flambagem (Adaptado de RADAJ, 2003).....	17
Figura 2.12 - Tipos de tensões residuais (WITHERS E BHADSHIA, 2001) .....	19
Figura 2.13 - Zona de deformação plástica e local de ciclos de tensão-deformação para campos de temperaturas quase estacionárias de uma fonte de calor móvel (Adaptado de RADAJ, 2003).....	20
Figura 2.14 - Distribuição das tensões bidimensionais (a - Tensões longitudinais e b- Tensões transversais).....	21
Figura 2.15 - Distribuição de tensões tridimensionais .....	21
Figura 2.16 - Tensões transversais normais ao plano da chapa .....	22
Figura 2.17 - Esquema do pré-aquecimento (Adaptado de JUNG e TSAI, 2004).....	26
Figura 2.18 - Sequência de solda em tubulações (SATTARI-FAR e JAVADI, 2008) .....	27
Figura 2.19 - Sequência de solda em estruturas de tubos treliçados (Adaptado de OZCATALBAS e VURAL, 2009). ....	27

Figura 2.20 - Ilustração do procedimento de soldagem utilizado (Adaptado de TAJIMA et al., 2007).....	28
Figura 2.21 - Distribuição de deformação plástica longitudinal (a – sem controle, b- com controle eletromagnético) (XU et al. 2009). ....	28
Figura 2.22 - Tipos de modelagens.....	29
Figura 2.23 - Representação da solução de Rosenthal para chapas finas (2D) (Adaptado de SORENSEN, 1999). ....	31
Figura 2.24 - Representação da solução de Rosenthal para chapas grossas (Adaptado de SORENSEN, 1999).....	32
Figura 2.25 - Esquema do fluxo de calor (a- Fluxo 3D, b- Fluxo 2D )(Adaptado de SORENSEN, 1999).....	32
Figura 2.26 - Razão de resfriamento adimensional em função da espessura adimensional (Adaptado de SORENSEN, 1999).....	33
Figura 2.27 - Acoplamento entre as áreas envolvidas no processo de soldagem (Adaptado de HANSEN, 2003) .....	38
Figura 2.28 - Tipos de termopares.....	42
Figura 2.29 - Curvas de correlação FEM x Temperaturas dos termopares .....	42
Figura 2.30 - Junta do termopar (a- o contato está longe da peça; b- a junta apresenta um alto volume; c- união sem volume e perto da peça). ....	43
Figura 2.31 - Espectro Eletromagnético (Adaptado de CASTANEDO, 2005) .....	44
Figura 2.32 - Calorímetro de água (Adaptado de KOU, 2003) .....	47
Figura 2.33 - Configuração dos "thermopiles" utilizados nos calorímetros .....	48
Figura 2.34 - Célula de Peltier (Adaptado de KUEPFERLING et al.,2007).....	49
Figura 2.35 - Estrutura geral dos métodos de otimização (Lobato e Steffen, 2008) .....	51
Figura 3.1 – Fluxograma da metodologia proposta neste trabalho.....	55
Figura 3.2 – Propriedades térmicas do aço baixo carbono (DENG e MURAKAWA, 2008) .....	56
Figura 3.3 – Propriedades mecânicas do aço baixo carbono (DENG e MURAKAWA, 2008) .....	57
Figura 3.4 – Fonte de soldagem Fronius com controle sinérgico .....	59
Figura 3.5 – Robô utilizado para a manipulação da tocha de soldagem .....	60
Figura 3.6 – Câmera infravermelha FLIR A325.....	62
Figura 3.7 – Interface do software Thermocam Research 2.9.....	63
Figura 3.8 – Transmitância do vidro e cristais (SI Termografia Infrarroja, 2011) .....	64
Figura 3.9 – Valor da transmitância da lente versus comprimento de onda para a lente de germânio.....	65

Figura 3.10 – Caixa de proteção da câmera com uma lente de germânio.....	65
Figura 3.11 - Mesa para a filmagem com câmera por infravermelho.....	66
Figura 3.12 – Recipientes de Dewar para o armazenamento de nitrogênio líquido.....	67
Figura 3.13 – Sistema de medição por coordenadas .....	68
Figura 4.1 – Variação da temperatura com o aumento do valor da emissividade para um mesmo ponto .....	72
Figura 4.2 – Montagem do experimento para o cálculo da emissividade .....	73
Figura 4.3 – Posições de posicionamento dos termopares na peça.....	74
Figura 4.4 – Geometria do elemento térmico SOLID70 e suas opções.....	75
Figura 4.5 – Geometria do elemento térmico de superfície SURF152 .....	76
Figura 4.6 – Malha da chapa para a verificação da influência da radiação .....	76
Figura 4.7 - Tipos de juntas que foram analisados os fluxos de calor via elementos finitos .....	82
Figura 4.8 – Geometria do elemento térmico 2D PLANE77 .....	83
Figura 4.9 – Geometria do elemento térmico de superfície SURF151 .....	83
Figura 4.10 – Local de medições da taxa de transferência de calor das juntas.....	84
Figura 4.11 – Representação do tempo de arco aberto (a - sinal de corrente, b - sinal de tensão).....	86
Figura 4.12 – Esquema do recipiente de 8 l, da balança, do N <sub>2</sub> L e do N <sub>2</sub> G.....	87
Figura 4.13 – Fluxograma da análise termo-estrutural em soldagem.....	91
Figura 4.14 – Geometria do elemento estrutural SOLID45 e suas opções.....	94
Figura 4.15 – Restrições da chapa para o caso da influência das propriedades termodependentes.....	95
Figura 4.16 – Condições de contorno térmico da junta tipo “T” .....	97
Figura 4.17 – Condições de restrição da junta tipo “T” .....	98
Figura 4.18 – Geometria do elemento estrutural 2D PLANE82 .....	99
Figura 4.19 – Geometria do elemento alvo de contato TARGE169.....	99
Figura 4.20 – Geometria do elemento de contato CONTA175 .....	100
Figura 4.21 – Representação da malha e do plano de simetria da chapa de 20 mm de largura .....	101
Figura 4.22 - Análises realizadas para cada geometria de chapa .....	102
Figura 4.23 – Marcas e fixação da chapa na mesa de medições por coordenadas .....	103
Figura 4.24 – Direção e sentido das forças equivalentes no plano xy .....	105
Figura 4.25 – Algoritmo do método inverso utilizando evolução diferencial e técnica de elementos finitos.....	107
Figura 5.1 – Geometria e opções do elemento estrutural SOLID185 .....	110

Figura 5.2 – Representação da malha, dos esforços e das restrições .....	111
Figura 5.3 – Fixação do painel à mesa e imagem do momento da soldagem .....	112
Figura 5.4 – Geometria e malha das associações dos painéis.....	113
Figura 5.5 – Posição onde foram analisadas os deslocamentos na direção y no painel ....	114
Figura 6.1 – Imagens do campo de temperatura em diversos instantes via termocâmara .....	116
Figura 6.2 – Ciclo térmico de soldagem utilizando emissividade igual a 0,8 para todos os ciclos.....	118
Figura 6.3 – Ciclo térmico de soldagem para valores de emissividade igual a $e_1=0.62$ , $e_2=0,78$ , $e_3=0,76$ .....	118
Figura 6.4 – Ciclo térmico de soldagem para os valores de emissividade igual a $e_1=0,70$ , $e_2= 0,78$ e $e_3=0,76$ .....	120
Figura 6.5 – Campo de temperatura do processo de soldagem via elementos finitos .....	121
Figura 6.6 – Comparação entre os ciclos térmicos experimentais e numéricos .....	122
Figura 6.7 – Campo de temperatura do processo de soldagem via elementos finitos .....	124
Figura 6.8 – Ciclos térmicos das simulações com condição de radiação e sem condição de radiação.....	125
Figura 6.10 – Calor perdido para várias temperaturas, valores de coeficiente de convecção e emissividade. ....	126
Figura 6.11 – Comparação dos ciclos térmicos entre simulações com propriedades térmicas constantes e termodependentes.....	127
Figura 6.12 - Campo de temperatura para os diversos tipos de juntas no tempo de 1 s. ...	129
Figura 6.13 - Valores do fluxo de calor .....	130
Figura 6.14 - Linhas onde foram adquiridos os fluxos de calor .....	130
Figura 6.15 – Valores de fluxo de calor para as juntas de topo.....	131
Figura 6.16 – Sinal de corrente da soldagem MAG curto-circuito.....	134
Figura 6.17 – Sinal de tensão da soldagem MAG curto-circuito.....	134
Figura 6.18 – Variação da massa de nitrogênio pela introdução da chapa quente e da chapa fria.....	135
Figura 6.19 – Variação da massa de nitrogênio líquido para as juntas de topo. ....	136
Figura 6.20 – Variação da massa de nitrogênio líquido para as juntas do tipo “T”. ....	137
Figura 6.21 – Variação da massa de nitrogênio líquido para as juntas sobrepostas. ....	137
Figura 6.22 – Campo de tensão na direção Z .....	140
Figura 6.23 – Campo de tensões transversais ao cordão com propriedades termodependentes.....	141
Figura 6.24 – Campo de tensões de Von Mises com propriedades termodependentes .....	141



Figura 6.25 – Valores das tensões $S_x$ , $S_z$ e Von mises de simulações com as propriedades constantes e termodependentes .....	142
Figura 6.26 – Campo de temperatura da junta “T” em dois instantes.....	143
Figura 6.27 – Deslocamento da extremidade direita das juntas tipo “T” ao longo do tempo .....	144
Figura 6.28 – Posição da linha onde foram obtidos os resultados de deformações plásticas na junta tipo “T”.....	145
Figura 6.29 – Valores de deformações plásticas para todos os casos de restrições.....	146
Figura 6.30 – Distribuição de temperatura para as duas geometrias de chapas .....	147
Figura 6.31 – Deslocamentos na direção x das chapas .....	148
Figura 6.32 – Deslocamento da extremidade livre da chapa para as diferentes geometrias de chapa .....	149
Figura 6.33 – Fenômeno de abertura e fechamento da chapa durante a soldagem.....	150
Figura 6.34 – Distorção experimental da chapa devido ao processo de soldagem .....	151
Figura 6.35 – Valores de distorções por meio da técnica de elementos finitos .....	152
Figura 6.36 – Resultados Numérico experimental de uma estrutura simples .....	153
Figura 6.37 – Comparação entre o resultado as distorção experimentais e numéricos.....	155
Figura 6.38 – Deslocamento na direção y em painel utilizando as forças equivalentes.....	156
Figura 6.39 – Valores experimentais de deslocamento na direção y da estrutura de um painel soldado.....	157
Figura 6.40 – Comparação entre experimental e numérico dos deslocamentos na direção y dos painéis .....	158
Figura 6.41 – Deslocamento na direção y em dois painéis adjacentes utilizando o método das forças equivalentes .....	159
Figura 6.42 – Deslocamento na direção y em quatro painéis adjacentes utilizando o método das forças equivalentes .....	159
Figura 6.43 – Gráfico da variação do deslocamento em função da espessura da chapa base do painel .....	161
Figura 6.44 – Deslocamento na direção y do painel de 6,4 mm de espessura.....	161
Figura 6.45 – Deslocamento na direção y do painel de 0,4 x 0,4 m .....	162
Figura 6.46 – Deslocamento na direção y do painel de 0,8 x 0,8 m .....	163
Figura 6.47 – Deslocamento na direção y do painel 1,2 x 1,2 m .....	163
Figura 6.48 – Deslocamento na direção y de cada um dos painéis.....	164
Figura 6.49 – Curva que representa o deslocamento da estrutura com o aumento da escala.....	165

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1- Tabela de cálculos de potência em soldagem.....	5
Tabela 2.2 – Tabela dos rendimentos térmicos para os diferentes processos .....	9
Tabela 2.3 – Valores do coeficiente de remoção de calor (TUSEK et al., 2003) .....	10
Tabela 2.4 - Comparação geral de diferentes técnicas de medições de tensões residuais (Adaptado de LU, 1996).....	23
Tabela 2.5 – Vantagens e desvantagens das técnicas de medições de tensões residuais .....	24
Tabela 2.6 - Combinações entre métodos de medições de tensões residuais .....	25
Tabela 2.7 - Tipos diferentes de fontes de calor na soldagem .....	37
Tabela 2.8 – Tabela de emissividade de alguns materiais (OMEGASCOPE, 2011) .....	45
Tabela 3.1 – Composição química nominal do aço ASTM A36 (Matweb, 2010) .....	56
Tabela 3.2 - Composição química nominal do arame AWS ER70S-6. (Belgo, 2011) .....	57
Tabela 3.3 – Valores de calor latente de vaporização e temperatura de ebulição do nitrogênio.....	58
Tabela 3.4 – Características da máquina de medição por coordenadas .....	68
Tabela 4.1 – Valores de emissividades utilizadas nas análises numéricas de soldagem .....	71
Tabela 4.2 – Valores de parâmetros de soldagem para o cálculo de emissividade da chapa.....	73
Tabela 4.3 – Parâmetros de entrada na análise numérica térmica.....	77
Tabela 4.4 – Parâmetros utilizados na análise numérica para a verificação das propriedades termodependentes do material. ....	80
Tabela 4.5 – Valores das propriedades térmicas constantes da aço ASTM A36.....	81
Tabela 4.6 – Parâmetros de soldagem escolhidos para o cálculo do rendimento térmico de diferentes juntas soldadas.....	90
Tabela 5.1 – Valores de parâmetros e características de soldagem .....	111
Tabela 6.1 - Tabela dos valores dos fluxos e do coeficiente de remoção de calor encontrado.....	132
Tabela 6.2 – Valores de parâmetros calculados para o rendimento térmico .....	138
Tabela 6.3- Valores encontrados para as forças equivalentes para soldagem por simples deposição .....	155
Tabela 6.4 – Valores dos deslocamentos da extremidade do painel com a variação da espessura da chapa .....	160

## LISTA DE SÍMBOLOS

2D	Bidimensional
3D	Tridimensional
a	Penetração
a.c	Corrente alternada
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
c	Velocidade da luz [km/s]
CC-	Tocha na polaridade negativa
CC+	Tocha na polaridade positiva
CMT	<i>Cold Metal Transfer</i>
Conta175	Elemento de contato do software Ansys
Cp	Capacidade térmica
d.c	Corrente constante
D	Espessura da camada do calorímetro de efeito Seebeck [m]
DBEP	Polaridade com eletrodo no polo positivo
DCEN	Polaridade com eletrodo no polo negativo
dbcp	Distância do bico de contato à peça
ddp	Diferença de potencial [V]
E	Módulo de elasticidade
E <sub>a</sub>	Energia absorvida pelo nitrogênio para resfriar o material que está à temperatura ambiente [J]
E <sub>arco + eletrodo</sub>	Energia do arco somada a energia para fundir o eletrodo [J]
EBW	<i>Electron Beam Welding</i> (Soldagem por feixe de elétrons)
E <sub>fusão</sub>	Energia de fusão [J]
E <sub>líq</sub>	Energia líquida (Energia transferida para o material) [J]
E <sub>metal de base</sub>	Energia transferida para o metal de base [J]
E <sub>n</sub>	Energia contida na evaporação natural do nitrogênio líquido [J]
EN <sub>2</sub>	Energia necessária para evaporação forçada do nitrogênio líquido [J]
E <sub>perdas</sub>	Energia perdida para o ambiente [J]
E <sub>sol</sub>	Energia de Soldagem [J]
E <sub>t</sub>	Energia total por comprimento de solda [J/m]
f <sub>aqui</sub>	Frequência de aquisição [Hz]
F.E.M.	Força eletro motriz
FCAW	<i>Flux-cored Arc Welding</i> (Soldagem por eletrodo tubular)

$g$	Espessura [m]
$\bar{g}$	Espessura relativa [m]
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i> (Soldagem MIG/MAG)
GMAW-P	<i>Gas Metal Arc Welding – Pulsed</i> (Soldagem MIG/MAG pulsado )
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i> (Soldagem TIG)
$g_{\text{transition}}$	Espessura de transição [m]
$h_{\text{conv}}$	Coeficiente de convecção [ $\text{W}/\text{m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$ ]
$h_i$	Constante de Planck [J.s]
HLAW	<i>Hybrid Laser Arc Welding</i> (Soldagem híbrida de laser com soldagem a arco)
$I$	Corrente [A]
$I_{\text{AV}}$	Média aritmética da corrente [A]
$I_{\text{inst}}$	Corrente Instantanea [A]
$I_{\text{RMS}}$	Corrente RMS [A]
IR	<i>Infrared</i> (Infravermelho)
$k$	Condutividade térmica [ $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ]
$k_i$	Constante de Boltzmann [J/K]
$K_0$	Função de Bessel de segundo tipo de ordem zero
$L$	Comprimento [m]
$L_{\text{atN}}$	Calor Latente do Nitrogênio [J/kg]
Laprosolda	Centro para Pesquisa e Desenvolvimento de Processo de Soldagem
LBW	<i>Laser Beam Welding</i> (Soldagem a laser)
LWIR	<i>Long-wavelength Infrared</i> (Infravermelho de ondas longas)
$m$	Massa [kg]
$m_{\text{chapa}}$	Massa da chapa [kg]
$m_{\text{N}}$	Massa de nitrogênio [kg]
MAG	<i>Metal Active Gas</i> (Soldagem com transferência metálica e gás ativo)
MIG	<i>Metal Inert Gas</i> (Soldagem com transferência metálica e gás inerte)
MIR	<i>Mid Infrared</i> (Infravermelho de onda curta)
MWIR	<i>Mid-wavelength infrared</i> (Infravermelho de ondas médias)
$\text{N}_2\text{G}$	Nitrogênio gasoso
$\text{N}_2\text{L}$	Nitrogênio líquido
NIR	<i>Near-infrared</i> (Infravermelho próximo)
$P_{\text{AV}}$	Potência média [W]
PAW	<i>Plasma Arc Welding</i> (Soldagem a Plasma)
$P_{\text{inst}}$	Potência Instantânea [W]
Plane82	Elemento de análise térmica do software Ansys

Pot	Potência [W]
$P_{\text{RMS}}$	Potência RMS [W]
$\dot{q}$	Fluxo de Calor [ $\text{W/m}^2$ ]
$\dot{q}_L$	Taxa de transferência de calor [W/m]
Q	Calor [J]
$Q_s$	Calor sensível de um corpo [J]
$Q_t$	Calor total [J]
r	Distância radial da origem [m]
RMS	<i>Root Mean Square</i> (Média quadrática)
$s_{\text{cordão}}$	Comprimento do cordão de solda [m]
SAW	<i>Submerged Arc Welding</i> (Soldagem por arco submerso)
SMAW	<i>Shielded Metal Arc Welding</i> (Soldagem por eletrodo revestido)
STT	<i>Surface Tension Transfer</i> (Soldagem por curto-circuito controlado)
SWIR	<i>Short-wavelength infrared</i> (Infravermelho de ondas curtas)
t	Tempo [s]
T	Temperatura [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$T_0$	Temperatura inicial [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$T_{\infty}$	Temperatura ambiente [ $^{\circ}\text{C}$ ]
Targe169	Elemento de Contato do software Ansys
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
$t_{\text{ab}}$	Tempo de arco aberto [s]
$t_{\text{fab}}$	Tempo final de arco aberto [s]
$t_{\text{iab}}$	Tempo inicial de arco aberto [s]
$T_m$	Temperatura média [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$T_p$	Temperatura de pico [ $^{\circ}\text{C}$ ]
U	Tensão [V]
$U_{\text{AV}}$	Média aritmética da tensão [V]
$U_{\text{inst}}$	Tensão instantanea [V]
$U_{\text{RMS}}$	Tensão RMS [V]
USB	Universal Serial Bus
UV	Ultravioleta
$v_{\text{alim}}$	Velocidade de alimentação [m/min]
$v_{\text{sol}}$	Velocidade de soldagem [cm/min]
$V_{\text{gás}}$	Vazão de Gás [l/min]
VLWIR	<i>Very long wavelength infrared</i> (Infravermelho de ondas muito longas)
W	Fluxo mássico de água

$W_{bb}$	Energia emitida por um corpo negro [J]
$W_n$	Largura do cordão de solda [m]
$W_{obj}$	Energia emitida pelo objeto [J]
$W_{\lambda,b}$	Energia emitida por um corpo negro para o comprimento de onda $\lambda$
ZAC	Zona afetada pelo calor
$\alpha$	Difusividade térmica [m <sup>2</sup> /s]
$\delta$	Espessura [m]
$\Delta\beta$	Ângulo de distorção angular [graus]
$\Delta m_a$	Perda de massa do nitrogênio pela evaporação para resfriar a peça [kg]
$\Delta m_n$	Perda de massa de nitrogênio pela evaporação natural [kg]
$\varepsilon$	Deformação total
$\varepsilon^{th}$	Deformação térmica
$\varepsilon_{rad}$	Emissividade
$\eta_{arco}$	Rendimento Térmico do Arco
$\eta_{fusão}$	Rendimento Térmico de Fusão
$\varphi$	Ângulo de trabalho [graus]
$\rho$	Densidade do material [kg/m <sup>3</sup> ]
$\lambda$	Comprimento de onda [ $\mu$ m]
$\Sigma$	Parâmetro de distribuição espacial de uma fonte de calor gaussiana
$\sigma$	Tensões
$\sigma_g$	Parâmetro da fonte do tipo Gaussiana [m]
$\sigma_{rad}$	Coeficiente de Stefan-Boltzmann [W/(m <sup>2</sup> K <sup>4</sup> )]
$\sigma_{macro}$	Macro tensões
$\vartheta_\theta$	Diferença de temperatura na superfície da camada do calorímetro

## SUMÁRIO

CAPÍTULO I .....	1
INTRODUÇÃO .....	1
CAPÍTULO II .....	4
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1. Introdução .....	4
2.2. Fluxo de Calor na Soldagem .....	4
2.3. Rendimento Térmico em Soldagem.....	7
2.3.1. Fatores que Influenciam no Rendimento Térmico de Soldagem.....	8
2.4. Distorções.....	11
2.4.1. Tipos de Distorções .....	11
2.4.2. Fatores que Afetam as Distorções .....	13
2.5. Tensões Residuais .....	18
2.5.1. Tensões Residuais na Soldagem.....	20
2.5.2. Medições das Tensões Residuais .....	22
2.6. Redução de Distorções e Tensões Residuais.....	25
2.7. Modelagem do Processo de Soldagem .....	29
2.7.1. Modelagem Direta Analítica.....	30
2.7.2. Análise Numérica .....	34
2.7.3. Modelagem Inversa.....	39
2.8. Medições Experimentais .....	40
2.8.1. Medição de Temperatura.....	40
2.8.2. Análise Metalográfica.....	46
2.8.3. Simulação Física .....	46
2.8.4. Calorimetria.....	47
2.9. Otimização em Soldagem.....	50
CAPÍTULO III .....	53
METODOLOGIA GERAL .....	53
3.1. Metodologia Geral .....	53
3.2. Materiais .....	56
3.2.1. Materiais de Base .....	56
3.2.2. Metal de adição.....	57
3.2.3. Gás de proteção .....	58

3.2.4. Nitrogênio .....	58
3.3. Equipamentos e Softwares .....	58
3.3.1. Fonte de soldagem .....	58
3.3.2. Robô .....	59
3.3.3. Sistema de Aquisição de Tensão e Corrente .....	60
3.3.4. Sistema de Aquisição de Temperatura por Termopares.....	61
3.3.5. Sistema de Aquisição de Temperatura por Câmera Infravermelha.....	62
3.3.6. Sistema de Medição de Rendimento Térmico de Soldagem por N2L.....	66
3.3.7. Sistema de Medição de Distorções .....	67
3.3.8. Sistema de Simulação por Elementos Finitos .....	68
CAPÍTULO IV .....	69
ESTRUTURAS SIMPLES.....	69
4.1. Análises Térmicas em Soldagem .....	69
4.1.1. Cálculo da Emissividade para o Processo de Soldagem .....	71
4.1.2. Calibração do Sistema Térmico Numérico-Experimental .....	74
4.1.3. Impacto da Aplicação de Radiação na Simulação de Soldagem .....	78
4.1.4. Influência das Propriedades Térmicas Termodependentes do Material .....	80
4.1.5. Influência do Tipo de Junta na Propagação do Calor .....	81
4.1.6. Cálculo do Rendimento Térmico para Diferentes Tipos de Juntas .....	84
4.2. Análise Estrutural na Soldagem.....	90
4.2.1. Análise Estrutural via Elementos Finitos .....	90
4.2.2. Transformações de fase .....	92
4.2.3. Influência da Termodependência das Propriedades Estruturais do Material .....	93
4.2.4. Influência da Restrição na Distorção de Juntas Tipo “T” .....	95
4.2.4. Influência da Geometria da Chapa e da Distribuição de Temperatura na Distorção Rotacional.....	100
4.2.5. Calibração do Sistema Estrutural Numérico-Experimental.....	102
4.2.6. Calibração do Método de Forças Equivalentes .....	104
CAPÍTULO V .....	108
ESTRUTURAS COMPLEXAS .....	108
5.1. Aplicação de Forças Equivalentes em Estruturas Complexas .....	108
5.1.1. Verificação das Forças Equivalentes Aplicadas em Estruturas Simples Transferidas para Estruturas Complexas.....	108
5.1.2. Influência das Partes Adjacentes do Pannel nas Distorções da Estrutura .....	112



5.1.3. Influência da Escala nas Distorções da Estrutura .....	113
CAPÍTULO VI .....	115
RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	115
6.1. Estruturas Simples.....	115
6.1.1. Cálculo da Emissividade para o Processo de Soldagem .....	115
6.1.2. Calibração do Sistema Térmico Numérico-Experimental .....	120
6.1.3. Impacto da Aplicação de Radiação na Simulação de Soldagem .....	123
6.1.4. Influência da Termodependência das Propriedades Térmicas do Material .....	126
6.1.5. Influência do Tipo de Junta na Propagação de Calor .....	128
6.1.6. Cálculo do Rendimento Térmico para Diferentes Tipos de Juntas .....	133
6.1.7. Influência das Propriedades Estruturais Constantes e Termodependentes do Material .....	140
6.1.8. Influência da Restrição na Distorção de Juntas Tipo “T” .....	143
6.1.9. Influência da Geometria da Chapa e da Distribuição de Temperatura na Distorção Rotacional.....	146
6.1.10. Calibração do Sistema Estrutural Numérico-Experimental.....	150
6.1.11. Calibração do Método de Forças Equivalentes .....	154
6.2. Estruturas Complexas.....	156
6.2.1. Resultados da Verificação das Forças Equivalentes Aplicadas em Estruturas Simples Transferidas para Estruturas Complexas.....	156
6.2.2. Influência de Parte da Estrutura como um Todo nas Distorções.....	158
6.2.3. Influência da Escala nas Distorções da Estrutura .....	160
CAPÍTULO VII .....	166
CONCLUSÕES.....	166
7.1. Quanto às Estruturas Simples .....	166
7.1.1. Cálculo da Emissividade para o Processo de Soldagem .....	166
7.1.2. Calibração do Sistema Térmico Numérico-Experimental .....	166
7.1.3. Impacto da Aplicação de Radiação na Simulação de Soldagem .....	167
7.1.4. Influência da Termodependência das Propriedades Térmicas do Material .....	167
7.1.5. Influência do Tipo de Junta na Propagação de Calor .....	167
7.1.6. Cálculo do Rendimento Térmico para Diferentes Tipos de Juntas .....	168
7.1.7. Influência da Termodependência das Propriedades Estruturais do Material .....	168
7.1.8. Influência da Restrição na Distorção de Juntas Tipo “T” .....	168
7.1.9. Influência da Geometria da Chapa e da Distribuição de Temperatura na Distorção Rotacional.....	169

7.1.10. Calibração do Sistema Estrutural Numérico-Experimental.....	169
7.1.11. Calibração do Método de Forças Equivalentes.....	169
7.2. Quanto às Estruturas Complexas .....	169
7.2.1. Transferência das Forças Equivalentes Aplicadas em Estruturas Simples para Estruturas Complexas .....	169
7.2.2. Influência de Parte da Estrutura como um Todo nas Distorções.....	170
7.2.3. Influência da Escala nas Distorções da Estrutura .....	170
CAPÍTULO VIII .....	171
TRABALHOS FUTUROS.....	171
8.1. Quanto às Estruturas Simples .....	171
8.1. Quanto às Estruturas Complexas .....	172
CAPÍTULO IX .....	173
REFERÊNCIAS.....	173
ANEXO 1 .....	189
ANEXO 2 .....	193
ANEXO 3 .....	203
ANEXO 4 .....	209
ANEXO 5 .....	215
ANEXO 6 .....	219
ANEXO 7 .....	220
ANEXO 8 .....	222
ANEXO 9 .....	226

# **CAPÍTULO I**

## **INTRODUÇÃO**

A soldagem é um processo industrial complexo que requer uma detalhada avaliação antes da fabricação, onde as atividades são regidas por normas de qualidade (ISO 3834, 2005). A realização da soldagem deve ser feita com o uso de mão de obra qualificada, cuja substituição por processos mecanizados, robotizados ou mesmo automatizado é uma tendência natural com o avanço da tecnologia. Por outro lado, o uso de processos automáticos esbarra nas apertadas tolerâncias entre as partes a serem unidas, fazendo-se necessário um grande controle dimensional, principalmente com relação a distorções subsequentes.

Esta característica é marcante na construção naval, devido aos grandes painéis/estruturas a serem soldados, que demandam processos mecanizados e que ao mesmo tempo são passíveis de deformações. Assim, dado os bons números que o setor naval brasileiro vem apresentando, com um volume de comercialização da ordem de US\$ 9 bilhões em 2009 (CLICK DE MACAÉ, 2009), é importante compreender os fundamentos das distorções em soldagem, com foco em estruturas utilizadas em construção naval, como forma de mitigar tais distorções e proporcionar redução de custos com retrabalho.

Normalmente em construção naval, os processos de soldagem utilizados são a arco elétrico, gerando assim um campo de temperatura transiente no material que tem como consequência modificação da microestrutura, transformações de fase, expansões térmicas, tensões e deslocamento do material localizado que deformam plasticamente as vizinhanças da solda resultando em tensões residuais e distorções da peça.

Distorções na soldagem, não apenas pioram o desempenho, como também aumentam os custos da fabricação. Estas distorções que ocorrem no momento da

soldagem são um dos maiores desafios no controle de tolerâncias dimensionais. Desta forma, é fundamental a realização de estudos no que se referem à minimização das distorções no momento da fabricação, principalmente na fabricação de embarcações, dadas as grandes dimensões estruturais com altos custos.

Neste sentido, existem diferentes trabalhos na literatura científica que visam controlar essas distorções aplicando as mais variadas técnicas de controle de distorções. Pode-se destacar a utilização de refrigeração forçada do cordão (MIRANDA;BRACARENSE, 2007), utilização de pré-aquecimento (JUNG; TSAI, 2004), sequência de soldagem (TENG;CHANG;TSENG, 2003), entre outros. Entretanto, resta ainda estabelecer uma abordagem computacional que aproxime de forma segura, com possibilidade de extrapolação de resultados para otimização de processos de soldagem e consequente redução de custos.

Uma vez que no processo de soldagem a arco elétrico há a geração de calor muito intensa, com a finalidade de fusão dos materiais para que haja a união entre eles, Gonçalves (2004) afirma que o primeiro passo para análises precisas do comportamento físico da solda é o cálculo do campo de temperatura transiente. Em seguida passa-se à análise estrutural, cujas primeiras simulações de tensões residuais em componentes soldados datam do final da década de 70, analisados em estruturas nucleares e que vem continuamente sendo aprimorado (BOITOUT E BERGHEAU, 2003). O processo de simulação computacional na soldagem incluindo o cálculo do campo de temperatura, tensões residuais e distorções, é um subdomínio da simulação computacional de manufatura. Assim, a simulação computacional de soldagem é uma ferramenta indispensável no futuro para inovação de processos de soldagem, estruturas e materiais.

Desta forma, este trabalho tem como objetivo geral contribuir para o conhecimento mais detalhado das distorções que ocorrem no processo de soldagem, com o uso de técnicas numéricas e experimentais. Como desdobramento deste estudo, ao se investigar as causas destas distorções em estruturas utilizadas da construção naval, espera-se contribuir para a diminuição dos custos na fabricação naval, levando assim uma contribuição científica para a economia do país. Para tanto, tem-se os seguintes objetivos específicos:

- Realizar simulações térmicas via elementos finitos de juntas de topo e juntas tipo “T”, comumente utilizadas em construção naval. Estas foram chamadas de estruturas simples e serve para abordar de forma inicial o problema;

- Realizar soldagens experimentais com monitoramento da temperatura via termopares e câmera térmica para validar a simulação térmica realizada nas estruturas simples;
- Realizar simulações estruturais via elementos finitos em juntas de topo e tipo “T” acoplando as análises térmicas e estruturais;
- Validar as análises estruturais com uso de medições das distorções por meio da mesa de coordenadas;
- Realizar simulações de estruturas mais complexas via elementos finitos utilizando valores de parâmetros encontrados nas estruturas simples;
- Realizar soldagens de estruturas mais complexas para validar as simulações destas estruturas;
- Simular painéis de navios com uma complexidade maior utilizando parâmetros já validados anteriormente;
- Verificar a influência da escala na simulação de estruturas complexas.

Como forma de ilustrar a proposição destes objetivos e apresentar um organograma geral da tese, tem-se a Fig. 1.1, que mostra a metodologia principal deste trabalho.

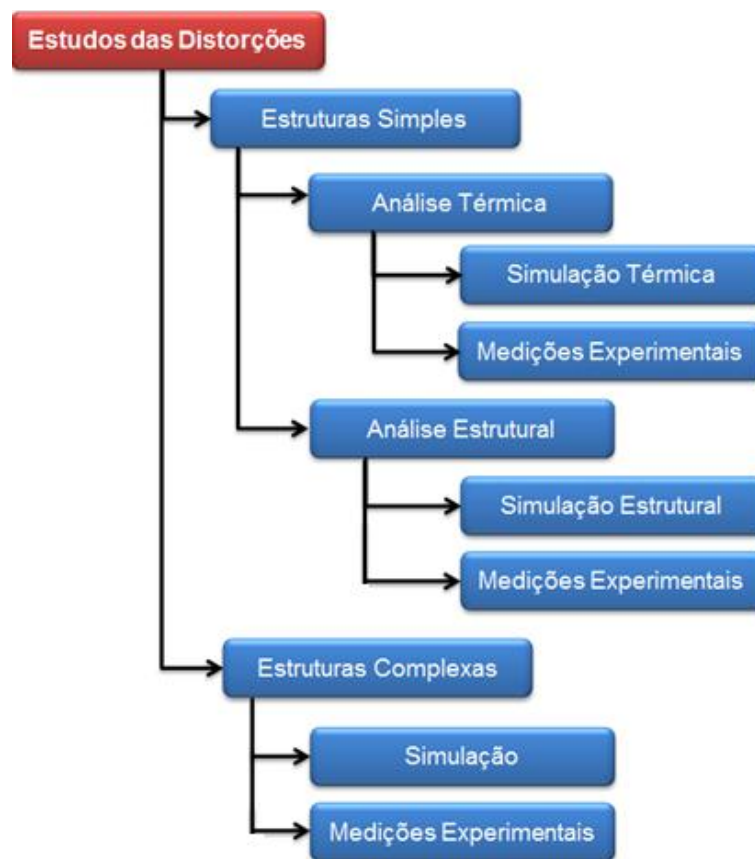


Figura 1.1 – Fluxograma da metodologia proposta neste trabalho

# **CAPÍTULO II**

## **REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

### **2.1. Introdução**

Os processos de soldagem a arco são caracterizados pela imposição de grandes quantidades de calor localizado, fazendo com que ocorram importantes transformações de fase, mudança de estado físico, dilatações localizadas, tensões e deformações não homogêneas no material.

O principal objetivo deste trabalho é buscar formas para que haja uma diminuição das distorções durante o processo de soldagem de grandes e complexas estruturas como, por exemplo, a fabricação de navios. Desta forma, faz-se necessário um estudo mais detalhado dos processos físicos envolvidos na ocorrência das distorções durante a soldagem.

Neste capítulo foram realizadas revisões bibliográficas de assuntos pertinentes ao trabalho de estudo das distorções em processos de soldagem.

### **2.2. Fluxo de Calor na Soldagem**

Frequentemente nos processos de soldagem a arco há uma alta geração de calor, com a finalidade de conseguir a fusão do material de base e do metal de adição. A quantidade de energia imposta pelo arco elétrico determinará o volume da poça de fusão, sua solidificação, a distribuição de calor e as taxas de aquecimento e resfriamento do material.

Este calor além de favorecer o processo como a fusão do material para sua junção, também pode ocasionar efeitos indesejáveis, como por exemplo, a distorção

do material, surgimento de tensões residuais, modificação das propriedades mecânicas, formação de trincas e etc.

Um dos parâmetros mais utilizados para o fluxo de calor no processo de soldagem é a energia de soldagem ( $E_t$ ), que significa a quantidade de energia utilizada no processo por unidade de comprimento de solda, conforme a Eq. 2.1.

$$E_t = \frac{Q}{L} = \frac{Pot}{v_{sol}} = \frac{UI}{v_{sol}} \quad (2.1)$$

onde:

$E_t$  - quantidade de energia por unidade de comprimento de solda,

$Q$  - quantidade de calor;

$L$  - comprimento do cordão de solda;

$Pot$  - potência utilizada para a soldagem;

$v_{sol}$  - velocidade de soldagem;

$U$  é a tensão de soldagem;

$I$  é a corrente de soldagem.

Segundo Joseph et al. (2003) e Nascimento et al. (2007), para se encontrar a energia de soldagem é preciso calcular a potência utilizada no processo, porém neste cálculo é preciso tomar alguns cuidados a fim de diminuir alguns erros. Como por exemplo, no processo GMAW-P (Processo MIG/MAG pulsado) onde a corrente e a tensão são pulsadas, o cálculo da potência no processo pode-se fazer de três formas: a potência é encontrada multiplicando a média aritmética da corrente e da tensão, a potência com o valor RMS da corrente e da tensão e a potência com a média instantânea da corrente e da tensão (Tab. 2.1).

Tabela 2.1- Tabela de cálculos de potência em soldagem

Potência	Corrente	Tensão
$P_{AV} = I_{AV} U_{AV}$	$I_{AV} = \frac{\sum_{i=1}^n I_i}{n}$	$U_{AV} = \frac{\sum_{i=1}^n U_i}{n}$
$P_{RMS} = I_{RMS} U_{RMS}$	$I_{RMS} = \left( \sum_{i=1}^n \frac{I_i^2}{n} \right)^{1/2}$	$U_{RMS} = \left( \sum_{i=1}^n \frac{U_i^2}{n} \right)^{1/2}$
$P_{inst} = \sum_{i=1}^n \frac{I_{inst} U_{inst}}{n}$	$I_{inst}$	$U_{inst}$

onde:

$P_{AV}$  - potência média;

$I_{AV}$  - corrente média;

$U_{AV}$  - tensão média;

$P_{RMS}$  - potência RMS;

$I_{RMS}$  - corrente RMS;

$U_{RMS}$  - tensão RMS;

$P_{inst}$  - potência instantânea;

$I_{inst}$  - corrente instantânea;

$U_{inst}$  - tensão instantânea.

Joseph et al. (2003) utilizaram um calorímetro de nitrogênio para a medição do calor transferido para o material e comparando com as três condições de cálculo da potência de soldagem e concluíram que a média instantânea da corrente e da tensão são os que apresentam os melhores resultados conforme mostra a Fig. 2.1.

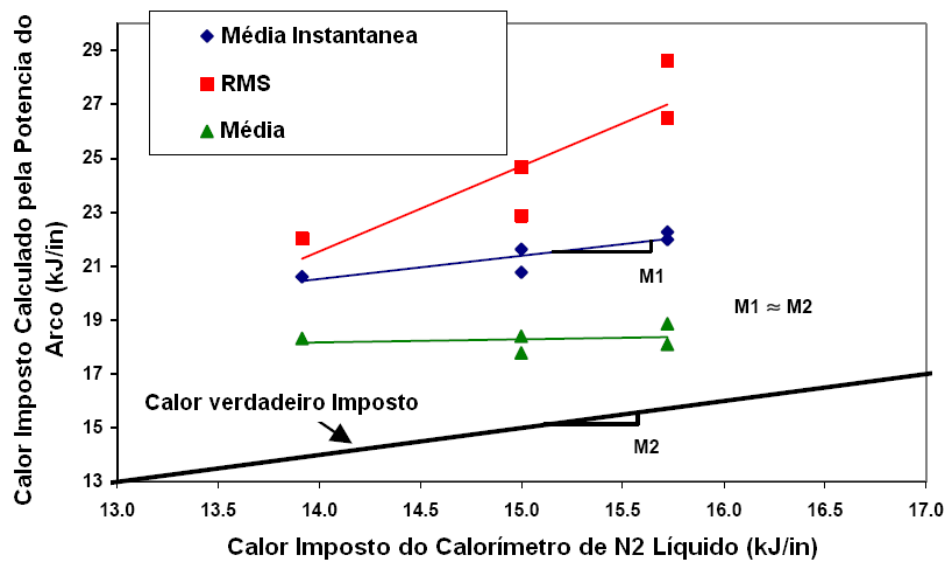


Figura 2.1- Calor imposto medido versus calor calculado no processo GMAW-P (Adaptado de JOSEPH et al., 2003).

Como mostra o trabalho de Joseph et. al. (2003), nem toda energia fornecida ao processo de soldagem é transferida para o material soldado. Desta forma, torna-se relevante o estudo do rendimento térmico de soldagem.



### 2.3. Rendimento Térmico em Soldagem

Durante o processo de soldagem parte da energia total utilizada ( $E_t$ ) é perdida para o ambiente em forma de convecção e radiação e a outra parte é transferida para o material ( $E_{liq}$ ). Então, a relação entre a energia entregue ao material e a energia utilizada no processo é denominado de rendimento térmico do arco ( $\eta_{arco}$ ), e é calculado através da Eq. 2.2. Ressalta-se que esta energia entregue ao material é denominada de aporte térmico e não deve ser confundida com a energia de soldagem, previamente descrita.

$$\eta_{arco} = \frac{E_{liq}}{E_t} = \frac{E_{liq}v}{UI} \quad (2.2)$$

Segundo Dupont e Marder (1995), o rendimento térmico no processo de soldagem a arco é dividido em duas partes, o rendimento do arco elétrico e o rendimento de fusão do metal de base. A eficiência do arco ( $\eta_{arco}$ ) é definida como a porção quantitativa de energia do arco transferida para o substrato. Já a eficiência de fusão ( $\eta_{fusão}$ ) é definida como a porção quantitativa de energia utilizada para a fusão do material de base. Fazendo-se o balanço de energia total no processo de soldagem a arco é representada pela Fig. 2.2 e pode ser expressa como mostra a Eq. 2.3.

$$E_{arco+eletrodo} = E_{perdas} + E_{fusão} + E_{metal\ de\ base} \quad (2.3)$$

O lado esquerdo da equação representa a energia gerada pelo processo, já  $E_{perdas}$  representa as perdas para o ambiente, que são quantificados pelo fator de eficiência do arco.  $E_{fusão}$  representa a energia utilizada para a fusão da zona fundida.  $E_{metal\ de\ base}$  representa a energia perdida para o metal de base. Em resumo a  $E_{fusão}$  e  $E_{metal\ de\ base}$  representam a energia total transferida para a peça.

Desta forma, rendimento de fusão pode ser expresso através da seguinte Eq. 2.4.

$$\eta_{fusão} = \frac{E_{fusão}}{E_{fusão} + E_{Metal\ de\ Base}} \quad (2.4)$$

Como o rendimento térmico de soldagem apresenta grande importância tanto no estudo prático quanto no estudo numérico, existem alguns fatores que podem influenciar nos valores deste rendimento. No Item a seguir são descritos os principais fatores que estão intimamente ligados ao rendimento térmico de soldagem.

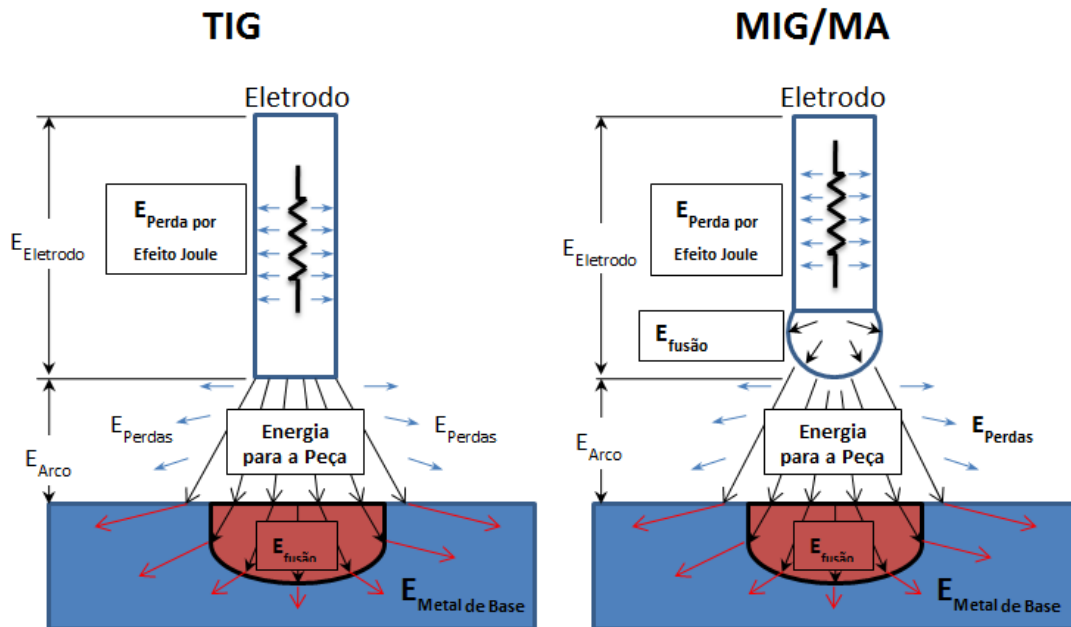


Figura 2.2 – Esquema da distribuição de energia na soldagem a arco (Adaptado de DUPONT; MARDER, 1995).

### 2.3.1. Fatores que Influenciam no Rendimento Térmico de Soldagem

#### 2.3.1.1. Processos de Soldagem

Dupont e Marder (1995) demonstraram que o rendimento térmico do arco não varia significativamente dentro de um determinado processo em toda gama de corrente investigada. Os valores encontrados foram de: PAW -  $\eta_{\text{arco}}=0.47\pm0.03$ , GTAW -  $\eta_{\text{arco}}=0.67\pm0.05$ , GMAW e SAW -  $\eta_{\text{arco}}=0.84\pm0.04$ .

Valores de rendimentos térmicos de soldagem descritos por alguns autores podem ser verificados através da Tab. 2.2 abaixo.

Tabela 2.2 – Tabela dos rendimentos térmicos para os diferentes processos

Processo	Rendimento de Soldagem (%)	Autores
PAW – Soldagem a Plasma	47	Dupont e Marder (1995)
GMAW – MIG/MAG	66 - 69 - Aço	Christensen, Davies e Gjermundsen (1965)
	70 - 85 - Alumínio	Christensen, Davies e Gjermundsen (1965)
	84	Dupont e Marder (1995)
	75 - 90	Kou(2003)
	75 - 95	Modenesi, Marques e Santos (2006)
GMAW-P – MIG/MAG Pulsado	67.5 - 72.2	Joseph et al.(2003)
LBW- CO <sub>2</sub> - Laser	90 - A5052,SUS304	Matsumoto et al. (2008)
	0,005 - 70	Modenesi, Marques e Santos (2006)
	0,005 - 70	Fuerschbach (1996)
GTAW - TIG	22 - 48 - Aço a.c	Christensen, Davies e Gjermundsen (1965)
	36 - 46 - Aço d.c	Christensen, Davies e Gjermundsen (1965)
	21 - 43 - Alumínio a.c	Christensen, Davies e Gjermundsen (1965)
	80 - Aço 304L	Giedt, Tallerico e Fuerschbach (1989)
	52 - 58 - Al. Ar.DCEP	Cantin e Francis (2005)
	76 - 81 - Al.Ar.DCEN	Cantin e Francis (2005)
	57 - 58 - Al.He,DCEP	Cantin e Francis (2005)
	85 - 89 - Al.He.DCEN	Cantin e Francis (2005)
	67	Dupont e Marder (1995)
	22-75	Fuerschbach e Knorovsky (1991), Kou (2003)
GTAW - TIG	50 - 80 - CC-	Modenesi, Marques e Santos (2006)
	20 - 50 - CC+	Modenesi, Marques e Santos (2006)
SAW – Arco Submerso	91 - 99	Christensen, Davies e Gjermundsen (1965)
	84	Dupont e Marder (1995)
	85 - 98	Modenesi, Marques e Santos (2006)
EBW – Feixe de elétrons	80 - 95	Kou (2003)
SMAW – Eletrodo Revestido	70 – 90	Modenesi, Marques e Santos (2006)
HLAW – Soldagem híbrida de laser e GMAW	60	Kelly et al. (2007)

### 2.3.1.2. Tipos de Juntas

Um dos fatores principais no rendimento térmico de soldagem é a remoção de energia próximo ao local da solda por condução de calor. Esta remoção de energia depende da quantidade volumétrica de material da peça em que está sendo soldada, das propriedades do material utilizado e do tipo de junta de soldagem.

No trabalho realizado por Tusek et al. (2003), é descrito como o tipo de junta tem influência sobre o rendimento térmico de soldagem. A investigação é feita em quatro tipos de juntas, sendo elas: juntas de topo, juntas em “T”, juntas sobreposta e juntas de canto. Como método, os autores utilizaram-se de cálculos analíticos para realizar uma comparação de quantidade de remoção de energia do local próximo a solda entre os diferentes tipos de juntas. Esta comparação foi realizada tomando a junta de topo como referência para os outros tipos. O resultado deste trabalho pode ser observado na Tab. 2.3.

Tabela 2.3 – Valores do coeficiente de remoção de calor (TUSEK et al., 2003)

Tipo de Juntas	Coeficiente de Remoção de Calor
Junta de Topo	1,00
Junta de Canto	0,87
Junta Sobreposta	1,15
Junta em “T”	1,33

Na Figura 2.3 é mostrado a remoção de energia do local da solda para o resto do material para diferentes tipos de juntas.

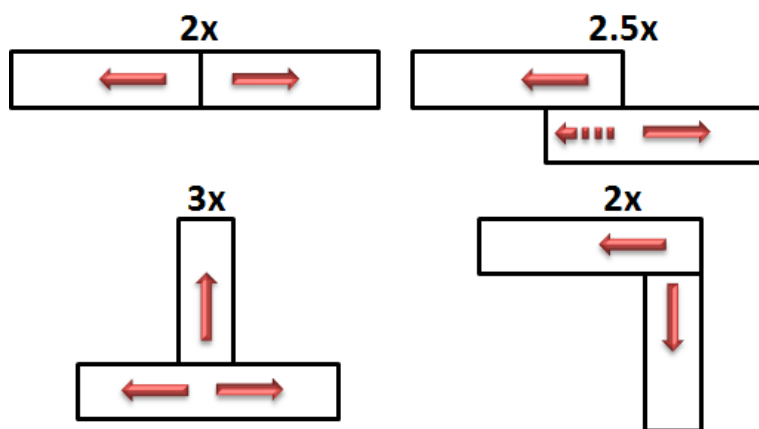


Figura 2.3 - Remoção de energia para os diferentes tipos de juntas

### **2.3.1.3. Propriedades dos Materiais**

Outro fator que exerce influência na remoção de energia do cordão de solda são as propriedades térmicas do material. A condutividade térmica é uma propriedade física dos materiais que é descrita como a habilidade dos mesmos de conduzir o calor. Sendo assim, como o processo de soldagem é uma fonte constante de calor, quanto maior for a condutividade térmica do material maior será a facilidade desse calor de se propagar através da peça. Consequentemente, os picos de temperatura perto do cordão de solda terão uma amplitude menor. E a queda de temperatura depois dos picos serão maiores. Estas afirmações podem ser verificadas no trabalho de Little e Kamtekar (1998).

Durante o processo de soldagem a arco elétrico ocorre a transferência e a condução do calor no material conforme visto nos itens anteriores, gerando desta forma, uma distribuição de temperatura não uniforme ao longo de todo material. Como consequência desta distribuição não uniforme, ocorrerá uma dilatação e contração de forma desigual no material, ocasionando assim uma distorção na estrutura e um acúmulo de energia interna que resulta nas tensões residuais.

Após um entendimento melhor da área térmica do processo de soldagem, faz-se necessário o estudo das distorções e tensões residuais resultados desta área térmica.

## **2.4. Distorções**

As distorções podem ser definidas por alguns autores (VERHAEGHE,1999; ANDERSON, 2003; KOU, 2003; DENG e MURAKAWA, 2008; WANG et al., 2008) como sendo a expansão não uniforme e a contração do cordão de solda e do metal de base adjacente durante o ciclo de aquecimento e resfriamento do processo de soldagem.

### **2.4.1. Tipos de Distorções**

As distorções são resumidas em seis tipos básicos:

- Contração transversal;
- Contração longitudinal;
- Distorção angular;
- Distorção por arqueamento;
- Torção;

- Flambagem.

Uma ilustração dos principais tipos de distorção que ocorrem durante e depois do processo de soldagem pode ser visto na Fig. 2.4.

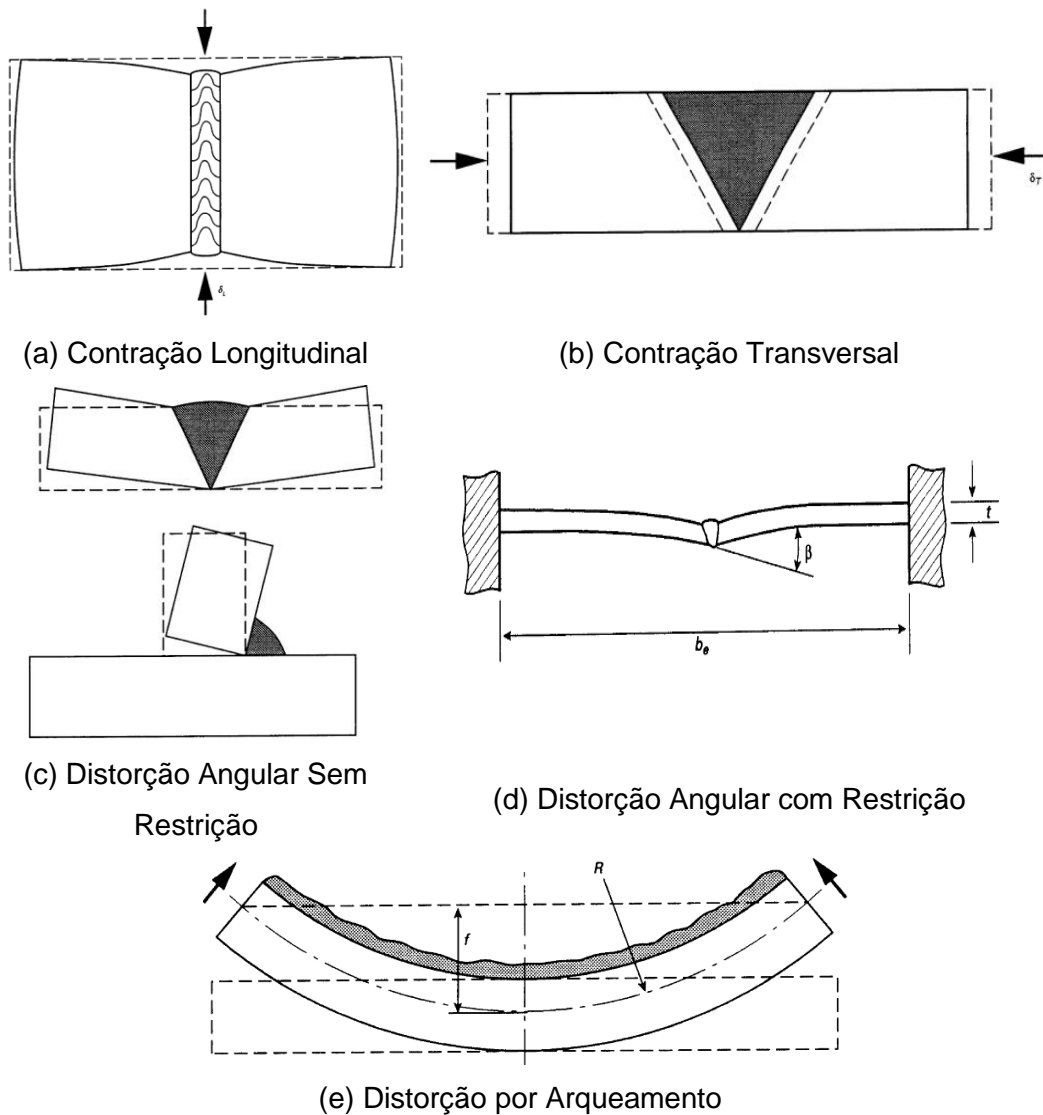


Figura 2.4 - Principais tipos de distorções em soldagem (Adaptado de RADAJ, 2003)

Estes tipos de distorções são muito comuns na fabricação utilizando o processo de soldagem, porém existem alguns fatores que contribuem para o aparecimento e aumento do nível destas distorções. O próximo item descreve alguns dos fatores que mais influenciam nas distorções.

### 2.4.2. Fatores que Afetam as Distorções

Na soldagem existem inúmeros fatores que afetam o tipo e a magnitude das distorções, incluindo:

- Processos (COLEGROVE et al. 2009);
- Calor imposto (RADAJ, 2003; TAJIMA et al., 2007);
- Parâmetros de soldagem (VEL MURTUGAN e GUNARAJ, 2005);
- Valores e tipos de restrições (TENG et al., 2001; JUNG e TSAI, 2004; SCHENK et al., 2009; WANG et al., 2009);
- Propriedades mecânicas e térmicas do material (MIKAMI et al., 2009);
- Geometria da junta e da chapa (ALLEN, 2004);

Colegrove et al. (2009) em seu trabalho investigaram a influência de seis tipos de processos na distorção. Sendo eles: Arco submerso (SAW), MIG/MAG DC (GMAW), MIG/MAG pulsado, CMT, laser autogeno e laser híbrido. Os autores logo concluíram que existe uma clara ligação entre o calor imposto e a distorção na soldagem de chapas navais A36 de 4 mm de espessura (Fig. 2.5). Os autores verificaram também que o processo a laser autogeno, o laser híbrido e GMAW-P (Pulse GMAW) foram os que apresentaram o melhores resultados com relação as distorções.

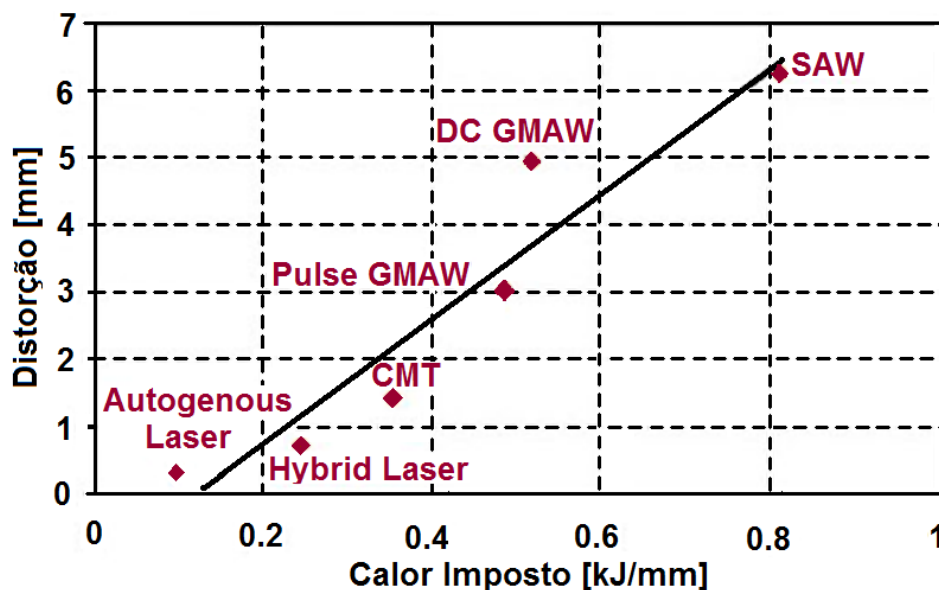


Figura 2.5 - Nível de distorções por processo (Adaptado de COLEGROVE et al., 2009)

Radaj (2003) apresenta a formulação matemática que Okerblom realizou para verificar a influência do formato do cordão e do calor imposto na distorção angular (Fig. 2.6).

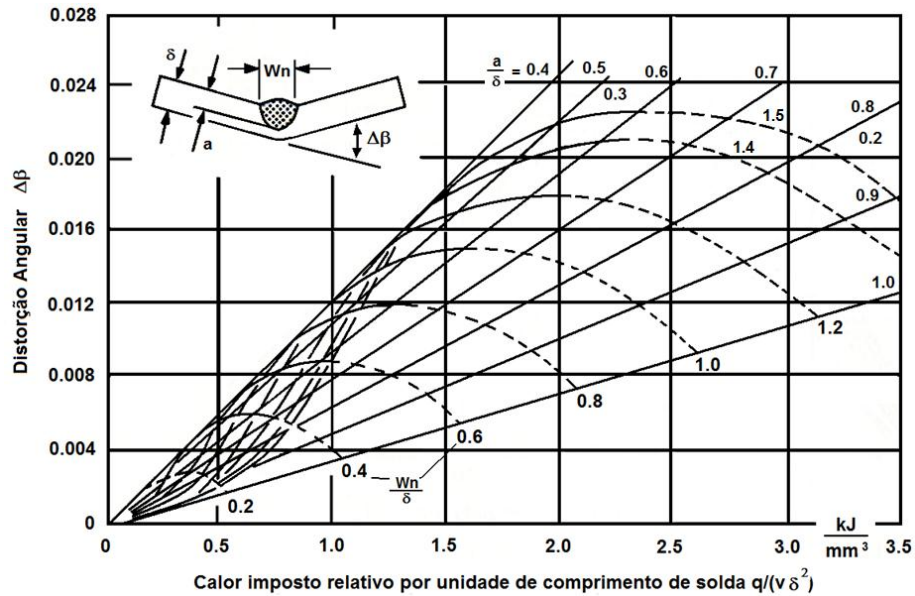


Figura 2.6 - Influência do calor imposto na distorção angular, modelo proposto por Okerblom (Adaptado de RADAJ, 2003).

onde:

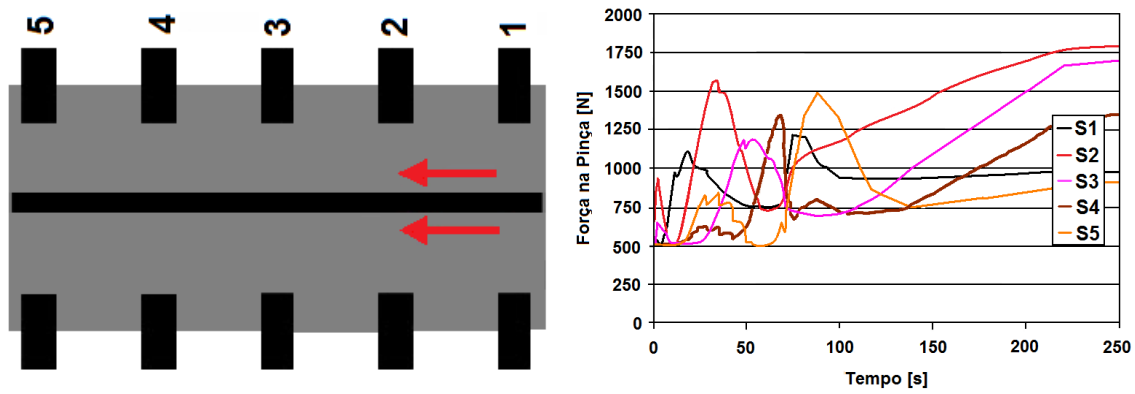
$W_n$  - largura do cordão de solda;

$a$  – penetração;

$\delta$  - espessura da chapa

Schenk et al. (2009) investigaram em seu trabalho a interação entre a peça soldada e as pinças de fixação da peça de junta “T”. O sistema de fixação por pinças, tem forte influência no sistema térmico da soldagem, principalmente no momento do resfriamento. Além disso, monitorando a pressão exercida na peça pelas pinças (Fig. 2.7), o autor diz que para um tempo maior de fixação da pinça, irá diminuir a distorção no material, isto porque, ocorre com maior deformação plástica e uma distribuição mais homogênea da deformação elástica ao longo da espessura do material.





(a) Posição das pinças

(b) Valores das forças versus tempo

Figura 2.7 - Monitoramento da pressão exercida pelas pinças na peça (Adaptado de SCHENK et al., 2009).

Teng et al. (2001) mostraram através de análises por elementos finitos de juntas “T” em aço SAE1020 e com nascimento e morte de elementos, a influência da espessura da flange, penetração da solda e da fixação da chapa nas distorções da junta e das tensões residuais. Em seu trabalho os autores verificaram que quanto mais espessa a flange da junta, maior será o nível de tensões residuais no material. Isto acontece porque a flange com maior espessura apresentará uma distribuição de temperatura não uniforme ao longo da espessura obtendo, desta forma, uma dilatação também não uniforme, gerando tensões no material. Já com relação à penetração da solda ou o calor imposto, quanto maior a penetração menor será a distorção angular. Eles também investigam a posição da restrição com relação a distorção angular. Como resultado verificaram que existe uma distancia ótima em que a distorção angular é minimizada (Fig. 2.8). Schenk, Doig e Richardson (2010) também pesquisaram o influência da restrição na distorção angular. Concluíram que quanto maior a restrição menor será a distorção, e verificaram também que quanto mais se restringe a distorção angular mais aparece a distorção de arqueamento.

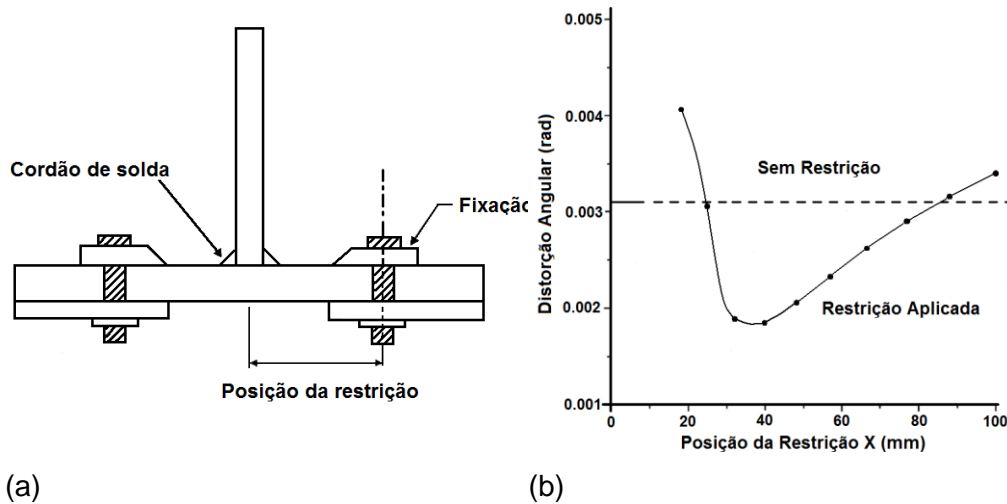


Figura 2.8 - Influência do posicionamento das restrições com relação à distorção angular (Adaptado de TENG et al., 2001).

Na Figura 2.9 pode-se observar o modelo matemático proposto por Kuz'minov e apresentado por Radaj (2003) a influência da velocidade de soldagem e consequentemente no formato do cordão na distorção angular. Assim como Allen (2004), também mostra a influência do formato do cordão na distorção angular, porém em consequência do tipo de chanfro utilizado na soldagem (Fig. 2.10).

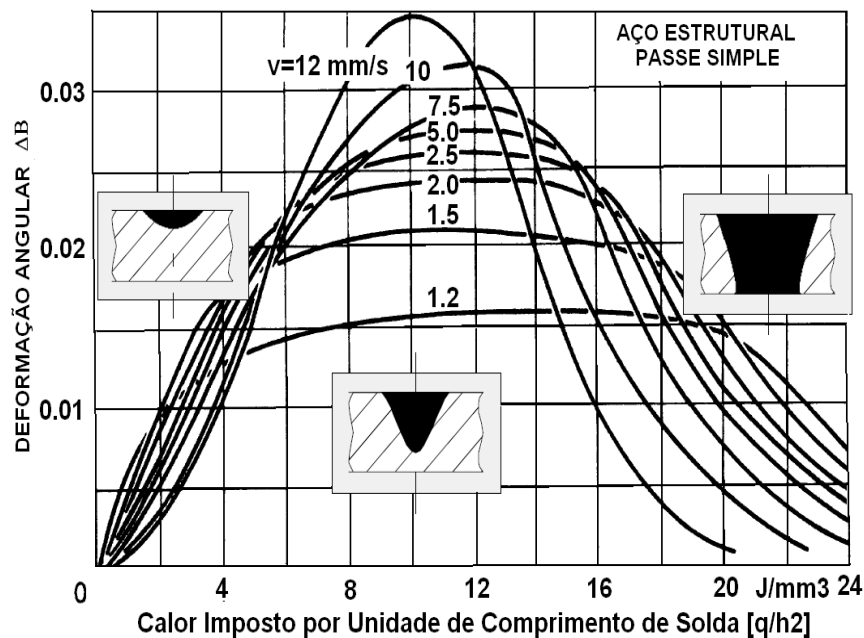


Figura 2.9 - Influência da velocidade de soldagem na deformação angular, modelo proposto por Kuz'minov (Adaptado de RADAJ, 2003).

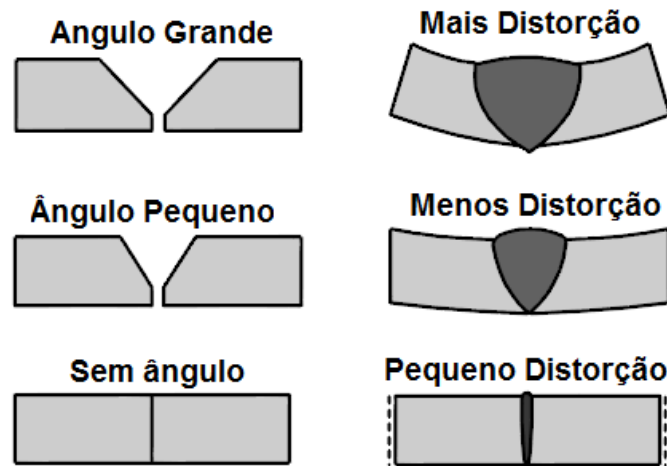


Figura 2.10 - Diferentes volumes do cordão na distorção angular (Adaptado de ALLEN, 2004).

Por último a Fig. 2.11 mostra as consequências em que a geometria da chapa soldada apresenta na distorção de flambagem (RADAJ, 2003).

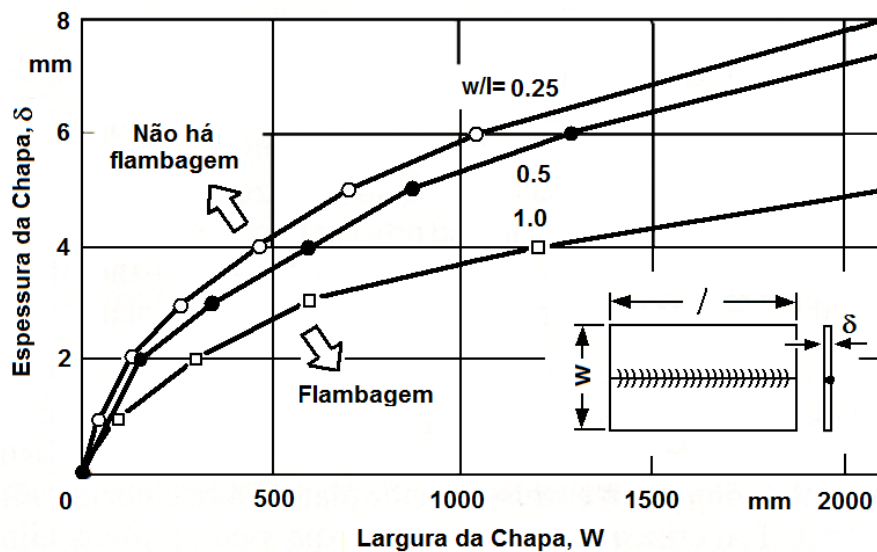


Figura 2.11 - Influência da geometria da chapa na deformação de flambagem (Adaptado de RADAJ, 2003).

Outro problema que está intimamente ligado às distorções são as tensões residuais. Já que as tensões residuais aparecem quando ocorrem as deformações e estas deformações são restringidas.

## 2.5. Tensões Residuais

De acordo com Radaj (2003), as deformações e tensões residuais na soldagem são consideradas como deficiência de qualidade porque podem prejudicar a eficiência do processo de manufatura e a confiabilidade das estruturas soldadas.

Tensões residuais podem ser definidas como aquelas que se mantêm no material sem aplicação de forças externas ou gradientes de temperatura (RADAJ, 2003; SORENSEN, 1999 e RIBEIRO, 2006). Normalmente, os processos de fabricação são a causa mais comum de tensões residuais, pois praticamente todos eles (fundição, soldagem, usinagem, tratamentos térmicos, etc.) introduzem tensões residuais no material fabricado (RIBEIRO, 2006). Além disso, pode também ser encontrados este tipo de tensões nas operações de reparação, manutenção, instalação e sobrecargas ocasionais.

De acordo com Withers e Bhadeshia (2001), existem três tipos de tensões residuais:

- Tipo I – Tensões residuais macro, são aproximadamente homogêneas ao longo de áreas relativamente extensas (vários grãos) e que estão em equilíbrio quando estendidas à globalidade do material; qualquer interferência no equilíbrio de forças e momentos de um elemento de volume contendo tensões de 1º ordem trará como consequência uma alteração das suas dimensões;
- Tipo II – Tensões microscópicas, são aproximadamente homogêneas ao longo de um grão ou de parte de um grão e que estão em equilíbrio para uma zona do material abrangendo vários grãos; só são detectáveis variações macroscópicas de dimensões se ocorrerem várias destas perturbações em diferentes regiões do material;
- Tipo III – Tensões sub-microscópicas são de escalas interatômicas, estando em equilíbrio só ao longo de regiões muito reduzidas de um grão; se houver uma ruptura do equilíbrio deste tipo de tensão não será detectável nenhuma variação macroscópica de dimensão;

Por meio da Fig. 2.12 podem-se verificar os tipos de tensões residuais existente em um material cristalino.

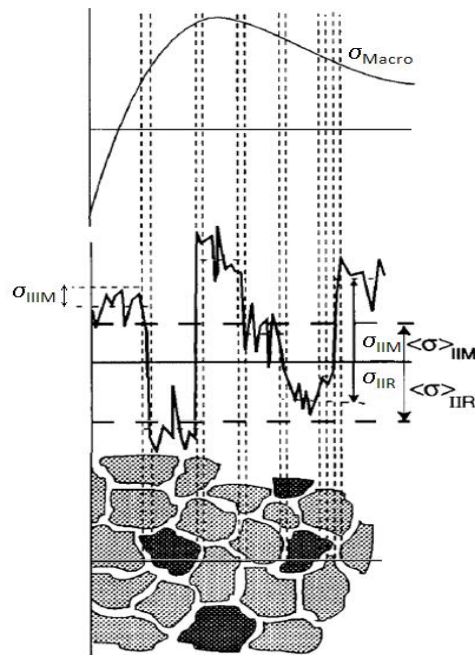


Figura 2.12 - Tipos de tensões residuais (WITHERS E BHADESHIA, 2001)

Praticamente, todas as operações de manufatura contribuem para o aparecimento de tensões residuais (AMOROS, 2008):

- Contração no resfriamento devido a regiões diferentemente aquecidas nos processos de tratamento superficiais, como têmperas ou carbonetação;
- Regiões plastificadas durante a operação de soldagem;
- Resfriamento após um processo de fundição para solidificação do material;
- Contração de moldes utilizados em injeção de diversos materiais podendo resultar em fissuras a quente;
- Processo de “shot peening” ou jateamento de esferas contra a superfície dos materiais;
- Processos de conformação mecânica como laminação, dobramento, extrusão, etc;

Estas tensões residuais que aparecem nos materiais são ainda mais complexas durante o processo de soldagem, onde existe um aquecimento local e móvel, causando defeitos ou problemas indesejáveis às estruturas soldadas. Desta forma, muitos estudos são feitos para estudar as tensões residuais que aparecem durante o processo de soldagem.

### 2.5.1. Tensões Residuais na Soldagem

Um modelo termomecânico de formação de tensões residuais em soldagem pode ser ilustrado através da Fig. 2.13. A deformação plástica compressiva na frente da curva é resultado de tensões de aquecimento, e a deformação plástica trativa após a curva é resultado de tensões de resfriamentos.

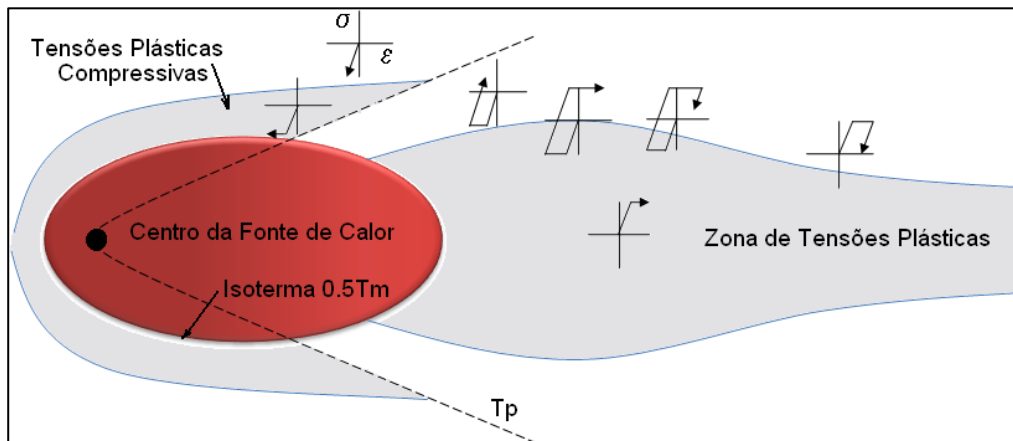


Figura 2.13 - Zona de deformação plástica e local de ciclos de tensão-deformação para campos de temperaturas quase estacionárias de uma fonte de calor móvel (Adaptado de RADAJ, 2003).

Estas tensões que aparecem durante o processo de soldagem podem ser classificadas segundo sua direção. Estas tensões são:

- Tensões longitudinais: São tensões resultantes da contração longitudinal do cordão de solda devido ao mecanismo de resfriamento (Fig. 2.14a e Fig. 2.15a);
- Tensões transversais: São tensões no plano da chapa e são geralmente resultantes da contração transversal do cordão de solda devido ao resfriamento (Fig. 2.14b e Fig. 2.15b).
- Tensão transversal normal ao plano da chapa: são geralmente encontrados no interior da chapa se a espessura é suficientemente grande (Fig. 2.16).

Para verificar se o nível de tensões apresentam valores perigosos ou ainda para o objetivo de estudos, existem alguns métodos para verificar ou quantificar os valores do nível de tensões residuais.

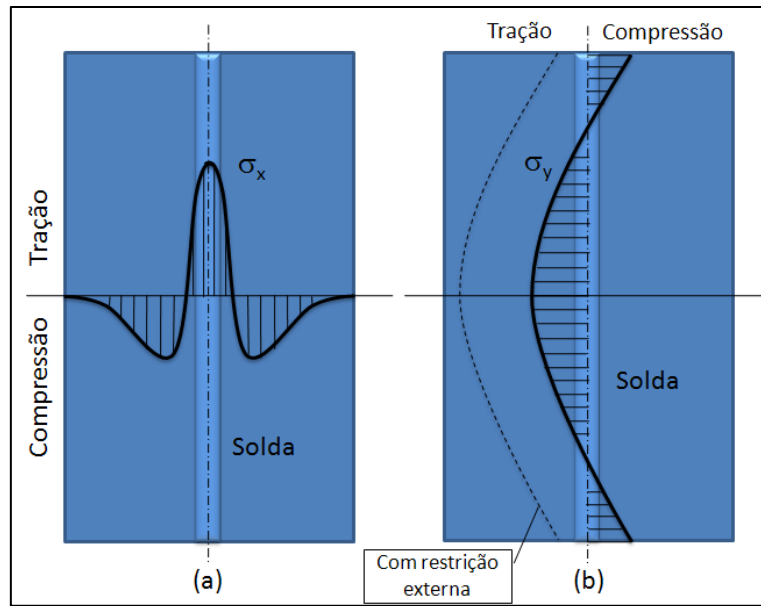
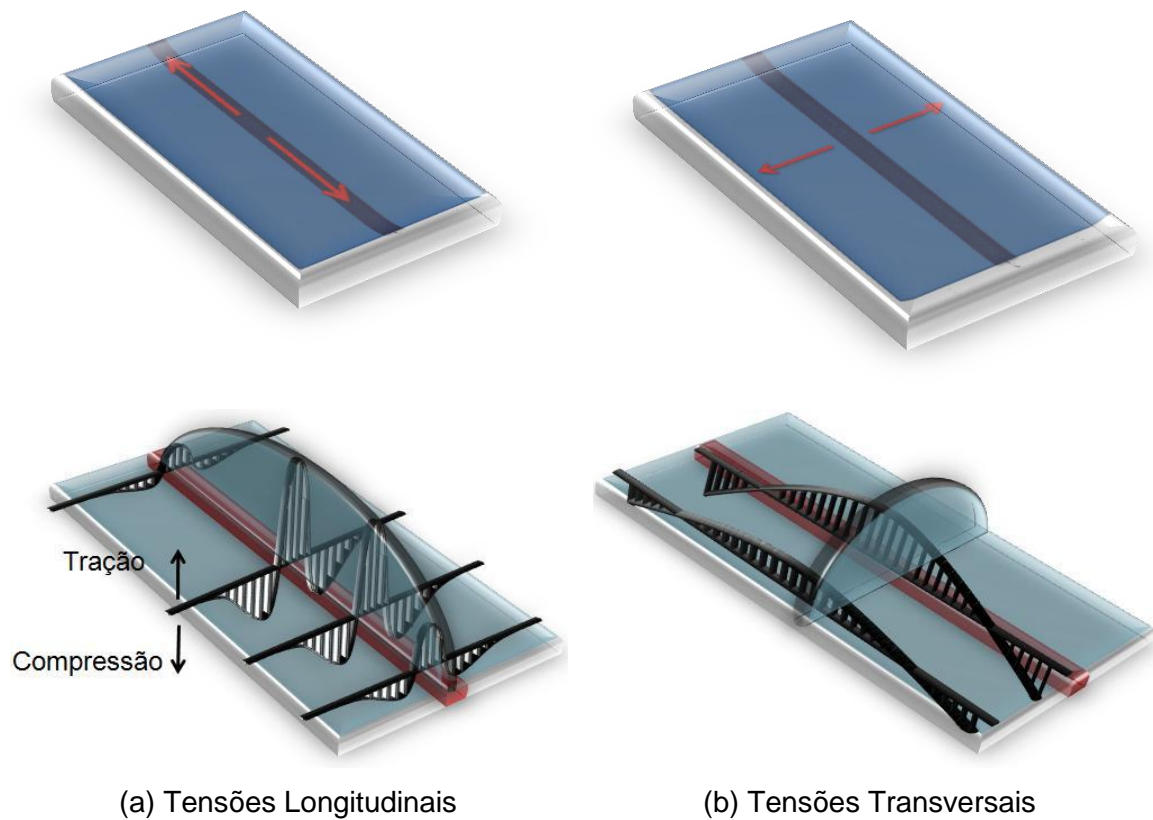


Figura 2.14 - Distribuição das tensões bidimensionais (a - Tensões longitudinais e b- Tensões transversais)



(a) Tensões Longitudinais

(b) Tensões Transversais

Figura 2.15 - Distribuição de tensões tridimensionais

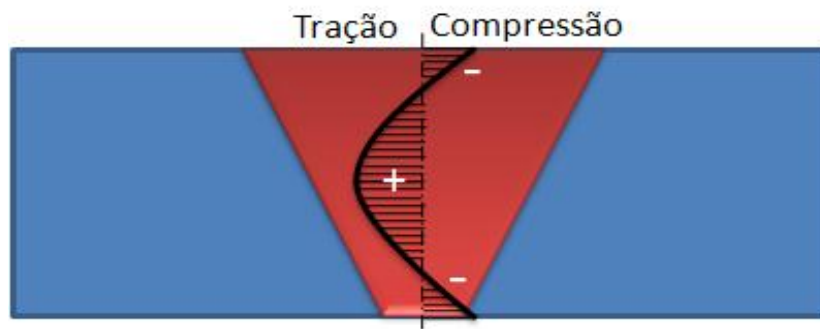


Figura 2.16 - Tensões transversais normais ao plano da chapa

### 2.5.2. Medições das Tensões Residuais

Segundo Ribeiro (2006), a maioria das técnicas de análise experimental de tensões é baseada na medição das deformações provocadas por cargas externas. Entretanto, as tensões residuais existentes num material ou estrutura são internas e autoequilibrantes. Na medição por métodos mecânicos provoca-se uma perturbação ao estado de equilíbrio inicial e estabelece-se um novo estado de equilíbrio.

Estes métodos são denominados por técnicas de relaxação de tensões residuais. Algumas destas técnicas podem provocar a inutilização do componente ou estrutura enquanto noutras a alteração pode ser tão pequena que não provoca a sua inutilização. Existem também técnicas que permitem a sua medição a partir da variação de características físicas alteradas pelas tensões residuais. Por isso, as técnicas de medição de tensões residuais podem ser classificadas em três tipos: técnicas destrutivas, semi destrutivas e não destrutivas. Uma comparação das características entre as técnicas mais comuns pode-se ver na Tab. 2.4.

Uma comparação qualitativa entre as técnicas de medições de tensões residuais pode-se ver na Tab. 2.5. Além disso, existem técnicas que são uma combinação de outras técnicas (Tab. 2.6).



Tabela 2.4 - Comparação geral de diferentes técnicas de medições de tensões residuais (Adaptado de LU, 1996)

Descrição	Furo Cego	Deflexão	Seccionamento	Raios-X	Difração de Nêutrons	Ultrassom	Magnético
Hipótese	Tensão biaxial e uniforme na superfície do furo	Tensão biaxial e uniforme de um retângulo	Campo de tensões 3D	Padrão: material policristalino, de grãos fino isotrópico e homogêneo	Material policristalino, isotrópico e homogêneo	Material isotrópico e homogêneo, tensão homogênea no caminho acústico entre o transmissor e o receptor	Material ferromagnético
Tipos de tensões residuais	Macroscópica	Macroscópica	Macroscópica	Macroscópica Microscópica	Macroscópica Microscópica	Macroscópica Microscópica Submicroscópica	Macroscópica Microscópica Submicroscópica
Parâmetros Medidos	Deformação ou Deslocamento Superficial.	Deformação ou deflexão.	Deformação ou Deslocamento superficial	Mudança no Espaçamento interplanar do material policristalino	Mudança no Espaçamento interplanar do material policristalino	Variação da velocidade da onda ultrassônica	Amplitude de ruído Barkhausen ou permeabilidade magnética
Área de análise mínima	0,5 mm <sup>2</sup>	1000 mm <sup>2</sup> 100 mm <sup>2</sup> ("strain gages")	100 mm <sup>2</sup>	0,5 mm <sup>2</sup>	4 mm <sup>2</sup>	0,1 mm <sup>2</sup> (método de alta frequência) 30 mm <sup>2</sup> (método convencional)	1 mm <sup>2</sup> (método Barkhausen) 100 mm <sup>2</sup> (método de permeabilidade magnética)
Mínima profundidade de análise	20 µm	20 µm	1 a 2 mm	Dezenas de micrometros	1 mm	15µm a 300 µm	100 µm
Custo do equipamento [US\$]	10000 a 50000	1000	15000	100000 a 200000	Poucas centenas de milhões	40000 a 200000	10000 a 60000
Sistema portátil de medição	Sim	Não	Sim	Sim	Não	Sim	Sim
Incerteza Típica	± 20 MPa	± 30 MPa	± 10MPa	± 20 MPa	± 30 MPa	± 10 a 20 MPa	± 10 a 20 MPa
Tempo de preparação	2 horas	8 horas	5 a 200 horas	8 horas	1 semana	20 min	10 min
Tempo de Medição	40 min	30 min	40 min	20 min	2 horas	Alguns minutos	Instantâneo
Profundidade de inspeção	0.02 a 15 mm	0.1 a 3 mm	Todas profundidades dentro de 1 mm	1 a 50 mm	2 a 50mm	0.15 a 3 mm	0.1 a 1 mm

Tabela 2.5 – Vantagens e desvantagens das técnicas de medições de tensões residuais

Técnica	Vantagens	Desvantagens
<b>Método do Furo</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Rápido e simples;</li> <li>- Extensamente disponível;</li> <li>- Grande gama de materiais;</li> <li>- Possibilidade de furos profundos para aplicação em componentes com secção espessa;</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Interpretação dos dados;</li> <li>- Semi-destrutivo;</li> <li>- Limitada sensibilidade e resolução;</li> </ul>
<b>Difração de Raios-X</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Versátil extensamente disponível;</li> <li>- Grande gama de materiais (cristalinos);</li> <li>- Sistemas portáteis;</li> <li>- Rápido;</li> <li>- Possibilidade de medição de micro e macro tensões residuais;</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Medições básicas;</li> <li>- Sistemas baseados em laboratório;</li> <li>- Medição de pequenos componentes;</li> </ul>
<b>Synchrotron</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>-Melhoria da penetração e resolução relativamente à difração de raios X;</li> <li>-Possibilidade de perfis de tensão em profundidade;</li> <li>- Rápido;</li> <li>-Possibilidade de medição de micro e macro tensões residuais;</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>-Apenas em laboratórios especializados;</li> <li>- Baseado em laboratório;</li> </ul>
<b>Difração de Neutrões</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Excelente penetração e resolução;</li> <li>- Mapas de tensões 3D;</li> <li>- Possibilidade de medição de micro e macro tensões residuais;</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Apenas em laboratórios especializados;</li> <li>- Baseado em laboratório;</li> </ul>
<b>Remoção de camada e curvatura</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Relativamente simples;</li> <li>- Grande gama de materiais;</li> <li>- Pode ser combinado com outras técnicas para se obter o perfil das tensões.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>Limitado a formas simples;</li> <li>- Destrutivo;</li> <li>- Baseado em laboratório.</li> </ul>
<b>Técnicas Magnéticas</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Muito rápido;</li> <li>- Grande variedade de técnicas magnéticas;</li> <li>- Portátil.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Só pode ser aplicado a materiais ferromagnéticos;</li> <li>- Necessidade de separar o sinal devido à microestrutura do provocado pelas tensões.</li> </ul>
<b>Ultrassons</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Geralmente disponível;</li> <li>- Muito rápido;</li> <li>- Baixo custo;</li> <li>- Portátil.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Resolução limitada;</li> </ul>
<b>Raman/Fluorescente</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Elevada resolução;</li> <li>- Disponibilidade de sistemas portáteis.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Medições superficiais;</li> <li>- Interpretação;</li> <li>- Calibração;</li> <li>- Gama de materiais limitada</li> </ul>

Tabela 2.6 - Combinações entre métodos de medições de tensões residuais

Identação combinado com interferometria radial	Suterio (2005)
Técnica do furo combinado com interferometria de Moiré	Ribeiro et al. (2008)
Técnica do furo combinado com a correlação digital de imagem	Mathers (2008)

Segundo Suterio (2005), uma técnica de medição é escolhida de acordo com a natureza da parte a ser analisada e do tipo de medição a ser realizada. Estes parâmetros incluem o seguinte:

- Natureza do material: estrutura cristalográfica, textura, composição química e fase;
- O tipo de tensões residuais (macro tensão e micro tensão);
- O gradiente de tensões residuais na parte analisada (gradiente através da espessura ou da superfície);
- A geometria e a região da parte analisada (profundidade, dimensão e forma da superfície);
- Onde a medida é realizada (em campo ou em laboratório);
- O tipo de intervenção (destrutiva ou não destrutiva);
- O tempo (razão de medição), e a extensão da intervenção;
- A incerteza e a repetitividade do método;
- O custo da medição e dos equipamentos necessários.

Após investigar as distorções e tensões residuais e os fatores que os influenciam, foram vistos aqui métodos utilizados em alguns trabalhos para a minimização das distorções no processo de soldagem.

## 2.6. Redução de Distorções e Tensões Residuais

Existem diversos trabalhos que procuram meios de reduzir tanto as distorções quanto as tensões residuais no processo de soldagem. Já que estes problemas são considerados deficiências de qualidade (RADAJ, 2003).

Entre os meios de redução de distorções e tensões residuais pode-se citar:

- Redução do calor imposto no material no qual está soldando. Existem processos ou uma combinação de processos também chamados de processos híbridos que podem diminuir a distorção pela redução do calor transferido à peça. DeRuntz (2003) mostra em seu trabalho algumas vantagens do processo denominado de STT (*Surface Tension Transfer*), conhecido como curto-circuito controlado, que

entre suas vantagens está o controle do calor transferido à peça. Já Kelly et al. (2007), utiliza-se do processo híbrido de laser-MIG, que reduz o calor imposto em 50-90% com relação ao arco submerso dupla face.

- Miranda e Bracarense (2007) verificaram a evolução da distorção angular em chapas de aço baixo carbono, com diferentes geometrias e, utilizando refrigeração forçada da poça de fusão com dióxido de carbono. A evolução das distorções angulares foi monitorada por sensor óptico (laser). O processo de soldagem utilizado foi o *FCAW (Flux Cored Arc Welding)* robotizado. Os resultados mostraram que é possível utilizar resfriamento da poça de fusão para redução da distorção angular. No início da soldagem, a chapa distorce-se no sentido negativo (expansão) e, posteriormente, começa a distorcer-se no sentido positivo (contração) e em poucos segundos após a soldagem a distorção é estabilizada. Com o resfriamento, as tensões térmicas geradas devido ao processo de soldagem proporcionaram uma redução significativa nas tensões compressivas nas extremidades das chapas, que estão afastadas do cordão de solda, ocorrendo também um aumento da largura da zona de tração próximo ao cordão de solda, gerando uma menor distorção da chapa devido à refrigeração.

- Jung e Tsai (2004) fizeram estudos sobre a relação entre a distorção angulares em soldagem de juntas “T” e a deformação plástica acumulativa. Como resultado, conseguiram diminuir a distorção no processo MIG/MAG aplicando um pré-aquecimento através do processo TIG conforme mostra a Fig. 2.17. O aumento do grau de restrição externa também conseguiu uma diminuição na distorção angular.

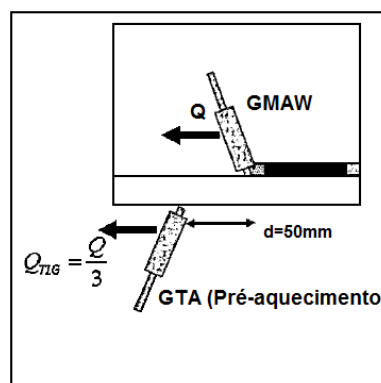


Figura 2.17 - Esquema do pré-aquecimento (Adaptado de JUNG e TSAI, 2004)

- Aplicação de termo-tensão a fim de reduzir a deformação de flambagem. Este processo envolve na geração de tensões de deformações na região soldada, a priori durante a soldagem, por imposição de uma diferença de temperatura (MICHALERIS, DANTZIG E TORTORELLI, 1999).

- Sequência de soldagem na diminuição de tensões residuais está cada vez mais sendo utilizado por ser um dos mais simples e eficiente método (TENG, CHANG e TSENG, 2003). Sattari-Far e Javadi (2008) em seu trabalho investigaram a influência da sequência de soldagem em tubulações com a distorção do diâmetro da tubulação (Fig. 2.18). Já Ozcatalbas e Vural (2009) investigaram a sequência de soldagem em estruturas de tubos treliçados (Fig. 2.19). E Tajima et al. (2007) utilizou a técnica de elementos finitos para verificar o tipo de procedimento de passe que seria melhor para o processo. Como conclusão eles encontraram que a soldagem intermitente paralela e a soldagem intermitente zig-zag apresentam menor calor imposto e menor o nível de tensões residuais (Fig. 2.20).

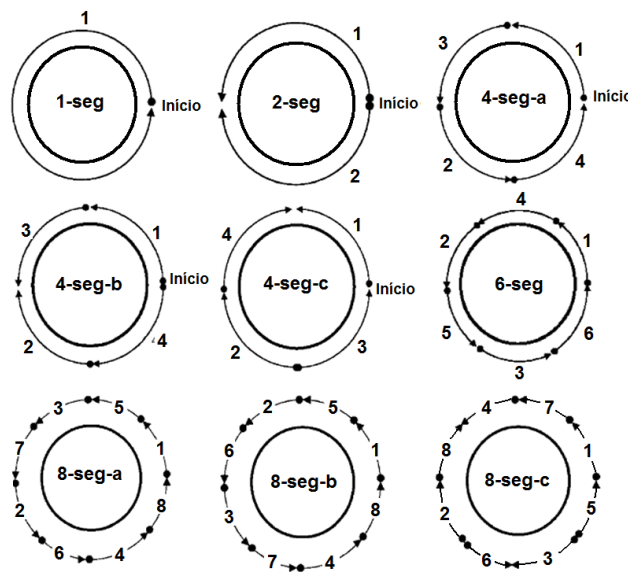


Figura 2.18 - Sequência de solda em tubulações (SATTARI-FAR e JAVADI, 2008)

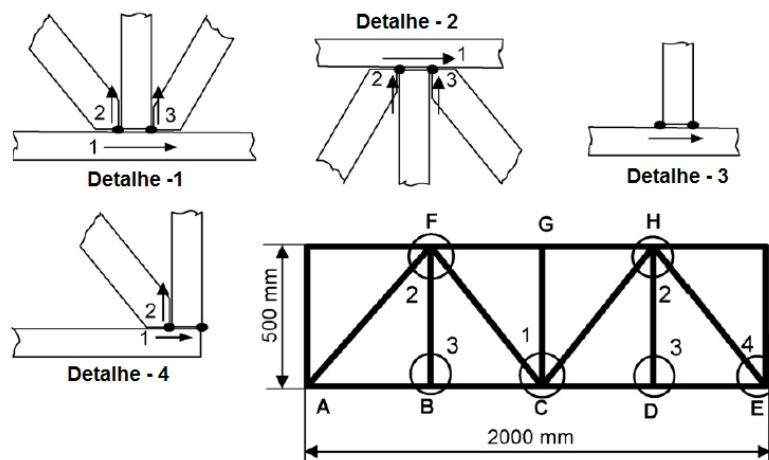


Figura 2.19 - Sequência de solda em estruturas de tubos treliçados (Adaptado de OZCATALBAS e VURAL, 2009).

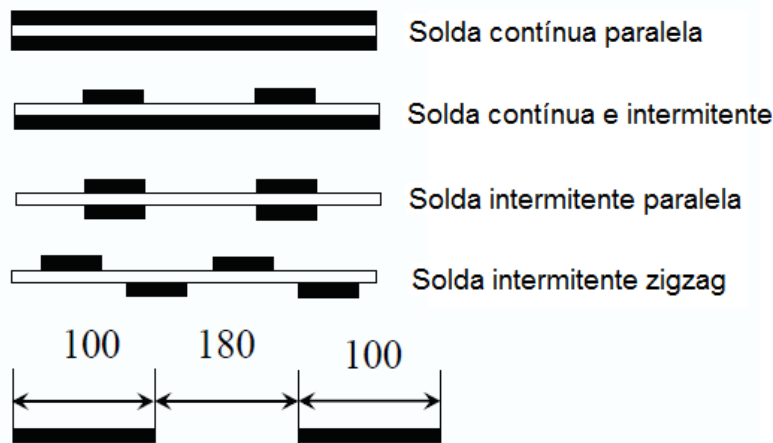


Figura 2.20 - Ilustração do procedimento de soldagem utilizado (Adaptado de TAJIMA et al., 2007)

- Xu et al.(2009) em seu trabalho propuseram utilizar forças de impacto eletromagnéticas sem contato físico para fazer o controle de flambagem e tensões residuais em chapas soldadas. O autor utilizou a análise de elementos finitos para modelar tal problema (Fig. 2.21).

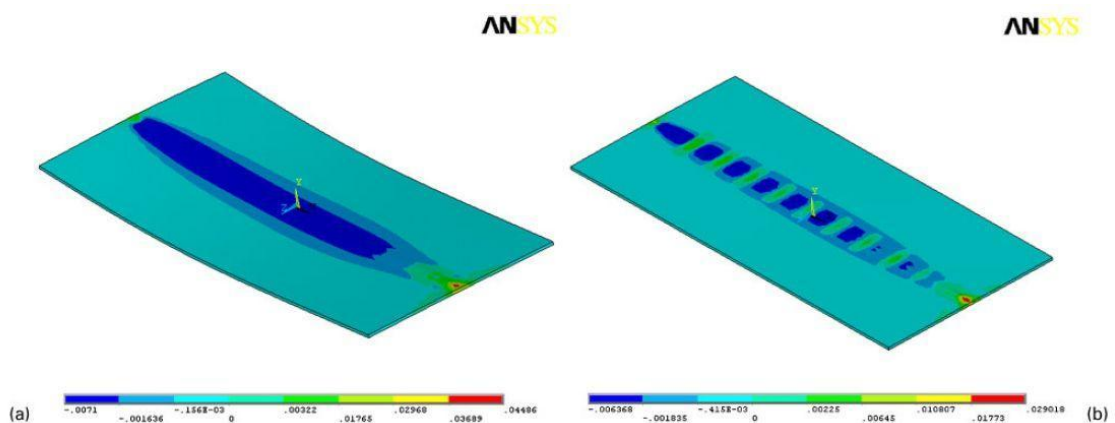


Figura 2.21 - Distribuição de deformação plástica longitudinal (a – sem controle, b- com controle eletromagnético) (XU et al. 2009).

Conforme mostra o trabalho de Xu et al. (2009), o modelamento numérico está cada vez sendo mais empregado atualmente, principalmente com a evolução da capacidade de processamento dos computadores. Além do numérico existem outros tipos de modelamento. No próximo item descreve-se alguns tipos de modelagens.

## 2.7. Modelagem do Processo de Soldagem

O processo de soldagem é um sistema físico de elevada complexidade, isto porque envolvem transformações de fase, transformações microestruturais e uma ou mais fontes móveis. Sendo assim, é relativamente onerosa uma modelagem do sistema completo. Desta forma, muitos trabalhos vêm sendo realizados nesta área, alguns com simplificações e outros com uma complexidade maior.

De acordo com Gonçalves (2004), o primeiro passo para análises precisas do comportamento físico da solda é o cálculo do campo de temperatura transiente para algum ponto de interesse. Para um dado material, esse campo de temperatura pode determinar além dos tamanhos das zonas de fusão e termicamente afetada, a microestrutura, a tensão residual, a distorção e o índice de hidrogênio, sendo, portanto, fundamental para compreender e analisar defeitos de soldagem. E a fim de entender alguns destes comportamentos físicos, utilizam-se ferramentas analíticas e numéricas.

Existem diversos métodos de modelagem envolvendo o processo de soldagem. Podem-se verificar alguns deles por meio da Fig. 2.22.

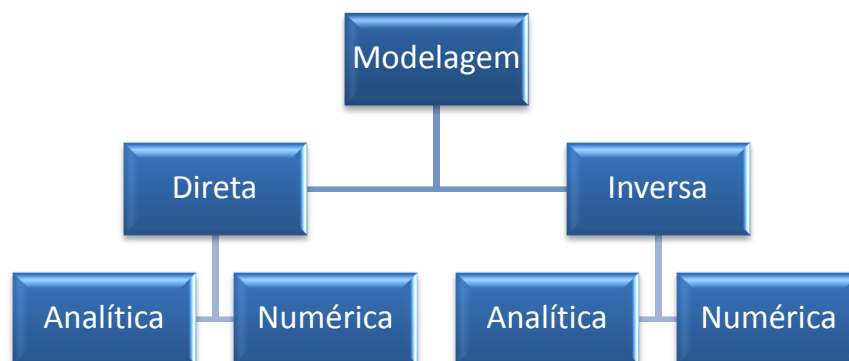


Figura 2.22 - Tipos de modelagens

No processo de soldagem a arco elétrico há a geração de calor muito intensa e concentrada aplicada no material a ser soldado, com a finalidade de fusão dos materiais para que haja a união entre eles. Porém, este calor intenso no material também pode ocasionar além de problemas metalúrgicos, distorções e tensões residuais. A fim de entender alguns destes comportamentos físicos, utilizam-se ferramentas analíticas ou numéricas.

### 2.7.1. Modelagem Direta Analítica

Muitos trabalhos já foram desenvolvidos a fim de encontrar os gradientes de temperatura sobre essa fonte de calor a fim de se compreender fenômenos como a largura e a profundidade de penetração da poça de solda em função de um dado calor de entrada, mudanças microestruturais no metal de base termicamente afetado e tensões residuais. Faz-se necessário, então, a modelagem do processo, no qual correlações para perfil de temperatura são encontradas com o fluxo de calor gasto na soldagem da placa. Se o fluxo de calor for conhecido, a obtenção do perfil de temperatura torna-se então um problema direto (GONÇALVES, 2004). Surgindo assim na década de 40 as soluções analíticas.

#### 2.7.1.1. Equação de Rosenthal

Rosenthal (1941) utilizou da simplificação da derivada da equação de fluxo de calor para explicar a distribuição de temperatura durante o processo de soldagem. Desta forma tem-se:

- Fluxo de calor estacionário;
- Fonte de calor pontual
- Calor de fusão negligenciada;
- Propriedades térmicas constantes;
- Não há perda de calor na superfície da peça;
- Não é considerada a convecção na poça de fusão;

#### a - Equação de Rosenthal Bidimensional (2D)

Por causa da pequena espessura do material, a variação da temperatura na direção da espessura é desprezada e o fluxo de calor é considerado bidimensional (Fig. 2.23). Rosenthal derivou a equação de transferência de calor bidimensional para soldagem de chapas finas e largura infinita (Eq. 2.5).

$$T - T_0 = \frac{Q}{2g\pi k} \exp\left(-\frac{vx}{2a}\right) K_0\left(\frac{vr}{2a}\right) \quad (2.5)$$

onde:

T – Temperatura;

T<sub>0</sub> – Temperatura inicial;



- $k$  – coeficiente de condutividade térmica do sólido;  
 $g$  – espessura da chapa;  
 $\alpha$  – difusividade térmica do material ( $k/\rho c_p$ );  
 $Q$  – Calor da fonte;  
 $V$  – Velocidade de soldagem;  
 $r$  – distância radial da origem;  
 $K_0$  – Função de Bessel modificada de segundo tipo e ordem zero.

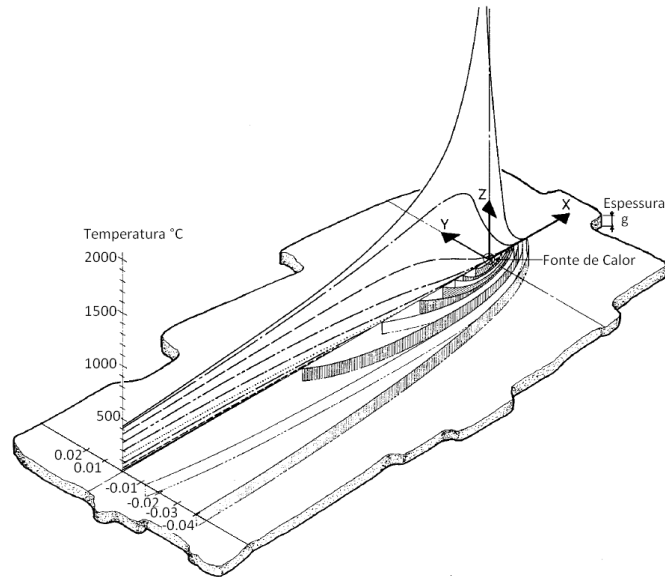


Figura 2.23 - Representação da solução de Rosenthal para chapas finas (2D)  
(Adaptado de SORENSEN, 1999).

### b - Equação de Rosenthal Tridimensional (3D)

No caso de soldagem de chapas grossas a variação da temperatura na direção da espessura não pode ser desprezada.

Para a análise tridimensional de transferência de calor na soldagem obtida por Rosenthal é utilizada para chapas consideradas grossas (Eq. 2.6) (Fig. 2.24):

$$\frac{2\pi(T-T_0)kR}{Q} = \exp\left(\frac{-V(R-x)}{2\alpha}\right) \quad (2.6)$$

onde:

$R$  é a distância radial da origem ( $[x^2+y^2+z^2]^{1/2}$ ).

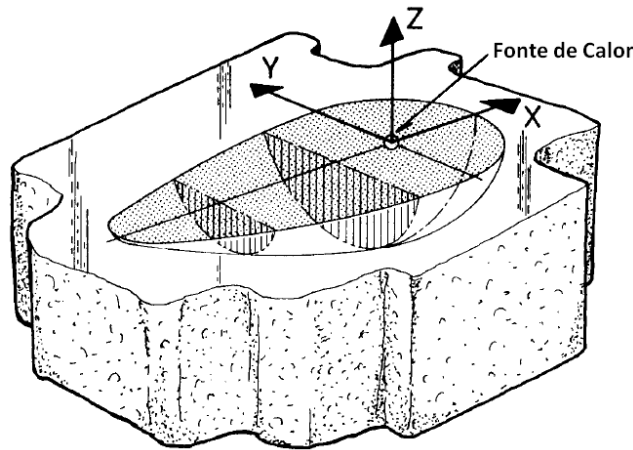


Figura 2.24 - Representação da solução de Rosenthal para chapas grossas (Adaptado de SORENSEN, 1999).

A Fig. 2.24 representa as isotermais tridimensionais. Esta representação dá uma boa indicação da distribuição de calor em soldagem de chapas grossas.

### c - Fluxo de Calor 2D e 3D

Através das equações Eq. 2.6 e Eq. 2.7, é possível encontrar o campo de temperatura no material, e este fluxo de calor ocorre de forma bidimensional e de forma tridimensional (Fig. 2.25). Desta forma, existe uma fórmula em que se podem determinar quando utilizar uma equação ou outra equação.

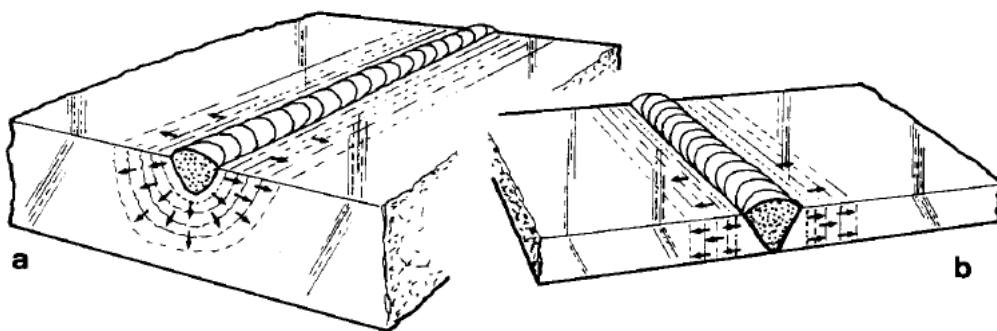


Figura 2.25 - Esquema do fluxo de calor (a- Fluxo 3D, b- Fluxo 2D )(Adaptado de SORENSEN, 1999).

Para saber quando utilizar a Eq. 2.7 ou a Eq. 2.8 foi proposto a Eq. 2.9 e a Eq. 2.10 para avaliar a espessura relativa. Assim por meio da Fig. 2.26, pode-se saber quando utilizar a equação bidimensional ou tridimensional.

$$\bar{g} = g \sqrt{\frac{\rho c \vartheta}{Q} (T - T_0)} \quad (2.7)$$

$$g_{\text{transition}} = \frac{g}{\bar{g}} = \frac{1}{\sqrt{\frac{\rho c \vartheta}{Q} (T - T_0)}} \quad (2.8)$$

$$g_{\text{transição}} > g_{\text{atual}} \Rightarrow 2D \quad (2.9)$$

$$g_{\text{transição}} < g_{\text{atual}} \Rightarrow 3D \quad (2.10)$$

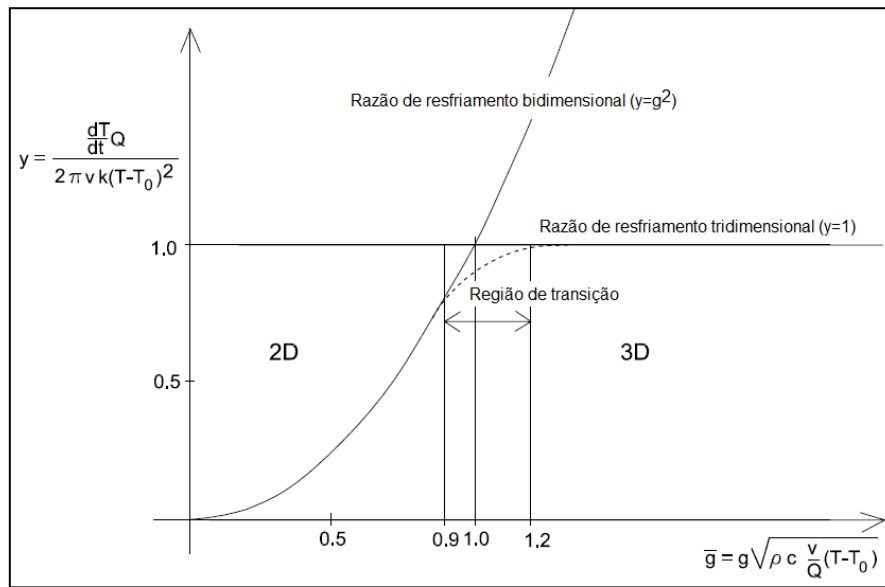


Figura 2.26 - Razão de resfriamento adimensional em função da espessura adimensional (Adaptado de SORENSEN, 1999).

Porém existe uma região de transição entre difusão bidimensional e tridimensional. Assim, para diminuir o erro, utilizam-se as Eq. 2.11 e Eq. 2.12.

De acordo com a Fig. 2.26 pode-se escrever que:

$$\bar{g} \leq 0.9 \rightarrow 2D \quad (2.11)$$

$$\bar{g} \geq 1.2 \rightarrow 3D \quad (2.12)$$

Suzuki (1996) propôs uma solução para a soldagem com múltiplos passes, para os casos de fluxo de calor uni e bidimensionais, nos regimes transientes e quase-estacionários, considerando fatores como perda de calor por convecção e variação das propriedades físicas com a temperatura. Além disso, Fassani e Trevisan (2003)

modelaram analiticamente o processo de soldagem multi-passes com fontes de calor distribuída do tipo Gaussiana.

Poorhaydari, Patchett e Ivey (2005), modificaram a solução analítica de Rosenthal para estimar a taxa de resfriamento ( $T_{800-500}$ ) de chapas finas e chapas grossas, adicionando um fator de correção para as chapas de espessuras intermediárias.

Em seu trabalho Rayamyaki, Karkhin e Khomich (2007) propuseram o desenvolvimento de um modelo matemático tridimensional do campo de temperatura para avaliar os tipos de solidificações da poça de fusão.

Nguyen et al. (2004) e Fachinotti e Cardona (2008), em seu trabalho, propuseram a solução analítica no campo térmico induzido em um corpo semi-infinito com uma fonte de calor móvel com uma distribuição Gaussiana dentro de um volume duplo-elipsoide. Este modelo de fonte foi proposto primeiramente por Goldak et al (1984), porém para ser aplicado em simulação de soldagem via elementos finitos.

Já Fassani e Trevisan (2003) modelaram analiticamente o regime térmico do processo de soldagem MIG/MAG com uma fonte de calor do tipo gaussiana e aplicando multipasse.

Apesar da modelagem analítica ser uma grande ferramenta para o cálculo de distribuição de calor na soldagem, ela é muito simplificada e limitada. Assim, torna-se útil uma ferramenta que é capaz de resolver os problemas mais complexos de uma forma mais completa. Para resolver tais problemas, surgiram as análises numéricas ou computacionais.

### **2.7.2. Análise Numérica**

As primeiras análises numéricas começaram com simulações de tensões residuais em componentes soldados no final da década de 70, analisados em estruturas nucleares (BOITOUT E BERGHEAU, 2003). Com o desenvolvimento de computadores cada vez mais rápidos, as simulações computacionais vêm tomando conta de diversas áreas, não só da engenharia, mas também da medicina, da biologia e diversas outras áreas.

De acordo com Gonçalves (2004), os métodos numéricos podem apresentar modelos teóricos mais realistas a partir de desenvolvimentos matemáticos mais rigorosos. Isso ocorre porque a solução numérica permite resolver não linearidades antes não consideradas nos modelos analíticos, tais como condutividade térmica e capacidade calorífica dependentes da temperatura. Além disso, coeficientes de

transferência de calor por convecção e radiação dependentes da temperatura também podem ser considerados nas condições de contorno.

O processo de simulação computacional na soldagem incluindo o cálculo do campo de temperatura, tensões residuais e distorções, é um subdomínio da simulação computacional de manufatura. E em comparação ao procedimento experimental, Radaj (2003) mostra que a simulação pode oferecer as seguintes vantagens:

- A modelagem dos fenômenos abre uma nova visão dentro das relações físicas e desta forma, ajuda na melhoria dos processos e componentes;
- Os parâmetros limites de um processo real e de um componente podem ser removidos no modelo por recursos de realidade virtual;
- Os cálculos são menos caros e mais rápidos de realizar do que os experimentos;
- O efeito de influência dos parâmetros podem confiantemente ser descritos por condições ideais de simulação. Os intervalos de dispersão podem ser incluídos;
- Na prática, o que é difícil ou não pode ser medido, na simulação isto é possível;

Através da modelagem numérica foi possível fazer um estudo mais detalhado do processo de soldagem. Zhu e Chao (2002) e Armentani, Esposito e Sepe (2007) por exemplo verificaram por meio da simulação que algumas das propriedades dos materiais como a condutividade térmica afeta em muito o campo de temperatura durante o processo. Armentani, Esposito e Sepe (2007) verificaram também que as tensões residuais no material reduz-se em 15% quando a condutividade térmica do material passa de 30 para 75 W/mK e em 16% com a aplicação de pré-aquecimento. Já Zhu e Chao (2002) perceberam que o módulo de elasticidade e a expansão térmica do material tem pequena influência nas tensões residuais e deformações e o calor específico e a densidade não tem muito efeito no campo de temperatura no material.

A simulação computacional de soldagem é uma ferramenta que está sendo e será ainda mais importante no futuro para inovação de processos de soldagem, estruturas e materiais.

### 2.7.2.1. Fontes de Calor em Soldagem

Segundo Goldak(2005) a teoria básica de fluxo de calor foi desenvolvida por Fourier e aplicado em fontes de calor móvel por Rosenthal (1941), o mais popular método cálculo de distribuição de temperatura em soldagem. Tanto a fonte de calor pontual ou em linha de Rosenthal (1941) estão sujeitos a sérios erros de temperatura perto da zona fundida e na zona afetada pelo calor. Já que a temperatura na fonte de calor é infinita.

Goldak, Chakravarti e Bibby (1984), desenvolveram um modelo novo de fonte de calor com uma geometria de duplo-elisoide. Este modelo tinha o objetivo de poder melhor representar tanto os processos de soldagem com pouca penetração quanto os processos de maiores penetrações.

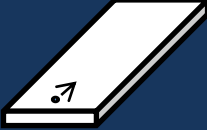

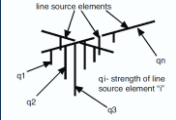
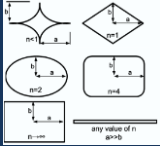
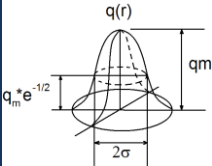

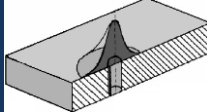
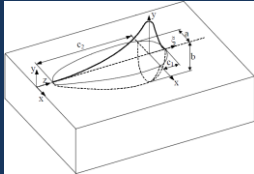
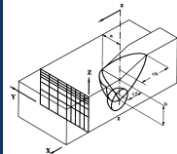
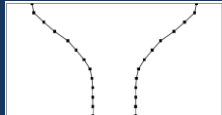
Em seu trabalho Wahab, Painter e Davies (1998) modificaram a fonte de calor de duplo-elipsoide desenvolvida por Goldak, Chakravarti e Bibby (1984), com o objetivo de aproximar mais da geometria da poça de fusão com a dinâmica da gota e seu calor.

Wu, Hu e Gao (2009), com o objetivo de adequarem uma análise numérica do campo de distribuição de temperatura com o processo de soldagem plasma keyhole, fizeram uma combinação adaptativa de vários modelos de fontes de calor. E como resultado, a combinação que esteve mais próximo do experimento foi a combinação de fonte duplo-elipsoide com uma fonte de calor cilíndrica. Comparando as áreas transversais do cordão de solda experimental e a simulada, o erro foi de 3,5 – 4,7%.

Além destes trabalhos citados anteriormente, existem outros autores com outras modelagens de fonte de calor. Na Tabela 2.7 pode-se verificar alguns tipos de modelagens e seus autores.

Com a evolução das análises numéricas, diversos problemas estão sendo resolvidos com esta ferramenta. Entretanto, alguns problemas como, por exemplo, a soldagem, é composta de várias áreas interdependentes. Assim, a modelagem numérica seria uma saída para esta inter-relação entre áreas, chamada de acoplamento numérico.

Tabela 2.7 - Tipos diferentes de fontes de calor na soldagem

Geometria	Fonte de calor	Autores
	Pontual	Rosenthal (1941)
	Linear	Rosenthal (1941)
	Conjunto de linhas	Lambraskos, Milewski e Moore (2003)
	Planar	Akbari, Sinton e Bahrami (2009)
	Gaussiana	Eagar e Tsai (1983); Cho e Kim (2002); Deng, Murakawa e Liang (2007); Rayamyaki, Karkhin e Khomich (2007)
	Gaussiana Cônica	Balasubramanian et al.(2008); Zaeh e Schober (2008); Ziolkowski e Brauer (2009)
	Gaussiana com cilindro	Bachorki et al. (1999)
	Duplo-Elipsoide	Goldak, Chakravarti e Bibby(1984); Nguyen et al.(1999); Goldak (2005); Gery, Long e Maropoulos (2005); Zhang, Zhang e Wu (2007)
	Duplo-Elipsoide com uma fonte de calor esférica	Wahab, Painter e Davies (1998)
	Duplo-elipsoide com uma fonte de calor cilíndrica	Wu, Hu e Gao (2009)

### 2.7.2.2. Acoplamentos Numéricos no Processo de Soldagem

O processo de soldagem a arco elétrico é um problema muito complexo com relação aos problemas físicos e químicos envolvidos. Para fazer um modelamento computacional completo do processo de soldagem seria muito difícil e oneroso tanto na programação quanto no tempo de solução, já que o processo envolve solução de equações de transferência de calor, dinâmica dos fluidos, transformações microestruturais, deformações, tensões e difusão dos elementos químicos. E outros como a física do plasma, eletromagnetismo, dinâmica das gotas entre outros.

Na Figura 2.27 mostra a relação de acoplamentos entre as áreas mais comuns no modelamento de processo de soldagem.

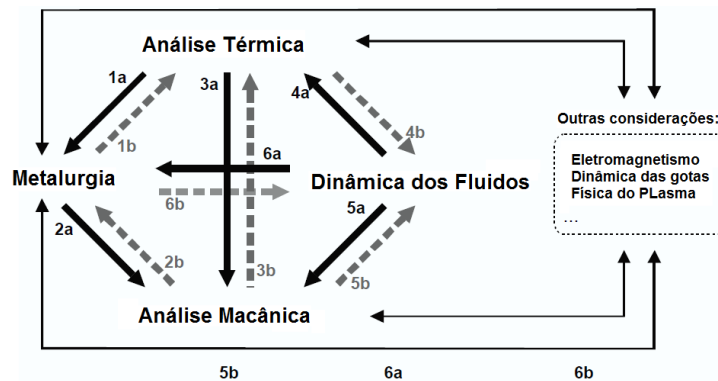


Figura 2.27 - Acoplamento entre as áreas envolvidas no processo de soldagem

(Adaptado de HANSEN, 2003)

onde:

- 1a - A temperatura afeta a formação da microestrutura;
- 1b – Liberação de calor latente e mudanças das propriedades do material devido a transformação de fase afetam a temperatura;
- 2a – Deformações elásticas e plásticas depende da microestrutura, deformação de transformação de fase e surgimento de tensões;
- 2b – Tensões geram transformações microestruturais;
- 3a – Tensões térmicas dependem do campo de temperatura através de dilatações térmicas;
- 3b – Calor de deformação afeta o campo de temperatura e as condições de contorno;
- 4a – A distribuição de temperatura depende das forças de convecção;
- 4b – A temperatura afeta a convecção de calor;
- 5a – A convecção afeta a solidificação da poça e sua contração térmica;
- 5b – A poça de fusão depende das deformações mecânicas.



Durante a modelagem numérica existem parâmetros de entradas do modelamento que são desconhecidos. Porém, existem técnicas que podem encontrar tais parâmetros. Uma delas é o modelo do problema inverso.

### **2.7.2.3. Método de Forças Equivalentes**

Este método consiste na utilização de forças aplicadas nos nós dos cordões de solda para simular as forças originadas do processo de soldagem. Consistem basicamente em dois tipos, as forças longitudinais e as forças transversais. Este método foi utilizado em alguns trabalhos como os de Chang et al. (2007) e Zeng;Gao;Lei (2008).

Inicialmente simula-se o processo de soldagem aplicando o regime transiente de calor em seguida a análise estrutural. Neste caso, utiliza-se análise termo-elastoplástica do processo em uma estrutura mais simples e com menos elementos, uma vez que demanda grande esforço computacional. A partir dos resultados desta simulação inicial em uma estrutura mais simples, impõe-se como condição de contorno os esforços calculados em uma nova estrutura, a qual verdadeiramente se deseja simular. Esta estrutura é mais complexa que a anterior e demanda grande esforço computacional, limitando a análise termo-elastoplástica. Assim, com as forças equivalentes simula-se a estrutura complexa em regime elástico, com menor demanda computacional. Ressalta-se que outra opção para o uso do método de forças equivalentes, é utilizar ensaios experimentais, ao invés de simulações iniciais em estruturas simples.

Desta forma, este método de simulação tem uma grande vantagem se comparado ao método de simulação de soldagem termo-elastoplástico. Sua solução é realizado de forma muito mais rápida e de menor custo computacional, sendo mais vantajoso sua utilização em estruturas mais complexas.

### **2.7.3. Modelagem Inversa**

A modelagem inversa aplicada a encontrar a distribuição de temperatura, ao contrário da modelagem direta, utiliza-se de medições experimentais de temperatura como variáveis de entrada para então conseguir as condições de contorno ou variáveis que normalmente são utilizadas em problemas diretos (GONÇALVES, 2004).

Esta técnica é a estimação de histórias de fluxo de calor, a partir de uma ou mais histórias de temperaturas no corpo condutor, ou seja, consiste em um problema

de otimização, onde busca minimizar um funcional que leve em conta o campo de temperatura experimental e o campo de temperatura que um determinado fluxo de calor, que se deseja calcular (VILARINHO, 2001).

A técnica de modelagem inversa vem sendo utilizada cada vez mais na solução de problemas, principalmente na área de transferência de calor. Porém, no que diz respeito a soldagem, ainda apresenta algumas dificuldades principalmente nas medições experimentais. Um dos motivos seria obter dados experimentais de temperatura em virtude dos altos sinais da tensão e corrente comparados aos baixos sinais obtidos pelos termopares.

## **2.8. Medições Experimentais**

### **2.8.1. Medição de Temperatura**

Há diversas formas de medição de temperatura, porém no processo de soldagem existem alguns problemas que podem dificultar e prejudicar estas medições. Moreira et al. (2007), em seu trabalho mostraram três meios de encontrar o campo de temperatura durante o processo de soldagem MIG.

#### **2.8.1.1. Termopares**

Os termopares são junções de dois fios de metais diferentes que geram uma diferença de potencial em função da temperatura. O funcionamento dos termopares é baseado neste fenômeno, que é conhecido como Efeito Seebeck, e foi descoberto pelo físico Thomas Seebeck em 1822.

Duff e Towey (2010) apresentam a seguir algumas das vantagens e desvantagens na utilização dos termopares.

Algumas das vantagens na utilização dos termopares são:

- Faixa de Temperatura: os termopares podem ser utilizados para uma ampla faixa de temperatura (-200 °C até 2500°C).
- Robustez: Termopares são dispositivos resistentes que são imunes ao choque e vibração e são adequados para uso em locais perigosos.
- Resposta Rápida: por serem pequenos e baixa capacidade térmica apresentam uma rápida respostas à mudança de temperatura, especialmente se a junção está exposta.
- Ausência de Auto-aquecimento: como não precisam de alimentação, eles não estão propensos a auto-aquecimento.

- Baixo preço: são equipamentos simples e de baixo custo.

E algumas das desvantagens na utilização dos termopares são:

- Condicionamento Complexo do Sinal: condicionamento do sinal de tensão do termopar para a leitura em temperatura. Este condicionamento exige um grande tempo para que não apresente erros.
- Acuracidade: além da falta de acuracidade inerentes aos termopares devido às propriedades metalúrgicas do material, a acuracidade depende de como a referência é medida, na faixa de 1°C a 2°C.
- Sucetibilidade à Corrosão: como os termopares consiste em dois materiais dissimilares, em alguns ambiente de corrosão, podem ao longo do tempo resultar na deteriorização da acuracidade. Neste caso podem precisar de proteção e manutenções.
- Sucetibilidade à Ruidos: Ao medir as mudanças de nível microvolt, o ruído de campos elétricos e magnéticos podem ser um problema. Torcendo o par de fios do termopar pode extremamente reduzir a captação de campo magnético. Usando um cabo blindado ou passar fios em conduíte de metal podem reduzir a captação de campo elétrico. O dispositivo de medição deve fornecer sinal de filtragem, seja em hardware ou software, com forte rejeição da frequência da linha (50 Hz/60 Hz) e seus harmônicos.

Embora qualquer dois metais dissimilares podem produzir uma diferença de potencial variando com a temperatura, existem alguns pares de metais padronizados na utilização de medição de temperatura. A Figura 2.28 mostra os tipos de termopares padronizados, enquanto que a Fig. 2.29 mostra as curvas de correlação de F.E.M. versus temperatura para os diferentes tipos de termopares.

Quando se utiliza um termopar em medições onde a temperatura varia rapidamente, com no caso da soldagem, é preciso ter a certeza de que a “inércia térmica” do sensor não prejudicará a medição, ou seja, o sensor deverá possuir velocidade de resposta suficientemente grande.

Segundo Slania, Mikno e Wojcik (2007) a medição de temperatura no processo de soldagem apresenta alguns problemas. O primeiro é a grande faixa de temperatura atingida, saindo da temperatura ambiente até a temperatura de fusão do material no qual está sendo soldado (~1500°C). O segundo problema é a dinâmica da temperatura. Para se ter uma ideia, a média de taxa de aquecimento na soldagem chega a 400°C/s, enquanto que no resfriamento essa taxa é menor.

Tipo	Metal		Padrão U.S. Código de cores		Coeficiente Seebeck $S(\mu V/^{\circ}C)@T(^{\circ}C)$		Erro in $^{\circ}C$		
	+	-	+	-			Faixa	Desvio	Especial
B	Platina - 30% Ródio	Platina - 6% Ródio	Cinza	Vermelho	5.96	600	870 to 1700	$\pm 0.5\%$	$\pm 0.25\%$
E	Nickel- 10% Chromium	Constantan	Violeta	Vermelho	58.67	0	0 to 900	$\pm 1.7$ or $\pm 0.5\%$	$\pm 1$ or $\pm 0.4\%$
J	Ferro	Constantan	Branco	Vermelho	50.38	0	0 to 750	$\pm 2.2$ or $\pm 0.75\%$	$\pm 1.1$ or $\pm 0.4\%$
K	Níquel- 10% Chromium	Níquel	Amarela	Vermelho	39.45	0	0 to 1250	$\pm 2.2$ or $\pm 0.75\%$	$\pm 1.1$ or $\pm 0.4\%$
N	Nicrosil	Nisil	Laranja	Vermelho	25.93	0	0 to 1250	$\pm 2.2$ or $\pm 0.75\%$	$\pm 1.1$ or $\pm 0.4\%$
R	Platina - 13% Ródio	Platina	Preto	Vermelho	11.36	600	0 to 1450	$\pm 1.5$ or $\pm 0.25\%$	$\pm 0.6$ or $\pm 0.1\%$
S	Platina - 10% Ródio	Platina	Preto	Vermelho	10.21	600	0 to 1450	$\pm 1.5$ or $\pm 0.25\%$	$\pm 0.6$ or $\pm 0.1\%$
T	Cobre	Constantan	Azul	Vermelho	38.75	0	0 to 350	$\pm 1$ or $\pm 0.75\%$	$\pm 0.5$ or $\pm 0.4\%$

Figura 2.28 - Tipos de termopares

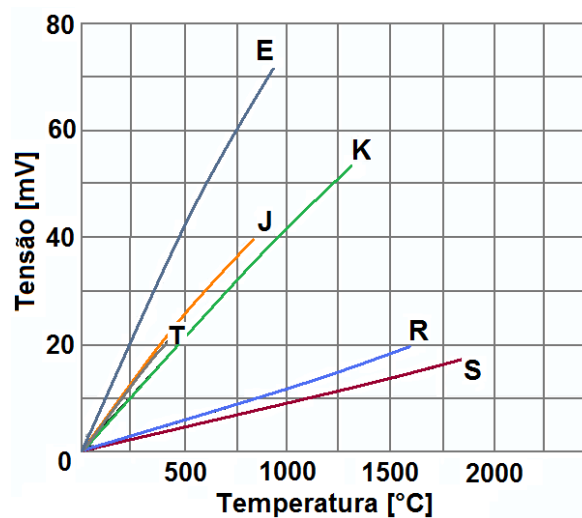


Figura 2.29 - Curvas de correlação FEM x Temperaturas dos termopares

A dinâmica de medição por termopares e o erro estatístico dependem da qualidade da junta do termopar. Desta forma, o contato entre os fios do termopar devem estar o mais próximo da peça no qual se quer medir a temperatura e com um menor volume possível de junção, conforme ilustrado na Fig. 2.30.

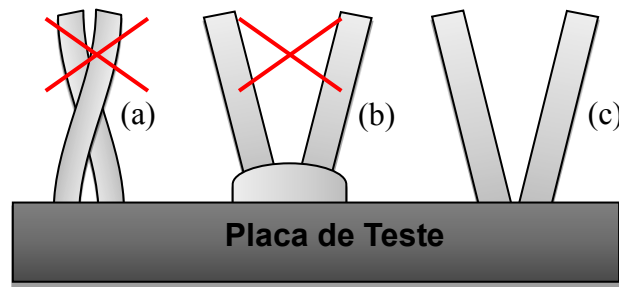


Figura 2.30 - Junta do termopar (a- o contato está longe da peça; b- a junta apresenta um alto volume; c- união sem volume e perto da peça).

Os termopares são instrumentos de medição de temperaturas e podem ser implantados na peça ou inseridos na poça de fusão (ZACHRISSON, 2006) de forma a fornecer a temperatura do ponto de implante no momento da soldagem. Deve ser adequada a faixa de temperatura a ser analisada e ter um pequeno diâmetro a fim de conseguir acompanhar a variação rápida de temperatura que ocorre no material em que está sendo soldado.

Entre eles pode-se citar: a utilização de furos para os implantes dos termopares (CARON, WELLS e LI, 2006).

Além dos termopares existem equipamento ainda mais modernos que conseguem fazer a medição da temperatura sem que haja contato. Uma destas técnicas é a da termo câmera ou câmera de infravermelho.

#### 2.8.1.2. Medição de Temperatura por Câmeras Infravermelhas

Tecnologias antes só vistas em pesquisas militares, hoje pode ser aplicadas no cotidiano. As câmeras infravermelhas são vistas no monitoramento de transformadores, centrais elétricas, construção civil e agora nas pesquisas em soldagem. Este tipo de instrumento pode hoje obter uma distribuição de calor ao longo de uma superfície e no decorrer do tempo, tornando-se uma ferramenta muito importante nas pesquisas (DUNCAN, GRAY e COMLEKCI, 2004).

Conforme mostra a Fig. 2.31, a parte do espectro infravermelho (0,74 – 1000  $\mu\text{m}$ ) pode ser subdividida em outras 5 partes: infravermelho próximo (NIR) de 0,74 até 1  $\mu\text{m}$ ; Infravermelho de comprimento de onda curta (SWIR) de 1 até 3  $\mu\text{m}$ ; Infravermelho de comprimento de onda médio (MWIR) de 3 até 5  $\mu\text{m}$ ; Infravermelho de comprimento de onda longo (LWIR) de 8 até 14; e Infravermelho de comprimento de onda muito longo (VLWIR) de 14 até 1000  $\mu\text{m}$ .

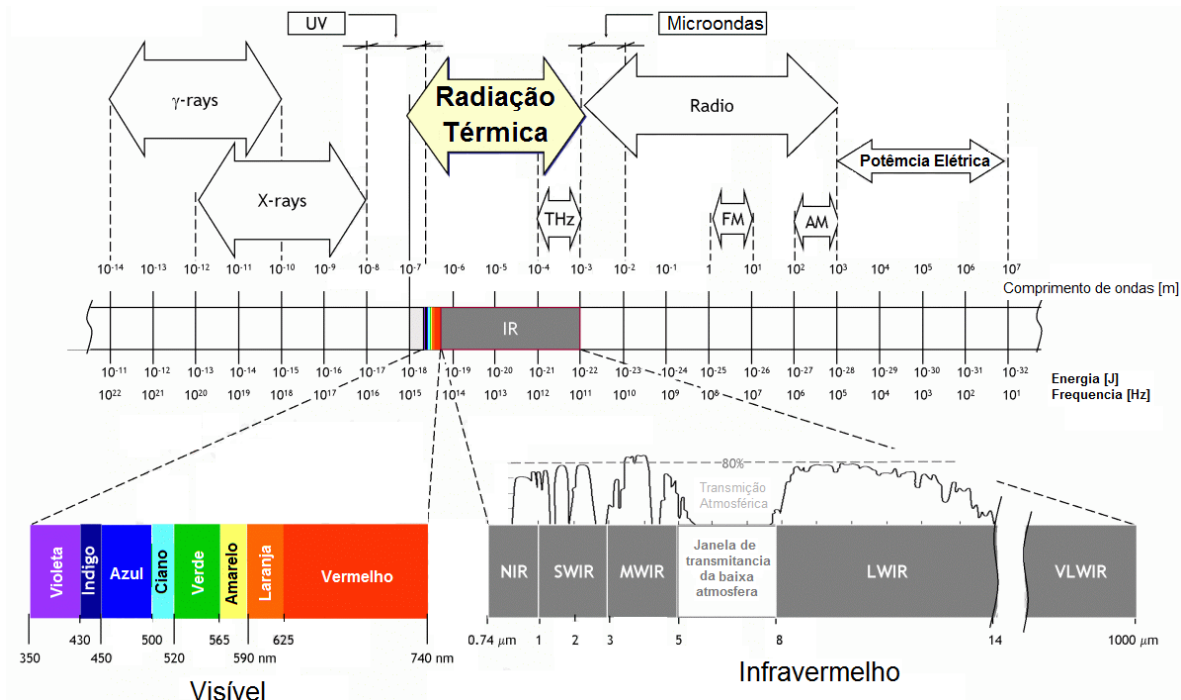


Figura 2.31 - Espectro Eletromagnético (Adaptado de CASTANEDO, 2005)

Apesar da medição de temperatura por infravermelho ser uma ferramenta muito útil e promissora esta análise demanda um conhecimento mais elaborado sobre o método. Alguns cuidados devem ser tomados como mostra Huang, Liu e Song (2007) em seu trabalho, que verifica a interferência da reflexão do arcoelétrico, do eletrodo de tungstênio, do bocal de cerâmica e do laser de soldagem na medição do campo térmico na soldagem.

### a - Corpo Negro

Na verificação de superfícies reais, torna-se necessário um corpo de referência servindo como padrão, este corpo é chamado de corpo negro. O corpo negro é uma superfície ideal que possui as seguintes propriedades (INCROPERA E DEWITT, 1998):

- Um corpo negro absorve toda a radiação incidente, independentemente do seu comprimento de onda e direção.
- Para uma dada temperatura e comprimento de onda, nenhuma superfície pode emitir mais energia do que a de corpo negro.
- Embora a radiação emitida por um corpo negro seja uma função do comprimento de onda e da temperatura, ela é independente da direção. Isto é, o corpo negro é um emissor difuso.

## b - Emissividade

Emissividade ( $\epsilon_{\text{rad}}$ ) é a razão entre a emissão de radiação de uma superfície e a emissão de radiação de um corpo negro à mesma temperatura.

As propriedades radiativas dos objetos são geralmente descritas em relação a um corpo negro perfeito (emissor perfeito). Se a energia emitida por um corpo negro é denotada como  $W_{\text{bb}}$ , e que de um objeto normal na mesma temperatura  $W_{\text{obj}}$ , a relação entre estes dois valores descreve-se como emissividade( $\epsilon$ ) do objeto Eq. 2.13.

$$\epsilon_{\text{rad}} = \frac{W_{\text{obj}}}{W_{\text{bb}}} \quad (2.13)$$

Desta forma, o valor de emissividade para todos os materiais pode variar entre 0 e 1. A Tabela 2.8 mostra o valor de emissividade para diferentes superfícies de aço doce e alumínio.

Tabela 2.8 – Tabela de emissividade de alguns materiais (OMEGASCOPE, 2011)

Material	Temperatura °C	Emissividade
Aço laminado a frio	93	0,75 a 0,85
Aço escovado	938-1099	0,55 a 0,61
Aço doce polido	24	0.10
Aço doce liso	24	0.12
Aço doce líquido	1599-1793	0.28
Aço não oxidado	100	0.08
Aço oxidado	25	0.80
Alumínio não oxidado	25	0.02
Alumínio não oxidado	100	0.03
Alumínio não oxidado	500	0.06
Alumínio oxidado	199	0.11
Alumínio oxidado	599	0.19
Alumínio fortemente oxidado	93	0.20
Alumínio fortemente oxidado	504	0.31

### **2.8.2. Análise Metalográfica**

A identificação metalográfica das regiões onde ocorrem as transformações de fase permite identificar as regiões onde ocorreram as temperaturas destas transformações de fase, a quantidade de cada uma das fases. Desta forma, pode-se ter uma ideia das propriedades mecânicas e de possíveis falhas que podem ocorrer nas regiões destas microestruturas. A análise da microestrutura juntamente com a técnica de dilatometria são as ferramentas principais na confecção dos diagramas CCT (VENKATRAMAN, MOHANDTY e GHOSH, 2001; ANDRÉS et al., 2002; ZHAO et al 2003; ZACHRISSON, 2006; ZHANG et al 2006).

### **2.8.3. Simulação Física**

A simulação física é um processo de muito proveito no estudo de processos e propriedades dos materiais. E tem como objetivo final a obtenção de um processo mais eficiente e materiais mais adequados para uma dada utilização, um custo mais baixo e resultados melhores (MAHL et al., 2005)

Este tipo de simulação é realizado com a finalidade de se conseguir uma reprodução exata em laboratório de um processo em estudo, para um melhor entendimento de suas várias fases. Conseguindo, desta forma, identificar os problemas e, conseqüentemente melhorar e aperfeiçoar o processo (ARAÚJO, 2008).

Neste caso, a simulação física tem como objetivo a reprodução das condições físicas em que o material é submetido durante o processo de soldagem e desta forma, fazer o estudo das propriedades termomecânicas resultantes. Dependendo da metodologia e equipamento utilizados, a simulação física pode trazer resultados bastante úteis para o entendimento da microestrutura final do material e explicação de algumas falhas e problemas.

Entretanto, a faixa de utilização da simulação física geralmente é mais estreita em comparação a simulação numérica, que apresenta vantagens como tempo e recursos sobre teste realizados diretamente na fábrica.

Além das simulações físicas descritas, existem outras técnicas de medição do calor durante o processo de soldagem. Uma delas é a calorimetria, que consiste na medição do calor imposto a um material. Neste caso, o calor imposto pelo processo de soldagem.



## 2.8.4. Calorimetria

O cálculo do rendimento térmico no processo de soldagem é realizado através da Eq. 2.2. Porém, encontrar os valores da energia entregue ao material não é uma tarefa muito fácil, já que precisaria saber a temperatura em cada ponto do material em diversos instante de tempo. Desta forma, criaram-se os calorímetros, que são equipamentos que servem para medir a quantidade de calor que um corpo recebeu em um determinado intervalo de tempo. Os principais tipos de calorímetro utilizados em soldagem são apresentados a seguir.

### 2.8.4.1. Calorímetro de Água

Um dos calorímetros mais utilizados nos processo de soldagem é aquele que a parte inferior do material em que está sendo soldado fica em contato direto com água. Fazendo-se o balanço de energia de entrada e de saída da água no calorímetro, é possível saber a quantidade aproximada da energia absorvida pela material durante o processo de soldagem. Este procedimento pode ser verificado na Fig 2.32.

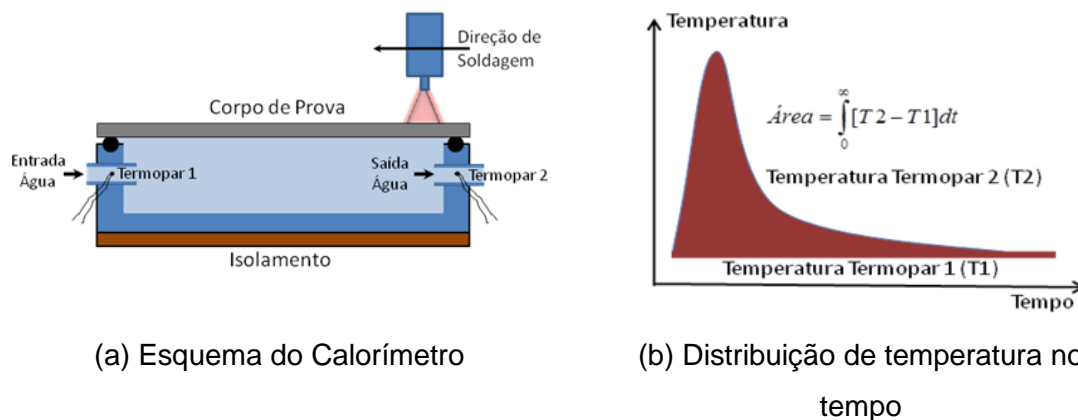


Figura 2.32 - Calorímetro de água (Adaptado de KOU, 2003)

O calor transferido para a peça utilizando este tipo de calorímetro pode ser calculado através da Eq. 2.14.

$$Q_t = \int_0^{\infty} W C_p (T_2 - T_1) dt \approx W C_p \int_0^{\infty} (T_2 - T_1) dt \quad (2.14)$$

onde:

W é o fluxo mássico de água;

C<sub>p</sub> - calor específico da água;

$T_2$  - temperatura de saída da água no calorímetro;

$T_1$  - temperatura de entrada da água no calorímetro.

#### 2.8.4.2. Calorímetro Peltier

Este calorímetro tem sido utilizado por diferentes autores (GIEDT, TALLERICO e FUERSCHBACH, 1989; DUPONT e MARDER, 1995 e STORMS, 2005) e, segundo Storms (2005), o calorímetro de efeito Seebeck consiste em um transdutor termoelétrico que converte energia térmica em energia elétrica. As medidas deste tipo de calorímetro podem ser aplicadas a sistemas fechados ou sistemas com circulação de ar. Num sistema fechado, todo o calor envolvido pelo calorímetro atravessa as paredes até um absorvedouro de calor localizado externamente. Este fluxo de calor é medido por meio de sensores denominados de “*thermopiles*”, um conjunto de termopares ligados em séries que envolvem todo o calorímetro, que operam através do princípio do gradiente entre camadas (Fig. 2.33).

De acordo com Benzinger e Kitzinger (1949), quando o calor é transmitido através de uma camada condutora de calor, haverá uma diferença de temperatura entre as duas superfícies da camada. Isto vem da definição da condutividade térmica dada pela Eq. 2.15.

$$\theta_q = \dot{q} \frac{D}{k} \quad (2.15)$$

onde:

$\theta_q$  - diferença de temperatura das superfícies da camada;

$\dot{q}$  é fluxo de calor;

$D$  é a espessura da camada;

$k$  é a condutividade térmica do material da camada.

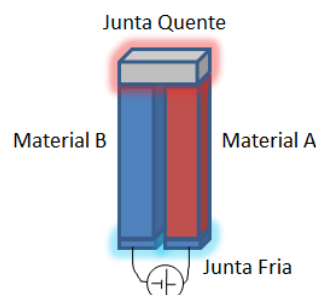


Figura 2.33 - Configuração dos “*thermopiles*” utilizados nos calorímetros

Já as células de Peltier é o nome dado ao conjunto de “thermopiles” ligados em série (Fig. 2.34) com a finalidade de atingir uma maior área de análise. Um calorímetro de efeito Seebeck de alta sensibilidade possui em torno de 10000 junções.

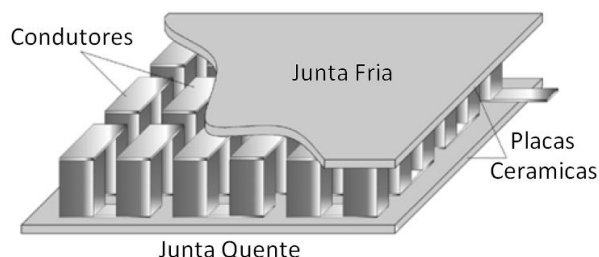


Figura 2.34 - Célula de Peltier (Adaptado de KUEPFERLING et al.,2007)

#### 2.8.4.3. Calorímetro de Nitrogênio Líquido

O funcionamento de um calorímetro de nitrogênio líquido consiste em mergulhar o material em que se quer encontrar o calor dentro de um tanque de nitrogênio líquido monitorando-se o peso do conjunto. A diferença entre a massa inicial e a massa final de nitrogênio está relacionada diretamente com o calor contido no material, precisando ser calibrado primeiramente o sistema (JOSEPH et al. 2003; SCOTTI, 2008). A energia absorvida pelo nitrogênio líquido para evaporar é dada pela Equação 2.16 .

$$E = \Delta m L_{atN} \quad (2.16)$$

Onde  $\Delta m$  é a perda em massa de nitrogênio pela evaporação e  $L_{atN}$  é o calor latente de evaporação deste gás (47,49 cal.g<sup>-1</sup> para a pressão atmosférica normal).

A energia contida na evaporação “natural” do nitrogênio líquido para o ambiente ( $E_n$ ) é calculada pela Eq. 2.17.

$$E_n = \Delta m_n L_{atN} \quad (2.17)$$

onde:

$\Delta m_n$  é a perda de massa pela evaporação “natural” do nitrogênio.

Já a energia absorvida pelo nitrogênio líquido para resfriar o material que está à temperatura ambiente ( $E_a$ ) é dada pela Eq. 2.18.

$$E_a = \Delta m_a L_{atN} \quad (2.18)$$

onde  $\Delta m_a$  é a massa de nitrogênio evaporada para resfriar o material que está à temperatura ambiente.

A energia absorvida pelo material que foi soldado ( $E_t$ ) pode ser calculada através da Eq. 2.19 abaixo.

$$E_t = E - E_n - E_a \quad (2.19)$$

Este trabalho utilizou-se do método de nitrogênio líquido para calcular o rendimento térmico de soldagem para as diferentes juntas. Esta técnica foi escolhida devido aos bons resultados apresentados pelos autores descritos anteriormente, facilidade de cálculo e a presença do equipamento no laboratório de soldagem da Universidade Federal de Uberlândia (AREVALO, 2011).

Após o estudo do calor durante o processo de soldagem foram realizados estudos das distorções das estruturas soldadas. Para isto, foram utilizados métodos inversos que utilizam otimização em seu código. Com base nisso, foram realizados estudos na área de otimização e aplicação da otimização no processo de soldagem.

O próximo Item descreve alguns trabalhos que utilizaram otimização no processo de soldagem.

## 2.9. Otimização em Soldagem

Técnicas de otimização vem cada vez mais sendo aplicados em problemas de engenharia. Ainda mais com a evolução dos computadores o métodos de otimização é aplicado nas mais diversas áreas. Lobato e Steffen (2008) mostram através da Fig 2.35 alguns métodos de otimização e suas divisões. Neste trabalho optou-se pela a utilização do método de Evolução diferencial. Esta escolha foi devido a algumas vantagens deste método de otimização. Entre elas estão a rápida convergência em comparação a outros métodos e não há o problemas de mínimos locais.

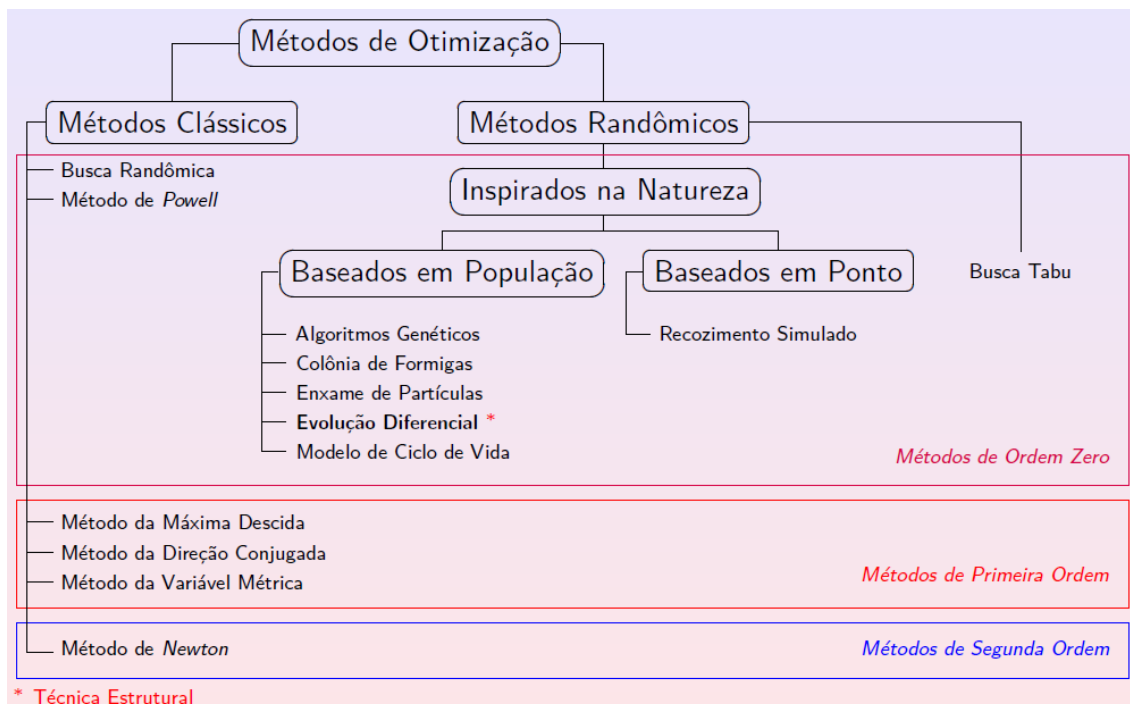


Figura 2.35 - Estrutura geral dos métodos de otimização (Lobato e Steffen, 2008)

Como o processo de soldagem apresenta diversos parâmetros, ele não poderia ficar de fora dos processos de otimização. Alguns dos trabalhos abaixo descrevem a utilização de otimização em soldagem.

Nyashin e Ilialov (1995) propuseram um problema de otimização a fim de obter a distribuição prescrita de tensões residuais em materiais durante deformações termoplásticas. O problema utilizou a formulação de mecânica dos sólidos.

Kondoh e Ohji (1998), a fim de encontrar o calor ótimo imposto em pequenas tubulações, utilizaram-se de problemas de otimização para encontrar os parâmetros ideais. Aplicou modelos analíticos de transferência de calor para uma simples estimação do campo de temperatura na soldagem de tubos. O método de otimização utilizado foi o gradiente.

Jarmai e Farkas (1999) mostraram em seu trabalho o custo de diversos processos de soldagem através do tempo gasto para cada um deles. Além disso, eles consideraram o tempo de nivelamento da placa, preparação da superfície, corte, troca de eletrodo, remoção de escória e pintura. No final verificaram o custo total do processo de soldagem para cada processo e o custo do material pelo qual foi soldado.

Kadivar, Jafarpur e Baradaran (2000) e outros autores (GRENESTEDT, 2003); VOUTCHKOV et al. 2005), com o objetivo de minimizar as tensões residuais ou/e as distorções em chapas utilizaram métodos de otimização para encontrar a melhor sequência de soldagem. Assim como Yang e Shao (2009), verificaram a otimização da

trajetoria do robô juntamente com a minimização da distorção utilizando o algoritmo genético.

No trabalho de Mostafa e Khajavi (2006), utilizaram o processo de otimização para verificar a influência dos parâmetros de soldagem na penetração do processo FCAW. Os autores, através de um planejamento experimental, modelaram matematicamente a influência de cada parâmetro na penetração. O método de otimização utilizada foi a programação quadrática sequencial (SQP), introduzido por Stephen Wright em 1998; apresenta boas propriedades de convergência local e foi criado para resolver problemas não convexos.

Esme et al. (2009) desenvolveram em seu trabalho modelos matemáticos não lineares e multi-objetivos com a finalidade de otimizar a geometria da poça de fusão, entre o qual, maximizar a penetração, a área de penetração e/ou minimizar a zona termicamente afetada.

# **CAPÍTULO III**

## **METODOLOGIA GERAL**

Neste capítulo é apresentada a metodologia geral do trabalho, os materiais e os equipamentos utilizados para a realização dos testes experimentais e simulações numéricas no estudo dos ciclos térmicos e distorções em estruturas soldadas.

### **3.1. Metodologia Geral**

Uma vez que o objetivo do trabalho é contribuir para o conhecimento detalhado das distorções que ocorrem no processo de soldagem, assim como suas causas e possíveis medidas pró-ativas para sua minimização, através de técnicas computacionais, a metodologia utilizada deve contemplar simulações e ensaios experimentais para entrada de dados e validação de tais simulações. O fluxograma da Fig. 3.1 apresenta a metodologia proposta para este trabalho.

Inicialmente propõe-se a realização de simulações testes, utilizando software de elementos finitos, ganhando assim, um melhor conhecimento na sua utilização e verificação dos possíveis problemas com as modelagens térmicas, estruturais e o acoplamento térmico-estrutural. Tais simulações devem ser conduzidas em estruturas simples (somente a junta soldada), verificando a correlação entre tipos e geometria de junta, restrições, fluxo de calor e distorções. . Assim, nesta etapa inicial de simulação em estruturas simples, se propõe realizar a calibração do sistema térmico-numérico, verificar o impacto de aplicação da radiação em simulação de soldagem, verificar a influência do tipo de junta na propagação do calor e o cálculo do rendimento térmico para os diferentes tipos de juntas utilizando calorimetria por nitrogênio líquido, a influência da termodependência das propriedades térmicas do material.

Após a análise térmica, vem a análise estrutural, procurando estudar a influência da termodependência das propriedades estruturais do material, a influência da restrição (fixação) da junta nas distorções, a influência da geometria e distribuição de temperatura na distorção rotacional de uma chapa soldada, com atenção ao papel da folga na junta, a calibração do sistema estrutural numérico e a calibração do método de forças equivalentes utilizando o método do problema inverso juntamente com um otimizador para encontrar os parâmetros das forças equivalentes. As estruturas simples utilizadas nesta etapa inicial foram juntas de topo, juntas “T”, juntas sobrepostas, juntas de canto e juntas de aresta, isto em nível de duas dimensões (2D).

Embora estas simulações iniciais sejam comparativas qualitativamente, elas foram validadas com base em resultados da literatura, ou seja, possuem importância quantitativa. Entretanto, a literatura não apresenta resultados para todas as possibilidades de combinação de juntas, fontes de calor, materiais, etc possíveis. Desta forma, é fundamental estabelecer uma metodologia para ajuste de modelo que contemple as nuances principais de um processo de soldagem (fonte de calor, geometria da junta e material e suas propriedades). Ressalta-se que mesmo pacotes comerciais como o Sysweld (2006), necessitam de uma “calibração de modelo”, no tocante a material e fonte de calor. Neste contexto é proposto utilizar a técnica de Evolução Diferencial (ED) para realizar o ajuste de modelo, nestas condições de estruturas simples, para uma posterior avaliação em uma estrutura mais complexa (mas sem a necessidade de se soldar tal estrutura complexa e sim “apenas” simulá-la). Este ajuste do modelo será conduzido como mostra a Fig. 3.1 para juntas simples deposição (cordão sobre chapa), topo e em T.

Para as estruturas complexas, dada a necessidade de maior recurso computacional, foi utilizado o método das forças equivalentes, calculadas nas estruturas simples e aplicadas com o intuito de prever as distorções da estruturas complexas. Este método tem a vantagem de ser mais rápido e de menor custo computacional sendo, desta forma, mais viável em estruturas complexas. Com base neste método das forças equivalentes foi realizada a simulação numérica e calculadas as deformações estruturais, que foram validadas experimentalmente.

A seguir são apresentados os materiais, equipamentos e softwares utilizados neste trabalho. Destaca-se a ideia é “somente” apresentá-los neste Capítulo 3 e a metodologia de uso de cada um deles é apresentada em específico para as estruturas simples no Capítulo 4 e para estruturas complexas no Capítulo 5. O resultado da aplicação destas metodologias e a discussão dos ensaios são apresentados para ambas estruturas no Capítulo 6.



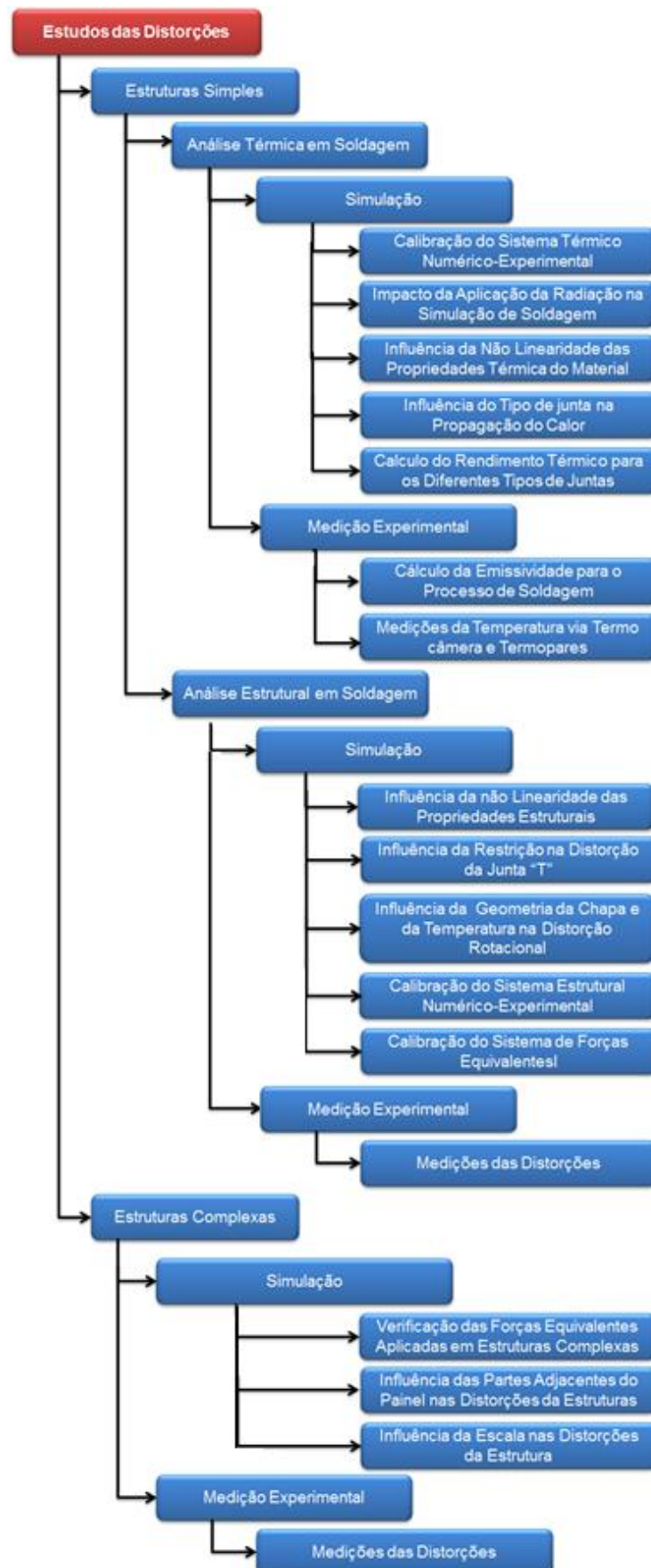


Figura 3.1 – Fluxograma da metodologia proposta neste trabalho

### 3.2. Materiais

#### 3.2.1. Materiais de Base

O material de base utilizado em testes experimentais neste trabalho foi o aço carbono ASTM A36 com diferentes geometrias. Este material foi escolhido, pois se deseja trabalhar mais próximo de materiais utilizados na construção naval e, portanto, já é importante ter nas rotinas de simulação as propriedades deste material. A composição química nominal do ASTM A36 está apresentada na Tab. 3.1. As propriedades térmicas e mecânicas deste aço estão apresentadas na Fig. 3.2 e Fig. 3.3, sendo dependentes da temperatura, o que é fundamental para se ter resultados coerentes via simulação numérica, como será demonstrado adiante.

Tabela 3.1 – Composição química nominal do aço ASTM A36 (Matweb, 2010)

Elementos	C	Cu	Si	P	S
Composição (%)	< 0,25 – 0,29	0,2	< 0,28	<0,04	0,05

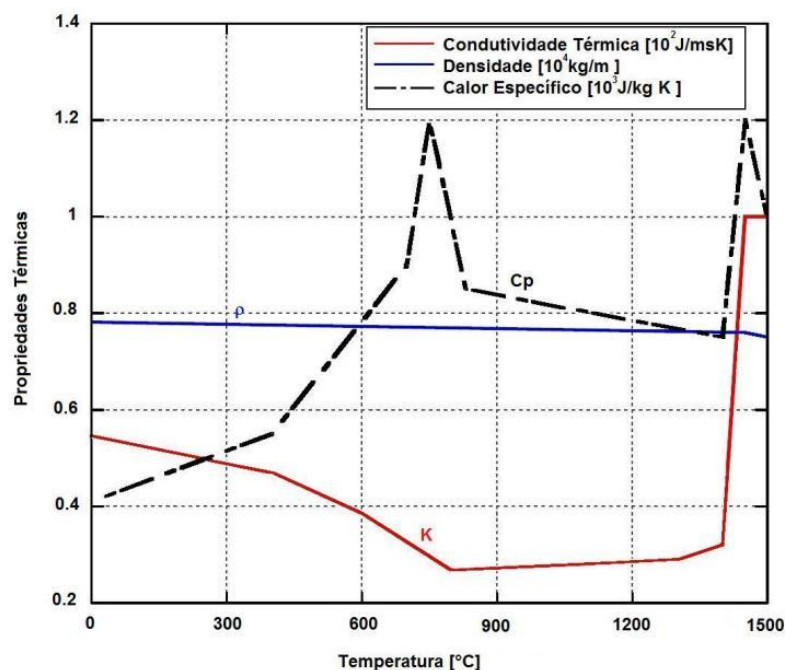


Figura 3.2 – Propriedades térmicas do aço baixo carbono (DENG e MURAKAWA, 2008)

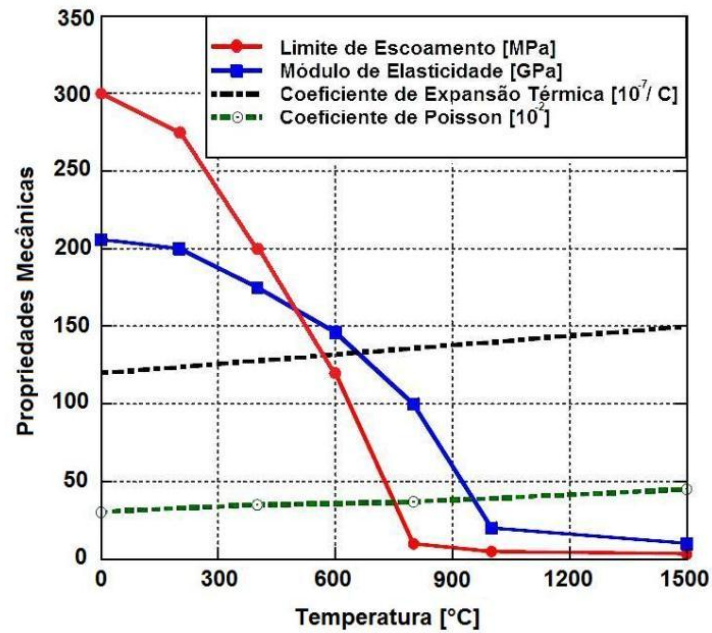


Figura 3.3 – Propriedades mecânicas do aço baixo carbono (DENG e MURAKAWA, 2008)

### 3.2.2. Metal de adição

Para a realização do processo de soldagem com o processo GMAW se utilizou arame eletrodo AWS ER70S-6 com diâmetro de 1,2 mm. A escolha do tipo e diâmetro do eletrodo está relacionada ao fato de já existirem trabalhos prévios com esse tipo de arame aplicado ao processo GMAW curto-circuito (COSTA, 2011 e NASCIMENTO, 2011), servindo como comparação, e também pelo fato de que este tipo de arame é amplamente utilizado na soldagem de componentes de aço ao carbono. A Tabela 3.2 apresenta a composição química nominal do arame-eletrodo.

Tabela 3.2 - Composição química nominal do arame AWS ER70S-6. (Belgo, 2011)

Elementos	Composição Química (%)
C	0,06 a 0,15
Si	0,8 a 1,15
Mn	1,4 a 1,85
P	0,025 máximo
S	0,035 máximo
Cu	0,5 máximo

### 3.2.3. Gás de proteção

Como o processo de soldagem definido foi o GMAW com o modo de transferência por curto circuito convencional, a proteção gasosa foi realizada com o gás Ar+25% de CO<sub>2</sub>, com base no trabalho realizado por Costa (2011). A composição do gás foi testada utilizando o analisador de gás OXYBABY O<sub>2</sub>/CO<sub>2</sub> comprovando o teor de composição do gás.

### 3.2.4. Nitrogênio

O nitrogênio líquido é um gás liquefeito (temperatura de ebulição é menor do que -150 °C) com a temperatura de ebulição de -195,8 °C. Este gás liquefeito foi utilizado neste trabalho com a finalidade de verificar o rendimento térmico de soldagem para diferentes tipos de juntas, via calorimetria. Com a medição da variação da massa de nitrogênio líquido e o valor do calor latente deste gás é possível estimar a quantidade de calor transferida para a chapa depois do processo de soldagem. Alguns autores citam em seus trabalhos valores de calor latente do nitrogênio conforme mostrado na Tab. 3.3.

Tabela 3.3 – Valores de calor latente de vaporização e temperatura de ebulição do nitrogênio

Calor Latente de Vaporização [J/g]	Temperatura de Ebulição [°C]	Autores
198,6	-195,8	Messer (2011)
198,1	-195,8	Uigi (2011)
198,3	-195,7	Teragon (2010)
198,3	-195,9	Airliquide (2009)
199,2	-196,1	Ventura (2008)
198,3	-195,9	Delvar (2004)

## 3.3. Equipamentos e Softwares

### 3.3.1. Fonte de soldagem

Para a realização dos testes de soldagem MAG com modo de transferência por curto-circuito convencional foi utilizada a fonte Fronious modelo Transpulsinergyc 5000 (Fig. 3.4), porém no modo convencional. Esta fonte vem com um alimentador de

aramé controlado por ela e um sistema de controle de soldagem para que todo sistema de abertura e fechamento de arco seja controlado pelo robô de soldagem. A tocha de soldagem é refrigerada e da mesma marca da fonte.

Os parâmetros de tensão de soldagem, velocidade de alimentação, indutância, tempo de pré-gás, pós-gás e *burn-off* são regulados no painel da fonte.



Figura 3.4 – Fonte de soldagem Fronius com controle sinérgico

### 3.3.2. Robô

A manipulação da tocha de soldagem é feita através de um robô da marca MOTOMAN modelo HP20 (Fig. 3.5). Este robô possui seis graus de liberdade e com a capacidade de 20 kg na extremidade de seu braço. Ele é controlado por um pedante por onde são realizados os movimentos de cada um dos seus graus de liberdade e as suas programações.

Para este trabalho foram realizadas programações simples em que consiste nas seguintes sequências: movimento até o local do início da solda, a liberação do pré-gás, abertura do arco elétrico, movimento com velocidade de soldagem, a realização do *burn-off*, fechamento do arco elétrico, pós-gás e o movimento de distanciamento do local da solda. Os comandos de soldagem são enviados direto à fonte.



Figura 3.5 – Robô utilizado para a manipulação da tocha de soldagem

### 3.3.3. Sistema de Aquisição de Tensão e Corrente

O sistema de aquisição de sinais de corrente e tensão de soldagem foram realizados através de um conjunto de equipamentos envolvendo transdutores de corrente do tipo hall, um sistema de condicionamento de sinais confeccionada no Laprosolda, uma placa de aquisição da National Instruments® e o software LabVIEW® para o controle da aquisição.

O transdutor de corrente utilizado foi da marca LEM modelo HAT-600, com uma faixa de leitura de até 600 A, com uma resolução de  $\pm 1$  A à temperatura ambiente e um tempo de resposta de no máximo 5  $\mu$ s. O sinal de saída é de  $\pm 4$  V.

O condicionador de sinais foi desenvolvido no laboratório de soldagem. Este condicionador recebe os sinais de corrente vindo do transdutor *hall* e o sinal de tensão vindo da tocha de soldagem e do cabeamento terra da fonte, recebe tratamento como filtros e acopladores e libera o sinal para a placa de aquisição com uma tensão de 0 a 15 V.

Já a placa de aquisição é da fabricante *National Instruments*® com 8 canais de entrada. Sua faixa de tensão é de até 15 V com uma taxa de aquisição de até 5000 Hz. Sua conexão com o computador é via USB (*Universal Serial Bus*).

E por último, o software *LabVIEW*®, também da *National Instruments*® que contém uma programação do tipo blocos para uma melhor interface com o usuário. Na programação deste software que são colocadas a taxa de aquisição, o tempo de

aquisição ou o número de amostragem, o canal pelo qual está sendo adquirido, os tratamentos do sinal e a equação da curva de calibração se houver, e para finalizar, onde são salvos os sinais em arquivos texto. No Anexo 6 pode-se ver um exemplo de programação em *LabVIEW*<sup>®</sup> para aquisição de corrente, tensão e temperatura.

Como se pode notar no Anexo 6, a programação de corrente e tensão é separada da temperatura, isto porque, a taxa e o tempo de aquisição são diferentes para estes dois tipos de sinais. Já que a aquisição da corrente e tensão precisam de uma taxa de 2000 a 5000 Hz com um tempo curto de, por exemplo, 30 s. Agora para a temperatura a taxa de aquisição não ultrapassa 3 a 4 Hz, mas o tempo é mais longo, de aproximadamente 300 s. Todo o sistema de aquisição de corrente e tensão descrito foi calibrado antes de ser utilizado, conforme mostrado no Anexo 7.

#### **3.3.4. Sistema de Aquisição de Temperatura por Termopares**

Os termopares são transdutores composto por dois fios de materiais metálicos diferentes que quando submetidos a uma diferença de temperatura geram uma diferença de potencial (ddp). São amplamente utilizados, fácil de serem encontrados, fácil manipulação e de custo baixo. Porém eles medem a temperatura de forma pontual. Sendo muitas vezes utilizados vários termopares para verificar um campo de temperatura.

Os utilizados neste trabalho são do tipo K que apresenta uma faixa de medição de temperatura condizente com as temperaturas próximas ao cordão de solda ( $T_{\infty}$  até 1450°C) e um diâmetro de fio de 28 AWG ( $\varnothing 0,3$  mm). Este diâmetro foi escolhido porque é o menor diâmetro capaz de suportar temperaturas na faixa de 1400°C. E com relação ao menor diâmetro, é porque quanto menor o diâmetro do termopar menor será o tempo de resposta dele. E como a soldagem apresenta uma taxa de aquecimento e resfriamento muito alta, são necessários termopares que acompanham esta velocidade de variação da temperatura.

E para a aquisição do sinal destes termopares foi utilizado uma placa de aquisição da *National Instruments*<sup>®</sup> especial para esta finalidade. O modelo é o NI USB-9211, que apresenta uma taxa de aquisição de 3 Hz por canal sendo 4 canais. Esta placa apresenta um circuito interno que faz a compensação da junta fria do termopar e também a calibração para os tipos mais comuns do mercado. A conexão com o computador é via USB e a interface com o usuário é através do *LabVIEW*<sup>®</sup> conforme descrito no Item 3.2.3.



### 3.3.5. Sistema de Aquisição de Temperatura por Câmera Infravermelha

A medição temperatura por infravermelho é um método em que o contato do sensor com a peça não é necessário, sendo este uma das vantagens do equipamento. Porém, a principal vantagem com relação aos termopares no caso da soldagem é que o método por infravermelho com uma câmera termográfica faz a medição de um campo de temperatura, ou seja, faz várias medições de temperatura ao mesmo tempo, enquanto os termopares fazem apenas uma medição por vez.

As câmeras infravermelhas são sensores que transformam a intensidade de radiação, neste caso infravermelho em sinal de temperatura. São equipamentos modernos e ainda com um custo muito elevado. E na sua utilização é preciso ter um conhecimento mais elevado na área de radiação. Já que não é tão simples sua manipulação e análise de resultados.

Este trabalho utiliza-se uma câmera infravermelha FLIR A325 (Fig. 3.6) do tipo microbolometer que consegue analisar uma faixa do espectro de 7,5 a 13  $\mu\text{m}$  (infravermelho longo). Ela possui uma resolução de 320 x 240 pixels, uma taxa de aquisição de até 60 Hz e uma acurácia de  $\pm 2^\circ\text{C}$ . Sua análise é dividida em 3 níveis de temperatura ( $-20^\circ\text{C}$  a  $120^\circ\text{C}$ ,  $0^\circ\text{C}$  a  $350^\circ\text{C}$  e  $300^\circ\text{C}$  a  $2000^\circ\text{C}$ ).

Esta câmera é controlada por meio de um software chamado Thermocam Research 2.9 pelo qual são inseridos os parâmetros de análise de temperatura por radiação.

Os parâmetros necessários para o funcionamento correto da termocâmera são:

- Emissividade da superfície;
- Distância da câmera/peça;
- Temperatura ambiente;
- Umidade do ar;
- Transmitância (caso utilize filtros);



Figura 3.6 – Câmera infravermelha FLIR A325



Com o software Thermocam Research 2.9 (Fig. 3.7) é possível fazer a filmagem e a análise ao mesmo tempo e também pode-se salvar em um arquivo do próprio software e só depois fazer as análises e entradas dos parâmetros. Com este sistema tem-se a vantagem de não perder muito tempo no momento da filmagem regulando tais parâmetros. Este software é capaz também de realizar diferentes análises experimentais, tais como:

- Encontrar o perfil de temperatura numa linha num determinado instante;
- Encontrar a temperatura máxima, mínima e média nesta linha;
- Encontrar a temperatura máxima, mínima e média nas mais simples geometrias (círculos, retângulos entre outros);
- Encontrar o perfil de temperatura pontual, linear entre outros ao longo do tempo;
- Encontrar a proporção de cada faixa de temperatura na região filmada.

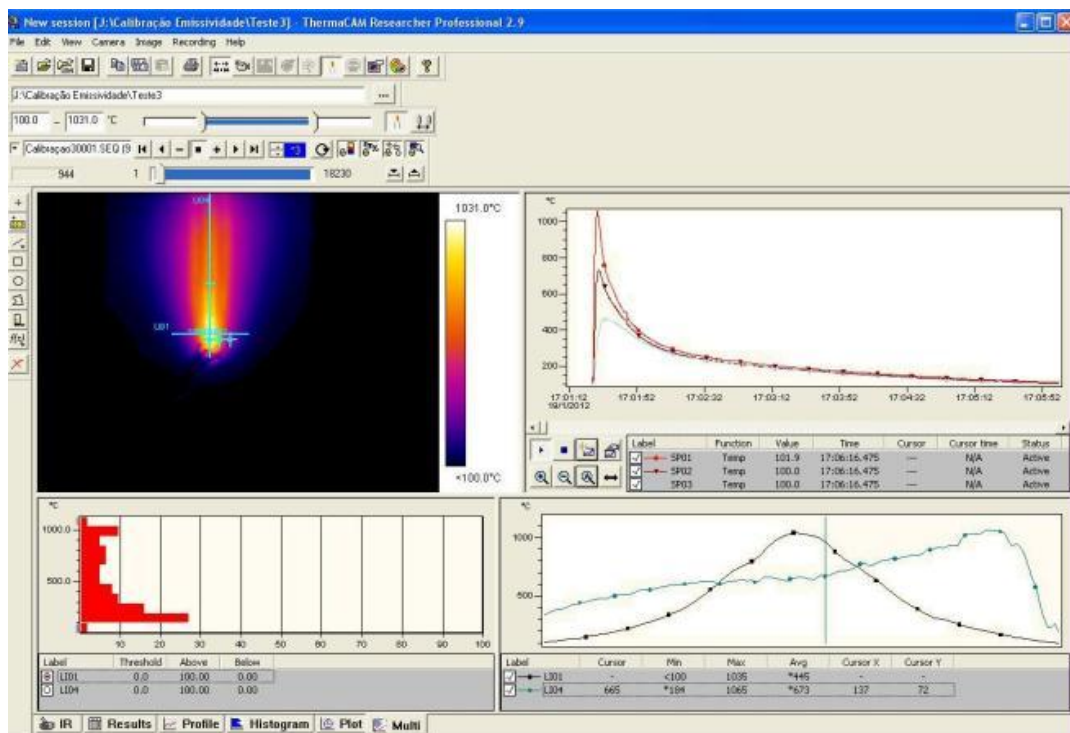


Figura 3.7 – Interface do software Thermocam Research 2.9

A utilização de tal câmera na medição de temperatura durante o processo de soldagem precisa de um cuidado redobrado, já que o processo envolve a liberação de respingo (pequenas massas de metal fundido) que podem danificar a lente da câmera. Com base nesta afirmação, é necessária a utilização de uma proteção para tal equipamento. Entretanto esta proteção não pode interferir na análise de medição da temperatura. Se por exemplo, colocar um vidro para a proteção da lente da câmera o

sinal de infravermelho não passará. Isto pode ser explicado visualizando a Fig. 3.8. Como a câmera analisa apenas a faixa de infravermelho longo, o vidro não deixa passar esta faixa do espectro.

Para a proteção da lente da câmera seria necessário um material que conseguisse deixar passar a radiação infravermelha na mesma faixa da câmera (7,5 a 13  $\mu\text{m}$ ), o material escolhido para este trabalho foi o germânio. Esta lente foi escolhida porque sua faixa de trabalho é de 8 a 12  $\mu\text{m}$  com uma transmitância média de 90% (Fig. 3.9).

Além da lente de proteção de germânio, foi confeccionada também uma caixa de metal para sua proteção que apresenta um local de fixação da lente e um local para sua fixação em uma mesa própria para a filmagem em infravermelho. A lente é fixada em um anel de feito de tecnil e este fixada numa chapa de aço que é encaixada na caixa de metal. Esta montagem pode ser vista na Fig. 3.10.

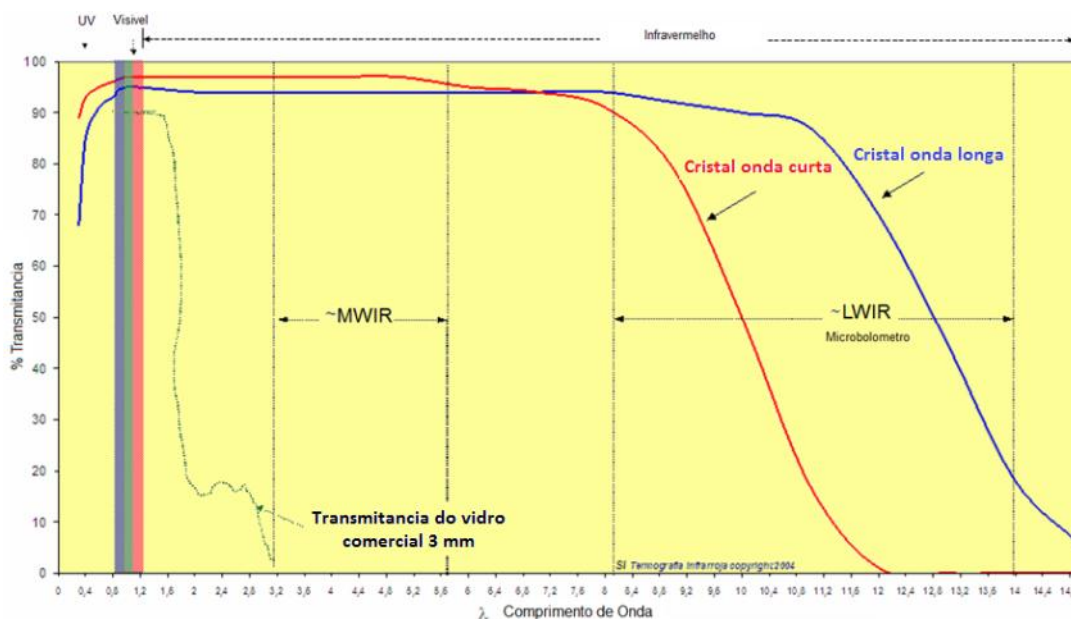


Figura 3.8 – Transmitância do vidro e cristais (SI Termografia Infrarroja, 2011)

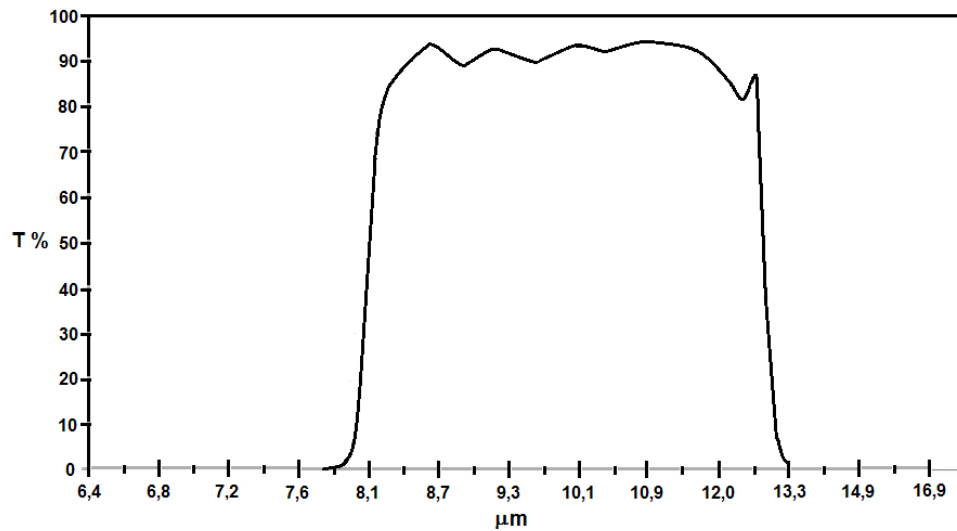


Figura 3.9 – Valor da transmitância da lente versus comprimento de onda para a lente de germânio

Já a mesa para a fixação da câmera por infravermelho foi fabricada no laboratório de soldagem para que seja possível a filmagem logo abaixo da chapa. A mesa tem uma abertura no meio que pode ser regulada manualmente de acordo com a largura e chapas fixadoras. Esta mesa tem a vantagem de se poder fazer uma filmagem pelo lado oposto ao lado em que está soldando e a abertura ajuda também de evitar o contato da chapa com a mesa, evitando assim, a condução de calor para esta. O esquema da montagem da mesa para a filmagem com a câmera por infravermelho pode ser observada na Fig. 3.11.

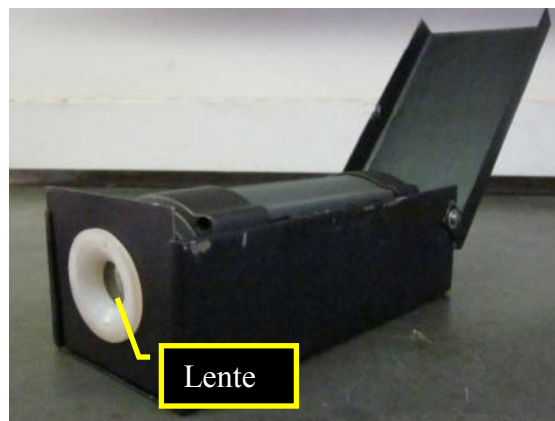


Figura 3.10 – Caixa de proteção da câmera com uma lente de germânio

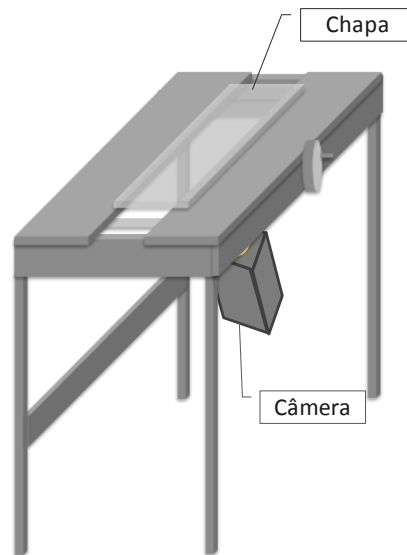


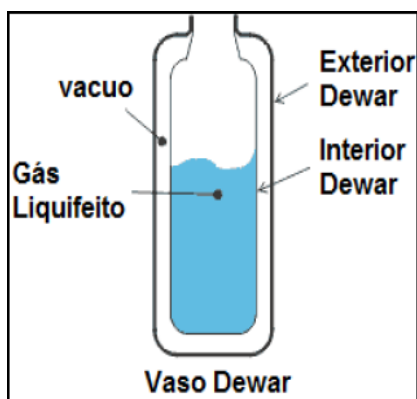
Figura 3.11 - Mesa para a filmagem com câmera por infravermelho

### 3.3.6. Sistema de Medição de Rendimento Térmico de Soldagem por N<sub>2</sub>L

Uma das etapas deste trabalho foi encontrar o rendimento térmico de soldagem para os diferentes tipos de juntas utilizando o calorímetro de nitrogênio líquido (N<sub>2</sub>L)

#### 3.3.6.1. Recipientes de Armazenamento de N<sub>2</sub>L

Uma vez que o processo de soldagem a arco elétrico implica numa imposição considerável de energia a um determinado material, a medição do calor imposto desta técnica consiste na evaporação do N<sub>2</sub>L. Para manter o N<sub>2</sub> em estado líquido é necessário o seu isolamento do ambiente, e o equipamento mais adequado para esta função é conhecido como recipientes de Dewar. De modo geral este equipamento consiste em uma garrafa que contém vácuo em meio de duas paredes, uma interna e outra externa, inibindo a troca de calor com o ambiente. O recipiente de armazenamento de N<sub>2</sub>L tem uma capacidade de 100 litros, auto-pressurizado e com válvulas de liberação de gás e válvula dispensadora de N<sub>2</sub>L, sendo apresentado na Fig. 3.12 (b). Além do recipiente descrito anteriormente, o experimento necessita de um outro recipiente de Dewar com um volume menor (8 litros) onde foram mergulhadas as placas de testes. As dimensões gerais deste recipiente são 420 mm de altura interna, 150 mm diâmetro interno e 220 mm de diâmetro externo.



a - Esquema do recipiente

b - Recipiente de 100 l

c - Recipiente de 8 l

Figura 3.12 – Recipientes de Dewar para o armazenamento de nitrogênio líquido

### 3.3.6.2. Balança de Precisão

Para este experimento foi utilizada uma balança de precisão da MARK serie M para a medição da variação da massa de  $N_2L$  com protocolo de comunicação RS232. A balança tem a capacidade de 32 kg e resolução de 0,1 g.

### 3.3.7. Sistema de Medição de Distorções

Neste trabalho foram realizadas medições das distorções do material original antes de ser soldado e depois de soldado, isto para evitar erros de medição.

As medições efetuadas neste trabalho foram realizadas por um sistema manual de medição por coordenadas da Mitutoyo® com software (Fig. 3.13). Com as características descritas na Tab. 3.4.



Figura 3.13 – Sistema de medição por coordenadas

Tabela 3.4 – Características da máquina de medição por coordenadas

	X [mm]	Y [mm]	Z [mm]
Curso de Medição	700	1000	600
Resolução [mm]	0,001		

### 3.3.8. Sistema de Simulação por Elementos Finitos

As simulações realizadas neste trabalho utilizaram-se do método de elementos finitos através do software comercial Ansys®. Este software foi instalado em um computador com processador Intel® Core 2 Duo de 3.0 MHz com 6 Mb de Cache, com 4 GB de memória RAM. Os tempos médios de simulação para estruturas simples foram de 40 s e para estruturas complexas 5 min, utilizando-se este computador. O menor tempo para as estruturas complexas deve-se à utilização do método das forças equivalentes. Destaca-se que para a solução dos problemas inversos, utilizou-se o mesmo computador, mas neste caso os tempos médios de convergência do problema foram bem superiores (48 horas).

# CAPÍTULO IV

## ESTRUTURAS SIMPLES

Para um melhor entendimento dos problemas de ocorrências de distorções como um todo, é necessário primeiramente um estudo aplicado mais simplificado. Neste caso foi realizado o estudo das estruturas mais simples ou das juntas de soldagem.

### 4.1. Análises Térmicas em Soldagem

A análise térmica do processo de soldagem é normalmente composta de uma fonte de calor móvel sobre uma chapa ou tubo de material metálico. E parte deste calor é dissipada para o material e outra parte é dissipada para o ambiente na forma de convecção e radiação.

A equação matemática do fluxo de calor em um sólido tridimensional em coordenadas cartesianas é governada pela Eq. 4.1.

$$\rho(T)c_p(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(k_x(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k(T)\frac{\partial T}{\partial z}\right) + \dot{Q}_v \quad (4.1)$$

onde:

T - temperatura;

$\rho$  - densidade do material;

$c_p$  - calor específico;

k - condutividade térmica;

$\dot{Q}_v$  - fonte de calor externa ao corpo por unidade de volume do processo de soldagem.

Já para um modelo numérico em elementos finitos a análise térmica utiliza-se da Eq. 4.2 abaixo.

$$\rho c \left( \frac{\partial T}{\partial t} + \{v\}^T \{L\} T \right) = \{L\}^T \{[D]\{L\}T + \ddot{q}\} \quad (4.2)$$

onde:

$\rho$  - densidade do material;

$c_p$  - calor específico do material;

$T$  – temperatura;

$t$  – tempo;

$$\{L\} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} \\ \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial z} \end{Bmatrix} - \text{vetor operador};$$

$$\{v\} = \begin{Bmatrix} v_x \\ v_y \\ v_z \end{Bmatrix} - \text{vetor velocidade para transporte de calor e massa};$$

$$\{q\} = -[D]\{L\}T - \text{vetor de fluxo de calor};$$

$\ddot{q}$  - geração de calor por unidade de volume;

$$[D] = \begin{bmatrix} K_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & K_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & K_{zz} \end{bmatrix} - \text{matriz condutividade};$$

$K_{xx}$ ,  $K_{yy}$  e  $K_{zz}$  - condutividade dos elementos nas direções x, y e z;

Expandindo a Eq. 4.2, ignorando o efeito do transporte de massa e o efeito de geração de calor por unidade de volume, tem-se a Eq. 4.3 abaixo.

$$\rho c_p \left( \frac{\partial T}{\partial t} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left( K_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( K_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( K_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (4.3)$$



#### 4.1.1. Cálculo da Emissividade para o Processo de Soldagem

O processo de soldagem é composto de uma ampla faixa de temperatura, que vai da temperatura ambiente ( $T_{\infty}$ ) até a temperatura de fusão do material, neste caso o aço que é aproximadamente entre 1450 °C e 1500 °C. Em consequência disto não é uma tarefa trivial a medição de tais temperaturas.

Na medição utilizando uma câmera termográfica não poderia ser diferente. As câmeras termográficas ou câmera por infravermelho consegue identificar as temperaturas dos objetos através da medição da radiação emitida por este objeto. Porém esta radiação não depende apenas da temperatura do objeto, mas também do acabamento de sua superfície.

Levando isto para a soldagem, partes das chapas quando estão sendo soldadas alcançam temperaturas muito elevadas, fazendo com que a oxidação de sua superfície seja muito intensa modificando, desta forma, o acabamento da superfície localmente. Esta modificação do acabamento faz com que ocorram erros de medição de temperatura utilizando as câmeras termográficas. Uma forma de corrigir esta modificação da superfície é a modificação do valor da emissividade ( $\epsilon_{\text{rad}}$ ).

A modificação da superfície da chapa é dada com maior ou menor intensidade dependendo da temperatura atingida. Assim, para cada faixa de temperatura existe um valor de emissividade.

Estes valores de emissividade não são apenas parâmetros das análises com as termo-câmeras (experimentais), mas também nas análises numéricas. Na Tabela 4.1 são mostrados alguns valores de emissividade utilizados em análises numéricas de soldagem. Essas perdas de calor por radiação são parâmetros que não devem ser desprezados nas análises numéricas do processo de soldagem ou por quaisquer outros problemas, já que se ignorado seu efeito podem causar erros na previsão.

Tabela 4.1 – Valores de emissividades utilizadas nas análises numéricas de soldagem

Valor de Emissividade	Autores
0,78	Murugan et al. (1999)
0,8	Little; Kamtekar (1998) Heinze; Schwenk; Rethmeier (2012)
0,85	Nowacki; Wypych (2010)
0,9	Gery; Long; Maropoulos (2005) Camilleri ; Mollicone; Gray (2006) Gannon et. Al. (2010)

Esta parte do trabalho tem o objetivo de encontrar o valor de emissividade para cada faixa de temperatura necessária para uma medição correta.

#### 4.1.1.1. Metodologia para o Cálculo da Emissividade

A metodologia para a verificação da emissividade consiste em adquirir a variação da temperatura durante a soldagem em alguns pontos da chapa ao mesmo tempo em que é feita a filmagem por infravermelho. Depois de adquirida e filmada a temperatura é feita a análise através do software Thermocam Research 2.9. Através deste software é verificada a temperatura ao longo do tempo nos mesmos pontos onde foram fixados os termopares. Desta forma, altera-se o valor da emissividade de cada ponto até que o ciclo térmico coincida com o ciclo térmico dos termopares (Fig. 4.1).

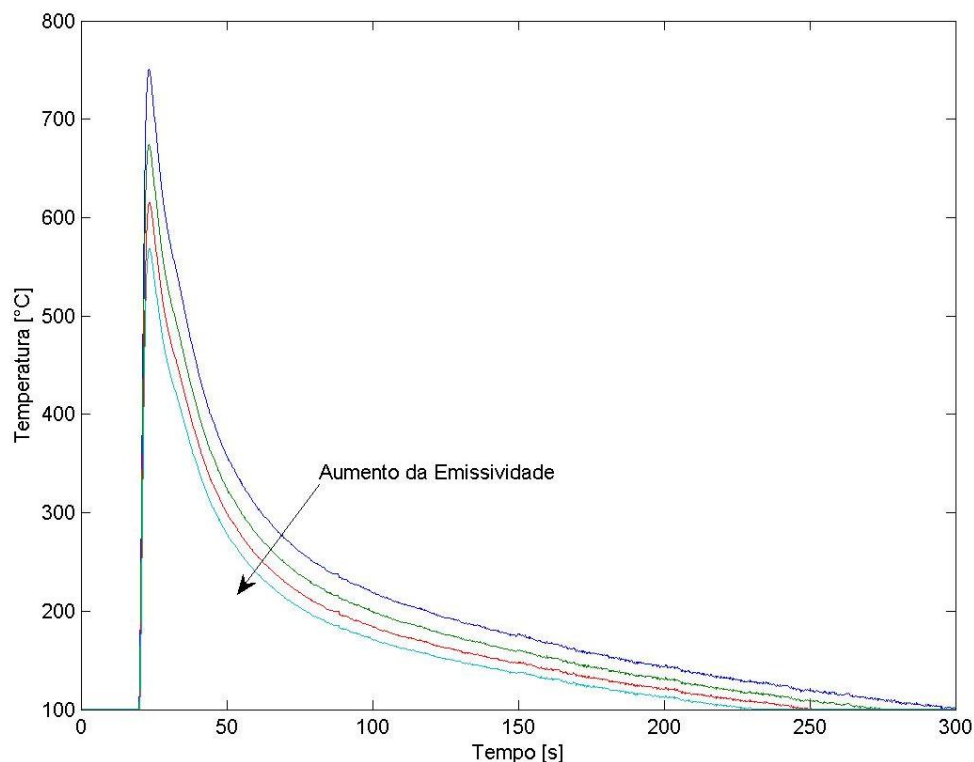


Figura 4.1 – Variação da temperatura com o aumento do valor da emissividade para um mesmo ponto

A montagem de todos os equipamentos para o experimento do cálculo da emissividade para três faixas de temperatura estão mostrado na Fig. 4.2. Cada equipamento deste está detalhado no Item 3.3.5.

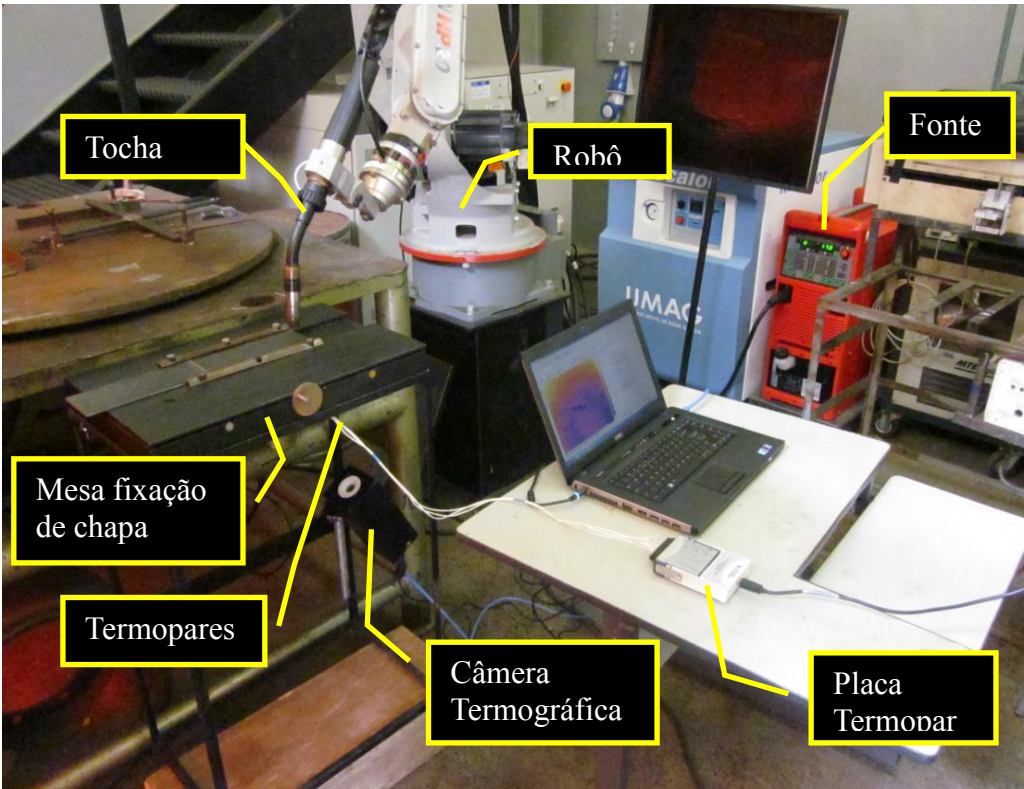


Figura 4.2 – Montagem do experimento para o cálculo da emissividade

Foram utilizadas chapas de aço carbono ASTM A36 dimensões 200 x 100 x 3,2 mm oxidadas e escovadas. Já para a soldagem foi utilizada uma fonte Fronius alimentada com arame de 1,2 mm e com Ar+25%CO<sub>2</sub>, para uma soldagem em modo de transferência em curto-circuito convencional. Os parâmetros de soldagem podem ser vistos na Tab. 4.2.

Tabela 4.2 – Valores de parâmetros de soldagem para o cálculo de emissividade da chapa

Parâmetros	Tensão [V]	V <sub>alim</sub> [m/min]	V <sub>sold</sub> [m/s]	V <sub>gás</sub> [l/min]
Valores	18	3,5	0,005	15

As tomadas de temperatura experimentais foram realizadas por três termopares do tipo K, pelo lado oposto da soldagem nas posições logo abaixo do cordão de solda, 4 mm do primeiro termopar e 8 mm do primeiro termopar no sentido transversal da chapa. Um esquema das posições dos termopares pode ser vistos na Fig. 4.3.

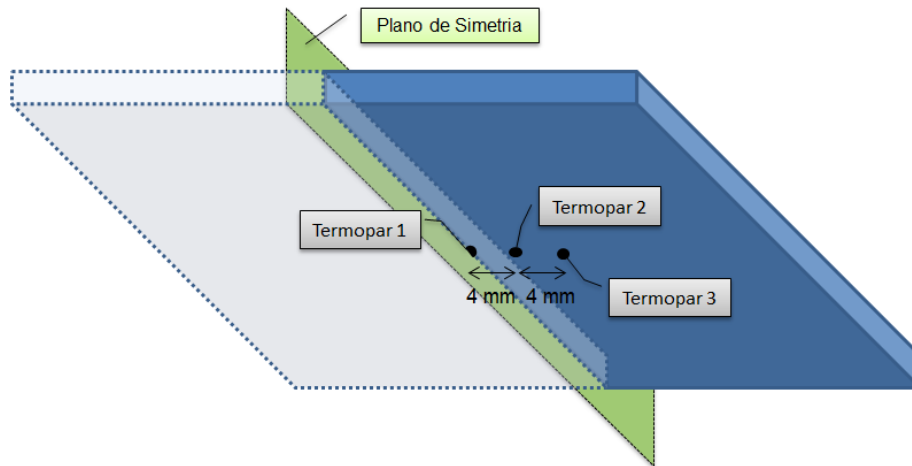


Figura 4.3 – Posições de posicionamento dos termopares na peça

Com este experimento foi possível calcular os valores de emissividade para algumas faixas de temperatura durante processo de soldagem. Além de que, os resultados obtidos pelos termopares e pela câmera termográfica foram utilizados para a calibração do modelo numérico via elementos finitos utilizando o software Ansys®.

#### 4.1.2. Calibração do Sistema Térmico Numérico-Experimental

O sistema de calibração é um método para ajustar alguns parâmetros de entrada na análise ou para verificar se o modelo está condizente com a realidade do experimento. Desta forma, a calibração do modelo se faz necessário para que um trabalho seja consistente.

Na calibração do modelo numérico térmico realizado neste trabalho, foram utilizados os resultados obtidos das soldagens feitas na calibração da emissividade através da câmera termográfica do Item 4.1.1. Desta forma, utilizou-se o mesmo aparato de equipamentos de soldagem e sistema de aquisição.

De posse destes resultados foi possível fazer a calibração tendo três pontos de comparação entre a análise numérica e os resultados experimentais. Nas posições mostradas através da Fig. 4.3.

##### 4.1.2.1. Material

Para esta análise assim como para as outras análises deste trabalho foi utilizado o aço de baixo carbono ASTM A36. Foram usadas propriedades termodependentes deste aço conforme se podem ver nas Fig. 3.1 e 3.2.

Já com relação à geometria foram utilizadas chapas de dimensões 200 x 100 x 3,2 mm. Como as análises numéricas de soldagem neste trabalho foram sempre uma fonte móvel ao centro da chapa com direção longitudinal, não é necessária a simulação da chapa inteira, pode-se utilizar a simetria longitudinal. Isto faz com que o número de elementos e consequentemente o número de nós da malha diminua a quase a metade, economizando desta forma, o tempo de processamento do problema.

#### 4.1.2.2. Elementos

Neste trabalho utilizou-se apenas de um tipo de elemento para a condução de calor no interior de um sólido. Este elemento é o SOLID70, que tem a capacidade de condução de calor 3D com propriedades constantes ou termodependentes, condições tanto estáticas quanto transientes. Ele possui oito nós com apenas um grau de liberdade para cada nó, a temperatura.

A geometria, a posição de cada nó e o sistema de coordenadas pode ser observada na Fig. 4.4.

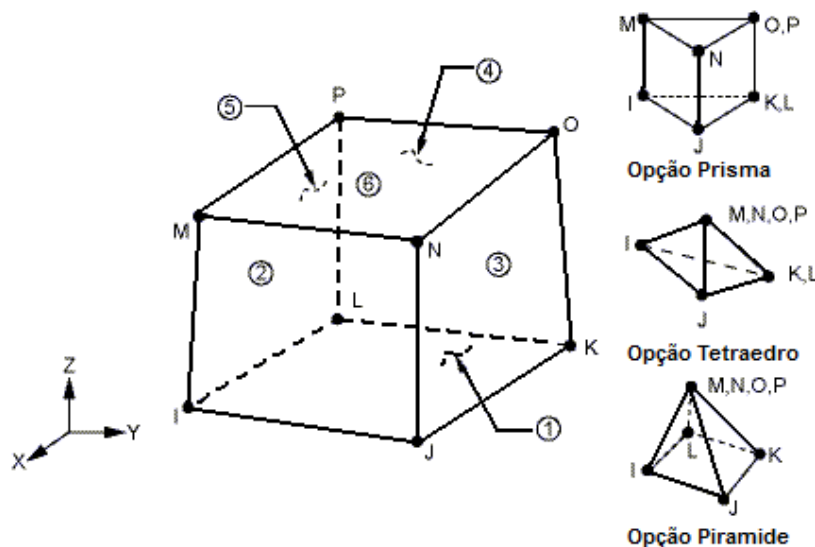


Figura 4.4 – Geometria do elemento térmico SOLID70 e suas opções

Agora, para as condições e carregamentos de superfície, onde engloba as perdas por convecção e radiação foi escolhido o elemento SURF152. Este é um elemento plano de oito nós e um nó extra fora do plano para a condição de temperatura externa. Ele pode ser sobreposto à área da face de elementos térmicos 3D e vários carregamentos e efeitos de superfície podem coexistir.

A geometria, posição dos nós e o sistema de coordenadas do elemento podem ser verificados na Fig. 4.5.

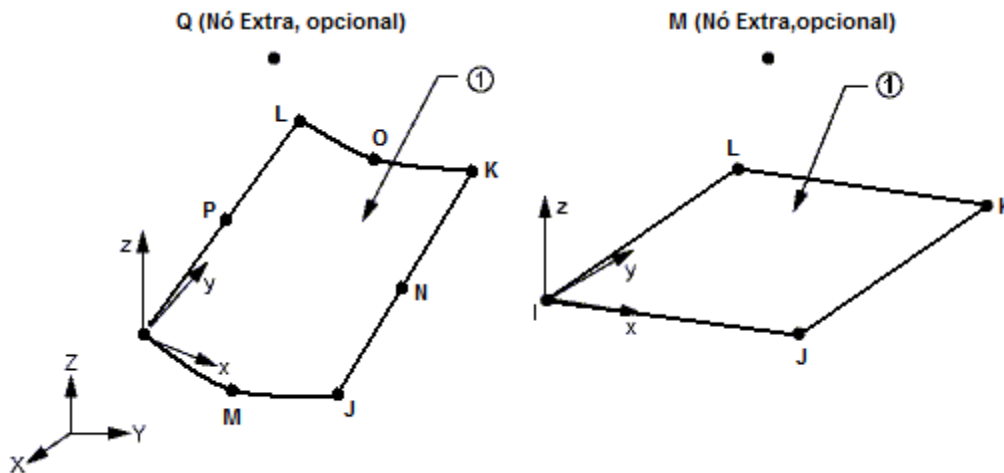


Figura 4.5 – Geometria do elemento térmico de superfície SURF152

#### 4.1.2.3. Malha Térmica

Como dito anteriormente, para a análise térmica tridimensional foi escolhido o elemento SOLID70 de 8 nós. Já a malha escolhida foi a regular para toda geometria.

A malha da chapa foi dividida em duas partes, a primeira consiste numa malha com elementos de 0,001 m que vai do centro do cordão até 0,01 m na direção da extremidade da chapa. A partir daí a malha utilizada foi com elementos de 0,002 m. Para que houvesse a conexão correta entre malhas regulares de tamanhos diferentes utilizou-se do comando *SWEEP* do Ansys 11<sup>®</sup>. A malha final da chapa está apresentada na Fig. 4.6.

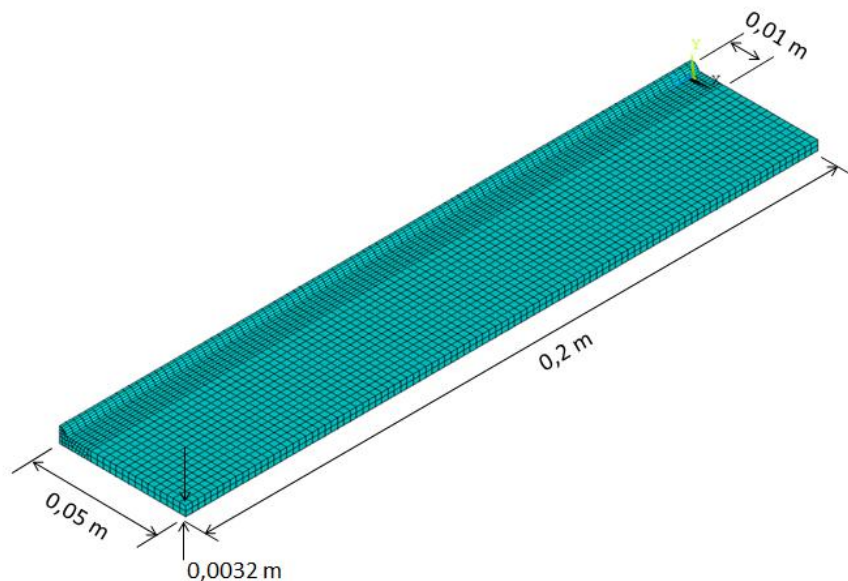


Figura 4.6 – Malha da chapa para a verificação da influência da radiação

O refinamento da malha próximo ao cordão de solda com uma geometria regular é para uma melhor aplicação da fonte de calor nos nós da malha. A aplicação da fonte de calor em uma malha grosseira não se dá de uma forma efetiva, já que a fonte utilizada neste trabalho foi a do tipo Gaussiana.

#### 4.1.2.4. Fonte de Calor

Verificando que existe uma grande quantidade de tipo de fontes de calor em simulação de soldagem como mostrado na Tab. 2.7, torna-se difícil uma escolha de tipo de fonte de calor que seja adequada ao processo real de soldagem.

Uma fonte muito utilizada é a do tipo Gaussiana, onde o único parâmetro de regulação da fonte é o sigma ( $\sigma_g$ ) que aumenta ou diminui a densidade de calor imposto sobre determinada área. Goldak, Chakravarti e Bibby (1984) mostraram em seu trabalho que para situações onde a penetração efetiva da solda é pequena, a fonte de calor Gaussiana tem sido bem sucedida. Entretanto, para altas densidades de energia como a soldagem a laser ou feixes de elétrons que transporta calor bem abaixo da superfície, este tipo de fonte não seria muito adequada.

#### 4.1.2.5. Parâmetros de Entrada na Análise Numérica Térmica

Os parâmetros de soldagem são os mesmos da Tab. 4.2. O rendimento térmico utilizado foi com base na literatura para este processo de soldagem conforme mostra na Tab. 2.2. Os parâmetros de entrada na análise numérica térmica do processo de soldagem estão na Tab. 4.3.

Tabela 4.3 – Parâmetros de entrada na análise numérica térmica

Energia de Soldagem ( $E_{sol}$ ) [J]	Rendimento Térmico ( $\eta$ )	Velocidade Soldagem ( $v_{sol}$ ) [m/s]	Coeficiente Convecção ( $h_{conv}$ ) [ $W/m^2K$ ]	Emissividade ( $\epsilon_{rad}$ )	Temperatura Ambiente ( $T_{\infty}$ ) [°C]
2400	0.80	0,005	18	0,78	25

#### 4.1.3. Impacto da Aplicação de Radiação na Simulação de Soldagem

Para a determinação dos campos de temperatura durante e depois do processo de soldagem, são necessárias as condições iniciais e as condições de contornos do corpo analisado.

As temperaturas ambientes ou de pré-aquecimento ( $T_{\infty}$ ) são introduzidas como condições iniciais. Já as condições de contorno neste caso incluem-se a fonte de calor e as perdas para o ambiente através da superfície exterior ao material, como a convecção e a radiação.

O fluxo de calor através das superfícies externas do material sujeitas a convecção com o ar ou outro fluido é governado pela lei de transferência de calor de Newton (Eq. 4.4), que é diretamente proporcional à diferença de temperatura da superfície do material e do ar ambiente ( $T_{\infty}$ ).

$$q_{\text{conv}} = h_{\text{conv}} A (T - T_{\infty}) \quad (4.4)$$

onde:

$q_{\text{conv}}$  – calor perdido por convecção [W];

$h_{\text{conv}}$  - coeficiente de convecção [ $\text{W}/\text{m}^2\text{K}$ ];

$A$  - área em contato com o ambiente [ $\text{m}^2$ ].

Já o fluxo de calor através das superfícies por radiação é governada pela lei de Stefan-Boltzmann (Eq. 4.5), que é diretamente proporcional à diferença entre a quarta potência da temperatura da superfície e da ambiente ( $T_{\infty}$ ).

$$q_{\text{rad}} = \varepsilon_{\text{rad}} \sigma_{\text{rad}} (T^4 - T_{\infty}^4) \quad (4.5)$$

onde:

$q_{\text{rad}}$  – calor perdido por radiação;

$\varepsilon_{\text{rad}}$  - valor da emissividade da superfície do material;

$\sigma_{\text{rad}}$  - coeficiente Boltzmann ( $5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/\text{m}^2\text{C}^4$ ).

Segundo Radaj (2003), de modo quantitativo o calor emitido pela superfície em forma de radiação é mais significativo para altas temperaturas. Já as perdas de calor por convecção são predominantemente para baixas temperaturas. Esta afirmação pode parecer correta no primeiro instante, porém não foi quantificado o valor de temperaturas baixas e temperaturas altas. Desta forma, torna-se relevante a



verificação do impacto da perda por radiação no caso da soldagem. Já que este processo proporciona uma grande faixa de temperatura na superfície do material.

#### **4.1.3.1. Metodologia para a verificação da influência das perdas por radiação**

Para esta verificação foram realizadas análises térmicas de soldagem utilizando o método de elementos finitos com perdas por radiação e convecção natural e outra análise com perdas apenas por convecção natural. Essa comparação é para verificar o nível de importância que as perdas por radiação têm e em que ponto da simulação ela é de mais destaque.

Para efeito de comparação foram analisadas as temperaturas da chapa em três pontos diferentes, tanto da chapa com perdas por radiação e convecção quanto para a chapa com perdas apenas com convecção. A primeira temperatura foi adquirida logo abaixo do cordão de solda ou junto ao plano de simetria, a segunda temperatura foi adquirida a 4 mm de distância da primeira para a extremidade lateral da chapa e a terceira a 8 mm da primeira na mesma direção, todas elas no centro longitudinal da chapa. Estas tomadas de temperatura foram durante 300 s, tempo necessário para que a temperatura chegue próxima da temperatura ambiente.

#### **4.1.3.2. Material**

O material utilizado foi o aço ASTM A36 com suas propriedades térmicas termodependentes que estão mostradas nas Fig. 3.1. Já a geometria das chapas analisadas é de 200 x 100 x 3,2 mm.

#### **4.1.3.3. Elementos**

Os elementos utilizados aqui foram os mesmos utilizados no Item 4.1.2.2.

#### **4.1.3.4. Malhas**

A malha utilizada neste problema é a mesma do Item 4.1.2.3.

#### **4.1.3.5. Fonte de Calor**

A fonte de calor utilizada aqui foi a do tipo Gaussiana com o valor de sigma encontrado na calibração do problema numérico térmico do Item 4.1.2.4.

#### 4.1.3.6. Parâmetros de Entrada na Análise Numérica Térmica

Os parâmetros de entrada na análise numérica térmica são os mesmos do Item 4.1.2.5.

#### 4.1.4. Influência das Propriedades Térmicas Termodependentes do Material

O processo de soldagem constitui na imposição de calor sobre o material pelo qual está sendo unido. Como esta imposição é localizada, existe uma variação muito grande e brusca de temperatura no material (entre temperatura ambiente e a temperatura de fusão do material).

Para um modelo numérico mais confiável do processo térmico e estrutural de soldagem, é necessário que as propriedades físicas do material do modelo se igualem ou se aproximem das propriedades físicas reais. Desta forma, torna-se necessário a utilização de propriedades termodependentes do material, ou seja, propriedades que variam com a temperatura.

Existem muito autores que utilizam as propriedades constantes enquanto outros utilizam propriedades termodependentes. Entretanto, muito pouco foi investigado sobre as consequências destes tipos de aplicações. Zhu e Chao (2002) compararam em seu trabalho o efeito desta dependência entre as propriedades do material e a temperatura, porém apenas para o alumínio.

Este trabalho procurou verificar as consequências da aplicação das propriedades constantes e termodependentes do material numa análise numérica de soldagem. Foram realizadas para efeito comparativo análises térmicas e estruturais com propriedades termicamente dependentes e constantes.

Foram simulados soldas simples sobre chapa de aço ASTM A36 com as dimensões de 200 x 50 x 4 mm utilizando simetria no centro do cordão de solda ao longo do comprimento, com uma fonte de calor do tipo gaussiana. Os parâmetros utilizados na análise térmica estão descritos na Tab. 4.4.

Tabela 4.4 – Parâmetros utilizados na análise numérica para a verificação das propriedades termodependentes do material.

$E_{\text{sol}}$ [J]	$\eta$	$\epsilon_{\text{rad}}$	$h_{\text{conv}}$ [W/m <sup>2</sup> K]	$v_{\text{sol}}$ [m/s]
2400	0,85	0.8	18	0.005

Para as simulações com as propriedades constantes, foram escolhidos os valores que estão na temperatura ambiente, que são as mais utilizadas. As propriedades térmicas constantes do material que foram utilizadas estão definidas na Tab. 4.5. Já as propriedades termodependentes podem ser observadas através das Fig. 3.1 e 3.2.

Tabela 4.5 – Valores das propriedades térmicas constantes da aço ASTM A36

$k$ [W/mK]	$C_p$ [J/kgK]	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]
51,9	450	7850

onde:

$k$  - valor da condutividade térmica,

$c_p$  - valor do calor específico

$\rho$  - densidade do material.

A malha utilizada é a mesma do Item 4.1.2.3. Onde foi dividida em duas partes. Uma mais fina perto do cordão e mais grosseira no restante da chapa. As posições de tomada das temperaturas também foram semelhantes as da Fig. 4.3, nas posições  $x=0$  mm,  $x= 4$  mm e  $x= 8$  mm durante 300 s.

#### 4.1.5. Influência do Tipo de Junta na Propagação do Calor

Um dos fatores de grande influência no ciclo térmico de soldagem é o tipo de junta utilizado. Já que estes estão intimamente ligados à distribuição de energia do arco elétrico sobre a junta e a facilidade de remoção do calor por condução pelo material, já que para juntas diferentes o volume de material próximo à poça de fusão também é diferente. Tusek et al. (2003) mostraram em seu trabalho através modelamento matemático a influência que a distribuição do arco elétrico e da remoção de calor para os diferentes tipos de juntas tem sobre o rendimento térmico de soldagem (Tab. 2.3). Estes autores não realizaram ensaios experimentais para a comprovação do modelo matemático.

Para verificar a influência que o tipo de junta utilizada tem no calor do processo de soldagem, foram realizados análises numéricas em elementos finitos para quantificar o fluxo de calor para os diferentes tipos de juntas e foram realizados

também experimentos para quantificar o rendimento térmico de soldagem para cada tipo de junta.

#### 4.1.5.1. Metodologia para a Verificação da Influência do Tipo de Junta na Propagação do Calor

Para a verificação que os diferentes tipos de juntas têm no fluxo de calor, foram realizadas simulações numéricas via elementos finitos utilizando o software Ansys®. Para a simulação foi colocado uma fonte de calor na forma de área com uma temperatura pré-definida de 1500 °C com o restante do material à temperatura ambiente (25°C). Esta fonte na forma de área tem um formato triangular com duas de suas arestas com dimensões iguais a espessura das chapas. E o ângulo entre estas arestas com o valor de 90°. Desta forma, é possível fixar a geometria e a dimensão da fonte de calor para os diversos tipos de juntas para efeito de comparação conforme mostra a Fig. 4.7.

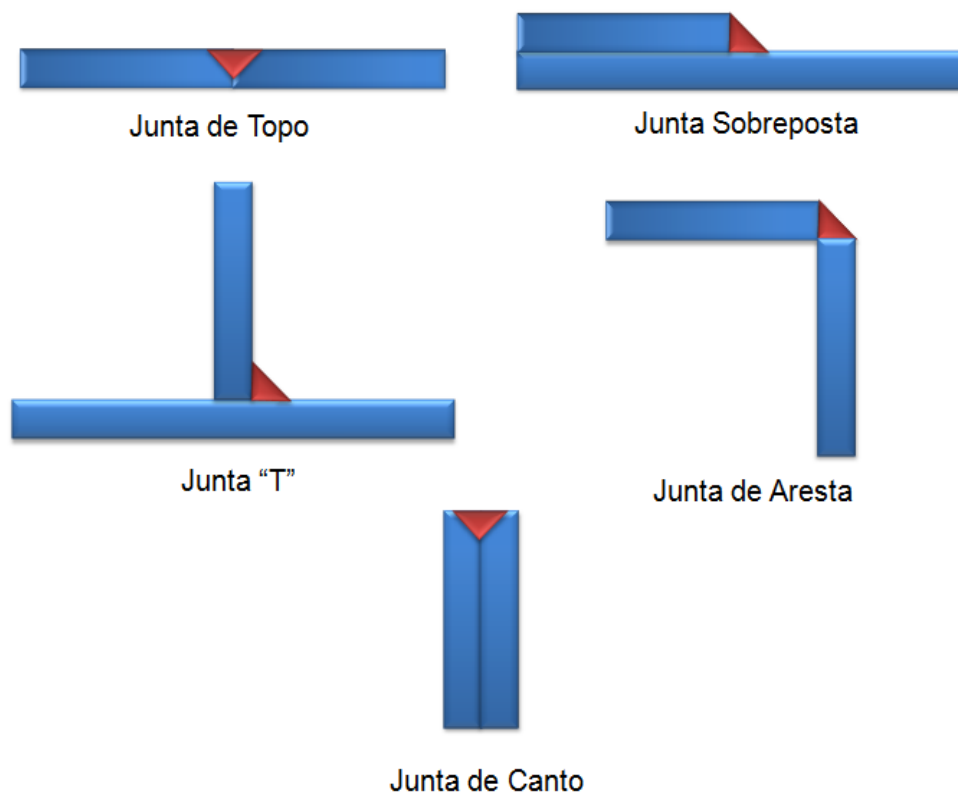


Figura 4.7 - Tipos de juntas que foram analisados os fluxos de calor via elementos finitos

Para esta análise foi utilizado o elemento PLANE77, um elemento 2D com quatro nós com um grau de liberdade em cada nó, sendo ela a temperatura. Este elemento é o de maior ordem para análises térmicas. Sua geometria e possíveis modificações podem ser observadas na Fig. 4.8.

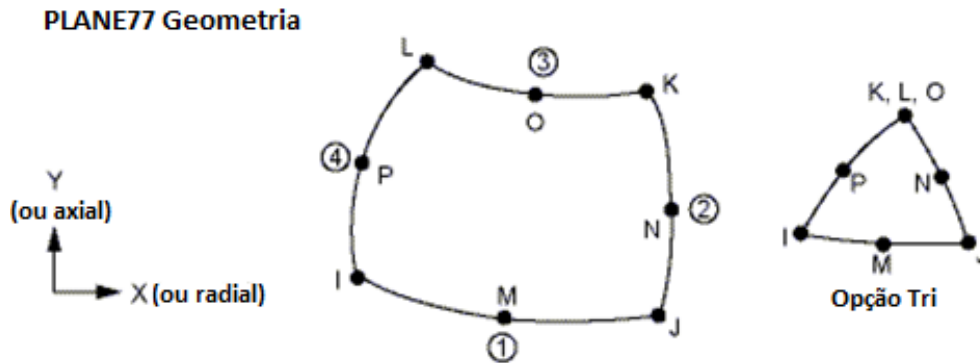


Figura 4.8 – Geometria do elemento térmico 2D PLANE77

Já para as perdas para o ambiente em forma de calor foi utilizado outro elemento. Este elemento é chamado de SURF151, com capacidade de carregamentos de superfície 2D como, por exemplo, a condição de convecção natural e de radiação, podendo ainda ser aplicados ambos ao mesmo tempo. Sua geometria e opções podem ser visto na Fig. 4.9.

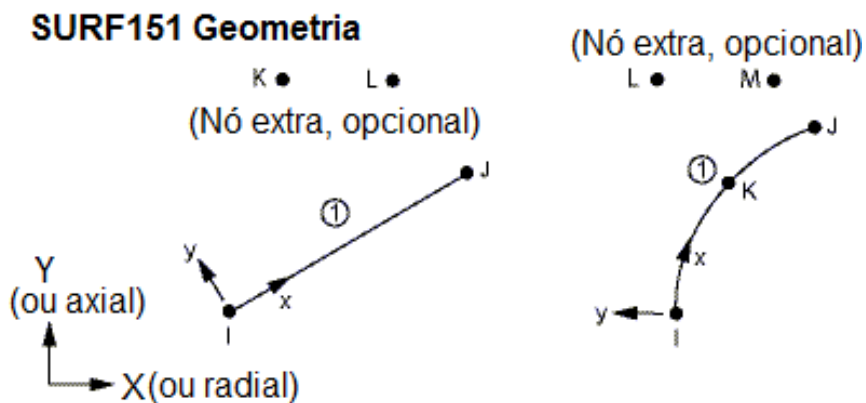


Figura 4.9 – Geometria do elemento térmico de superfície SURF151

Depois de colocadas as fontes de calor deixaram-se resfriando durante 300s. Como a análise é bidimensional o fluxo de calor foi medido como taxa de transferência de calor ( $q_L$ ). A medição deste calor foi realizada nas arestas que separa a poça de fusão e o material de base conforme mostra a Fig. 4.10. Esta medição foi feita no

instante 1 s. Este tempo foi escolhido porque é o tempo próximo ao início da simulação, não deixando que o aquecimento adjacente ao cordão interfira na medição.

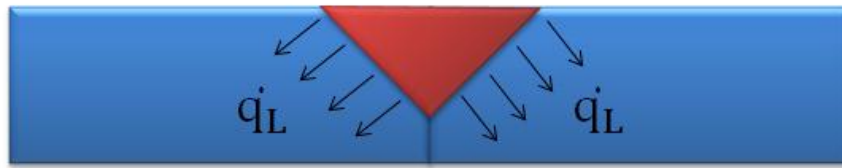


Figura 4.10 – Local de medições da taxa de transferência de calor das juntas

#### 4.1.6. Cálculo do Rendimento Térmico para Diferentes Tipos de Juntas

O rendimento térmico representa a relação entre a energia transferida ao material no qual está sendo soldado e a energia fornecida no processo. O equacionamento do rendimento térmico pode ser visto na Eq. 2.2. Existem vários métodos para o cálculo do rendimento térmico de soldagem (Item 2.8.4), porém este trabalho utilizou-se do método de rendimento térmico de nitrogênio líquido porque é o método presente no laboratório da Universidade, fácil manipulação e resultados satisfatórios (AREVALO, 2011).

Este método consiste na verificação do calor imposto à placa de teste pelo processo de soldagem através transformação da energia armazenada em um corpo em energia de evaporação do nitrogênio líquido (calor latente de vaporização do  $N_2L$ ).

##### 4.1.6.1. Metodologia para o Cálculo do Rendimento Térmico das Diferentes Juntas

Para o cálculo do rendimento térmico da soldagem utilizando nitrogênio líquido é necessária a energia utilizada no processo de soldagem e da energia entregue à chapa pelo processo. A energia de soldagem é calculada através da potência elétrica do processo (calculada pelo produto da corrente elétrica e da tensão elétrica) e da velocidade de soldagem. Já o cálculo da energia imposta à chapa por meio de nitrogênio líquido é realizado seguindo as seguintes etapas:

- Mergulha-se a chapa quente dentro do recipiente com nitrogênio líquido e verifica-se a variação da massa deste por meio de uma balança de precisão;
- Após a retirada da chapa de dentro do recipiente, aguarda-se até que esta chapa atinja o equilíbrio térmico com o meio ambiente (temperatura da chapa

igual à do meio ambiente) e mergulha-se novamente esta chapa, verificando-se a variação da massa de nitrogênio;

- Calcula-se a energia imposta à chapa pelo produto da diferença das massas dos dois itens anteriores pelo calor latente de evaporação do nitrogênio, conforme mostrado no Item 2.8.4.3.

#### 4.1.6.2. Cálculo da Potência Elétrica de Soldagem

Como apresentado Item 2.2, o método mais adequado para o cálculo da potência elétrica de acordo com Joseph et al. (2003) é através da potência média instantânea que representa de forma mais precisa o comportamento da energia levando em consideração qualquer variação na corrente e a tensão durante o tempo de soldagem, definida pela Eq. 4.6.

$$P_{inst} = \sum_{i=1}^n \frac{I_{inst} U_{ins}}{n} \text{ [W]} \quad (4.6)$$

onde:

$P_{inst}$  – é o valor da potência instantânea de soldagem [W]

$n$  – são os números de pontos adquiridos pelo sistema ( $t \cdot f_{aqui}$ )

$I_{inst}$  – é o valor da corrente instantânea [A]

$U_{inst}$  – é o valor da tensão instantânea [V]

#### 4.1.6.3. Cálculo da Energia de Soldagem

De acordo com a ASME IX, o cálculo do calor imposto por comprimento de solda pode ser descrita como mostra a Eq. 4.7.

$$E_{sold} = \frac{U \cdot I \cdot 60}{V_{sold}} \text{ [J/mm]} \quad (4.7)$$

onde:

$E_{sol}$  – Energia de soldagem [J/mm]

$U$  – Tensão de soldagem [V]

$I$  – corrente [A]

$V_{sol}$  – velocidade de soldagem [mm/s]

A energia descrita na norma é dada por Joule por milímetro, entretanto a energia utilizada no rendimento é apenas Joule. Desta forma, é necessária uma transformação ou apenas multiplicar pelo comprimento do cordão de solda. Como a medição do cordão é muito imprecisa por causa do metal fundido que escoava ainda líquido, o comprimento do cordão foi calculado através da Eq. 4.8. Já que a velocidade de soldagem tem uma boa acurácia devido ao robô e o tempo de soldagem foi calculado pelo tempo de arco aberto ( $t_{ab}$ ) por meio do sinal de tensão ou corrente (Fig. 4.11)(Eq. 4.9).

$$S_{\text{cordão}} = \frac{v_{\text{sol}}}{t_{ab}} \quad (4.8)$$

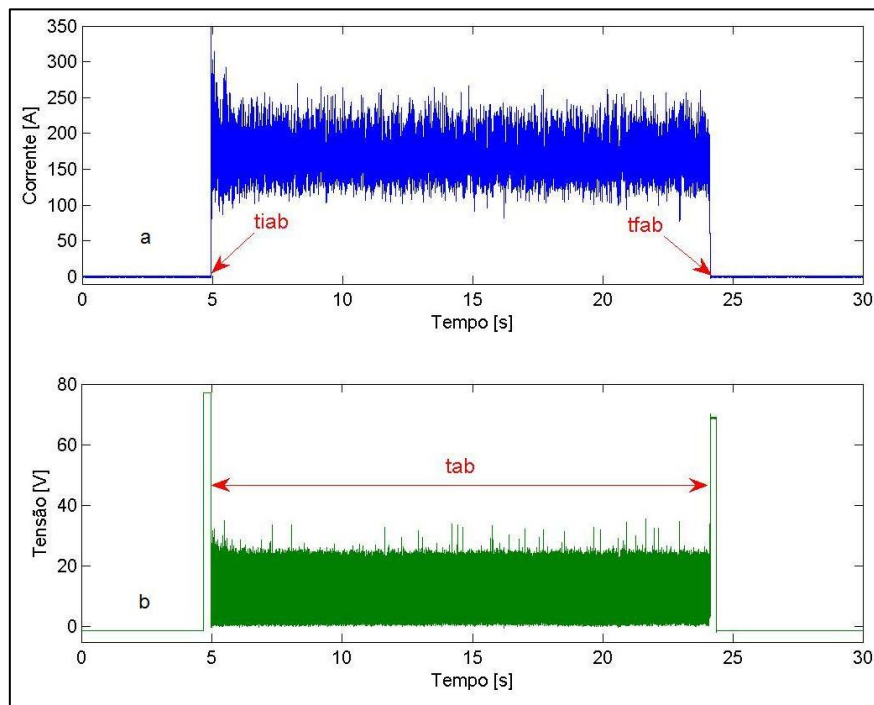


Figura 4.11 – Representação do tempo de arco aberto (a - sinal de corrente, b - sinal de tensão)

$$t_{ab} = t_{fab} - t_{iab} \quad (4.9)$$

#### 4.1.6.4. Cálculo do Calor Imposto na Placa de Teste

O cálculo do rendimento térmico do processo de soldagem para os diferentes tipos de juntas foi realizado através do calorímetro de nitrogênio líquido. Método também realizado por outros autores como Joseph, Harwing, Farson e Richardson



(2003); Scotti (2008) e Arevalo (2011), porém em soldagem de simples deposição sobre chapa.

#### 4.1.6.5. Cálculo da Energia Imposta à Chapa

Antes de começar o experimento é necessário o abastecimento do recipiente de 8 l com  $N_2L$  até um determinado nível em que ao colocar a chapa quente no  $N_2L$  a ebulição deste não faça com que ocorra o derramamento do  $N_2L$  e também cubra por completo a chapa colocada dentro conforme mostra a Fig. 4.12. E logo após o abastecimento é necessário um tempo para a estabilização da evaporação do  $N_2L$ . Tempo este que é para o resfriamento do recipiente e a formação de uma camada de nitrogênio gasoso resfriado ( $N_2G$ ) logo acima do  $N_2L$  comportando-se com um isolante térmico. Este tempo depende da quantidade de  $N_2L$ , da temperatura do recipiente e da temperatura ambiente. Para este trabalho foi adotado que para o início do experimento a variação da massa de  $N_2L$  seja igual à zero por pelo menos 10 segundos.

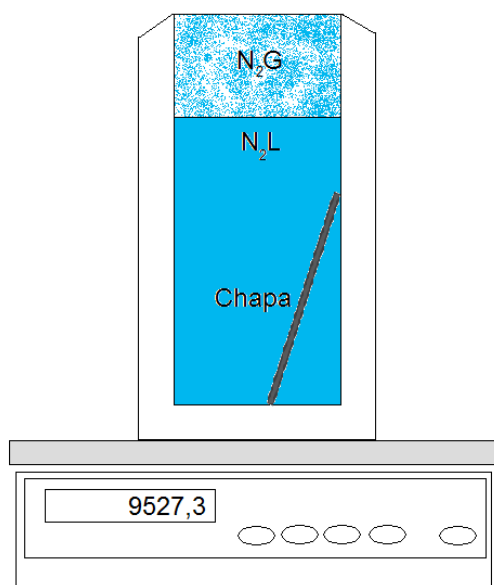


Figura 4.12 – Esquema do recipiente de 8 l, da balança, do  $N_2L$  e do  $N_2G$

O cálculo da energia imposta à chapa pelo processo de soldagem através do calorímetro de nitrogênio líquido consiste em duas etapas separadas. São elas:

- Cálculo da energia contida na chapa em que acabou de ser soldada, definida aqui por chapa quente;
- Cálculo da energia contida na chapa em temperatura ambiente, definida neste trabalho como chapa fria.

#### 4.1.6.6. Cálculo da Energia Contida na Chapa Quente

Para o cálculo da energia contida na chapa quente é necessário mergulhar a chapa logo após ser soldada em nitrogênio líquido até o ponto em que estabiliza a evaporação do nitrogênio e verificar a quantidade de massa perdida por evaporação. Este procedimento transforma a energia contida na chapa quente representada pela Eq. 4.10 em energia de transformação de fase ou calor latente, representada pela Eq. 4.11.

$$Q_S = m_{\text{chapa}} c_p \Delta T \quad (4.10)$$

$$Q = m_N * L_{\text{atN}} \quad (4.11)$$

onde:

$Q_S$  – calor sensível de um corpo [J];

$m_{\text{chapa}}$  – massa da chapa [kg];

$c_p$  – calor específico do material [J/kg\*K];

$\Delta T$  – variação de temperatura do corpo [K];

$Q$  – Quantidade de calor [J];

$m_N$  – massa de nitrogênio evaporada [kg];

$L_{\text{atN}}$  – calor latente do nitrogênio [J/kg]

Durante o processo de soldagem, as chapas não estavam diretamente em contato com a mesa, isso transferiria parte do calor para ela. As chapas foram suportadas por arames eletrodos de soldagem de diâmetro de 1,2 mm e estes apoiados à mesa. Isto porque o arame eletrodo tem geometria cilíndrica, consequentemente, o contato do arame com a chapa seria uma área muito pequena. E outra vantagem do arame seria a pequena dimensão, dificultando ainda mais a transferência de calor.

Logo após a soldagem, as chapas foram colocadas de forma mais rápida possível dentro do  $N_2L$  através de um alicate manualmente. A chapa foi agarrada no ponto mais distante do cordão de solda, onde a temperatura ainda não atingiu valores mais altos, diminuindo assim a transferência de calor para o alicate.

Depois de colocada a chapa quente dentro do  $N_2L$  há um pico no sinal de aquisição da massa de  $N_2L$  e cai até um nível de massa igual à massa de  $N_2L$  somada à massa da chapa ali colocada. Este pico ocorre por causa do impacto da chapa com o fundo do recipiente. Após este pico, o sinal começa a oscilar como se fosse um

ruído, porém esta variação é em consequência do borbulhamento do  $N_2L$  que está em contato com a chapa. Este borbulhamento é mais intenso no começo devido às altas temperaturas, e vai diminuindo com o resfriamento da chapa.

Durante todo o processo descrito, foi monitorada e adquirida a variação de massa do  $N_2L$  por um sistema de aquisição controlada pelo software LabVIEW® durante 150 s. Este tempo foi escolhido porque é o tempo necessário para que ocorra a total estabilização da massa de  $N_2L$ .

#### **4.1.6.7. Cálculo da Energia Contida na Chapa Fria**

Depois de adquirir e armazenar o sinal de variação de massa de  $N_2L$  da chapa quente, a chapa é retirada do recipiente com a temperatura por volta de  $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Desta forma, deve-se esperar que a chapa aqueça até a temperatura ambiente para que seja colocada novamente no  $N_2L$ , desta vez para calcular a energia na chapa em temperatura ambiente. Adotou-se o mesmo procedimento realizado com a chapa quente.

Com os resultados da variação de massa do  $N_2L$  tanto para a chapa quente quanto para a chapa fria é possível calcular a energia imposta pelo processo de soldagem à chapa.

#### **4.1.6.8. Parâmetros de Soldagem**

O experimento consiste na soldagem de três tipos de juntas a soldagem por simples deposição, em do tipo “T” e juntas sobrepostas. Para cada tipo foram realizados quatro repetições do experimento. Em todos os casos foram utilizados o processo de soldagem GMAW com transferência metálica por curto-circuito convencional.

Os parâmetros foram determinados através de vários experimentos variando valores de tensão e velocidade de alimentação e fixando a  $v_{sol}$  e a distância bico de contato peça (dbcp). Como base de escolha foi levada em consideração aparência do cordão de solda, nível de respingos e índice de regularidade.

Os parâmetros escolhido no processo podem ser verificados na Tab. 4.6.

Tabela 4.6 – Parâmetros de soldagem escolhidos para o cálculo do rendimento térmico de diferentes juntas soldadas.

Parâmetros	Valores
$V_{sol}$	30 cm/min
U	18 V
$V_{ali}$	4 m/min
Dbcp	14 mm

## 4.2. Análise Estrutural na Soldagem

A análise estrutural de um processo de soldagem é basicamente composta de distorções e tensões residuais que estão intrinsecamente ligados ao campo térmico de soldagem. Desta forma, as distorções e tensões residuais de um processo de soldagem resultam de um acoplamento entre o campo térmico com o campo estrutural do material. O campo térmico resulta na sua maior parte de uma fonte externa de calor imposto pelo processo. Já o campo estrutural resulta do campo térmico através das dilatações térmicas, transformações microestruturais e das forças externas como, por exemplo, as restrições impostas ao material.

### 4.2.1. Análise Estrutural via Elementos Finitos

A análise termomecânica de elementos finitos do processo de soldagem a arco é também composta de duas análises. A primeira corresponde à análise térmica, onde existe uma imposição de uma fonte de calor móvel sobre o material, resultando no campo de temperatura e fluxo de calor no material. Já a segunda análise corresponde à estrutural, onde são sujeitos às restrições externas do material e as forças e tensões geradas pelo processo térmico anterior.

Este acoplamento termo-estrutural na técnica de elementos finitos é feito nó a nó da estrutura. Desta forma, a malha da análise térmica deve ser semelhante da análise estrutural. Porém, os elementos podem ou não ser diferentes. A Figura 4.13 mostra a forma como é feito o acoplamento termo-estrutural deste trabalho.



Figura 4.13 – Fluxograma da análise termo-estrutural em soldagem

A análise em elementos finitos estrutural é composta pela Eq. 4.12.

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon^{el}\} \quad (4.12)$$

onde:

$\{\sigma\}$  – vetor de tensão =  $[\sigma_x \ \sigma_y \ \sigma_z \ \sigma_{xy} \ \sigma_{yz} \ \sigma_{xz}]^T$

$[D]$  - matriz elasticidade

$\{\varepsilon^{el}\} = \{\varepsilon\} - \{\varepsilon^{th}\}$  - vetor de deformação elástica

$\{\varepsilon\}$  - vetor de deformação total

$\{\varepsilon^{th}\}$  - vetor de deformação térmica

A Equação 4.12 pode ser invertida a Eq. 4.13.

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon^{th}\} + [D]^{-1}\{\sigma\} \quad (4.13)$$

E para o caso 3D, o vetor de deformação térmica é regida pela Eq. 4.14.

$$\{\varepsilon^{th}\} = \Delta T [\alpha_x^{se} \ \alpha_y^{se} \ \alpha_z^{se} \ 0 \ 0 \ 0]^T; \quad (4.14)$$

onde:

$\alpha_x^{se}$  - coeficiente secante da expansão térmica na direção x (se o coeficiente de expansão térmica for dependente da temperatura);

$\Delta T$  – variação da temperatura com relação a uma temperatura de referencia ( $T - T_{ref}$ );

T - temperatura corrente do ponto em questão;

$T_{ref}$  - temperatura de referência;

#### 4.2.2. Transformações de fase

A análise numérica de soldagem dos mais diversos materiais e geometrias vem sendo aplicado cada vez mais. Desta forma, a sua evolução no que diz respeito a complexidade da análise não poderia ficar para trás.

Hoje existem programas comerciais que calculam a distribuição térmica do processo de soldagem, e outros já unem a térmica com a estrutural no cálculo das distorções e tensões térmicas e por último já existe software como o Sysweld® que acoplam também as transformações microestruturais à térmica e à estrutural. Para a utilização destes softwares são necessários parâmetros de entradas como, por exemplo, as propriedades térmicas e estruturais dos materiais em análise. Porém, para a simulação de transformações microestruturais, além destas entradas são necessárias também de um banco de dados que descreve os pontos de temperatura e o tempo em que ocorrem estas transformações. Existem curvas para cada material em específico que mostram estes pontos. Estas curvas são chamadas de curvas CCT (*continuous cooling transformation*) ou então de TRC (transformação de resfriamento contínuo) que descreve as transformações num resfriamento contínuo, diferente das curvas TTT (tempo-temperatura-transformação) que mostram as transformações microestruturais em temperaturas constantes.

Como normalmente o processo de soldagem é composto de uma fonte de calor móvel sobre o material, o ciclo térmico neste caso é composto de um aumento súbito de temperatura e um resfriamento contínuo próximo ao cordão de solda. Entretanto com o distanciamento do cordão de solda, tanto a taxa de aquecimento quanto de resfriamento diminuem. Formando assim uma infinidade de ciclos térmicos ao longo de uma linha transversal ao cordão.

Para o caso do processo de soldagem, mesmo tendo um resfriamento contínuo não é muito correta a utilização de curvas CCT encontrado em bibliografias comuns. Isto porque as curvas CCT disponíveis em tais bibliografias são para tratamentos térmicos, onde a temperatura de pico é dado na faixa de 900°C distribuída de uma forma homogênea em todo o corpo.

Entretanto alguns trabalhos como o de Araújo (2008) e Harrison e Farrar (1989) mostram também que as curvas CCT utilizados nos tratamento térmico são diferentes das curvas CCT de soldagem por causa do tempo e da faixa de temperatura de austenitização do material.

Cho e Kim (2002) entre outros autores (STRUSEVICH, BOITOUT e BERGHEAU, 2003; LEE, 2008; DENG, 2009; CARON et. al., 2010 e KASTELIC, MEDVED e MRVAR, 2010) utilizaram transformações microestruturais em suas simulações do processo de soldagem.

Já no que diz respeito às distorções e tensões residuais os autores Cho e Kim (2002) e Deng (2009) concluíram que para aços de baixo carbono a transformação de fase tem um efeito insignificante em tais problemas por causa dos pequenos níveis de dilatação nas transformações para uma faixa de temperatura de transformação relativamente alta.

De posse da afirmação destes autores, seria desnecessária a aplicação de transformação de fase neste trabalho. Já que o aço utilizado aqui é de baixo carbono (Tab. 3.1). E o objetivo principal de trabalho não seria entrar na parte de análise microestrutural do material analisado.

#### **4.2.3. Influência da Termodependência das Propriedades Estruturais do Material**

Os resultados da análise térmica realizada no Item 4.1 foram utilizados nesta parte do trabalho para verificar a influência da termodependência das propriedades estruturais do material nas distorções das estruturas e as tensões residuais durante o processo de soldagem.

O material utilizado aqui é o mesmo dos Itens anteriores com as propriedades termodependentes deste material observada na Fig. 3.3. Já para as propriedades constantes foram utilizados os valores da mesma Fig.3.3, porém à temperatura ambiente.

##### **4.2.3.1. Elemento Estrutural**

Como neste trabalho escolheu-se fazer a simulação com as análises térmicas e as análises estruturais separados, o elemento estrutural utilizado foi diferente da análise térmica, escolheu-se o elemento SOLID45. Este elemento foi escolhido com base na ligação entre os elementos na transferência de carregamento.

Este elemento é utilizado para o modelamento estrutural 3D com propriedades constantes ou termodependentes. Ele possui oito nós com três graus de liberdade

cada um sendo: translação nodal nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$ . O elemento possui a capacidade de plasticidade, fluência, grandes deflexões e grandes tensões.

Sua geometria, a posição dos nós e o sistema de coordenadas podem ser vistas na Fig. 4.14.

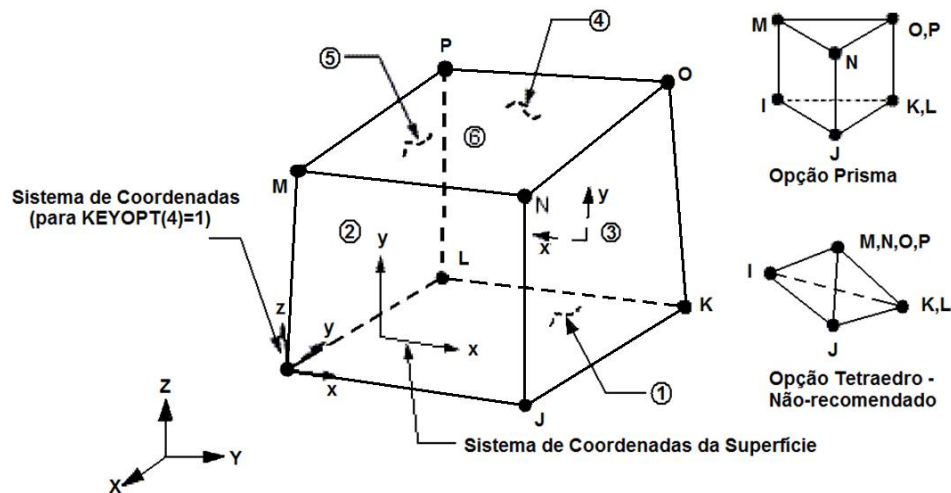


Figura 4.14 – Geometria do elemento estrutural SOLID45 e suas opções

#### 4.2.3.2. Malha Estrutural

A malha escolhida foi idêntica da análise térmica do Item 3.1.2.3. Conforme foi explicado anteriormente, este tipo de acoplamento exige que as malhas sejam iguais mesmo que os elementos sejam diferentes.

#### 4.2.3.3. Condições de Contorno Estruturais

Como descrito em todo capítulo, uma das condições de contorno da análise estrutural do processo de soldagem é a análise térmica. E esta condição de contorno é feita nó a nó e em cada passo de tempo. Isto é chamado de acoplamento entre domínios.

O software Ansys® oferece ao usuário duas opções de acoplamentos de análises. A primeira é o método direto (*Direct Method*) e o segundo é o método de transferência de carga (*Load Transfer Methods*).

O método direto normalmente envolve a análise que utiliza um tipo de elemento que acopla campos contendo todos os graus de liberdade necessários na análise. O acoplamento é tratado por meio de cálculos de matrizes de elementos ou vetores de elementos de carga contendo todos os termos necessários.



Já o método de transferência de carga envolve duas ou mais análises, cada um pertencendo a um domínio diferente. Acoplam-se os dois campos, aplicando os resultados de uma análise na outra análise. Este acoplamento é realizado através do comando *LSREAD*.

Segundo o manual do software o acoplamento direto é vantajoso quando envolve análises com fortes acoplamentos físico ou alta não linearidade como análises de piezelétricos ou transferência de calor com fluidos. Já o método de transferência de carga é mais eficiente e flexível porque se pode verificar as análise independentemente. Este é o melhor tipo de acoplamento para as análises termo estruturais.

Além do campo de temperatura originada das análises térmicas, existem outras condições de contorno como, por exemplo, as restrições da estrutura. Para este caso as restrições são apenas para o caso de convergência da análise. É como se a chapa estivesse totalmente livre para qualquer tipo de distorção. As restrições na direção x é para o caso de simetria, já na direção y é como se ela estivesse biapoiada livre para rotação e na direção z é para não ficar “flutuando” no ar, isto porque o sistema não convergiria. A condição de contorno está representada na Fig. 4.15.

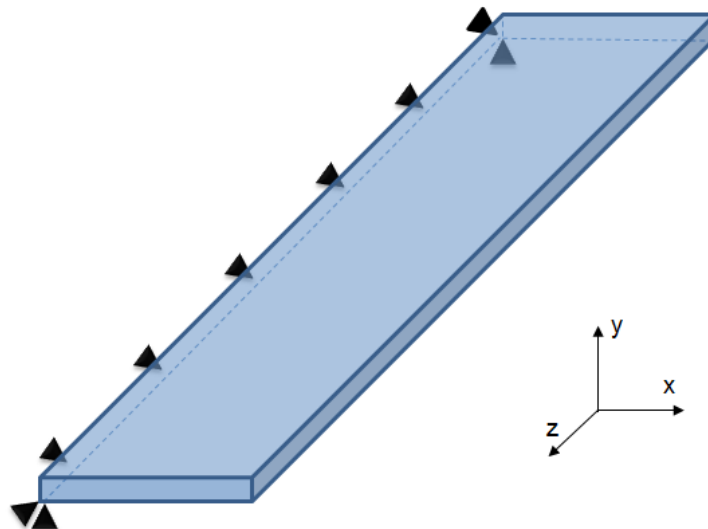


Figura 4.15 – Restrições da chapa para o caso da influência das propriedades termodependentes

#### 4.2.4. Influência da Restrição na Distorção de Juntas Tipo “T”

O estudo das juntas “T” é realizado por diferentes autores (MICHALERIS e DEBICCARI, (1997); TENG et al. (2001); JUNG e TSAI, (2004); MICHALERIS et al.

(2006); DENG, MURAKAWA e LIANG (2007); KHEDMATI, RASTANI e GHAVAMI (2007); MIKAMI et al. (2009); PARK, PARK, E LEE (2009); SCHENK et al. (2009)), já que estes tipos de juntas são amplamente utilizadas na fabricação de navios e outras estruturas.

A fim de se fazer um estudo mais detalhado na formação das distorções em juntas soldadas em “T”, foi utilizado a técnica de elementos finito. Com o objetivo de compreender melhor os fatores mais influentes e detalhes internos do material, quando este é aquecido e deformado plasticamente.

Este problema é dividido em duas partes, uma seria a análise térmica onde ocorre aquecimento e a dissipação do calor na peça e a outra a análise estrutural, onde através dos resultados da primeira análise é possível observar a dilatação e a contração de forma não homogênea no material, trazendo assim consequentemente uma deformação desigual em todo material.

#### **4.2.3.1. Análise Térmica das Juntas Tipo “T”**

A análise térmica consiste na deposição do cordão de solda ou aquecimento desta região do cordão e depois no resfriamento até um tempo de 300 s.

A geometria do cordão de solda foi escolhido num formato triangular com duas de suas arestas com a dimensão da espessura da chapa, onde foi imposta a temperatura de 1500 °C durante um período de 2 s. Este tempo foi calculado para uma velocidade de soldagem de 30 cm/mim. E a imposição da temperatura não foi realizado de modo instantanea e sim de um modo chamado de ramped (imposição de carregamento de forma gradual e linear até o valor estipulado) pelo software Ansys®. Além da temperatura foram colocadas como condição de contorno a convecção natural e radiação nas linhas externas conforme mostra a Fig. 4.16.

A geometria da chapa base é de 100 x 3,2 mm e da flange de 50 x 3,2 mm de aço ASTM A36 com propriedades térmicas termodependentes (Fig. 3.1).

Os elementos utilizados nesta análise para o caso de condução de calor foi o PLANE77 (Fig. 4.8), descrito no Item 4.1.5.1. Já para as perdas de calor para o ambiente foram utilizados os elementos SURF151, também descrito no Item 4.1.5.1.

Os locais de aplicação de cada elemento pode ser observado na Fig. 4.16.

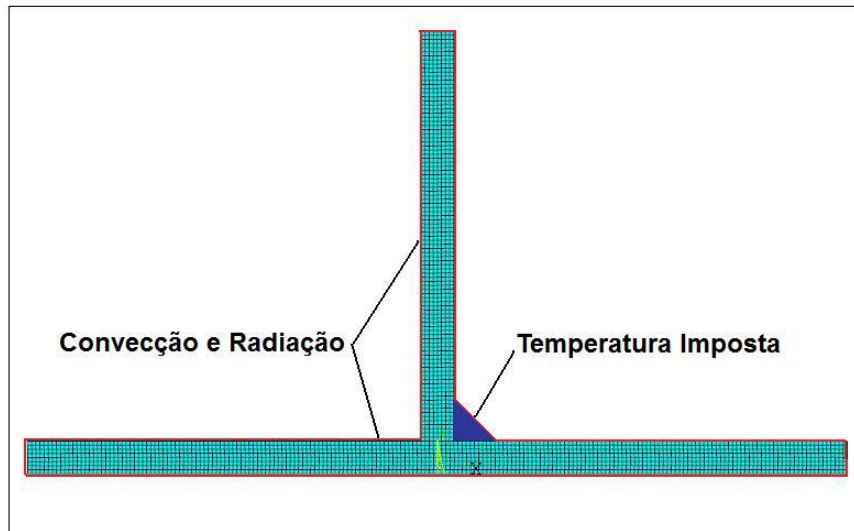


Figura 4.16 – Condições de contorno térmico da junta tipo “T”

Os resultados das análises térmicas foram utilizadas nas análises estruturais, sendo que foi realizado apenas uma análise térmica para várias condições estruturais para efeito de comparação.

#### 4.2.3.2. Análises Estrutural das Juntas Tipo “T”

A análise estrutural deste problema consiste em verificar o nível de distorção para cada tipo de restrição das juntas com a mesma condição de temperatura para todas.

Foram utilizados cinco tipos de restrições para este tipo de junta, incluindo a condição de contato da chapa com a mesa.

O primeiro caso consiste na junta tipo “T” totalmente livre de restrições (Fig. 4.17(a)). Este caso tem a finalidade apenas para o estudo já que seria muito difícil este tipo de condição na prática, diferente dos outros casos.

No caso dois, a chapa está apoiada em uma base simulando o contato com a mesa, e fixada em uma de suas extremidades. O flange neste caso também está solto. (Fig. 4.17 (b)).

No terceiro caso, a chapa continua apoiada em uma base e uma de suas extremidades fixa. Já a flange foi impedida de deslocamento na horizontal, ficando assim apenas um dos lados da junta solta (Fig. 4.17 (c)).

Já o quarto caso é parecido com o segundo caso, porém com fixação pontual na extremidade do lado em que estava solto nos outros casos. E depois de 300 s, tempo em que a junta já está próxima da temperatura ambiente a extremidade é solta (Fig. 4.17 (d)).

E por último o caso em que toda a junta é fixada ao longo de toda chapa de base e flange. Depois de 300 s uma das extremidades da chapa da base é solta (Fig. 4.17 (e)).

Tanto a geometria quanto o material das chapas é a mesma da análise térmica, modificando apenas as propriedades do material, que neste caso são as propriedades estruturais também termodependentes (Fig. 3.2).

Já a malha é do tipo regular de tamanho de 0,0005 m na junta e 0,002 m na base onde foi apoiada a junta. No caso do contato a malha foi colocada na interface entre a junta e a base onde foi apoiada a junta. Essas malhas podem ser observadas também na Fig. 4.17.

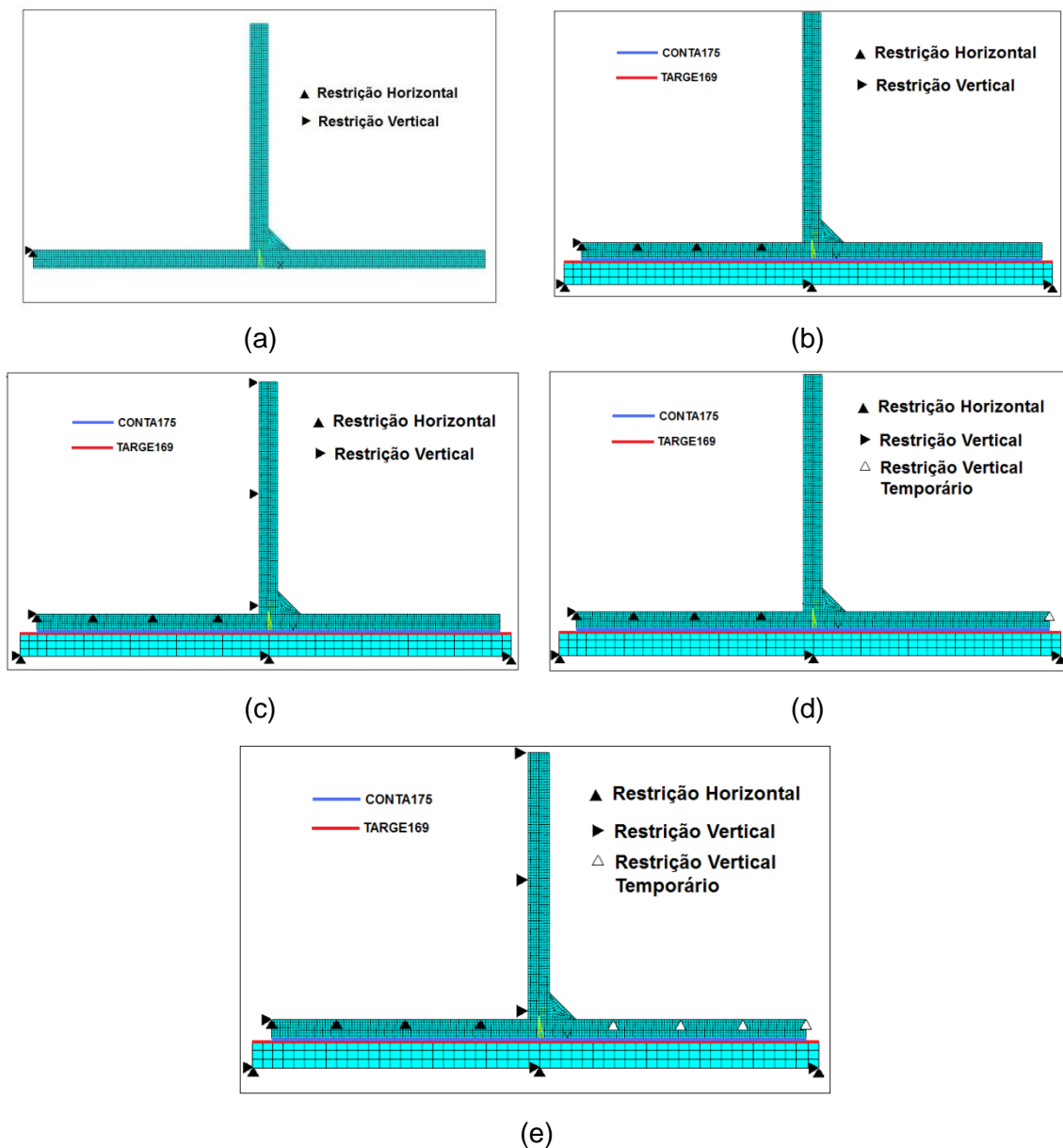


Figura 4.17 – Condições de restrição da junta tipo “T”

Esta análise estrutural utiliza os elementos PLANE82 para o material da junta. É um elemento estrutural 2D com oito nós com dois graus de liberdades para cada nó: translação em x e y. Possui a capacidade de plasticidade, fluência, tensões, grandes deslocamentos e grandes deformações. Sua geometria pode ser vista na Fig. 4.18.

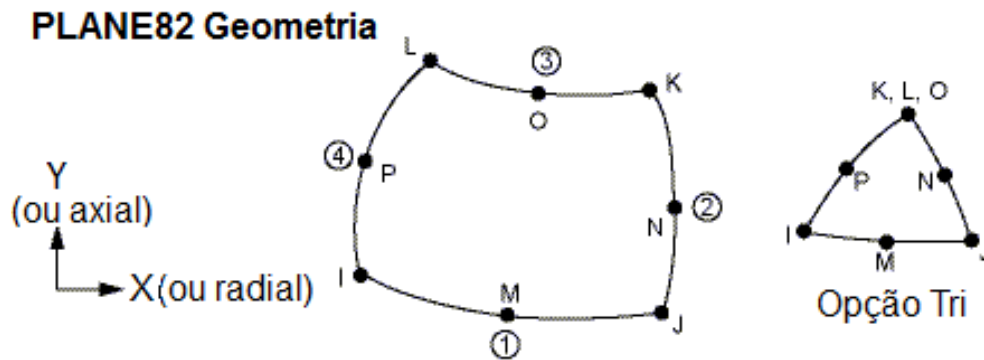


Figura 4.18 – Geometria do elemento estrutural 2D PLANE82

Para o caso da simulação do contato da chapa com a mesa de apoio, os elementos utilizados são os TARGE169 e os CONTA175. O TARGE169 é um elemento utilizado com “alvo” da análise de contato, sua geometria pode ser vista na Fig. 4.19. Já o elemento CONTA175 é um elemento de contato 2D, e sua geometria pode ser vista Fig. 4.20. O sistema de contato é dado na associação entre os dois elementos descritos aqui.

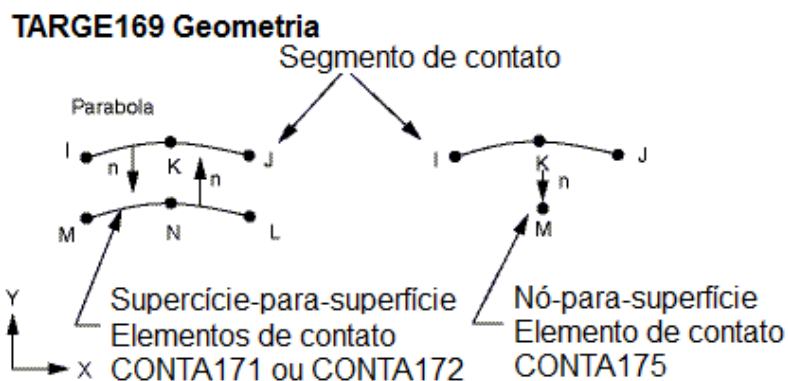


Figura 4.19 – Geometria do elemento alvo de contato TARGE169

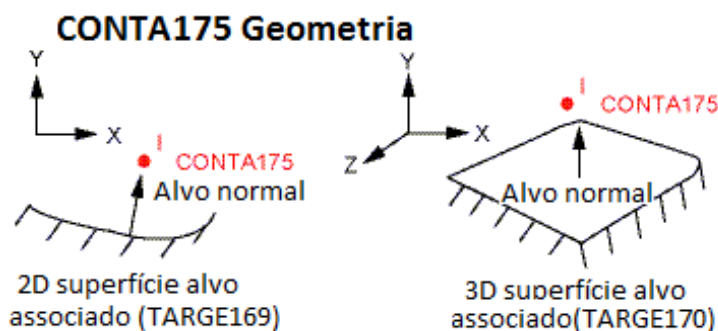


Figura 4.20 – Geometria do elemento de contato CONTA175

#### 4.2.4. Influência da Geometria da Chapa e da Distribuição de Temperatura na Distorção Rotacional

Durante a soldagem, tanto de juntas de topo quanto de juntas em “T”, pode ocorrer um tipo de distorção chamada distorção de rotação. Este tipo de distorção pode afetar em muito a qualidade do processo de soldagem. Ela ocasiona dependendo da restrição, a abertura das chapas pelo qual está sendo soldado ou o fechamento das chapas. Tanto um quanto o outro irá dificultar o processo de soldagem. Desta forma, torna-se relevante o estudo das distorções de rotação e suas influências.

Através da análise de elementos finitos é possível verificar a influência do campo de temperatura e da geometria da chapa separadamente. Problema muito difícil de conseguir na prática.

A análise consistirá no modelamento numérico de soldagem em uma chapa com as dimensões 200 x 20 x 4 mm. Este tipo de modelamento é composto de duas análises. A primeira análise é a análise térmica, onde uma fonte de calor percorre uma determinada região de uma chapa. E a segunda análise é composta da análise estrutural, onde por meio dos resultados da análise térmica são calculadas as tensões e deformações da chapa.

Primeiramente foi analisada a distribuição de calor em duas geometrias de chapa, uma com as dimensões de 200 x 20 x 4 mm (Chapa 1) e a outra com as dimensões de 200 x 40 x 4 mm (Chapa 2). Porém para melhorar o desempenho numérico, foram realizadas análises com simetria geométricas (Fig. 4.21). Todas as propriedades do material e condições de contorno são as mesmas das análises anteriores.

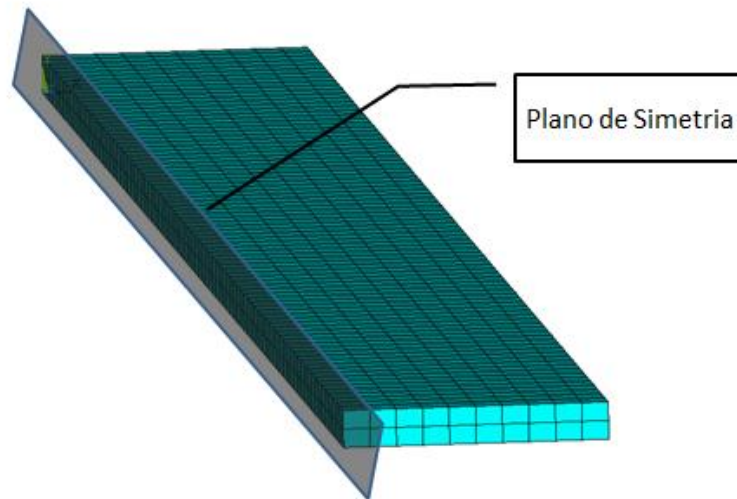


Figura 4.21 – Representação da malha e do plano de simetria da chapa de 20 mm de largura

#### 4.2.4.1. Análise Térmica

A análise térmica deste problema é diferente dos outros dois anteriores. Neste caso uma das condições de contorno é uma fonte de calor é pontual móvel com uma velocidade de 30 cm/min na extremidade lateral do plano de simetria da chapa (longitudinalmente) com uma energia de 2400 J. As propriedades térmicas do material são mostradas nas Fig. 3.1.

Foram realizadas as análises térmicas nas duas geometrias de chapas, com as mesmas condições para as duas.

#### 4.3.4.2. Análise Estrutural

Na análise estrutural, uma das condições de contorno foram o campo de temperatura obtidos da análise térmica anterior (fonte de calor móvel) e as outras condições de contorno foi a restrição em uma das faces transversais da placa da chapa com a outra face livre.

Para verificar a influência da geometria na distorção rotacional, foi realizada a análise térmica nas duas geometrias de chapa. Já a análise estrutural, também foi realizada para as duas geometria de chapa. Porém, uma terceira análise estrutural foi realizada utilizando a chapa de menor largura com a análise térmica da chapa de maior largura, chamada de chapa fantasma (Fig. 4.22). Este procedimento tem o objetivo de fixar o campo de temperatura para duas condições de geometria de chapa.

E fixando o campo de temperatura é possível verificar a influência da geometria na distorção.

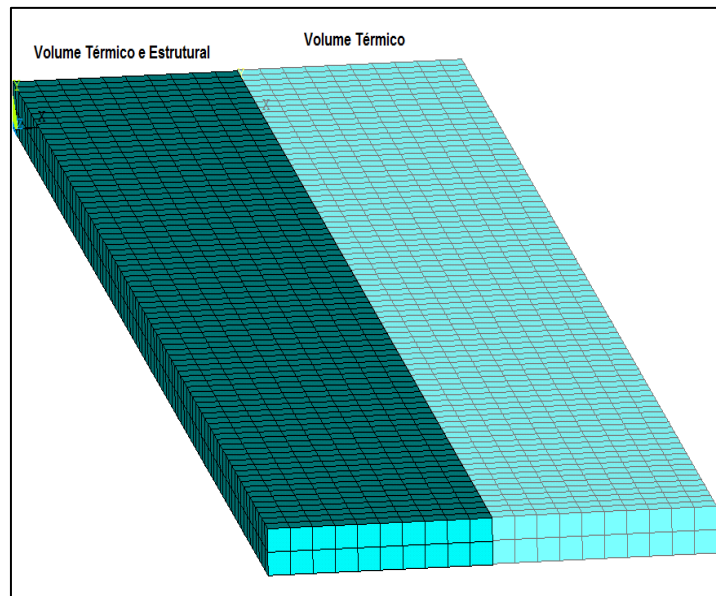


Figura 4.22 - Análises realizadas para cada geometria de chapa

#### 4.2.5. Calibração do Sistema Estrutural Numérico-Experimental

Para a calibração do sistema estrutural numérico, foram utilizados os resultados da análise térmica obtida na calibração do sistema térmico numérico, já que se utilizou a mesma bancada e os mesmos parâmetros experimentais, como o ciclo térmico adquirido em três posições da chapa.

##### 4.2.5.1. Materiais

Os materiais utilizados aqui foram os mesmos utilizados no Item 4.1.2.1, com a mesma geometria. Porém a chapa para a calibração do sistema estrutural estava completamente solta, apenas apoiada sobre dois arames de solda de diâmetro de 1,2 mm para diminuir o contato com a mesa, reduzindo, assim, a troca de calor.

##### 4.2.5.2. Medição Experimental das Distorções

Como para efetuar a calibração numérica experimental precisa-se de resultados obtidos por meio de medições realizadas depois da soldagem em laboratório. No caso das distorções, foram adquiridos os deslocamentos através de um sistema manual de medição por coordenadas da Mitutoyo® descrito no Item 3.3.7.



Para as aquisições das distorções primeiramente foram marcadas na chapa as posições que seriam realizadas as medidas conforme mostrada a Fig. 4.23. Depois disso, são feitas as medições antes mesmo da chapa ser soldada para que evite erros de medida, já que a chapa não era totalmente plana. E por último seriam realizadas as medidas depois da chapa soldada.

Com as medições das distorções da chapa antes e depois de soldadas, far-se-ia a subtração dessas medidas. Obtendo desta forma, apenas as distorções provenientes da soldagem.



Figura 4.23 – Marcas e fixação da chapa na mesa de medições por coordenadas

Para a calibração do modelo estrutural foram feitas marcações em uma chapa de dimensões de 200 x 100 x 3,2 mm e realizadas as medições das distorções da chapa antes de ser soldada. E para a soldagem da chapa foram utilizados os mesmos parâmetros de soldagem do Item 4.1.1.1 nesta chapa.

Depois de soldada a chapa e resfriada naturalmente até a temperatura ambiente foram realizadas as medições das distorções provenientes do processo de soldagem e os resultados foram armazenados em arquivos texto.

Após estas medições foram realizadas as subtrações das medições depois que a chapa foi soldada e antes da chapa ser soldada para evitar distorções inerentes à chapa. O resultado final ainda sofreu tratamento nos dados para retirar possíveis inclinações da chapa no momento das medições. Este tratamento consiste na regressão linear de todos os dados da superfície e feita a subtração da superfície com a superfície originária da regressão para cada ponto em particular. Este tipo de correção da inclinação não altera os valores da distorção, apenas corrige a inclinação da chapa como um todo.

#### 4.2.5.3. Análise Estrutural Numérico

Como já foram explicados que, para a análise estrutural do processo de soldagem, é necessário primeiro os resultados da análise térmica de soldagem. Sendo esta análise uma das condições de entrada na análise estrutural. A utilização da análise térmica como entrada na análise estrutural é chamada de acoplamento. Este sistema pode ser observado na Fig. 4.13. Este acoplamento no software Ansys® é realizado através do comando *LSREAD*.

Os elementos utilizados nesta análise são os SOLID45, descrito na Fig. 4.14. Já a malha, como já foi falada, ela deve ser a mesma que foi utilizada na análise térmica. Assim a malha desta análise pode ser vista na Fig. 4.6.

Para as condições de contorno estruturais, com uma análise de simetria e a condição da chapa é livre. As condições de contorno são as mesmas da Fig. 4.15 do Item 4.3.2.3.

#### 4.2.6. Calibração do Método de Forças Equivalentes

O método de forças equivalentes foi utilizado por alguns autores (CHANG et al., 2007 e ZENG;GAO;LEI, 2008) e consiste na aplicação de forças em nós do cordão de solda para simular as forças originárias do processo de soldagem. São basicamente dois tipos de forças, as forças longitudinais e as forças transversais. As primeiras são responsáveis pela distorção do tipo arqueamento (Fig. 2.4 (e)) e pelas distorções do tipo contração longitudinal (Fig. 2.4 (a)). Já o segundo tipo de força são responsáveis pelas distorções de contração transversal (Fig. 2.4 (b)) e angular (Fig. 2.4 (c e d)).

Existem alguns métodos similares a este como, por exemplo, o método da deformação inerente utilizado por Deng, Murakawa e Liang (2007). Este método tem a vantagem sobre as análises termo elastoplastico de ser muito mais rápida a solução e de utilização menor de memória. Isto se torna muito mais vantajoso na simulação de estruturas complexas de dimensões maiores.

Entretanto, para a utilização deste método em estruturas complexas deve-se calibrar o método em estruturas mais simples como, por exemplo, juntas soldadas. Isto porque estas juntas podem ser confeccionadas em laboratório para comparação e referência.

A primeira calibração deste método foi utilizando a soldagem do Item 4.2.5.2, onde a solda se faz por simples deposição sobre a chapa.

#### 4.2.6.1. Metodologia para Calibração do Método de Forças Equivalentes

A calibração foi realizada primeiramente com a soldagem de juntas simples como feita no Item 4.2.5.2, depois foi realizada a medição das distorções por meio do sistema de medição por coordenadas. Esses valores foram introduzidos em um sistema de método inverso onde por ajuda de um otimizador foram encontrados os valores de forças equivalentes que cordão de solda faz na estrutura.

As forças equivalentes são aplicadas em cada nó do cordão nas três direções (x, y e z). Nas direções x e y as forças têm a direção e o sentido mostrado na Fig. 4.24, já as forças na direção z tem a direção longitudinal do cordão de solda e o sentido das extremidades para o centro do cordão.

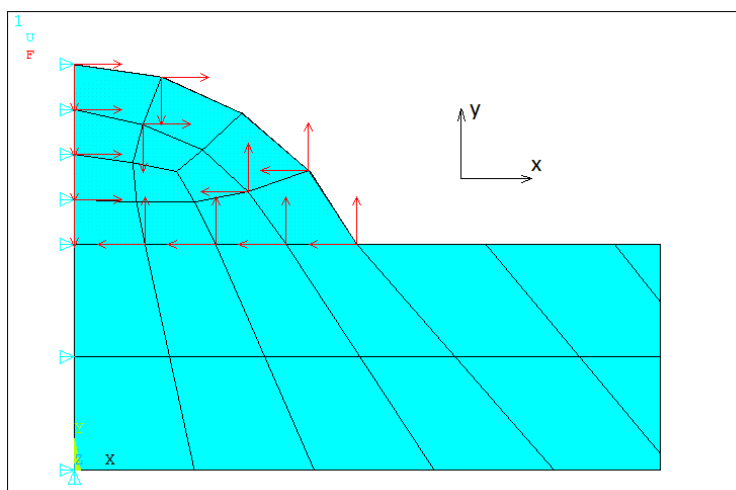


Figura 4.24 – Direção e sentido das forças equivalentes no plano xy

#### 4.2.6.2. Método Inverso

Com o objetivo de encontrar os valores das forças equivalentes que um cordão de solda e regiões adjacentes fazem nas estruturas foi utilizada o método de modelagem inversa. Este método consiste basicamente na obtenção de parâmetros desconhecidos através na observação dos resultados.

A diferença entre um problema direto ou inverso para um dado fenômeno está na interpretação de qual é a causa e o efeito. É atribuído ao professor russo Oleg Mikailivitch Alifanov (WOODBURY, 2011), o grande proeminente dos métodos

inversos, a afirmação “a solução de um problema inverso consiste na determinação de causas desconhecidas baseado na observação de seus efeitos”.

Estes métodos normalmente utiliza-se de um método de otimização, que no caso deste trabalho foi utilizado o método de otimização por Evolução Diferencial (ED).

O método de otimização denominado de Evolução Diferencial foi desenvolvido por Price e Storn em 1995. Trata-se de um método de busca direta estocástica que surgiu de tentativas de resolver problemas de ajuste polinomial de Chebychev. A idéia surgiu quando Price utilizou diferenças de vetores para perturbar a população de vetores resultando em um método que requer poucas variáveis de controle, é de rápida convergência, fácil de usar e robusto (STORN e PRICE, 1997).

A escolha do algoritmo de evolução diferencial para otimização numérica é baseada em suas características úteis (CHENG e HWANG, 2001):

- É um algoritmo de busca estocástica que é originalmente motivada pelo mecanismo de seleção natural;
- É menos provável tornar-se preso em um ótimo local, pois ele busca a solução ótima global através da manipulação de uma população de soluções, ou seja, busca simultaneamente a solução em diferentes regiões do espaço de busca;
- É muito eficaz para resolver problemas de otimização com função objetivo descontínua, pois não requer informação de sua derivada;
- Permite que os parâmetros de entrada e saída sejam manipulados como números ordinários reais (pontos flutuantes) sem processamento extra, e, portanto, utiliza eficientemente os recursos computacionais;
- É eficaz trabalhando com uma população pequena;

O método de solução inversa deste trabalho consiste criação aleatória de uma população de parâmetros, neste caso os valores de forças equivalentes, na simulação de distorção via elementos finitos. Os resultados desta simulação são salvos em um arquivo do tipo texto e comparados aos resultados experimentais. A diferença quadrática entre os pontos experimental e os resultados da simulação é a função objetivo do otimizador (Eq. 4.15), já que este otimizador apenas minimiza as funções objetivos.

$$f(x) = (R_{exp} - R_{num})^2 \quad (4.15)$$

onde:

$R_{exp}$  – resultados experimentais

$R_{num}$  - resultados numéricos

O algoritmo completo do método inverso utilizando o método de otimização de evolução diferencial e a função objetivo pode ser observada na Fig. 4.25.

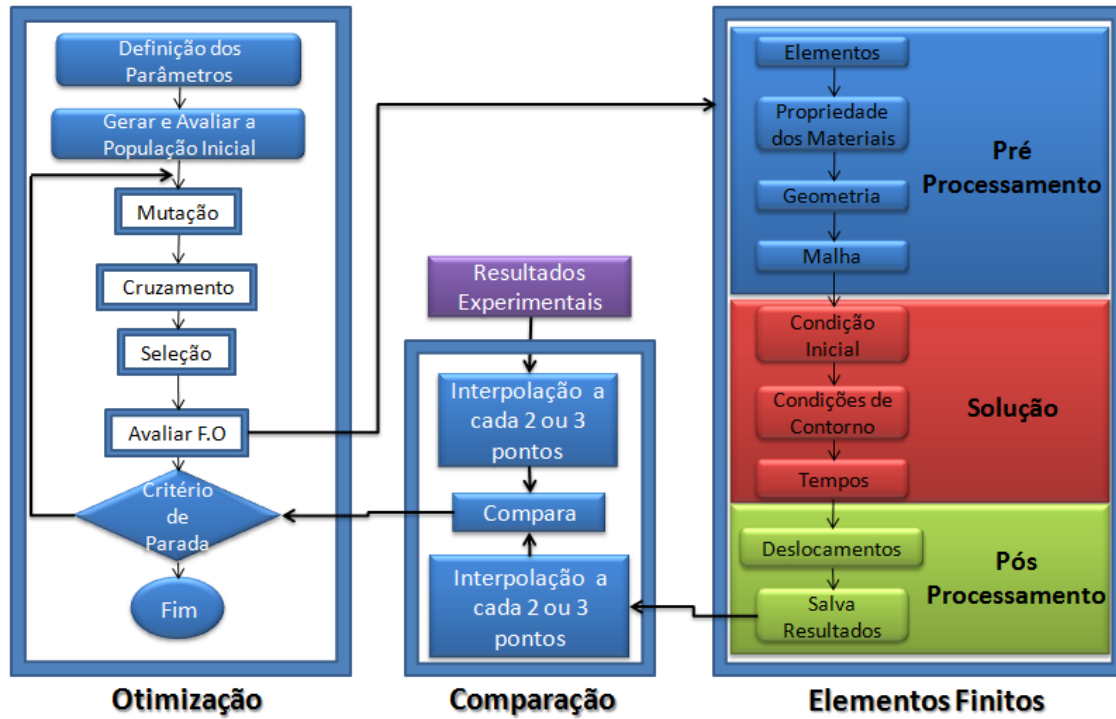


Figura 4.25 – Algoritmo do método inverso utilizando evolução diferencial e técnica de elementos finitos

# CAPÍTULO V

## ESTRUTURAS COMPLEXAS

Depois de estudado algumas das particularidades encontradas nas juntas simples, procurou-se neste capítulo mostrar por meio da técnica de elementos finitos alguns dos problemas e possíveis soluções em estruturas mais complexas como, por exemplo, os painéis soldados da construção naval.

Aqui foram aplicadas algumas das técnicas aplicadas em estruturas simples do capítulo anterior e algumas das restrições envolvidas nesta transferência de métodos envolvendo a estrutura como um todo.

### 5.1. Aplicação de Forças Equivalentes em Estruturas Complexas

A força equivalente é um método para conseguir simplificar a simulação de um processo muito complexo como o processo de soldagem. Existem algumas técnicas parecidas como, por exemplo, a aplicação de um método chamado de *inherent strain* ou deformação inerente aplicada por Deng e Murakawa (2005).

Neste trabalho foi aplicada a técnica de forças equivalentes em estruturas complexas por causa do custo computacional destes tipos de estruturas.

#### 5.1.1. Verificação das Forças Equivalentes Aplicadas em Estruturas Simples Transferidas para Estruturas Complexas

Os valores das forças equivalentes obtidas na calibração da simulação de estruturas simples devem ser aplicados nas estruturas complexas e corresponder com a soldagem experimental. Já que as forças originárias no cordão de solda não variam com a dimensão da chapa.

Desta forma, utilizaram-se as forças encontradas na calibração das estruturas simples e as aplicaram nas estruturas complexas.

Esta primeira análise foi para verificar se as forças equivalentes encontradas nas juntas simples pelo método do problema inverso equivalem às forças das estruturas mais complexas. Desta forma, foram realizadas soldagens em painéis de dimensões de 400 x 400 x 3,2 mm com enrijecedores de dimensões de 400 x 50 x 4 mm cruzados ao meio conforme mostra a Fig. 5.2.

Depois de soldados os painéis, foram levados até o sistema de medição por coordenadas descrito no Item 3.3.7, para serem feitas as medições das distorções do painel. Todo o procedimento utilizado para a medição das estruturas simples foram aplicados às medições das estruturas complexas, inclusive a medição da distorção antes e depois de soldados.

Após as medições das distorções experimentais, foram realizadas as simulações com a mesma geometria de painel da soldagem experimental. Para que depois fossem comparadas as distorções experimentais e numéricas.

Todo o procedimento da simulação e da soldagem experimental está descrito a seguir.

#### **5.1.1.1. Material das Estruturas complexas**

Nesta simulação foi utilizado o mesmo aço que foi usado em todo este trabalho o aço ASTM A36, porém as propriedades estruturais e mecânicas foram consideradas constantes com relação à temperatura. Isto porque o método de forças equivalentes são esforços estruturais apenas elásticos e à temperatura ambiente, diferente do método termo elastoplástico em que utiliza calor, deformações elásticas e plásticas do material para várias faixas de temperaturas. Devido a esta característica do método das forças equivalentes a solução se torna muito mais rápida e de menor custo com relação ao método termo elastoplástico.

#### **5.1.1.2. Elemento das Estruturas Complexas**

O elemento escolhido para esta análise foi o SOLID185. Este é um elemento estrutural 3D com 8 nós com três graus de liberdade cada nó. Sua geometria e opções podem ser observado na Fig. 5.1.

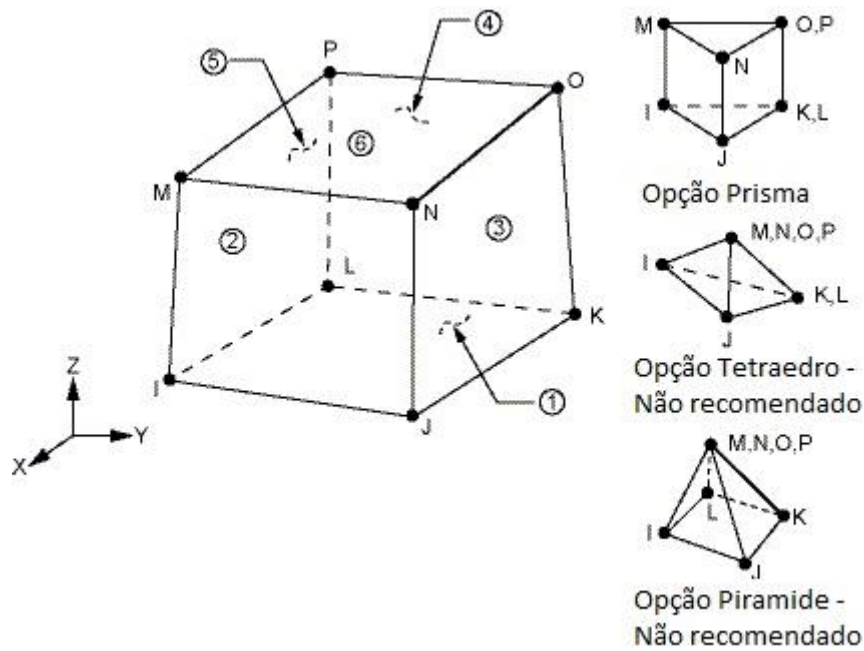


Figura 5.1 – Geometria e opções do elemento estrutural SOLID185

#### 5.1.1.3. Malha das Estruturas Complexas

A malha utilizada aqui é do tipo regular com as dimensões de 0,002 m próximo ao cordão de solda e 0,006 m mais distante do cordão. Neste problema foi utilizada uma malha mais grosseira em relação às outras análises anteriores deste trabalho, isto porque neste caso não há a imposição de calor ou fonte de calor e os resultados finais aqui analisados foram da estrutura no geral e não partes definidas.

#### 5.1.1.4. Esforços e Condições de Contorno

As forças equivalentes foram impostas nos nós dos cordões de solda nas três direções (x, y e z) conforme mostra a Fig. 5.2. Já os valores destas forças conforme falado anteriormente, foram calculadas através do método inverso utilizando o método de otimização de evolução diferencial em estruturas simples, neste caso uma junta do tipo “T”.



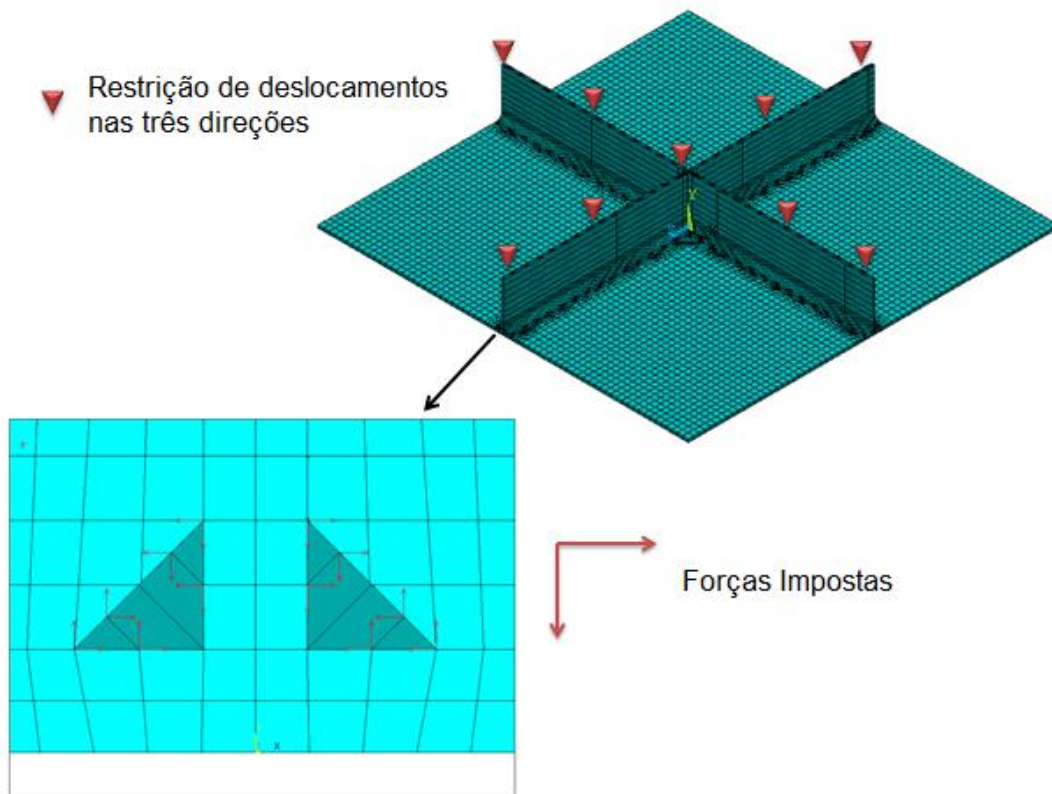


Figura 5.2 – Representação da malha, dos esforços e das restrições

#### 5.1.1.5. Soldagem Experimental

Para se verificar se as forças equivalentes extraídas do método inverso estão de acordo com realidade, foram feitas soldagens em painéis com as dimensões descritas no Item 5.1.1. Os parâmetros de soldagem e as características de soldagem estão mostrados na Tab. 5.1.

Tabela 5.1 – Valores de parâmetros e características de soldagem

U [V]	V <sub>ali</sub> [m/min]	V <sub>sol</sub> [cm/min]	φ (ângulo de trabalho)[graus]	dbcp [mm]	Gás	V <sub>gas</sub> [l/min]
20	4	30	45	14	Ar+25%CO <sub>2</sub>	15

Durante o processo de soldagem de tal estrutura, foi realizado um cordão de cada vez e o próximo cordão só começa com o resfriamento de toda estrutura até a temperatura ambiente para que a temperatura de um cordão não interfira no próximo cordão.

A fixação do painel foi feita na parte superior dele com uma chapa parafusada à mesa conforme mostra a Fig.5.3.



Figura 5.3 – Fixação do painel à mesa e imagem do momento da soldagem

Depois da verificação das forças equivalentes encontradas em estruturas simples e aplicadas às estruturas complexas, foram analisadas estruturas ainda mais complexas e a influência da escala utilizando o mesmo método das forças equivalentes.

#### **5.1.2. Influência das Partes Adjacentes do Painel nas Distorções da Estrutura**

Depois de verificar que o método das forças equivalentes apresentar resultados coerentes com a realidade, foram realizadas simulações via elementos finitos para verificar as influências das partes adjacentes fazem em apenas uma parte dela. Isto foi feito semelhante ao item anterior, porém com as partes da estrutura adjacentes juntas a ela. A Figura 5.4 mostra a associação dos painéis.

A condição de contorno que representa a fixação dos painéis é semelhante ao da Fig. 5.2, porém para todo o painel. Já as forças equivalentes também são as mesmas do Item anterior aplicadas em todos os painéis inseridos.

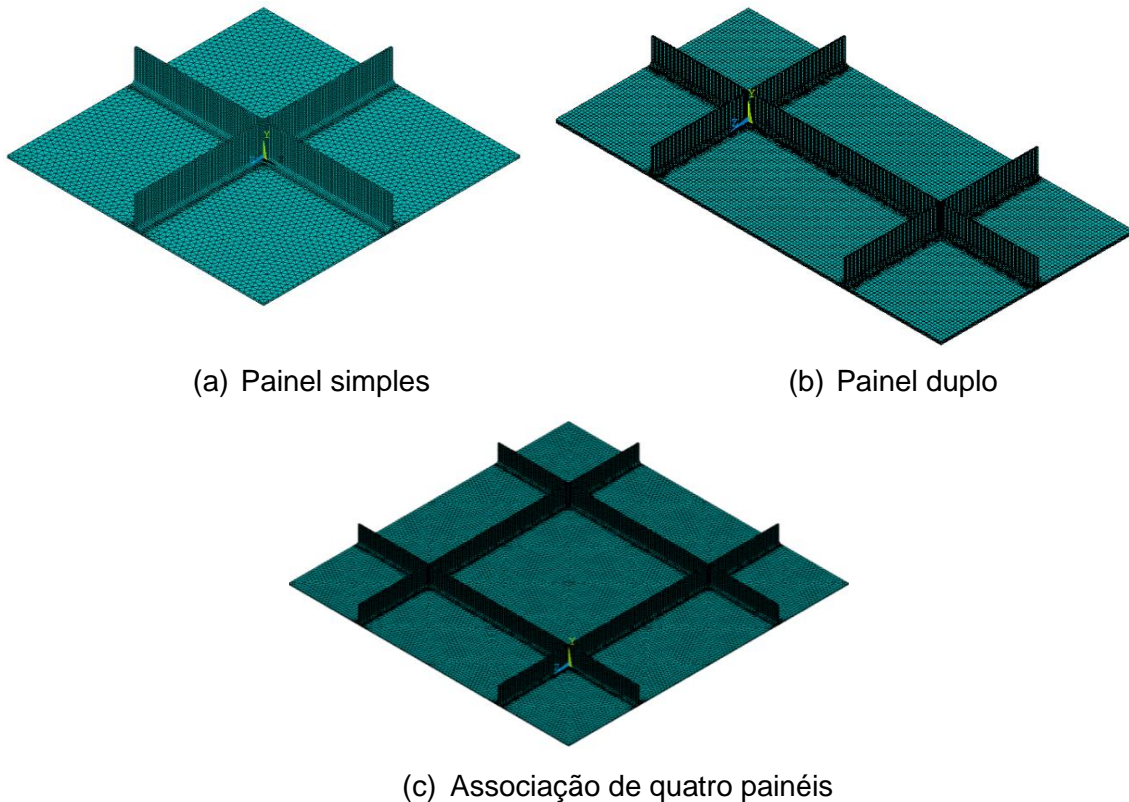


Figura 5.4 – Geometria e malha das associações dos painéis

Esta análise tem com objetivo verificar a influência das partes adjacentes ao painel na distorção da estrutura. Os resultados avaliados foram os deslocamentos máximos na direção  $y$  de todo o painel.

### 5.1.3. Influência da Escala nas Distorções da Estrutura

Outra análise dos painéis são com relação a escala utilizada. Com as forças equivalentes é possível simular estruturas bem maiores do que nas análises termo elastoplásticas que além de serem muito onerosos utilizam muita memória quando simulam estruturas de dimensões muito grandes como os painéis navais.

Com base nisso, foram simulados painéis com diferentes tamanhos para verificar como os resultados mudam com diferentes tamanhos de estruturas.

Para esta simulação foram utilizados os mesmos parâmetros dos itens anteriores como os valores das forças equivalentes, posição das fixações dos painéis, material, elementos e malha.

Como primeira análise da escala foram variadas as espessuras da chapa base do painel para poder verificar o que a mudança de escala de espessura pode fazer sobre toda a estrutura. Os valores utilizados de espessura foram de 3,2 mm, 4,2 mm,

5 mm, 5,2 mm, 6,2 mm, 6,4 mm e 9,6 mm. E os resultados analisados foram os deslocamentos na direção y das extremidades do painel.

Além da espessura foram também analisados as dimensões da chapa de base dos painéis com as dimensões de 0,4 x 0,4 m, 0,8 x 0,8 m e 1,2 x 1,2 m com espessuras fixas de 3,2 mm para todos os painéis. E os resultados analisados desta análise foram os deslocamentos na direção y de um dos lados do painel. Entretanto com o aumento da dimensão do painel a extremidade de uma para o outro mudaria a posição de análise. Desta forma, foi considerado as análises ao longo de uma linha que dista 0,4 m do centro do painel e de uma extremidade a outra perpendicularmente a esta linha. A Figura 5.5 mostra a posição onde foram obtidos os resultados de deslocamento na direção y.

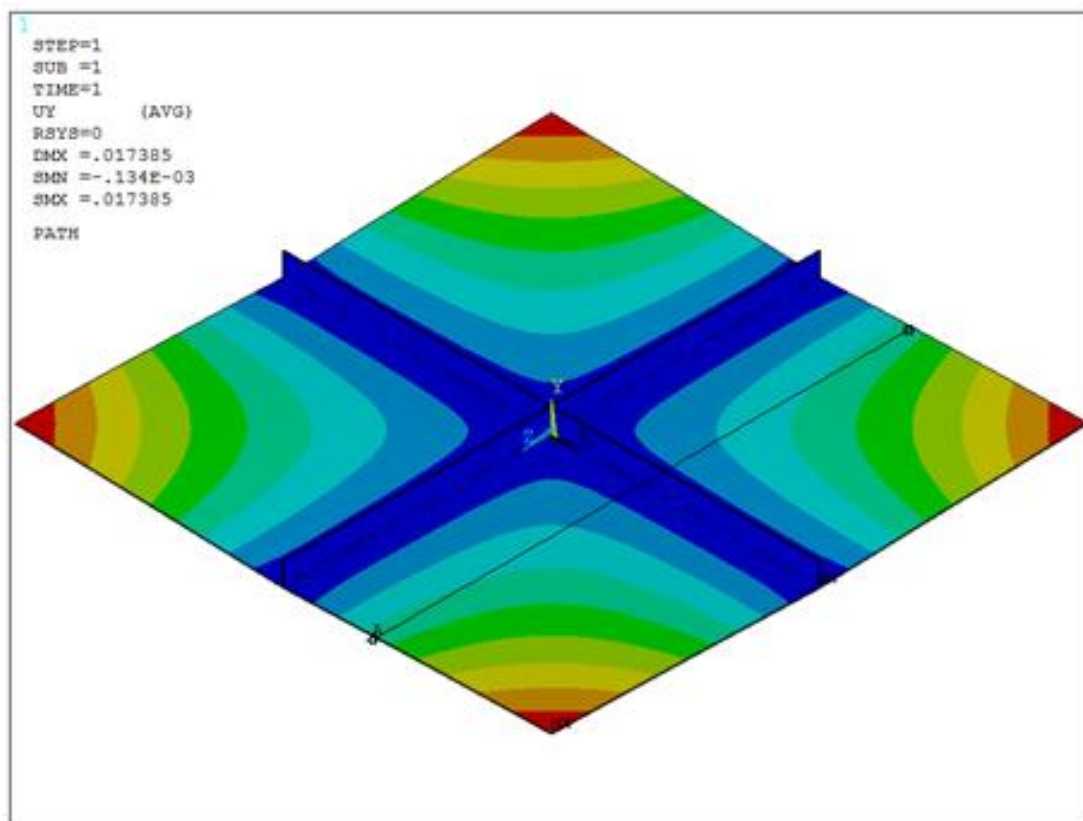


Figura 5.5 – Posição onde foram analisadas os deslocamentos na direção y no painel

# **CAPÍTULO VI**

## **RESULTADOS E DISCUSSÕES**

### **6.1. Estruturas Simples**

Foram realizadas análises numéricas e experimentais de estruturas simples, como, por exemplo, estudo da influência da radiação como condição de contorno em simulações de soldagem, a verificação da influência de aplicação de propriedades termodependentes em análises numéricas de soldagem, cálculo da emissividade para várias faixas de temperaturas durante a soldagem, influência do tipo de junta na propagação do calor e no rendimento térmico de soldagem, influência do nível de restrição na distorção angular de juntas do tipo “T” e influência da temperatura e da geometria da chapa na distorção rotacional e por último a calibração do método das forças equivalentes nestes tipos de estruturas para serem utilizadas depois nas estruturas complexas.

#### **6.1.1. Cálculo da Emissividade para o Processo de Soldagem**

Depois de realizadas as soldas experimentais, adquiridos os valores de temperatura em três pontos diferentes via termopar e feita a filmagem por infravermelho por meio da câmera termográfica, apresenta-se os resultados a seguir. As filmagens da soldagem via termo câmera podem ser observadas na Fig. 6.1.



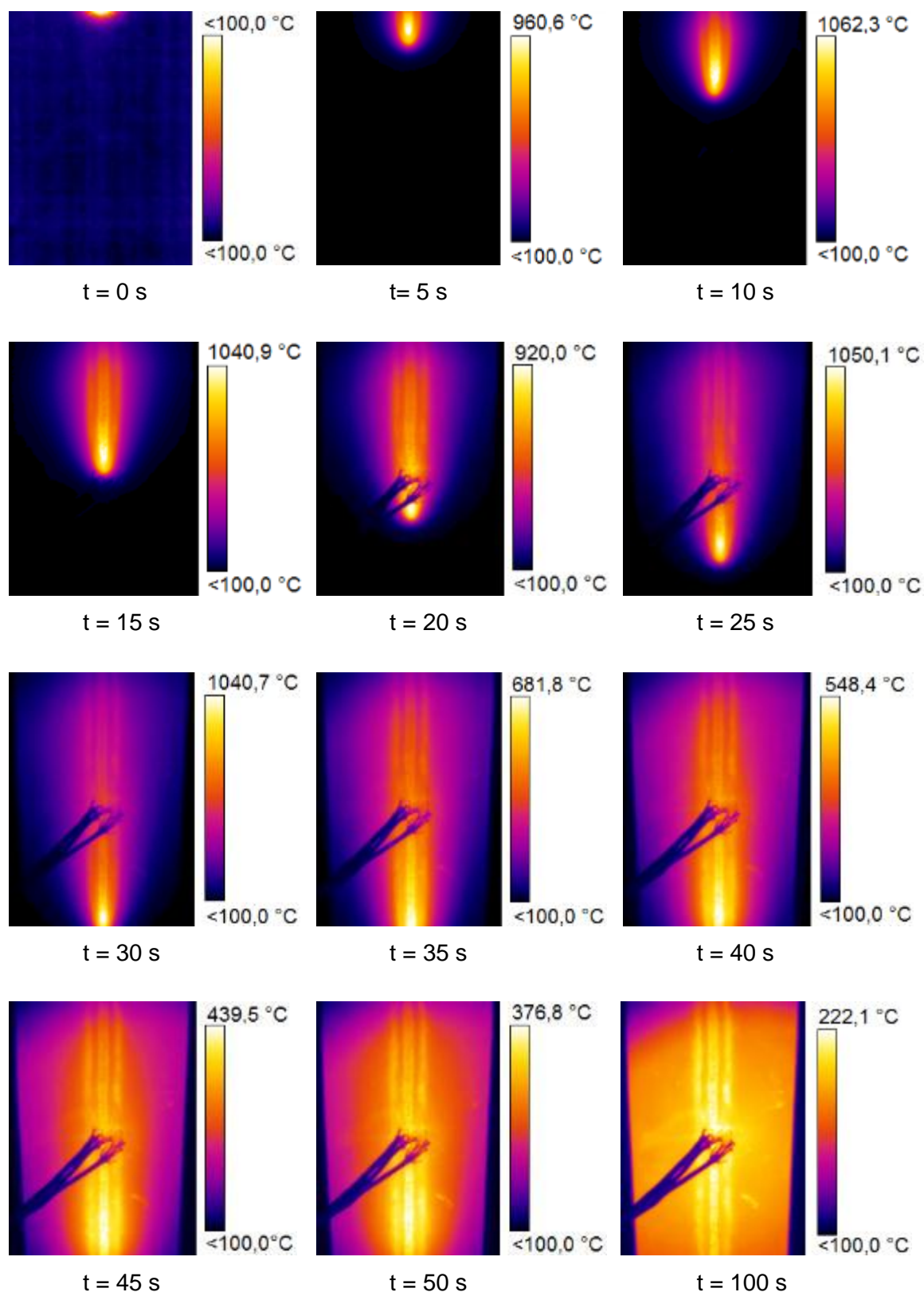


Figura 6.1 – Imagens do campo de temperatura em diversos instantes via termocâmara

Através da Fig. 6.1 é possível perceber algumas características do campo de temperatura durante o processo de soldagem. Uma delas é que há uma variação muito brusca da temperatura na frente da tocha durante a soldagem. Além da variação muito grande da temperatura, ela se faz num espaço muito pequeno, alcançando taxas de aquecimento da ordem de 250 a 300 °C/s. Outra característica marcante observado na Fig. 6.1 é que após a passagem da tocha ou da solda o acabamento da chapa muda de forma bem nítida, principalmente na região bem próxima do cordão. São formados três linhas paralelas ao cordão de solda de tonalidade mais clara, devido a oxidação da chapa nesta região. Esta característica de perfil térmico acentuado é observada em processo de soldagem como ilustrado na Fig. 2.23, em concordância com os resultados obtidos.

Depois de adquiridas as temperaturas por termopares e filmadas as soldagens por meio da termocâmera, os quadros foram analisados por meio do software Termocam Research 2.9, da mesma fabricante da câmera. No momento da análise utilizando o software, um dos parâmetros de entrada é o valor da emissividade. Primeiramente foi utilizado o valor de emissividade de 0,8 fixo para várias faixas de temperatura. Este valor tem como procedência, alguns trabalhos de autores como Little e Kamtekar (1998) e Heinze, Schwenk e Rethmeier (2012). Este primeiro valor de emissividade foi para verificar os resultados de se aplicar a emissividade fixa. Traçando-se as curvas dos ciclos térmicos resultantes dos termopares e sobrepondo às curvas da análise da termo câmera, tem-se a Fig. 6.2.

Como primeiros resultados, a Fig. 6.2 mostra que para valores de emissividade igual a 0,8 para todas as faixas de temperatura não está de acordo com os resultados dos termopares. Para faixas de temperaturas altas como, por exemplo, as temperaturas acima de 900°C a diferença entre as curvas dos termopares e as curvas da termo câmera é alta, ficando com um erro na faixa de 200 °C para a temperatura próximo a 1100°C. Apenas para o pico perto dos 700 °C que este valor de emissividade fez com que as temperaturas se aproximem.

Tentando contornar esta diferença, foram regulados novamente os valores de emissividade agora um valor para cada ponto diferente. Procurou-se ajustar principalmente os picos de temperatura para cada ponto. Como resultados deste ajuste, a comparação entre os valores dos termopares e os valores da termo câmera pode ser visto na Fig. 6.3. Onde o pico maior apresentou uma emissividade de 0,62, o pico intermediário apresentou um valor de emissividade de 0,78 e o último pico, o mais baixo, apresentou o valor de emissividade de 0,76. Conforme observado na Fig. 6.3, mesmo sobrepondo os picos de temperatura, não se conseguiu coincidir os valores de temperaturas mais baixas, para o caso do termopar número um, abaixo de 800 °C.

Enquanto os ciclos térmicos dos outros dois sinais apresentaram as curvas praticamente em cima das curvas dos termopares.

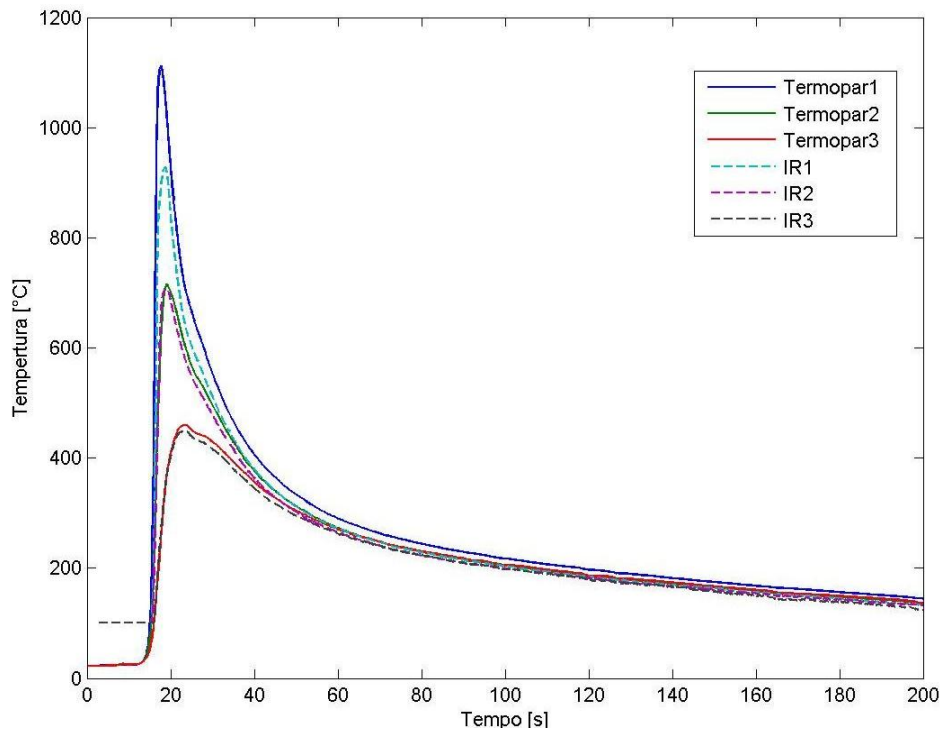


Figura 6.2 – Ciclo térmico de soldagem utilizando emissividade igual a 0,8 para todos os ciclos.

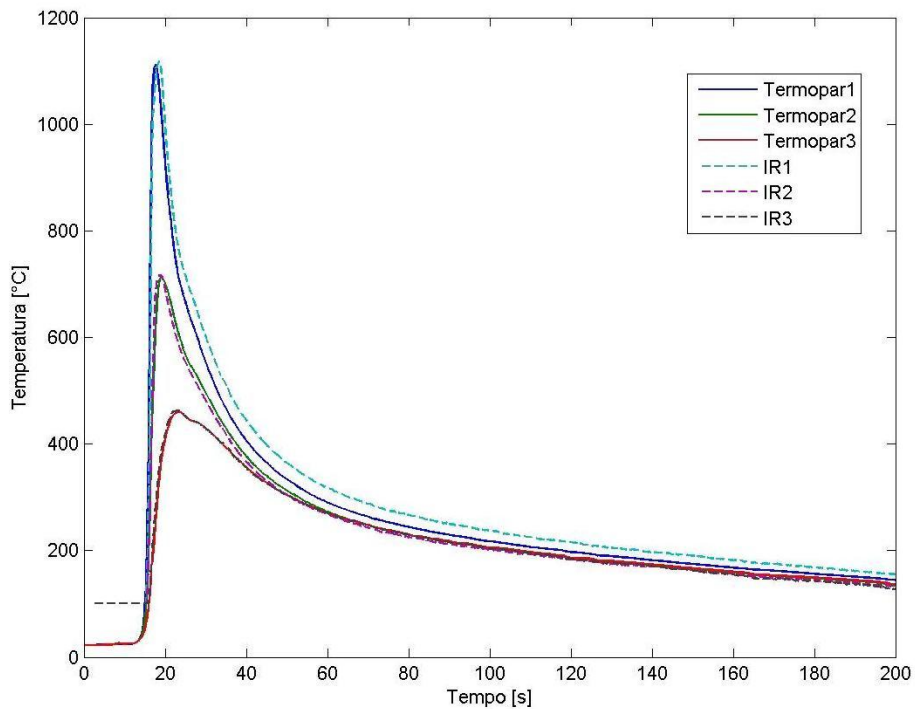


Figura 6.3 – Ciclo térmico de soldagem para valores de emissividade igual a  $e_1=0.62$ ,  $e_2=0.78$ ,  $e_3=0.76$ .



Conforme mostrado na Fig. 6.3, o ajuste dos valores de emissividade fez com que as temperaturas de pico dos termopares e da câmera termográfica coincidissem. Porém, para as temperaturas mais baixas ( $< 900^{\circ}\text{C}$ ) o ciclo térmico da câmera mais próximo do cordão de solda não coincide com a do termopar. Desta forma, foi aumentada a emissividade apenas do ciclo térmico mais próximo do cordão de solda até que os ciclos térmicos do termopar e da câmera coincidissem para as temperaturas abaixo de  $900^{\circ}\text{C}$ . Isto foi feito porque para muitas das filmagens foi verificado que para temperatura acima de aproximadamente  $1000^{\circ}\text{C}$  o sinal da câmera apresentava uma variação aleatória. Este comportamento pode ser explicado pela variação muito brusca do acabamento da superfície do aço à temperaturas muito elevadas ( $> 1100^{\circ}\text{C}$ ). Esta variação muito brusca pode ser observada através da Tab. 2.9 comparando o aço laminado a frio que tem valor de emissividade de 0,85 e o aço líquido que tem o valor de emissividade de 0,28.

Como resultado final, os valores de emissividade encontrados para o processo de soldagem são de 0,7 para temperatura acima de  $800^{\circ}\text{C}$ , de 0,78 para a faixa de temperatura entre  $500^{\circ}\text{C}$  e  $800^{\circ}\text{C}$  e de 0,76 para temperaturas abaixo de  $500^{\circ}\text{C}$  conforme mostrado na Fig. 6.4. Esta variação dos valores de emissividade deve-se às modificações do acabamento da chapa com a temperatura como, por exemplo, a oxidação.

De acordo com o trabalho realizado por Paloposki e Liedquist (2005), a emissividade do aço carbono ASTM A36 é independente da temperatura até uma temperatura de  $\pm 350^{\circ}\text{C}$ . A partir daí, o valor da emissividade tem uma grande variação até a temperatura de  $500^{\circ}\text{C}$ . Porém, seus experimentos foram feitos com aquecimento mais brando com a utilização de fornos até a temperatura de  $550^{\circ}\text{C}$ . Já o processo de soldagem apresenta um aquecimento com uma velocidade muito maior fazendo com que a emissividade mude próximo dos  $500^{\circ}\text{C}$  e de maneira muito rápida. Entretanto, os valores de emissividade para as temperaturas próximas de  $500^{\circ}\text{C}$  estão na faixa de 0,7 a 0,8 tanto no trabalho de Paloposki e Liedquist (2005) quanto neste trabalho.

Com estes resultados fica confirmado que o valor de emissividade não é fixo com a mudança da temperatura durante o processo de soldagem, onde a faixa de temperatura varia da temperatura ambiente até  $\sim 1450^{\circ}\text{C}$  para os aços carbono. E esta variação é confirmada observando a Tab. 2.8, onde os valores variam de 0,08 até 0,85.

Este estudo mostra o quanto é importante o conhecimento das variáveis físicas principalmente das variáveis de entrada de simulações numéricas e equipamentos modernos como a câmera termográfica. A entrada de parâmetros errados resultará em resultados não coerente e não confiáveis.

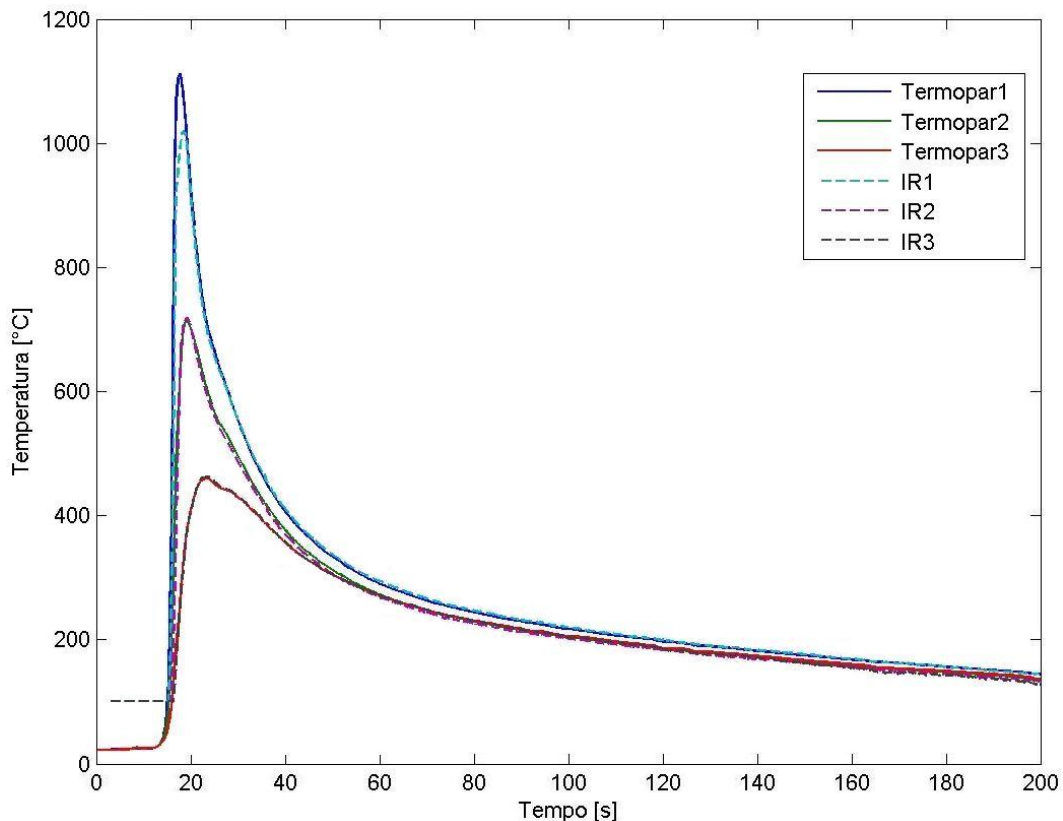


Figura 6.4 – Ciclo térmico de soldagem para os valores de emissividade igual a  $e_1=0,70$ ,  $e_2=0,78$  e  $e_3=0,76$ .

### 6.1.2. Calibração do Sistema Térmico Numérico-Experimental

Para a calibração térmico numérico utilizou-se dos resultados experimentais do Item 6.1.1, tanto dos ciclos térmicos quanto dos sinais de tensão e corrente para o cálculo da energia de soldagem. Os parâmetros de entrada da modelagem numérica via elementos finitos estão descrito no Item 4.1.2.

Para a simulação do processo de soldagem é necessário escolher a forma com que a fonte de calor é imposta à chapa. A Tabela 2.7 mostra os tipos de fontes de calor mais utilizadas neste tipo de modelagem. Foi escolhido a fonte tipo gaussiana, que conforme descrito no Item 4.1.2.4, é a fonte simples que apresenta resultados muito bons para simulação de soldagem de baixa penetração. Como foram simuladas soldagens em chapas praticamente finas, este tipo de fonte é ideal. Entretanto, para a utilização deste tipo de fonte é necessário saber o valor de um parâmetro de entrada desconhecido. Este parâmetro é o sigma ( $\sigma_g$ ), responsável pela variação da densidade de energia imposta à chapa. Quanto maior é esse valor, maior será a área pela qual a uma mesma quantidade de energia é imposta, diminuindo consequentemente a densidade. O valor deste parâmetro foi encontrado utilizando o método do problema

inverso que utiliza otimização do tipo evolução diferencial descrito no Item 4.2.6.2. Monitorando alguns pontos de temperatura perto do cordão de solda conforme mostra a Fig. 4.3, verificou-se que este valor não varia muito para os parâmetros utilizados neste trabalho. O valor de sigma encontrado é de  $\sim 0,003$  m, conforme resultados apresentados no Anexo 8.

Os resultados da simulação para a análise térmica do processo de soldagem em diferentes intervalos de tempo podem ser visto na Fig. 6.5.

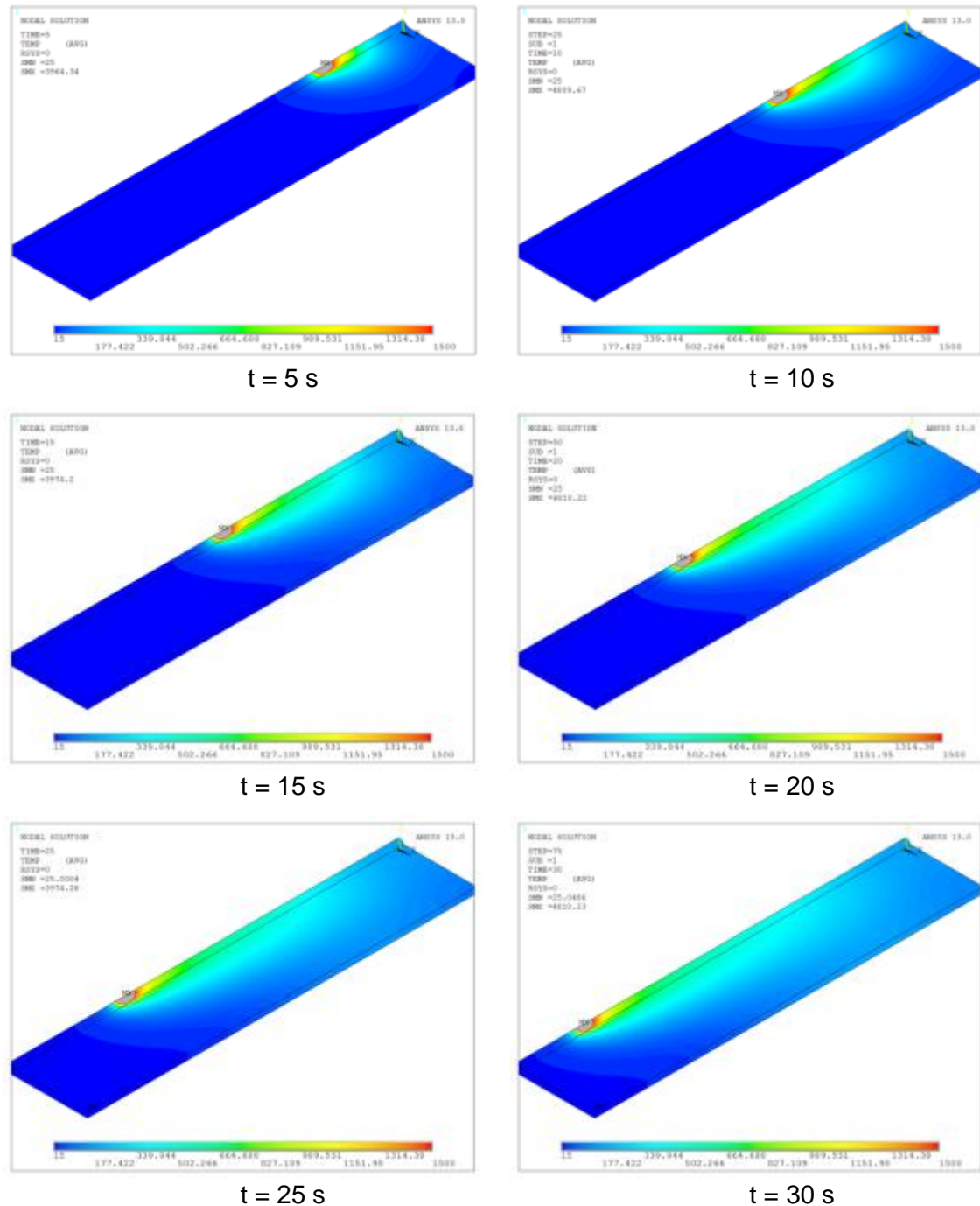


Figura 6.5 – Campo de temperatura do processo de soldagem via elementos finitos

Utilizando os valores de temperatura obtidos da simulação nos pontos mostrados na Fig 4.3, e dos valores de temperatura obtidos experimentalmente nestes mesmos pontos ao longo do tempo, foram colocados em um mesmo gráfico para efeito de comparação. Estes ciclos térmicos numéricos e experimentais são mostrados na Fig. 6.6.

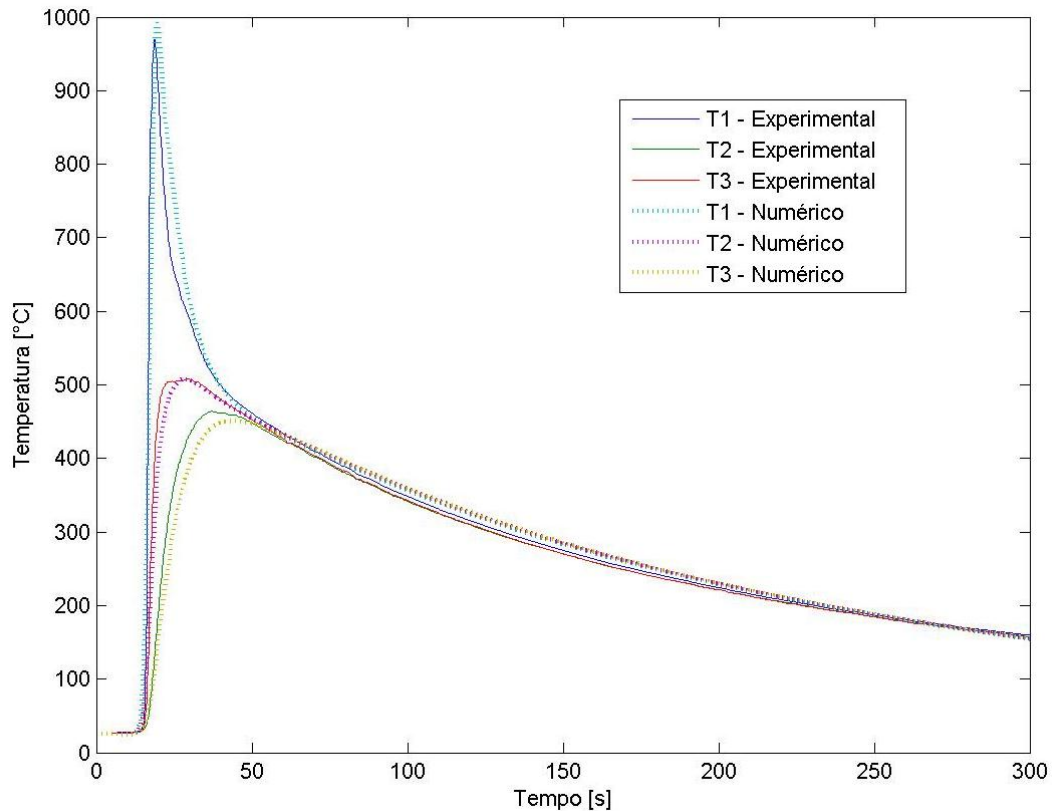


Figura 6.6 – Comparação entre os ciclos térmicos experimentais e numéricos

Com base nestes resultados apresentados é possível afirmar que o modelamento térmico do processo de soldagem via elementos finitos está de acordo com o processo na prática. As curvas dos ciclos térmicos do processo de soldagem via elementos finitos apresentaram praticamente os mesmos valores dos ciclos térmicos da aquisição por meio de termopares. Já a câmera termográfica apresentou também valores muito próximos dos termopares, com exceção de temperaturas acima de 1000 °C, cujas causas já foram descritos no Item anterior.

Estes resultados mostram que o modelo de elementos finitos consegue prever com boa acuracidade o campo térmico do processo de soldagem quando os parâmetros de entrada do modelo numéricos são bem conhecidos. E através do pós-processamento é possível encontrar os valores de temperatura e de fluxo de calor em qualquer posição da chapa em qualquer momento da análise. O que torna o software de elementos finitos uma ferramenta muito poderosa na solução de problemas envolvendo o campo de temperatura no processo de soldagem como, por exemplo, a taxa de resfriamento da região da ZAC (zona afetada pelo calor), que tem forte influência na transformação microestrutural e consequentemente forte influência nas propriedades mecânicas desta região.

### **6.1.3. Impacto da Aplicação de Radiação na Simulação de Soldagem**

Como foi descrito no Item 6.1.1, é imprescindível o conhecimento dos fenômenos físicos envolvidos na simulação numérica quanto de equipamentos mais modernos. Assim, uma condição de contorno muito importante aplicada em análises térmicas de soldagem é a perda de energia para o ambiente através da radiação.

Com isso, foram feitos estudos para verificar a influência da aplicação da radiação na simulação de soldagem.

Nestes estudos foram realizadas simulações do campo térmico em chapas de aço ASTM A36 de geometria de 200 x 100 x 3,2 mm de forma simétrica, utilizando uma fonte de calor do tipo gaussiana com e sem aplicação de radiação como condição de contorno. Os detalhes do problema podem ser observados no Item 4.1.3.

Como primeiros resultados deste estudo foram obtidos os campos de temperatura transiente durante o processo de soldagem ao longo da chapa utilizando a condição de contorno de radiação juntamente com convecção conforme mostra a Fig. 6.7.

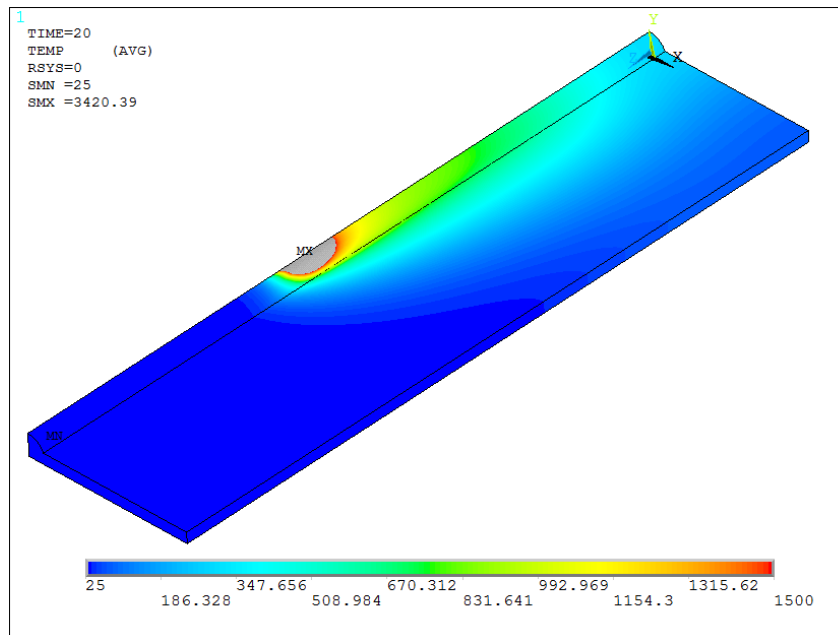


Figura 6.7 – Campo de temperatura do processo de soldagem via elementos finitos

Para efeito de comparação foram marcados pontos nas posições  $x=0$ ,  $x=0,004$  m e  $x=0,008$  m, no centro da chapa em  $z=0,1$  m no lado inferior da chapa ( $y=0$ ) para verificar os valores de temperatura ao longo do tempo das simulações com condição de radiação e sem a condição de radiação. Os ciclos térmicos podem ser observados na Fig. 6.9, com as linhas tracejadas com condição de radiação e convecção e as linhas contínuas com condição apenas de convecção.

Com base na Fig. 6.9 é possível afirmar que a condição de radiação tem forte influência em análises numéricas de soldagem, principalmente no ciclo térmico do processo. E ainda observando a Fig. 6.9, como já era de se esperar as maiores diferenças estão nas mais altas temperaturas, e vai diminuindo com o baixar da temperatura. Este comportamento é explicado pela equação de radiação, em que a diferença entre a temperatura monitorada e a temperatura ambiente é elevada a quarta potência conforme mostra a Eq. 4.5.

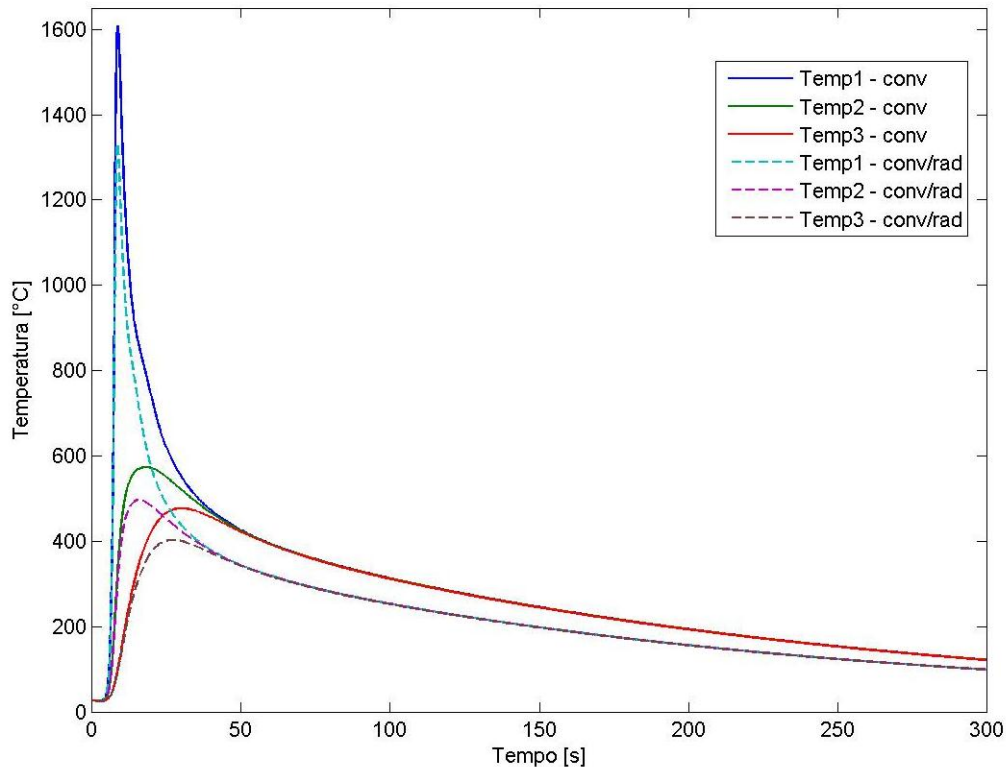


Figura 6.8 – Ciclos térmicos das simulações com condição de radiação e sem condição de radiação.

Ainda para exemplificar uma comparação entre as perdas por radiação e as perdas por convecção, foram traçados gráficos com as Eq. 4.4 e Eq. 4.5 para várias temperaturas, vários valores de coeficiente de convecção e de emissividade, conforme mostra a Fig. 6.10.

A Figura 6.10 mostra que dependendo dos valores do coeficiente de convecção e de emissividade, as perdas por convecção são maiores até certo ponto sobre as perdas por radiação, a partir daí a radiação é predominante. Para valores de convecção utilizados por alguns autores (SORENCE, 1999; TENG et al., 2001 e GERY, LONG, MAROPOULOS, 2005) em torno de 15 a 25 W/m<sup>2</sup>K, a predominância da convecção sobre a radiação fica na faixa da temperatura ambiente até 700 K.

Como base na Fig. 6.9 e na Fig. 6.10, pode-se verificar que a radiação e a convecção ambos têm grandes valores de perdas de calor para o ambiente com predominância da radiação na poça de fusão (altas temperaturas) e no cordão de solda logo após a poça de fusão. Para as demais localizações a convecção apresenta valores maiores em comparação à radiação.

Com os resultados apresentados, pode-se dizer que as condições de contorno tanto de convecção quanto de radiação não podem ser ignoradas nas análises numéricas térmicas do processo de soldagem.

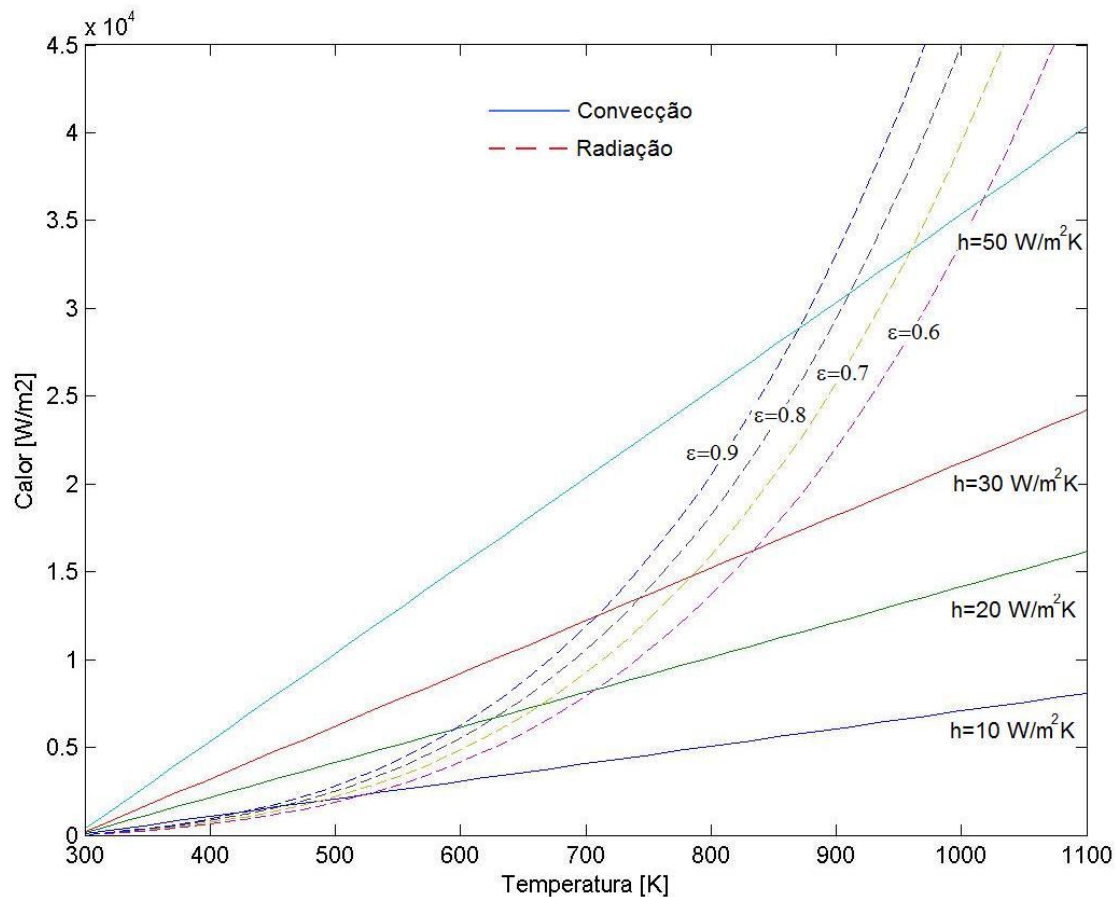


Figura 6.9 – Calor perdido para várias temperaturas, valores de coeficiente de convecção e emissividade.

#### 6.1.4. Influência da Termodependência das Propriedades Térmicas do Material

A simulação numérica utilizando o método de elementos finitos consiste na solução de várias equações físicas do problema. Desta forma, quaisquer valores de entrada como, por exemplo, as condições de contorno resultarão em uma solução, sendo ela correta ou não. Então, para a utilização deste tipo de ferramenta precisa-se ter um conhecimento mais consolidado sobre o problema pelo qual está resolvendo.

Este ponto do trabalho procura mostrar a influência da utilização de propriedades térmicas constantes e termo dependentes. Mostrando que estas propriedades afetam de maneiras muito significativas os resultados da modelagem numérica do processo de soldagem.

Toda a metodologia envolvendo esta análise está presente no Item 4.1.4. Que consiste basicamente na simulação de soldagem utilizando propriedades que variam com a temperatura e simulações com propriedades constantes com diferentes temperaturas.



Foram colocadas as curvas dos ciclos térmicos de soldagem para a simulação com propriedades constantes e termo dependentes em um mesmo gráfico para efeito de comparação. A Figura 6.11 mostra a diferença entre as propriedades térmicas diferentes.

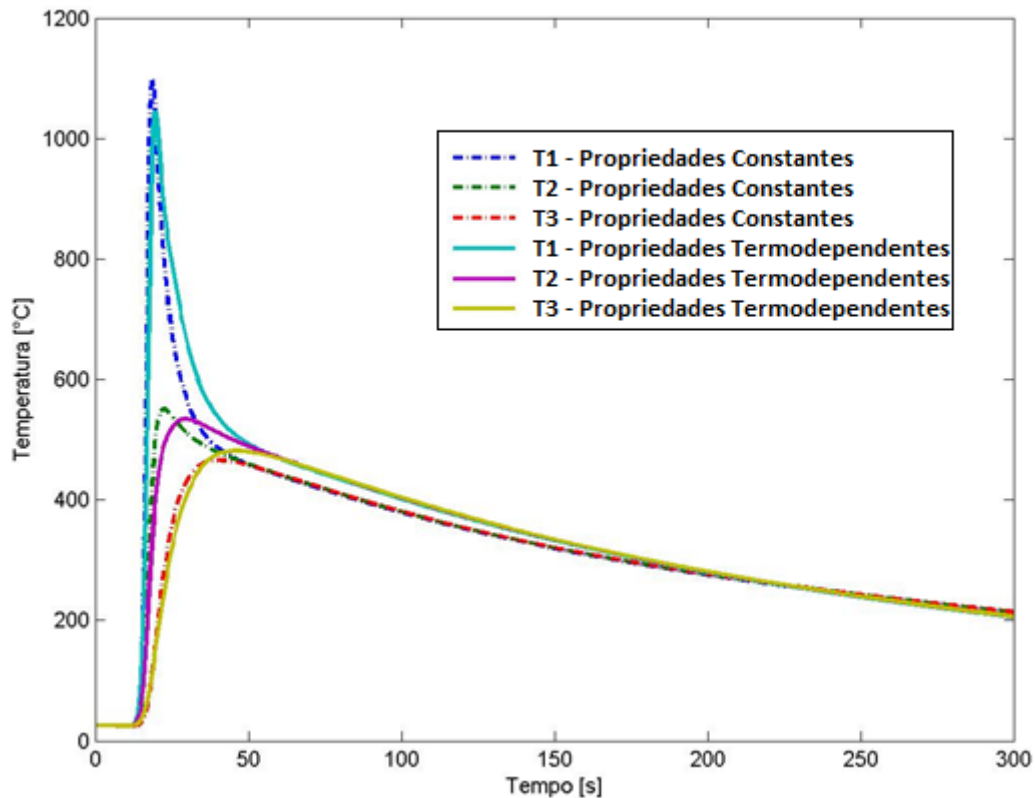


Figura 6.10 – Comparação dos ciclos térmicos entre simulações com propriedades térmicas constantes e termodependentes.

Com base nos resultados obtidos, fica claro que a utilização de propriedades termodependente apresentam resultados muito diferentes das análises utilizando as propriedades constantes. A principal diferença está à altas temperaturas, na faixa de 400°C à 1100 °C, podendo chegar a valores de 75 °C (T~500 °C) de diferença entre os ciclos térmico com propriedades constantes e propriedades termodependentes, representando 15 % de erro.

Como o processo de soldagem de aço alcançam temperaturas muito elevadas (~1350 °C), é imprescindível a utilização de propriedades termodependentes na simulação deste processo.

A maior diferença dos ciclos pode ser explicada pelas propriedades termodependentes do aço. Quando o aço alcança temperaturas altas de ~800 °C a condutividade térmica do material diminui e o calor específico do material aumenta

muito, conforme se pode ver na Fig. 3.2. Com isso, o calor não é dissipado tão facilmente para o resto do material comparando-se com o resto do material, diminuindo assim a velocidade de resfriamento nesta faixa de temperatura conforme visto na Fig. 6.11.

Little e Kamtekar (1998), demonstraram que quanto maior o valor da condutividade térmica do material menor será a amplitude dos picos de temperaturas perto do cordão de solda. E a queda de temperatura depois dos picos serão maiores. As afirmações destes autores são verificados na Fig. 6.11, onde a simulação com as propriedades termodependentes apresentam as temperaturas de pico menor, já que a condutividade térmica para altas temperaturas destes aço são da ordem de 100 W/mK e da condutividade térmica constante de 51,9 W/mK. E a queda de temperatura depois dos picos são maiores nas propriedades constantes porque seu valor é de 51,9 W/mK enquanto as propriedades termodependentes em temperaturas não tão altas são mais baixa conforme pode ser observado na Fig. 3.2.

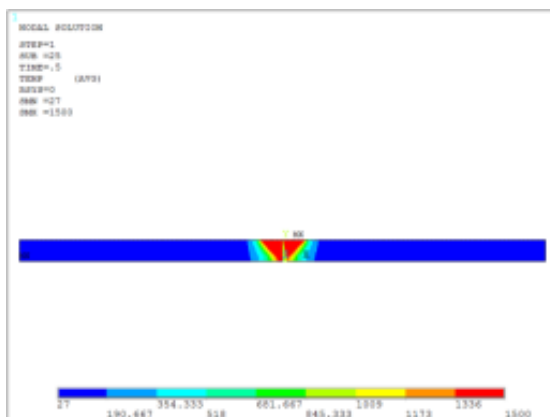
As propriedades térmicas do material utilizados na simulação de soldagem apresentam grande importância, modificando fenômenos, entre eles está o rendimento térmico de soldagem conforme descrito no Item 2.3.1.3, onde a variação da condutividade térmica do material pode alterar a facilidade com que o calor se propaga através da peça e modifica o valor deste rendimento.

#### **6.1.5. Influência do Tipo de Junta na Propagação de Calor**

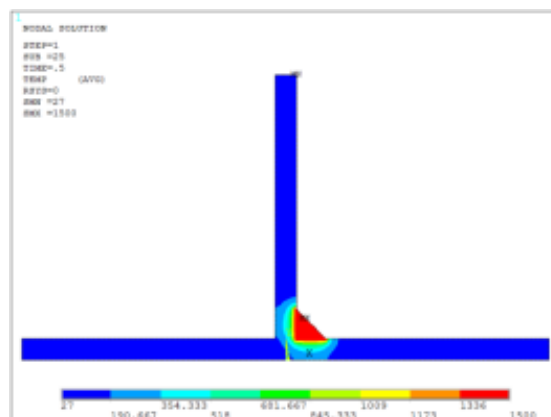
Depois de realizadas as análises térmicas dos diversos tipos de juntas conforme descrito no Item 4.1.5, podem ser verificadas como resultados o campo de temperatura para os diversos tipos de juntas na Fig. 6.12 e o fluxo de calor na Fig. 6.13 no tempo 1 s. Como foram feitas análises transientes, é possível verificar os resultados para todos os passos de tempo.

Procurando encontrar o fluxo total de calor para cada tipo de junta, foram adquiridos os fluxos de calor que atravessa cada linha conforme mostra a Fig. 6.14. Esta aquisição no software Ansys® é realizada por meio de um comando chamado *PATH*. Cada junta é composta de duas linhas que separam a poça de fusão e o material de base. É através destas linhas que por onde ocorre o fluxo de calor por condução para o resto do material.

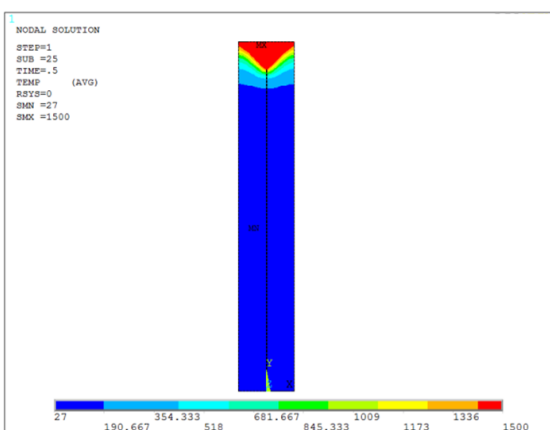
Os valores dos fluxos de calor por cada linha do cordão de solda da junta de topo para o tempo de 1s são mostrados na Fig. 6.15.



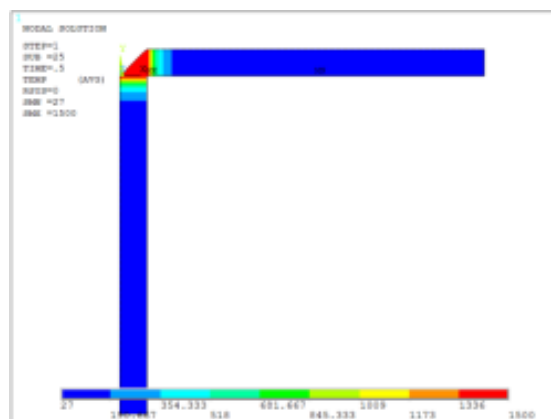
Junta de topo



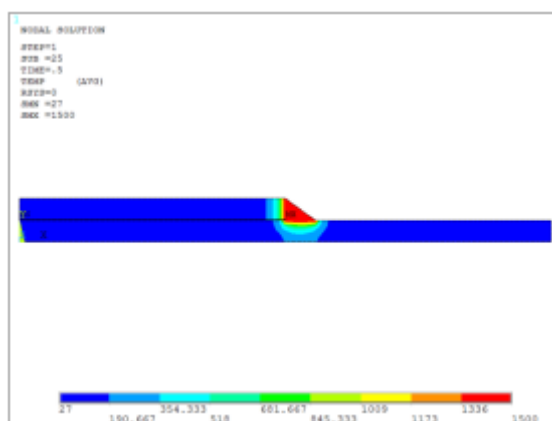
Junta em "T"



Junta de Aresta



Junta de Canto



Junta Sobreposta

Figura 6.11 - Campo de temperatura para os diversos tipos de juntas no tempo de 1 s.

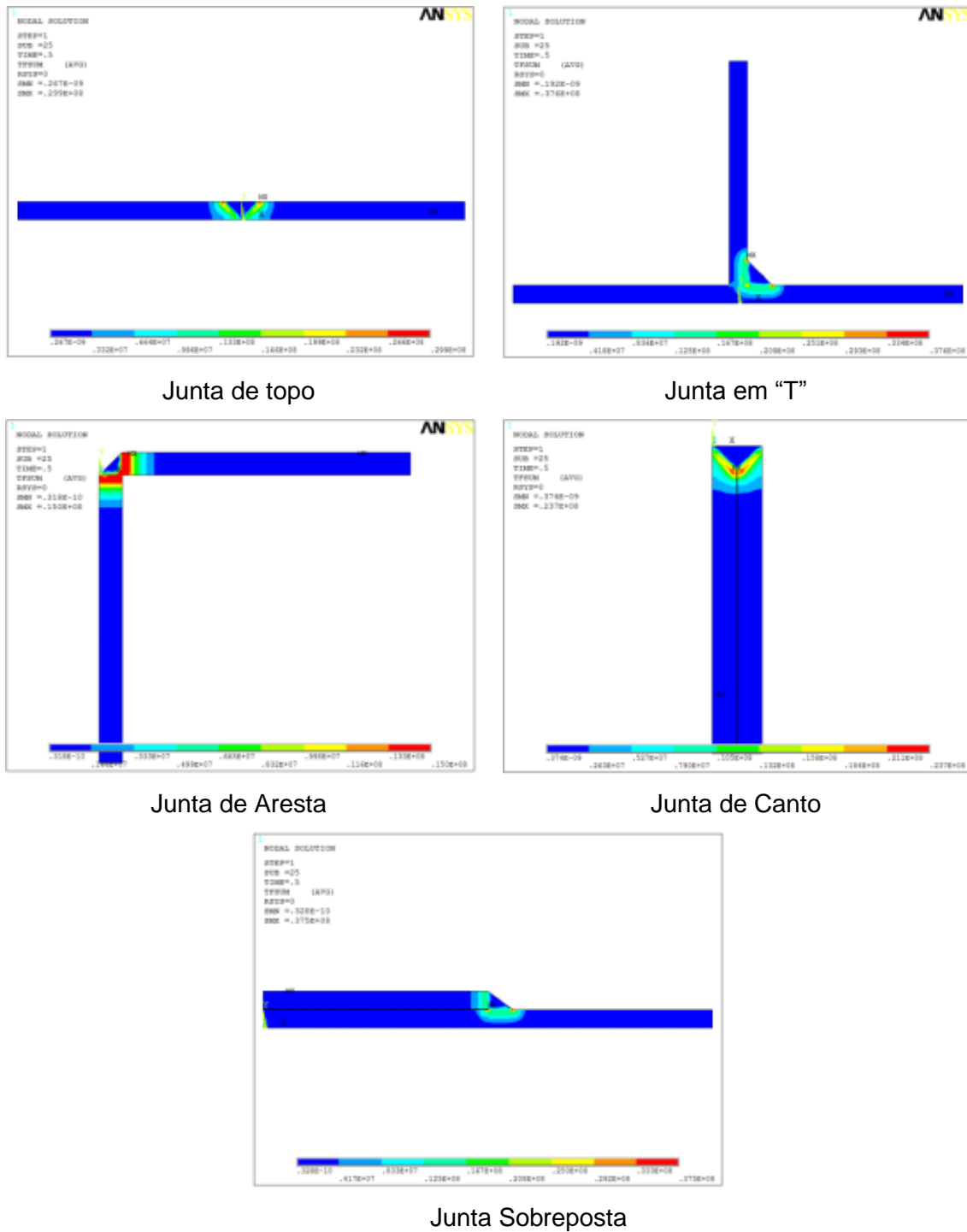


Figura 6.12 - Valores do fluxo de calor

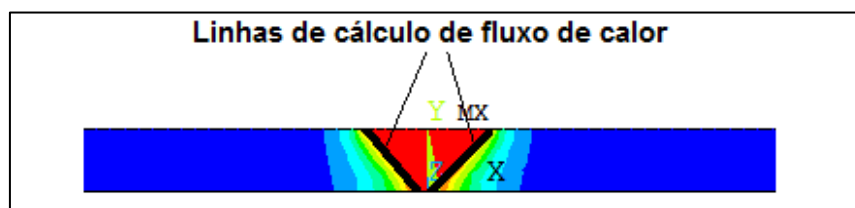
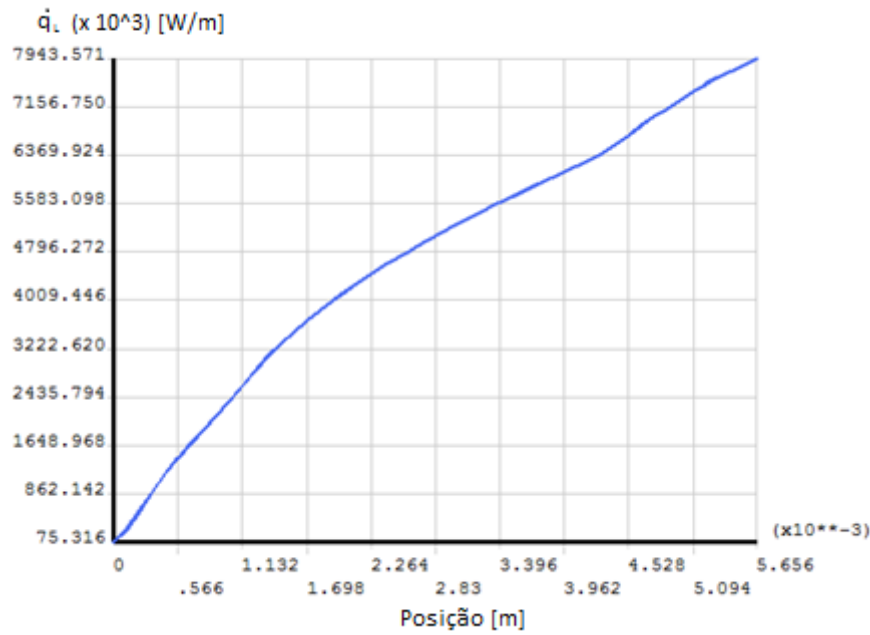
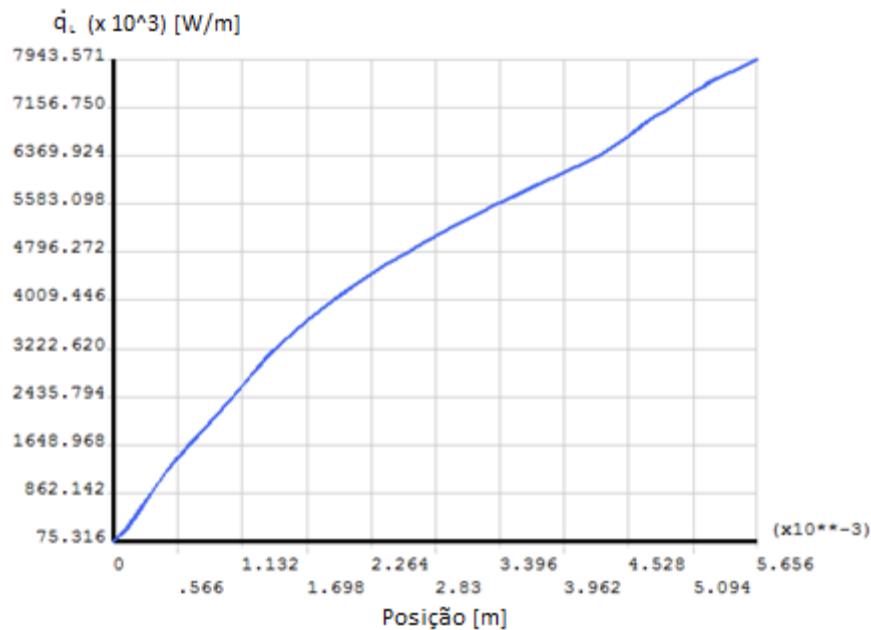


Figura 6.13 - Linhas onde foram adquiridos os fluxos de calor



(a) Linha 1 da junta de topo



(b) Linha 2 da junta de topo

Figura 6.14 – Valores de fluxo de calor para as juntas de topo

Os gráficos do fluxo de calor de cada linha para as juntas do tipo “T”, junta de canto, junta de aresta e da junta sobreposta estão no Anexo 5.

De posse dos valores de fluxo de calor que atravessam as linhas, foi realizada a integração destes para cada tipo de junta. Estes valores da integração estão à amostra na Tab. 6.1. Dividindo agora os valores totais de fluxo de calor de cada junta

pelo o valor da junta de topo (tomando esta como a junta de referência) têm-se os valores relativos de remoção de calor.

Com os valores dos resultados encontrado aqui foram comparados com o trabalho de Tusek et al. (2003), que calculou a influência do tipo de junta de soldagem na condução do calor e no rendimento térmico de soldagem através do modelamento analítico. Esses valores e a comparação estão à amostra na Tab. 6.1.

Tabela 6.1 - Tabela dos valores dos fluxos e do coeficiente de remoção de calor encontrado

<b>Tipo de Junta</b>	<b>Fluxo de Calor Linear (<math>q_L</math>) [W/m]</b>	<b>Coeficiente de Remoção de Calor (Simulado)</b>	<b>Tusek et. al. (2003)</b>
<b>Topo</b>	53729	1,00	1,00
<b>“T”</b>	69704	1,30	1,33
<b>Aresta</b>	48687	0,91	-
<b>Canto</b>	32406	0,60	0,87
<b>Sobreposta</b>	57062	1,06	1,15

De acordo com os coeficientes de remoção de calor de cada tipo de junta encontrados através da simulação por elementos finitos, foi possível dizer que a junta “T” é a que apresenta maior remoção de calor do cordão de solda, já que o fluxo de calor ultrapassado pelas linhas indicadas na Fig. 6.14 foi o maior de todos os tipos de juntas. Já o segundo tipo de junta que maior apresentou fluxo de calor foi a junta sobreposta, seguida pela junta de topo, junta de aresta e por último a junta de canto. Estes valores podem ser explicados pela quantidade de material próximo ao cordão de solda, que tem capacidade de dissipar o calor naquela localização, conforme é possível verificar na Fig. 6.13.

A comparação feita com relação ao trabalho de Tusek et al. (2003) mostra que os valores dos coeficientes de remoção de calor são muito próximos, principalmente os valores da junta do tipo “T” e da junta sobreposta. Já com relação a junta de canto, mostra que os valores encontrados neste trabalho são menores. E a junta de aresta apresentou um coeficiente de remoção de calor de 0,91, junta esta não calculada por Tusek et al.

Este estudo dos tipos de juntas de soldagem mostrou que a distribuição de temperatura e o fluxo de calor pela peça não são apenas influenciados pelas propriedades dos materiais, pelos processos de soldagem ou pela fonte de calor, mas

também pelo tipo de junta. Este tipo de estudo é ainda pouco explorado na análise térmica de soldagem. Com base nisso foram feitos também estudos com relação ao rendimento térmico de soldagem para diferentes tipos de juntas. E os resultados estão apresentados no próximo Item.

#### **6.1.6. Cálculo do Rendimento Térmico para Diferentes Tipos de Juntas**

Para o cálculo do rendimento térmico de soldagem para os diferentes tipos de juntas apresentado neste trabalho, foi utilizado o método da calorimetria por nitrogênio líquido descrito no Item 2.8.4.3. Este método foi utilizado também por Joseph et al. (2003), Scotti (2008) e Arevalo (2011), porém para o mesmo tipo de junta. Ele consiste no cálculo do calor imposto à chapa mergulhando-a em certa quantidade de nitrogênio líquido e monitorando a quantidade em que essa substância é evaporada devido ao calor imposto pela soldagem. Todo o procedimento para este cálculo está descrito no Item 4.1.6.

Antes de se realizar o experimento, foram feitos estudos do método de calorimetria por nitrogênio líquido para poder diminuir os erros de procedimentos. Alguns autores descrevem alguns dos procedimentos e características dos métodos realizados em seus experimentos.

Arevalo (2011) descreve em seu trabalho que a repetitividade dos experimentos do rendimento térmico por nitrogênio líquido apresenta resultados muito bons. Com variações menores do que 1,5%.

Estes dois trabalhos mostram que este tipo de método de cálculo do rendimento térmico de soldagem apresenta resultados bem satisfatórios e com valores próximos de outras literaturas. O que torna o método bem adequado para sua utilização neste trabalho.

A metodologia completa para o cálculo do rendimento térmico para os diferentes tipos de juntas utilizando o método por nitrogênio líquido está descrita no Item 3.1.6.

A apresentação dos resultados do rendimento térmico das diferentes tipos de juntas de soldagem começa com a apresentação da potência elétrica de soldagem calculadas através dos sinais de corrente e tensão de soldagem apresentados na Fig. 6.16 e Fig. 6.17. Esta potência é calculada através da média do produto da corrente pela tensão instantaneamente, chamada de potência média instantânea, apresentada na Eq. 4.6. Que segundo Joseph et al. (2003) e Nascimento et al. (2007) dizem que esta é a potência que apresenta resultados mais coerentes para o processo de soldagem.

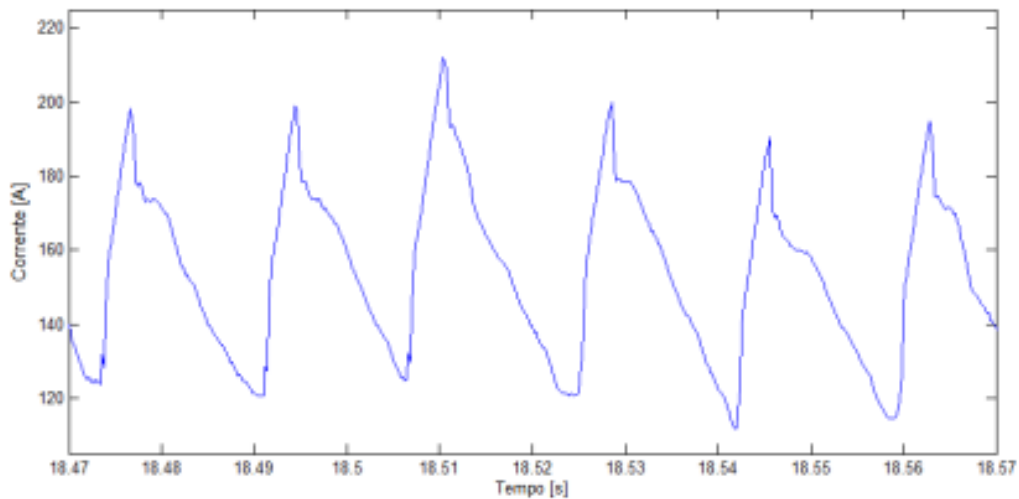


Figura 6.15 – Sinal de corrente da soldagem MAG curto-circuito

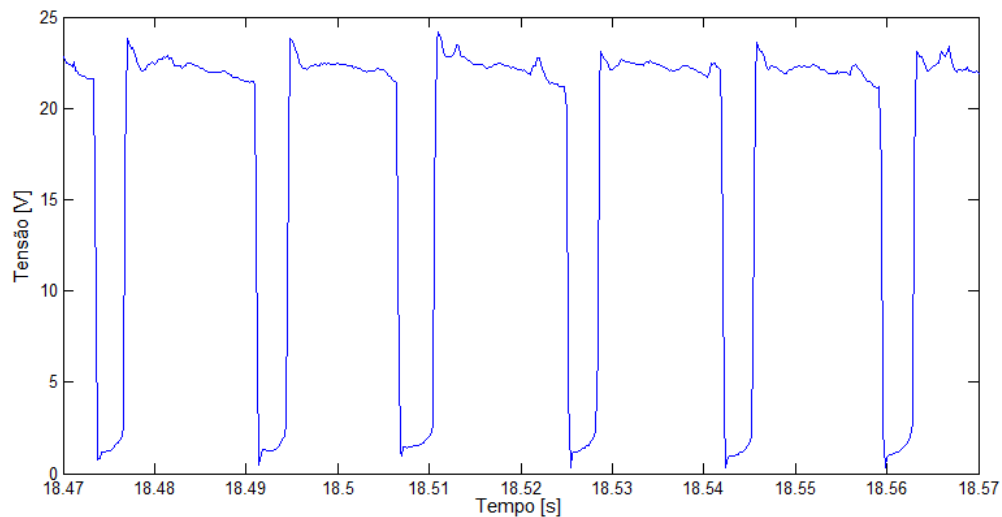


Figura 6.16 – Sinal de tensão da soldagem MAG curto-circuito

Estes sinais de corrente e tensão do processo de soldagem foram obtidos através do sistema de aquisição de sinais descritos no Item 3.3.3, cujas curvas de calibração se apresenta no Anexo 7.

Depois do cálculo da potência média instantânea foram feitas as medições de evaporação do nitrogênio para as chapas quentes e para as chapas frias realizadas por equipamentos descritos no Item 3.3.6.

As chapas quentes descrita neste trabalho são as chapas que acabaram de serem soldadas, ou seja, apresenta uma temperatura bem elevada devido ao calor imposto pelo processo de soldagem. Já as chapas frias são estas mesmas chapas que foram soldadas, porém esperou-se que elas alcançassem a temperatura ambiente até sua total homogeneidade térmica.



A variação das massas de nitrogênio pelas chapas quente e pelas chapas frias foram plotadas juntas procurando coincidir a massa inicial e o tempo inicial de largada da chapa dentro do recipiente. A Figura 6.18 mostra a dinâmica da evaporação do nitrogênio para as duas condições de uma mesma chapa.

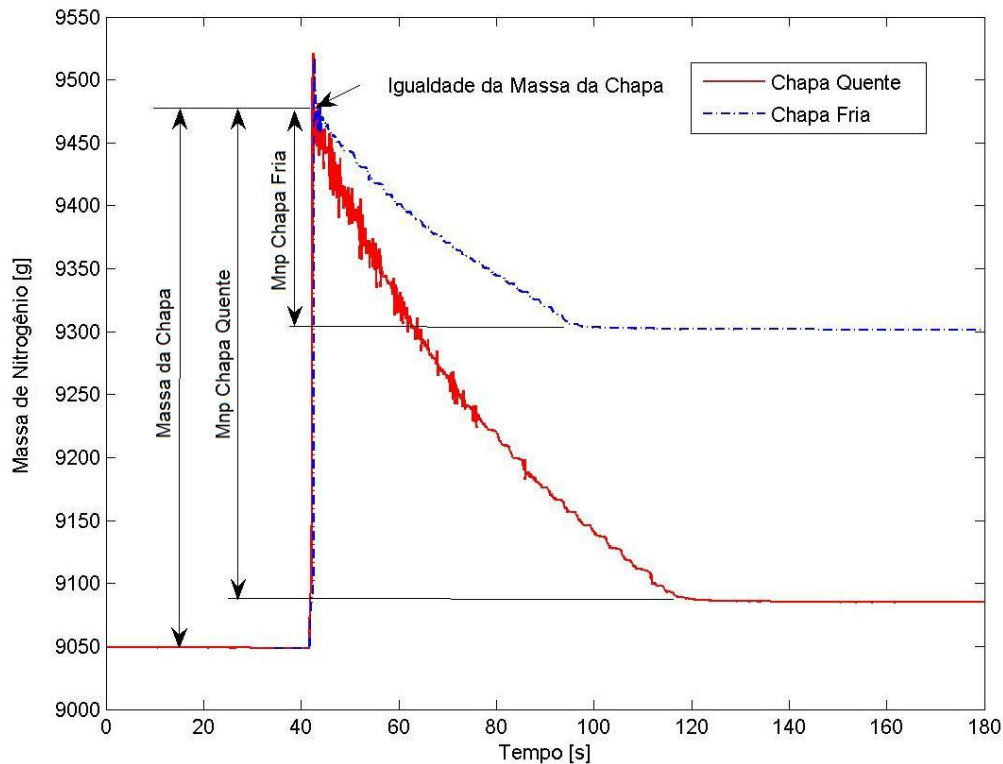


Figura 6.17 – Variação da massa de nitrogênio pela introdução da chapa quente e da chapa fria.

onde:

Mnp Chapa quente – Massa perdida de nitrogênio pela chapa quente (após soldagem)

Mnp Chapa fria – Massa perdida de nitrogênio pela chapa fria

Quando são colocadas as chapas com elevadas temperaturas dentro do nitrogênio líquido ocorre uma evaporação instantânea do nitrogênio que está em contato com a chapa, fazendo com que ocorram fortes borbulhamentos. Este processo pode ser observado na variação do nitrogênio líquido da chapa quente mostrado na Fig. 6.18.

Devido a estes fortes borbulhamentos, foram tomados alguns cuidados durante a realização do experimento para minimizar os erros no momento das medições. Uma delas foi a colocação de nitrogênio líquido dentro do recipiente de 8 l. Foi colocada uma quantidade de nitrogênio até um nível em que a chapa ao ser inserida dentro do

recipiente ficasse totalmente coberta durante a monitoração da massa de nitrogênio, mas não tão cheio a ponto de apresentar respingos do nitrogênio para fora do recipiente quando colocada a chapa quente.

Outra medida para a diminuição dos erros foi a colocação da chapa soldada dentro do nitrogênio na posição mais vertical possível para que não ocorresse o derramamento do nitrogênio.

Estas duas medidas foram para evitar erros que podem comprometer os resultados como descrito por Arevalo (2011), que, em seu trabalho, mostrou que quando ocorre algum respingo para fora do recipiente os erros das medidas se tornam muito grandes.

Os resultados da variação da massa de nitrogênio para chapas quentes e frias das juntas de topo ou simples deposição estão mostrados na Fig. 6.19.

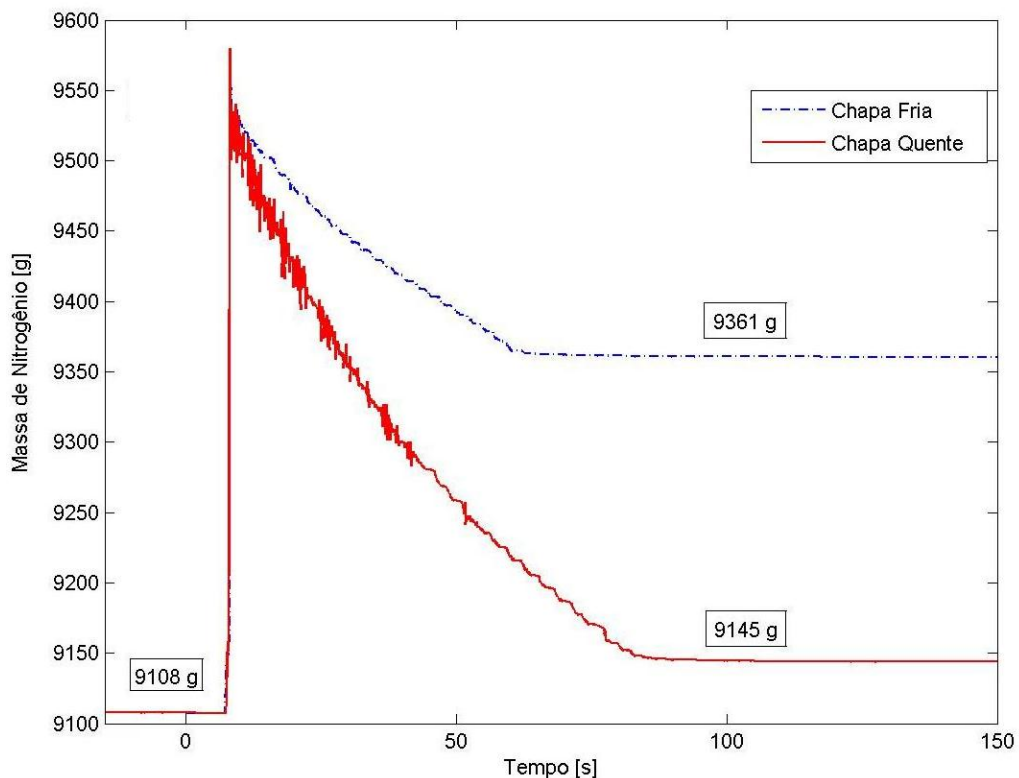


Figura 6.18 – Variação da massa de nitrogênio líquido para as juntas de topo.

A variação da massa de nitrogênio para as chapas quente e fria das juntas do tipo “T” são mostradas na Fig. 6.20.

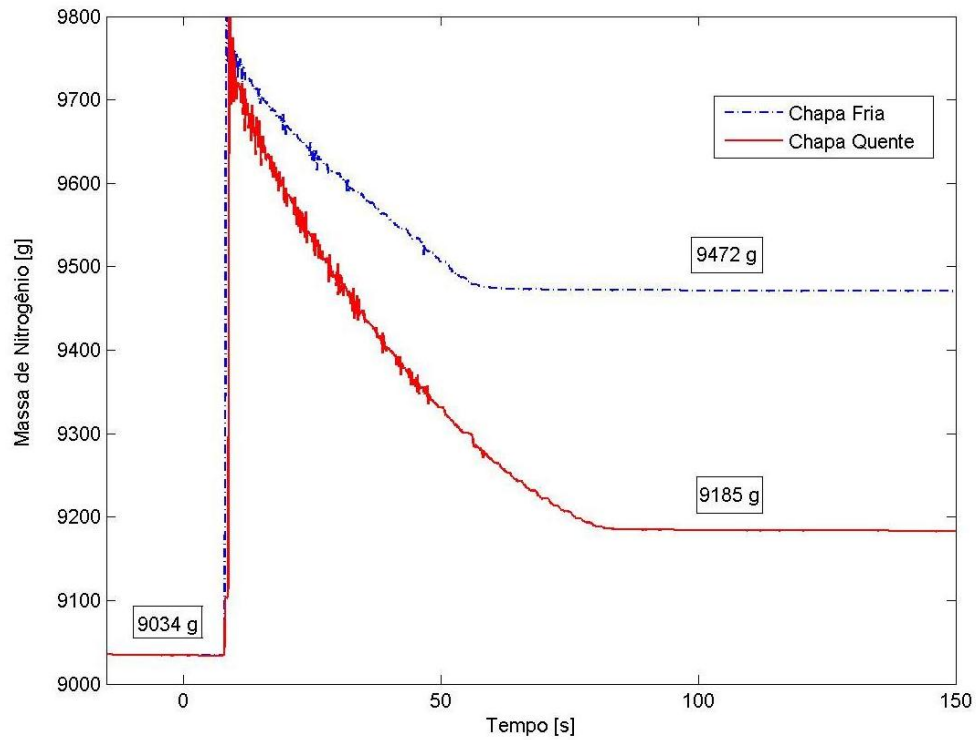


Figura 6.19 – Variação da massa de nitrogênio líquido para as juntas do tipo “T”.

A variação da massa de nitrogênio líquido para as junta sobreposta estão mostradas na Fig. 6.21.

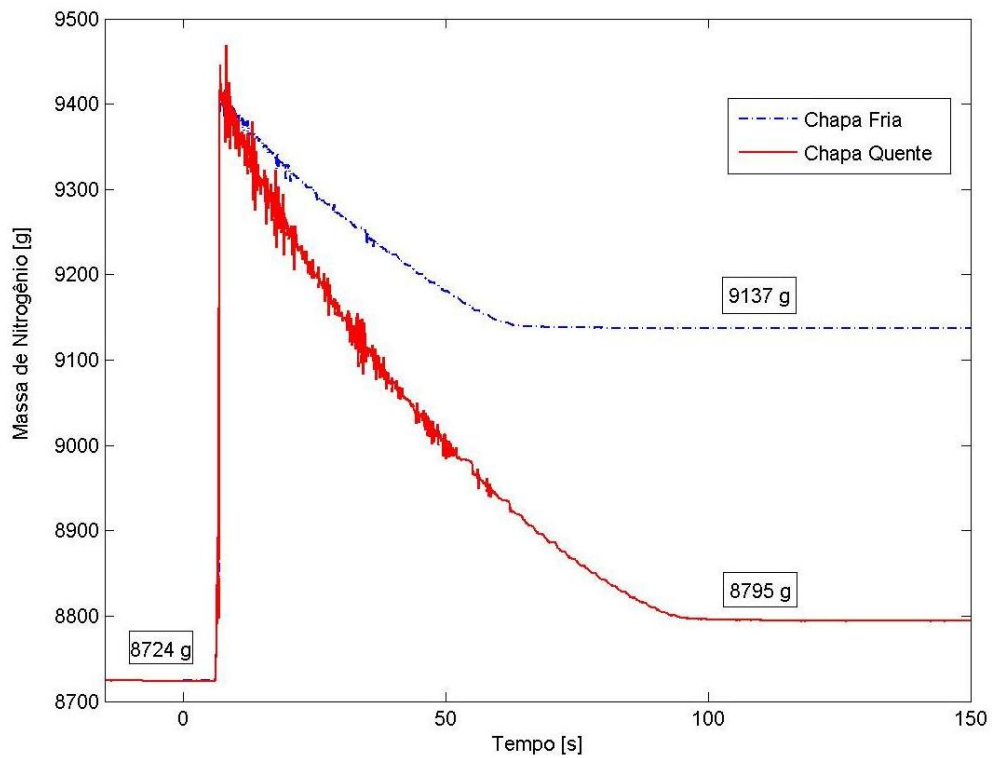


Figura 6.20 – Variação da massa de nitrogênio líquido para as juntas sobrepostas.

De posse das curvas da variação da massa de nitrogênio líquido para as juntas de topo, junta tipo “T” e a junta sobreposta, e dos valores das potências de soldagem para os estes tipos de juntas, já é possível calcular o rendimento térmico para cada junta.

Os resultados dos cálculos da potência média instantânea calculada pela Eq. 4.6, da energia de soldagem calculada pela Eq. 4.7, quantidade de nitrogênio líquido evaporado em função das chapas quentes e das chapas frias, da energia imposta à chapa pelo processo de soldagem convertida em evaporação de nitrogênio líquido calculada pela Eq. 4.11 e o rendimento térmico calculado pela Eq. 2.2 estão apresentados na Tab. 6.2.

Tabela 6.2 – Valores de parâmetros calculados para o rendimento térmico

Tipo Junta	$P_{inst}$ [W]	$E_{sol}$ [J]	$\Delta mn$ quente [g]	$\Delta mn$ fria [g]	$EN_2$ [J]	$\eta$	$\bar{\eta}$
Junta T	2757	551400	559	272	57141.7	0.96	0,95±0,02
	2704	540800	523	262	51965.1	0.91	
	2741	548200	584	290	58535.4	0.97	
	2811	562200	524	254	53757	0.95	
Sobrechapa	2799	559800	389	173	43005.6	0.82	0,83±0,02
	2787	557400	405	174	45992.1	0.86	
	2846	569200	403	179	44598.4	0.82	
	2845	569000	396	168	45394.8	0.83	
Sobreposta	3801	760200	620	272	69286.8	0.85	0,92±0,05
	2930	586000	557	263	58535.4	0.95	
	2691	538200	539	275	52562.4	0.91	
	2686	537200	552	279	54354.3	0.98	

onde:

$P_{inst}$  – Potência instantânea de soldagem [W];

$E_{sol}$  – Energia de soldagem [J];

$\Delta mn$  quente – variação da massa de nitrogênio líquido para a chapa quente [g];

$\Delta mn$  fria – variação da massa de nitrogênio líquido para a chapa fria [g];

$EN_2$  – Energia necessária para evaporar certa quantidade de nitrogênio líquido [J];

$\eta$  - Rendimento térmico de soldagem;

$\bar{\eta}$  - Rendimento térmico médio de soldagem.

Verificando os valores da potência de soldagem de todas as juntas nota-se que não houve grande variação exceto a primeira junta sobreposta. Isto quer dizer que foi possível realizar os processos de soldagem sem variar muito a potência de soldagem para os diversos tipos de juntas de soldagem.

Os resultados apresentados mostram que a junta do tipo “T” foi a que apresentou maior rendimento térmico de soldagem com valores médios de 95%. Isto pode ser explicado em parte pelos cálculos apresentado no Item 6.1.5 e por Tusek et. al. (2003), onde mostra que cada tipo de junta de uma capacidade maior ou menor de remoção do calor da região próximo do cordão de solda, podendo afetar desta forma, o rendimento térmico.

Já a junta sobreposta apresentou resultados quase iguais à junta do tipo “T” conforme mostra a Tab. 6.2. Estes dois tipos de junta apresentam quantidades de material perto do cordão de solda parecidos fazendo com que a quantidade de calor dali retirada fosse parecido também.

Outra explicação está relacionada com as perdas de calor pelo arco elétrico, as juntas de topo apresentam uma área de contato do arco com o ambiente maior do que as juntas do tipo “T” e das juntas sobrepostas, fazendo desta forma que as perdas pelo arco sejam maiores, diminuindo consequentemente o rendimento térmico. Tusek et al. (2003) também assumiu que uma distribuição gaussiana seria níveis de densidade de energia, e como o arco elétrico apresenta uma geometria parecida com uma gaussiana, ele poderia verificar os níveis de densidade de energia para cada tipo de junta. E mostrou com este método que a junta do tipo “T” apresentava maior rendimento térmico de soldagem.

O rendimento térmico de soldagem para as juntas de topo apresentaram valores próximos de alguns trabalhos já realizados por alguns autores (DUPONT e MARDER, 1995, KOU, 2003, MODENESI, MARQUES E SANTOS, 2006), com valores próximos à 83%.

Para as juntas do tipo “T” e sobrepostas os rendimentos térmicos apresentaram valores altos em comparação a junta de topo. Porém, nenhuma literatura apresentou até hoje cálculos de rendimento térmico experimentais com diferentes juntas.

Com este experimento e estes resultados mostram que o rendimento térmico de soldagem não depende apenas do processo, dos parâmetros ou das propriedades dos materiais, depende principalmente do tipo de junta de soldagem. Mostrando que as juntas que apresentam maiores volumes de material próximos do cordão de solda tende a aumentar o calor imposta à chapa e consequentemente o rendimento térmico.

### 6.1.7. Influência das Propriedades Estruturais Constantes e Termodependentes do Material

Após realizar a análise de verificação da influência das propriedades térmicas termodependentes na simulação de soldagem, foi realizada a verificação da influência das propriedades mecânicas termodependentes também na simulação do processo de soldagem.

A metodologia completa desta análise pode ser observada no Item 4.2.3.

Como resultados da análise estrutural, são descritos as distorções, tensões residuais e deformações plásticas nas três direções. De acordo com Verhaeghe (1999), Anderson (2003), Kou (2003), Deng e Murakawa (2008), Wang et al. (2008), as distorções podem ser explicados como sendo a expansão não uniforme e a contração do cordão de solda e do metal de base adjacente durante o ciclo de aquecimento e resfriamento do processo de soldagem e as tensões residuais e as deformações plásticas aparecem como consequência destas distorções.

Para a verificação da diferença das propriedades estruturais constantes e termodependentes na simulação da soldagem foram feitas comparações apenas nos valores de tensões residuais inerentes a chapa.

A Figura 6.22 mostra o campo de tensões longitudinais (direção z), um dos resultados da análise estrutural com as propriedades estruturais termodependentes.

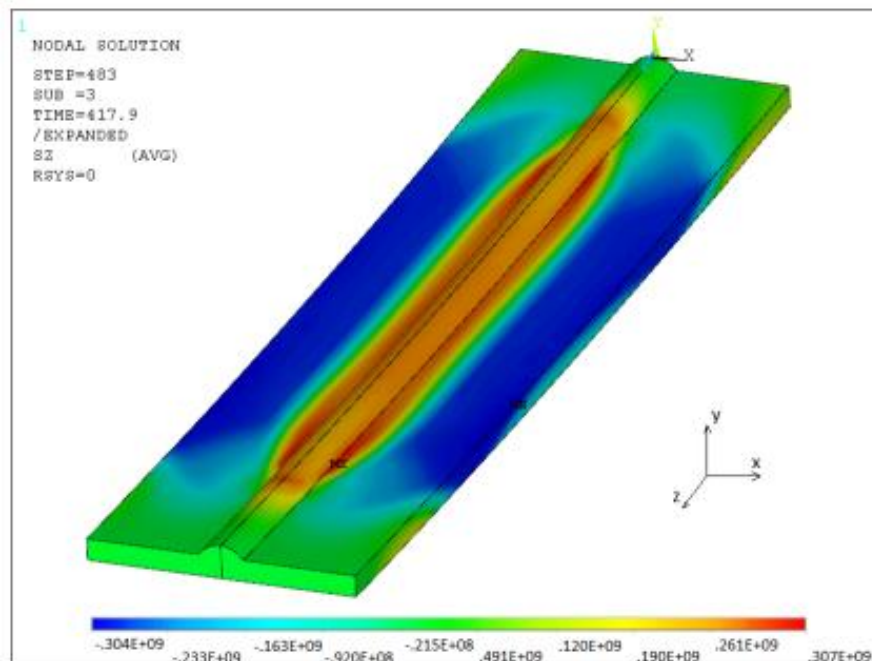


Figura 6.21 – Campo de tensão na direção Z

A Figura 6.23 mostra o campo de tensões transversais (direção x) ao cordão de solda para a análise estrutural com as propriedades termodependentes.

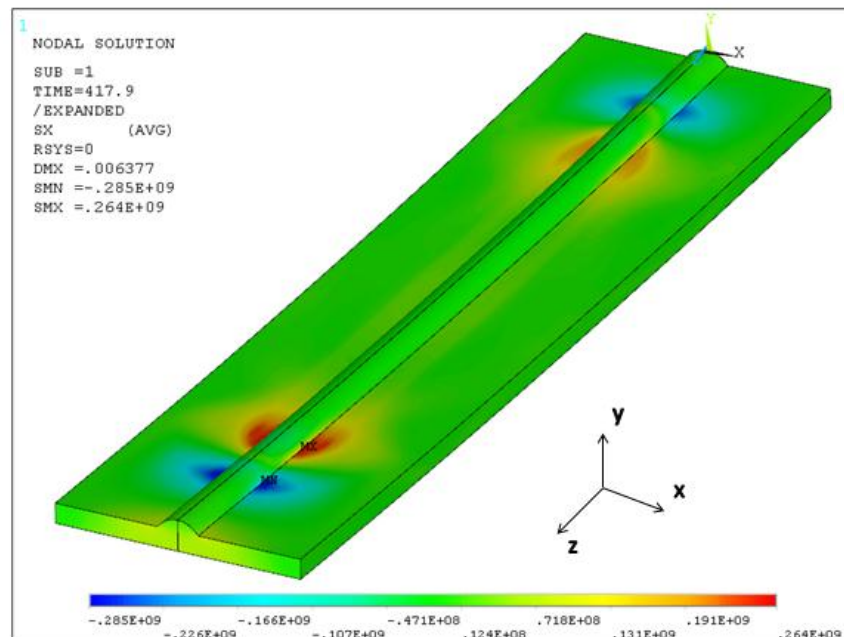


Figura 6.22 – Campo de tensões transversais ao cordão com propriedades termodependentes

Já a Figura 6.24 mostra o campo de tensões de Von Mises resultante do processo de soldagem via elementos finitos com propriedades termodependentes.

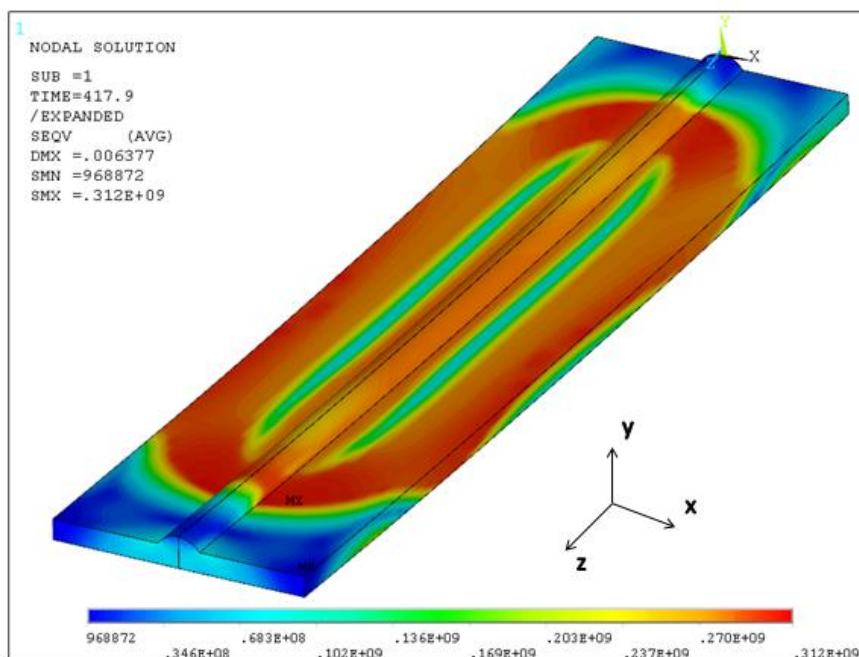


Figura 6.23 – Campo de tensões de Von Mises com propriedades termodependentes



Para efeito de comparação foram obtidos os valores de tensões na direção X, na direção Z e tensões de Von Mises na região do centro longitudinal da chapa ( $z = 0,1$  m) começando do centro do cordão até a extremidade para as simulações com as propriedades constantes e termodependentes. Estes resultados estão apresentados na Fig. 6.25, sendo as simulações com as propriedades constantes em linhas contínuas e as simulações com as propriedades termodependentes em linhas tracejadas.

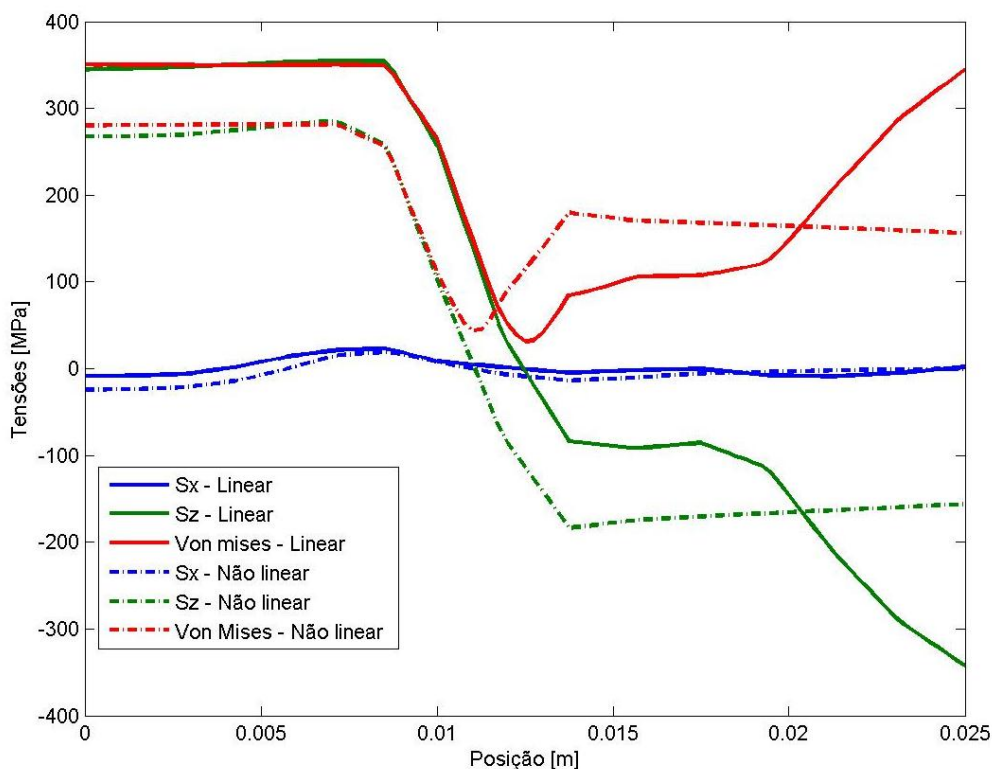


Figura 6.24 – Valores das tensões Sx, Sz e Von mises de simulações com as propriedades constantes e termodependentes

Analisando os valores dos níveis de tensão Sx, Sz e de Von Mises, verifica-se que os valores de Sx apresenta uma diferença máxima de 20 MPa entre simulações com as propriedades constantes e termodependentes. Já para as tensões Sz a diferença é bem significativa, e esta diferença abrange desde o local do cordão de solda até a extremidade da chapa, chegando a ter 200 MPa de diferença na tensão de compressão e 80 MPa de diferença na tensão de tração.

Com todos estes resultados fica claro que as tensões dos aços com propriedades termodependentes apresentam valores menores em comparação aos



aços com propriedades constantes tanto em regiões de tração quanto em regiões de compressão.

Todas estas análises das propriedades são para mostrar que as condições de entradas em um modelamento numérico são de grande importância na obtenção de resultados confiáveis. Desta forma, o modelamento numérico é uma ferramenta fundamental na predição ou no entendimento de fenômenos de difíceis entendimentos práticos ou analíticos. Entretanto, para sua utilização são necessários conhecimentos tanto da ferramenta numérica quanto do problema físico pelo qual está sendo analisado. Já que a introdução de parâmetro de entrada ou condições de contorno errados resultarão também em resultados incoerentes com a realidade.

#### 6.1.8. Influência da Restrição na Distorção de Juntas Tipo “T”

Nesta análise foram verificadas as influências do nível de restrição da chapa na distorção de juntas do tipo “T”. A metodologia para esta análise pode ser vista no Item 4.2.3.

Os primeiros resultados desta análise foi o campo de temperatura nas juntas do tipo “T”. A Figura 6.26(a) mostra a temperatura no instante 1 s e a Fig. 6.26(b) mostra o campo de temperatura no instante 30 s.

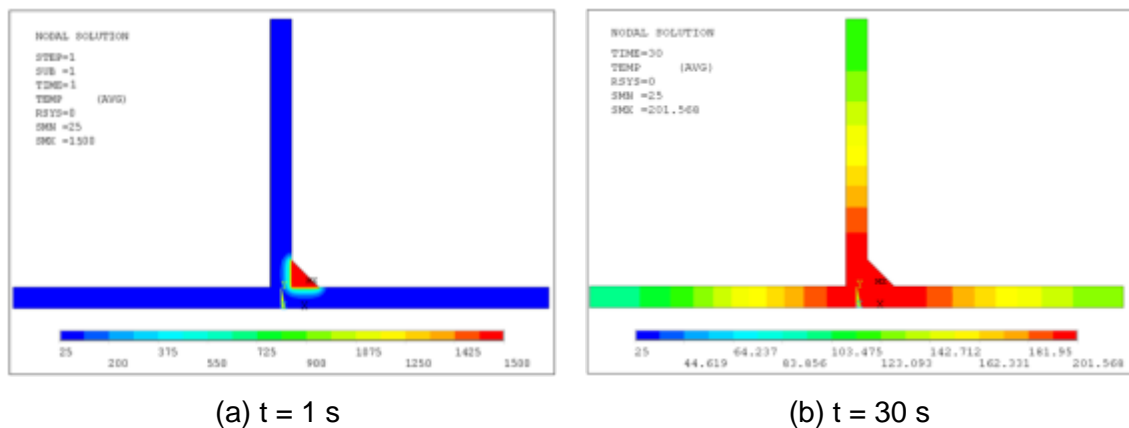


Figura 6.25 – Campo de temperatura da junta “T” em dois instantes

Estes resultados térmicos realizados são considerados condições iniciais da análise estrutural em cada instante de tempo. E a ligação entre estas duas análises é realizada através do acoplamento físicos ilustrados na Fig. 4.13.

De posse dos resultados da análise termo estrutural foi monitorado o deslocamento na direção y em um nó na extremidade direita da chapa de base da junta tipo “T”, este monitoramento foi feito ao longo do tempo durante 350 s. Este

tempo foi escolhido porque é um tempo em que a chapa se apresenta com temperatura ambiente ( $T_{\infty}$ ). O monitoramento dos deslocamentos para todas as condições de restrição mostrada na Fig. 4.17 estão na Fig. 6.27.

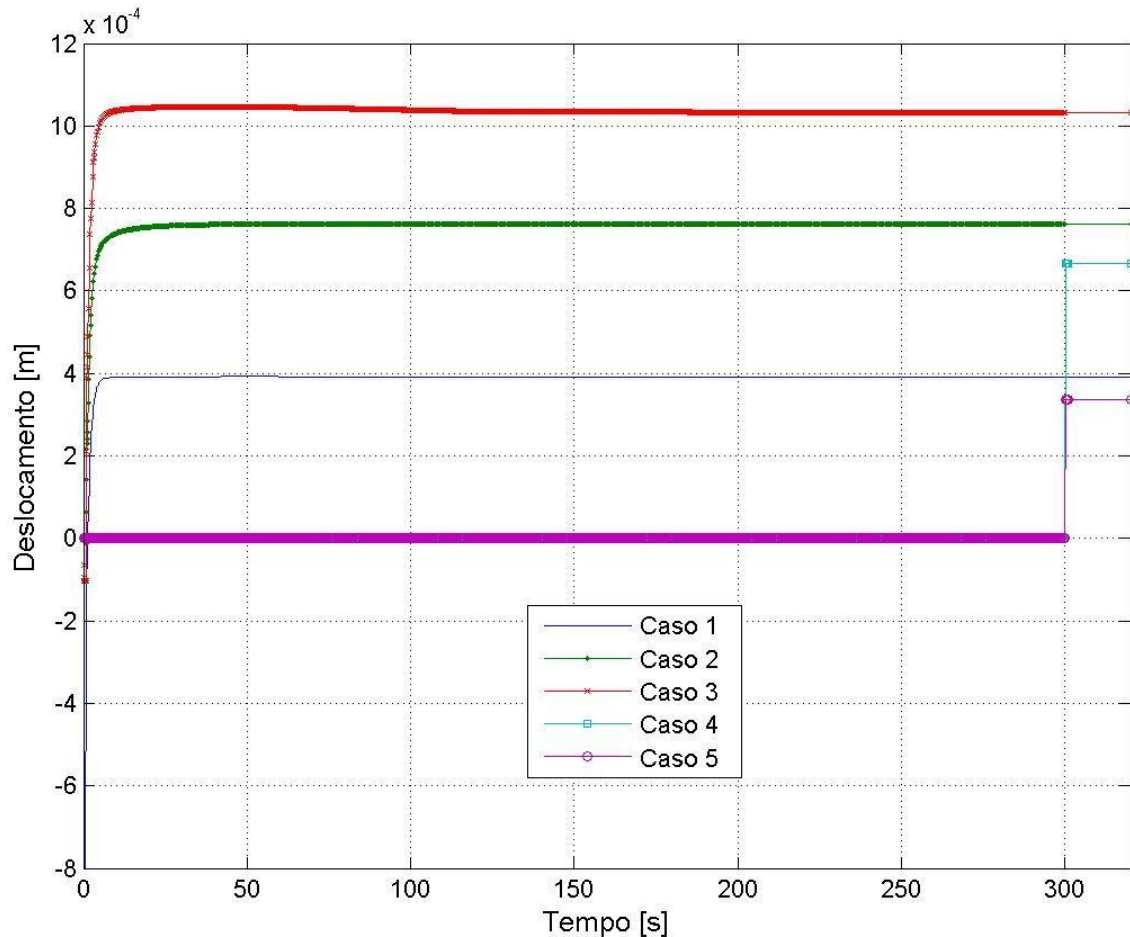


Figura 6.26 – Deslocamento da extremidade direita das juntas tipo “T” ao longo do tempo

Conforme pode ser observado na Fig. 6.27, é possível afirmar que a condição que apresentou o menor nível de deslocamento ou o menor nível de distorção angular foi o caso número 5. Este caso foi a condição de maior nível de restrição geral da junta até a temperatura ambiente.

Já o caso que apresentou o segundo menor nível de distorção angular foi o caso número um. Este caso corresponde ao caso da junta totalmente solta, com restrições apenas em um nó para que a solução apresente convergência. Porém este tipo de restrição é muito difícil e ser aplicada na prática, já que a chapa deve estar sempre apoiada em algum lugar. Agora o caso que apresentou a terceira menor distorção angular foi o caso número quatro, em que a extremidade direita foi fixada apenas na ponta e foi solta após 350 s. Este caso apresentou menor deslocamento

com relação a caso número dois e três porque parte do deslocamento passou para a flange da junta, já que ela estava solta neste caso. E por último ficaram os casos dois e três. Para o caso número três a distorção é maior porque conforme já foi dito, a flange está fixa, assim a distorção passa toda para a chapa de base.

Outra observação realizada através destes testes foi que a base da mesa exerce influência na distorção angular. Este fenômeno deve-se ao momento do aquecimento, onde o lado direito da chapa de base tende a deslocar para baixo por causa da dilatação do cordão de solda e da região próxima a ele. Com a utilização desta mesa, este deslocamento é impedido no momento do aquecimento, e como a temperatura da região do cordão é bem alta, haverá uma deformação plástica maior nesta região. E com a deformação plástica maior, no momento do resfriamento a distorção tende a aumentar. Esta análise da deformação plástica também foi monitorada. Os valores das deformações plásticas foram obtidos nas posições do ponto A até o ponto B mostrado na Fig. 6.28 através do comando *path* do software Ansys®.

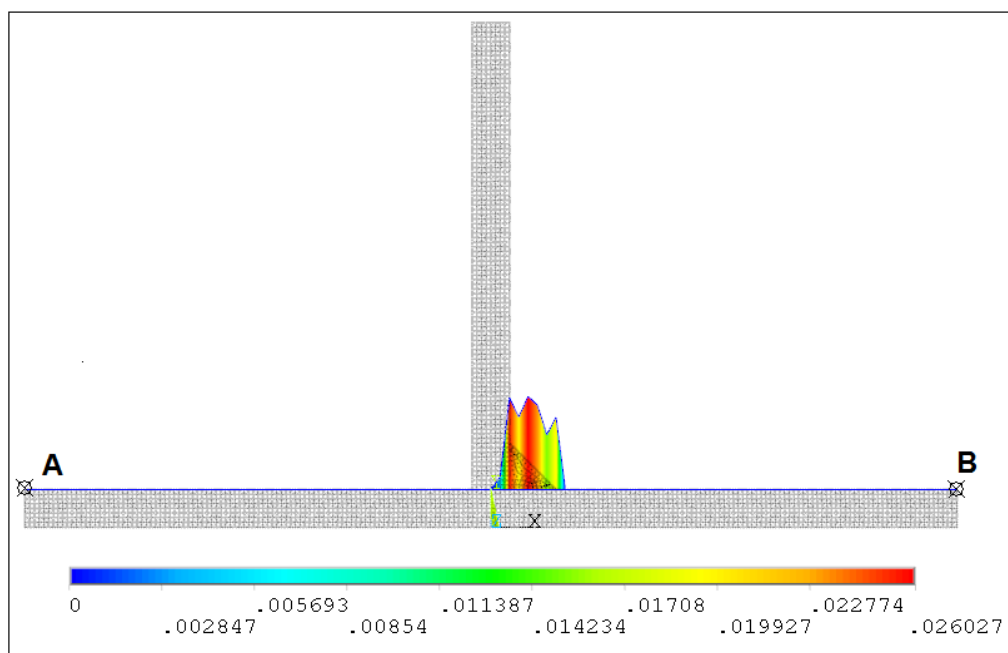


Figura 6.27 – Posição da linha onde foram obtidos os resultados de deformações plásticas na junta tipo “T”.

Os resultados das deformações plásticas obtidas na linha mostrada foram para todos os casos de restrições. Sendo estes resultados mostrados na Fig. 6.26.

Conforme mostrado na Fig. 6.29, os casos com maiores restrições apresentaram também maiores deformações plásticas. Entretanto, quando estas

deformações plásticas ocorrem em estruturas com um nível de restrição muito elevada elas aumentam mas grande parte a deformação elástica se torna plástica com o escoamento do material. Mas quando a deformação plástica ocorre com estruturas com um menor nível de restrição a deformação elástica continua elástica, fazendo com que aumente a distorção.

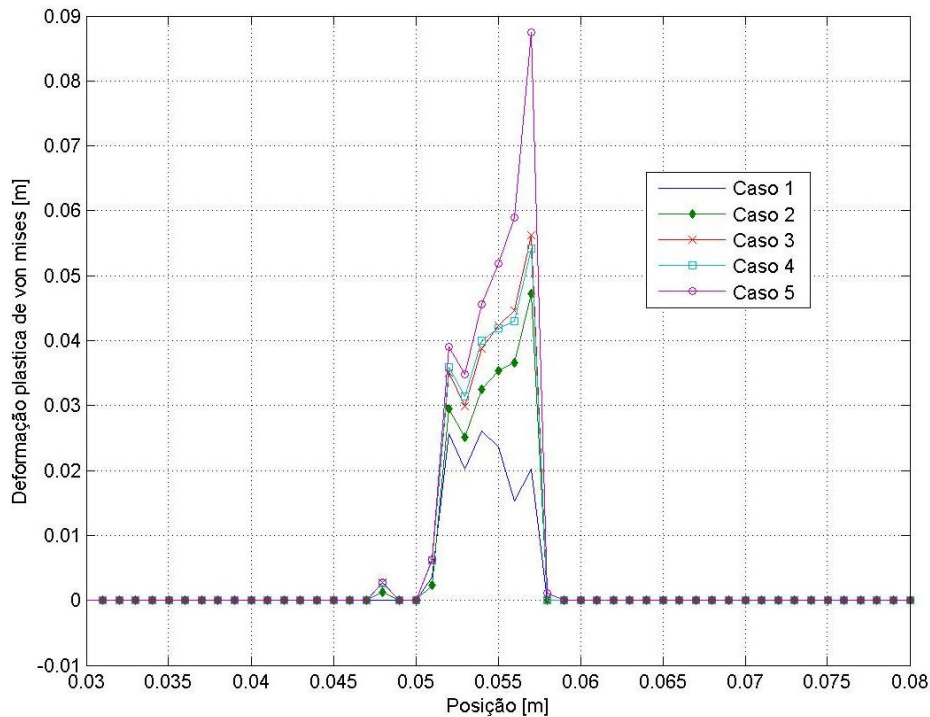


Figura 6.28 – Valores de deformações plásticas para todos os casos de restrições

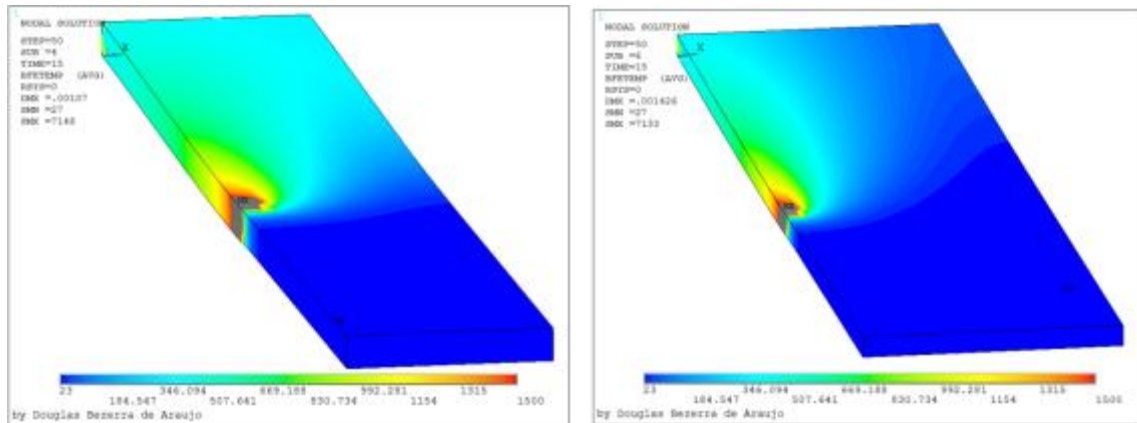
### 6.1.9. Influência da Geometria da Chapa e da Distribuição de Temperatura na Distorção Rotacional

Durante a soldagem de juntas de topo pode ocorrer a abertura ou o fechamento das chapas ocasionando problemas no momento da soldagem. Esta abertura ou fechamento das chapas depende do grau de restrição lateral das chapas, da geometria e do calor.

#### 6.1.9.1. Análise térmica

Na Figura 6.30 é mostrada a distribuição de temperatura ao longo das duas geometrias de chapas. Como era de se esperar, a distribuição de temperatura na chapa 1 se faz ao longo de toda largura de modo mais rápido, isto em comparação à chapa 2. A chapa 2 por ser mais larga a temperatura próximo ao cordão é muito

diferente do restante da largura da chapa. Consequentemente, a dilatação da chapa 2 se dá de forma mais desigual em comparação com a chapa 1, desta forma, a distorção deveria ser maior.



(a) Chapa 1

(b) Chapa 2

Figura 6.29 – Distribuição de temperatura para as duas geometrias de chapas

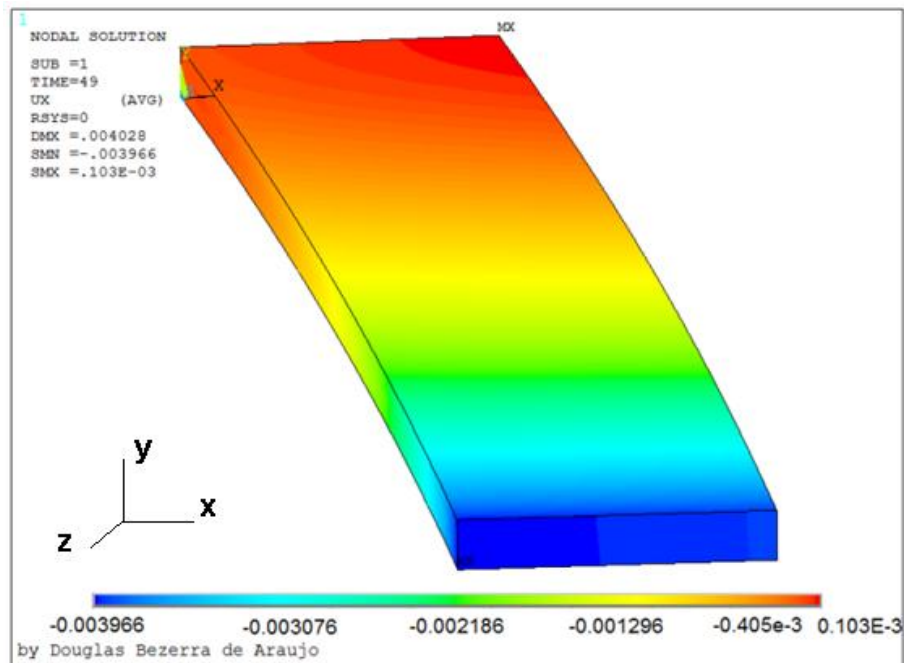
#### 6.1.9.2. Análise Estrutural

Para a análise estrutural utilizou-se como uma das condições de contorno a análise térmica anterior, e a segunda condição de contorno é a restrição de umas das extremidades transversais da chapa, com a outra extremidade livre. Como resultados da análise estrutural a Fig. 6.31 mostra o deslocamento da chapa na direção x após a soldagem. Por meio das Fig. 6.31(a) e Fig. 6.31(b) é possível ver que a inércia da chapa tenha uma grande influência na distorção de rotação.

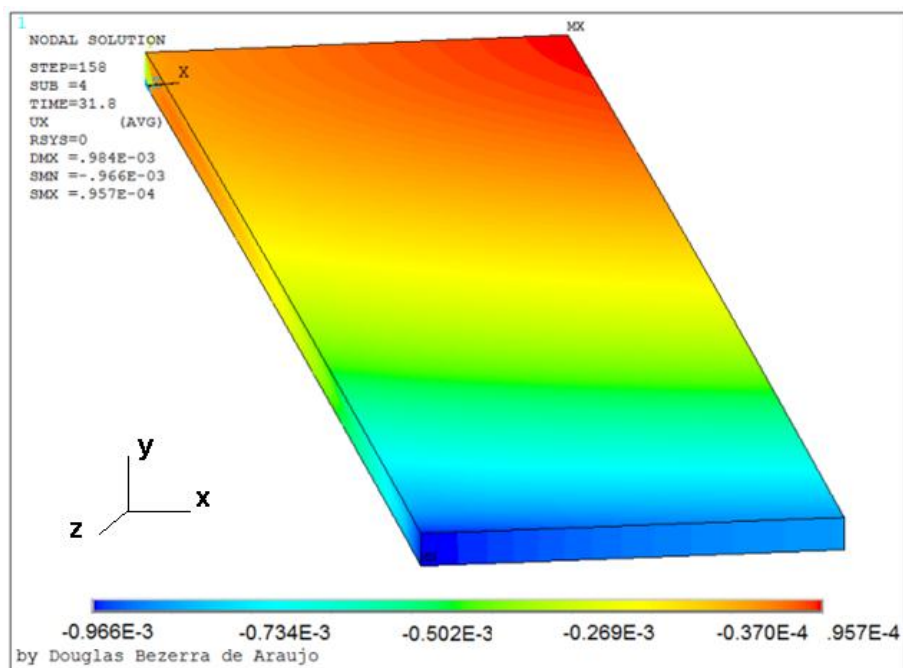
Monitorando um ponto na extremidade livre das chapas durante o processo de soldagem é possível verificar o quanto o campo de temperatura e a inércia da chapa é significativo nas distorções de rotação. Esse monitoramento pode ser observado na Fig. 6.32.

Através da Fig. 6.32 é possível verificar que a curva continua foi a que apresentou a maior distorção rotacional dentre as três curvas. E esta curva corresponde à chapa de menor largura. Já a curva de menor amplitude de distorção corresponde à chapa de maior largura. Este resultado já era de se esperar. Mas, a curva do centro representa o deslocamento da chapa fantasma, ou seja, esta chapa utilizou a análise térmica de uma chapa de maior largura e a análise estrutural de uma chapa de menor largura, experimento realizado apenas em modelagem numérica com a separação das análises térmicas e estruturais. E como esta curva se aproxima mais da curva da chapa de menor largura, mostra que a geometria tem maior influência na

distorção rotacional em comparação ao campo térmico de soldagem. Apesar de que o campo de temperatura também apresentar uma parcela de influência na distorção, mesmo sendo menor do que a geometria.



(a) Chapa 1



(b) Chapa 2

Figura 6.30 – Deslocamentos na direção x das chapas

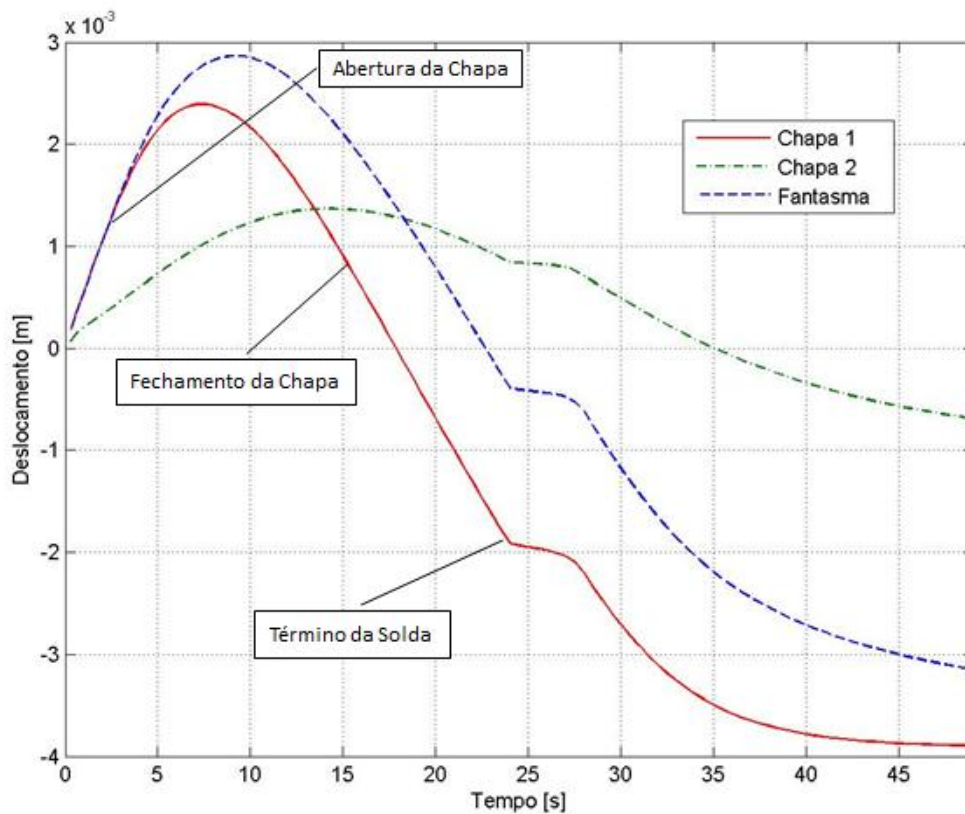


Figura 6.31 – Deslocamento da extremidade livre da chapa para as diferentes geometrias de chapa

De acordo com os resultados apresentados por meio da Fig. 6.32, nota-se que diferente do que era de se esperar, um aquecimento mais desigual na chapa não conseguiria vencer o momento de inércia da chapa. Então neste caso, a geometria da chapa apresentou uma maior influência na distorção de rotação da chapa do que o campo de temperatura. Esta diferença pode ser mensurada calculando as distâncias entre o deslocamento entre a chapa fantasma e a chapa 1 e a distância entre a chapa fantasma e a chapa 2.

O fenômeno de abertura e fechamento da chapa durante o processo de soldagem é causado pelo aquecimento desigual da chapa fazendo com que ela sofra flexão. Se a chapa está solta esta flexão fará com que ela abra de uma em relação a outra. Porém se houver restrição lateral a flexão fará com que as duas chapas fechem e pressione uma na outra. Este fenômeno está mostrado na Fig. 6.33.



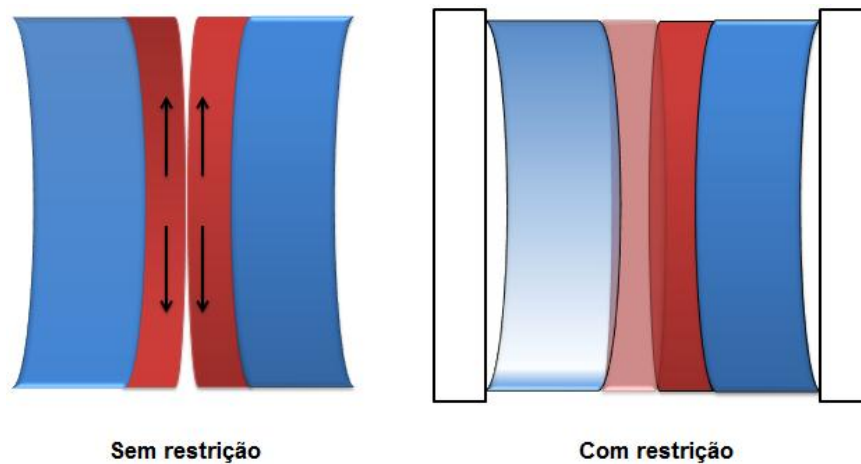


Figura 6.32 – Fenômeno de abertura e fechamento da chapa durante a soldagem

Estes fenômenos de distorção de rotação da chapa foram estudados porque em soldagem de juntas de topo realizadas em laboratório utilizando chapas de pequena largura apresentava a abertura da junta ocasionando até o apagamento do arco. Porém, quando estas mesmas chapas eram restringidas lateralmente conforme mostra a Fig. 6.33 a penetração do cordão nas chapas diminuía quando a tocha de soldagem chegava próximo ao centro do comprimento da chapa, e não se sabia o porquê disso. Desta forma, resolveu-se fazer um estudo do que estava acontecendo. E a simulação com o método de elementos finitos era um dos melhores meios para este estudo. E com os resultados apresentados foi possível entender melhor o fenômeno e melhorar o processo, utilizando chapas com larguras maiores a fim de evitar a flexão desta, o que mostrou resultados muito bons.

#### 6.1.10. Calibração do Sistema Estrutural Numérico-Experimental

Para verificar se o modelamento estrutural apresenta resultados confiáveis ou ainda precisar modificar algum parâmetro de entrada ou condição de contorno é necessário fazer a calibração do modelo estrutural com base em resultados experimentais realizados em laboratório.

##### 6.1.10.1. Resultados das Medições de Distorções

Como descrito no Item 4.2.5.2, as medições das distorções foram realizadas por meio de um sistema de medição por coordenadas. Este sistema faz a medição por meio de apalpadores que são tocados na peça manualmente.



Primeiramente, são feitas as medidas das distorções da chapa antes mesmo de serem soldadas obtendo, assim, as distorções pré-existentes na chapa. E são realizadas novamente as medições das distorções depois que a chapa sofreu o processo de soldagem. Este procedimento minimiza os erros de medições.

Conforme foi descrito no Item 4.2.5.2, para a realização da calibração do sistema estrutural numérico-experimental foi realizada a soldagem de simples deposição sobre uma chapa de dimensões de 200 x 100 x 3,2 mm com os parâmetros de soldagem descritos na Tab. 4.2.

Os resultados obtidos das medições das distorções experimentais devido à soldagem, depois de realizadas as correções de inclinação conforme explicado no Item 4.2.5.2, são mostrados na Fig. 6.34.

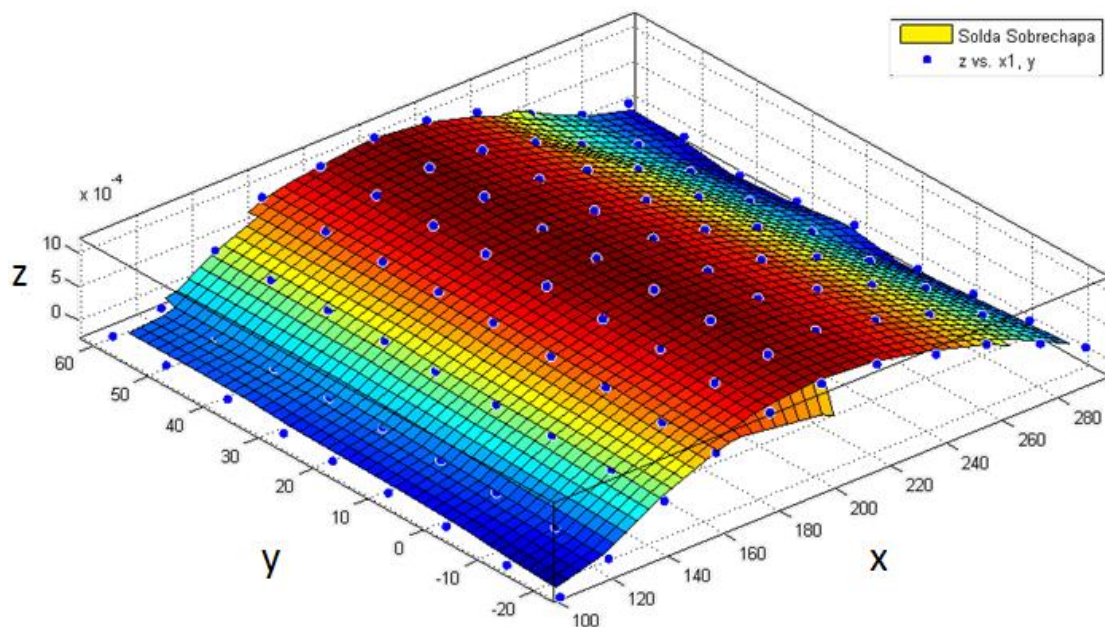


Figura 6.33 – Distorção experimental da chapa devido ao processo de soldagem

Conforme se pode ver na Fig. 6.34, as medições das distorções foram realizadas do lado contrário ao do cordão de solda, com o objetivo de evitar que a geometria do cordão atrapalhasse as medições. Observando ainda a Fig. 6.34 é possível verificar que a chapa sofre uma flexão na direção longitudinal da chapa. Esta direção é a mesma com que o cordão de solda foi depositado. E não foi notado ou quase não existe outro tipo de distorção de grande dimensão nesta chapa, incluindo a distorção angular. Este resultado mostra que as forças ou o momento ocasionados pelas forças longitudinais são superiores aos momentos transversais, resultando na flexão longitudinal da chapa.

A ausência ou quase ausência da distorção angular nesta chapa pode ser explicado pela penetração total do cordão de solda na chapa, diminuindo o momento transversal. Este fenômeno é mostrado na Fig. 2.6, em que a relação  $a/\delta$  é praticamente igual a um. Este valor de relação é a que apresenta menor distorção dentre todas. A Figura 2.9 também mostra que uma penetração total ou quase total faz com que a distorção angular tenha os níveis mais baixos. A explicação física deste fenômeno é dada mostrando que um cordão de solda com penetração total no momento do resfriamento, a resultante das forças de contração lateral do metal ficará muito próximo da linha neutra na direção da espessura da chapa, levando o momento a quase zero.

Já de posse dos resultados das medições experimentais, foram realizadas simulações numéricas com os mesmo parâmetros de soldagem e a mesma geometria de chapa e com outros parâmetros descritos no Item 4.2.5.3, com o objetivo de verificar se o modelo está de acordo com a realidade.

Os resultados da modelagem numérica estrutural do processo de soldagem sobre chapa estão mostrados na Fig. 6.35.

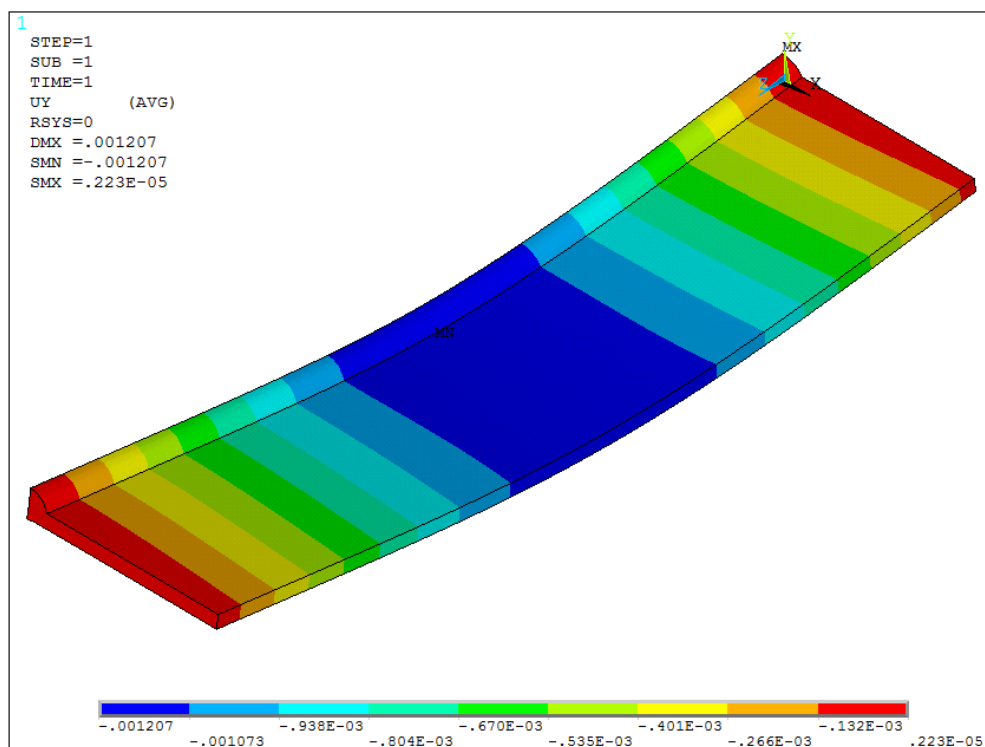


Figura 6.34 – Valores de distorções por meio da técnica de elementos finitos

Os resultados numéricos também mostram que a chapa sofre apenas flexão longitudinal, estando esta análise numérica calibrada e compatível com os resultados experimentais.

Para melhor mostrar que a simulação numérica está de acordo com a soldagem experimental foram obtidos pontos tanto das medições experimentais quanto das medições numéricas em uma linha logo abaixo do cordão de solda na direção longitudinal da chapa. Estes pontos estão mostrados na Fig. 6.36.

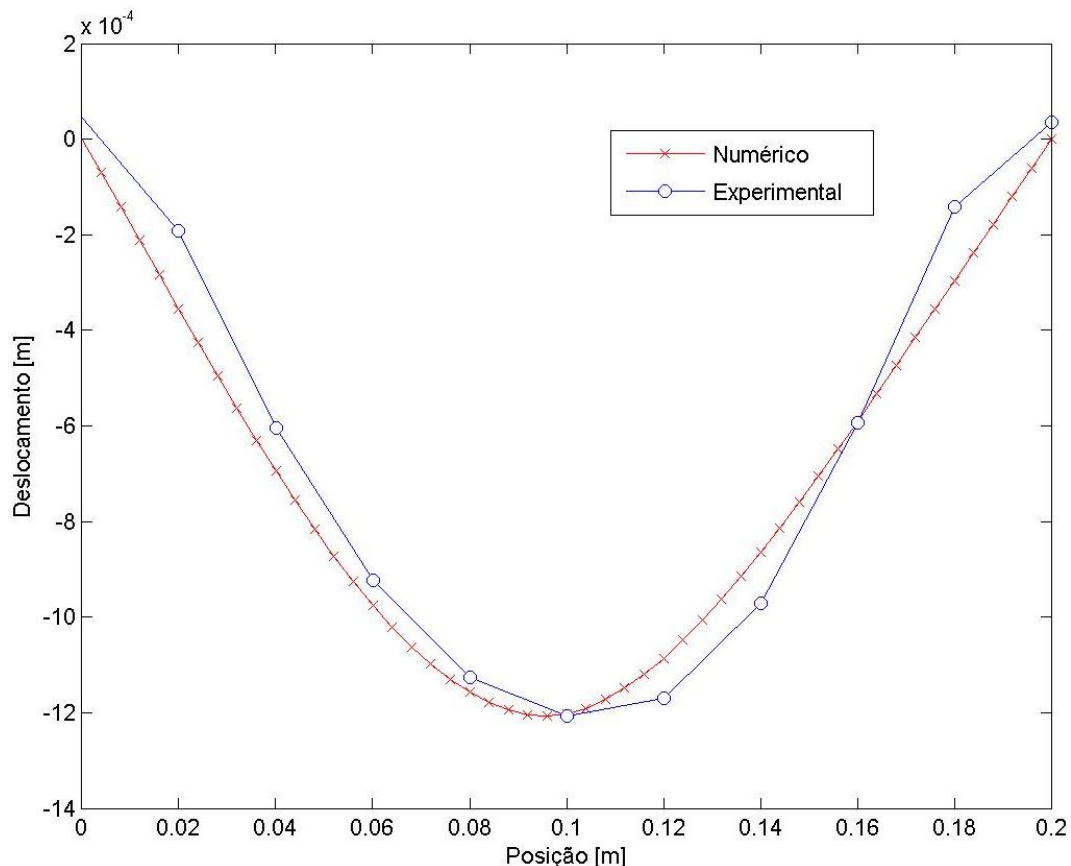


Figura 6.35 – Resultados Numérico experimental de uma estrutura simples

Conforme mostra a Fig. 6.36, a chapa sofre a distorção do tipo arqueamento, similar ao mostrado na Fig. 2.4. É possível dizer que os resultados destes deslocamentos experimentais e numéricos estão muito próximos, mostrando que o modelo numérico está bem calibrado com resultados bem significativos com relação às distorções ocasionados pelo processo de soldagem.

Por meio destes resultados é possível concluir que a simulação apresenta resultados bem próximos aos experimentais quando são inseridos os parâmetros de entrada corretos. Tornando-se assim, a técnica de elementos finitos uma grande ferramenta de previsão e entendimento dos problemas físicos desconhecidos.

Entretanto estas simulações apresenta um custo computacional, sendo ele dependente do tipo de análise e do tamanho do problema. No caso de simulação de soldagem em juntas simples apresentadas até agora neste trabalho, o custo computacional de uma análise termo elastoplástica é pequena. Porém, quando essas simulações passam para as estruturas mais complexas como os painéis de construção naval mesmo apresentando resultados bons, o custo computacional torna-se inviável com a análise mencionada anteriormente. Desta forma, outro tipo de análise é utilizado para estas estruturas complexas. Esta análise é a força equivalente, onde são aplicados esforços nodais na região do cordão de solda para simular as forças originadas do processo de soldagem. Estas técnicas apresentam soluções muito mais rápidas se comparado com a termo elastoplástica.

#### **6.1.11. Calibração do Método de Forças Equivalentes**

O método da força equivalente como mencionado anteriormente é um método que consiste na aplicação de forças nodais na região do cordão de solda e em sua periferia simulando as forças originárias do material pelo qual está sendo soldado. Este método tem por objetivo principal simplificar problemas de grandezas elevadas como, por exemplo, a simulação do processo de soldagem pela análise termoelastoplástica utilizada até aqui neste trabalho. Esta simplificação é necessária quando o problema apresenta dimensões muito grandes como a soldagem de painéis navais.

Entretanto para a utilização do método eram necessários os valores das forças equivalentes. Para isso, entra o método inverso ou também chamado de problemas inverso. Este método consiste basicamente em encontrar parâmetros de entradas desconhecidos por meio dos resultados encontrados. Para isso, este método normalmente utiliza a técnica de otimização para minimizar a diferença entre os resultados encontrados e os resultados lidos. Este trabalho conforme apresentado no Item 4.2.6.2 utiliza a técnica de otimização de Evolução Diferencial no problema inverso.

A técnica do problema inverso necessita de resultados, neste caso, as medições experimentais das distorções das chapas soldadas. O primeiro caso de calibração das forças equivalentes foi a de soldagem por simples deposição, parecido com o Item 6.1.10. Os resultados das medições de distorções utilizando o sistema de coordenadas foram colocados no algoritmo do problema inverso, para encontrar as forças equivalentes mostradas nas Fig. 4.24.

Os resultados das medições experimentais e os resultados encontrados pelo problema inverso estão mostrados na Fig. 6.37. E os valores das forças equivalentes para este problema estão na Tab. 6.3.

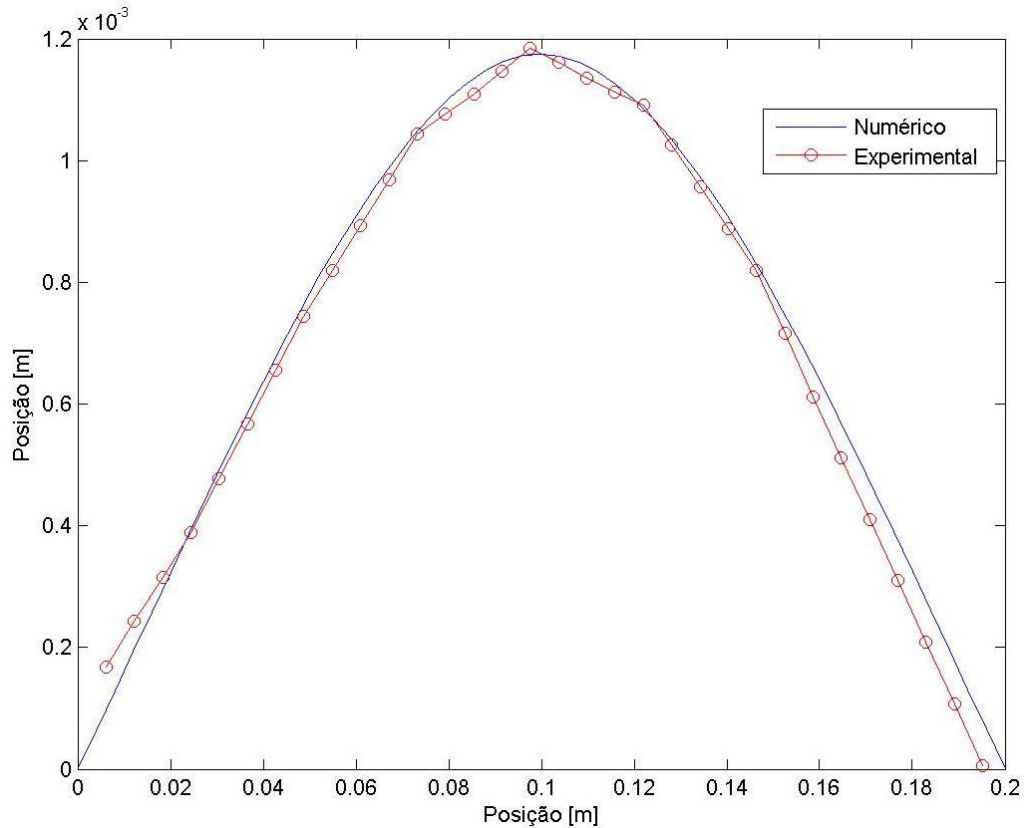


Figura 6.36 – Comparação entre o resultado as distorção experimentais e numéricos

Tabela 6.3- Valores encontrados para as forças equivalentes para soldagem por simples deposição

Forças Longitudinais	~3000 N
Forças Transversais	~500 N

Com base na Fig. 6.37, é possível verificar que o método do problema inverso chegou muito próximo dos resultados experimentais. Isto mostra como este método tem grande capacidade de resolução de problemas encontrados no dia a dia.

Através deste método é possível agora encontrar as forças equivalentes em juntas mais simples como, por exemplo, a junta de topo, a junta tipo “T” entre outras, que são mais fáceis e com menor custo de serem produzidas em laboratório e aplicar estas forças em estruturas mais complexas como os painéis de navios, que são mais difíceis e com um custo bem maior de serem produzidas.

## 6.2. Estruturas Complexas

### 6.2.1. Resultados da Verificação das Forças Equivalentes Aplicadas em Estruturas Simples Transferidas para Estruturas Complexas

Depois de encontrados os valores das forças equivalentes em estruturas simples como a da junta de topo e juntas tipo “T”, estas forças foram aplicadas em estruturas complexas como os painéis navais. Entretanto, como foram transferidos os mesmos valores de forças, a malha da estrutura complexa deve ser a mesma das estruturas simples, já que o tamanho e a quantidade dos nós alteraria o somatório das forças aplicadas.

As restrições do painel e as características da simulação estão descritos no Item 5.1.1. E o algoritmo destas forças equivalentes em painéis estão descritos no Anexo 9.

Os resultados da aplicação das forças equivalentes em estruturas de painéis soldados podem ser vistos na Fig. 6.38.

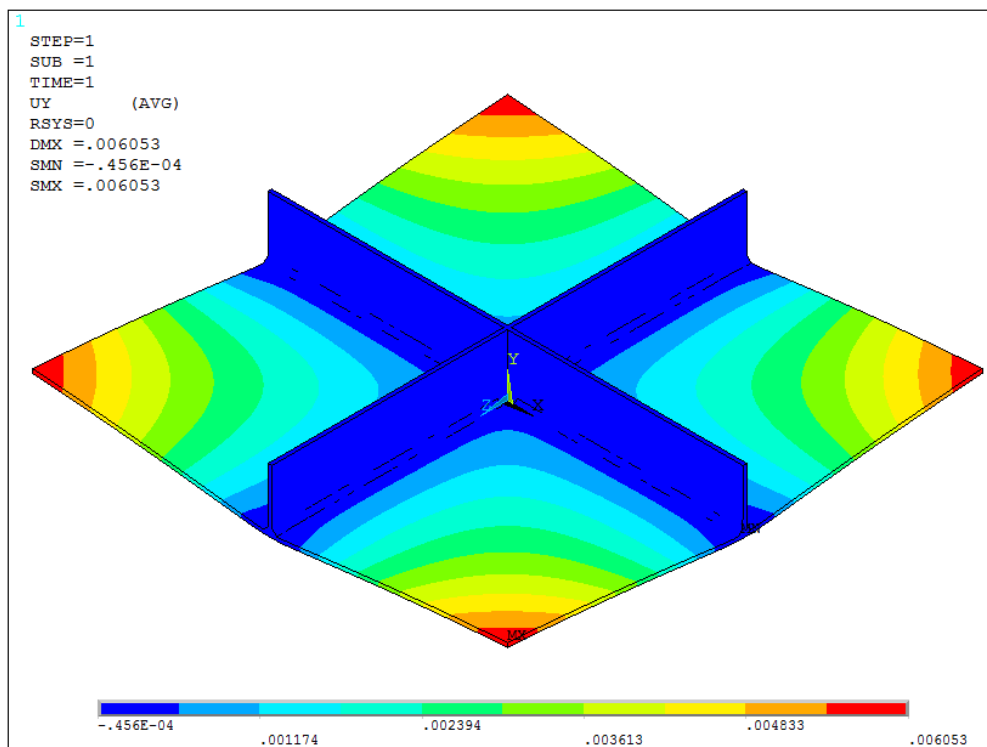


Figura 6.37 – Deslocamento na direção y em painel utilizando as forças equivalentes

A Figura 6.38 mostra os níveis de distorções da estrutura complexa utilizando as forças equivalentes encontradas no método de problema inverso das estruturas

simples. As distorções apresentaram as características esperadas para este tipo de geometria. Com as pontas das estruturas com um maior deslocamento vertical.

Agora, para verificar se este método está coerente com a prática, foram realizadas soldagem em painéis de pequenas dimensões conforme descritos no Item 5.1.1.5. E as medições das distorções destes painéis estão descritos no Item 4.2.5.2.

Os resultados das medições experimentais das distorções dos painéis soldados estão na Fig. 6.39.

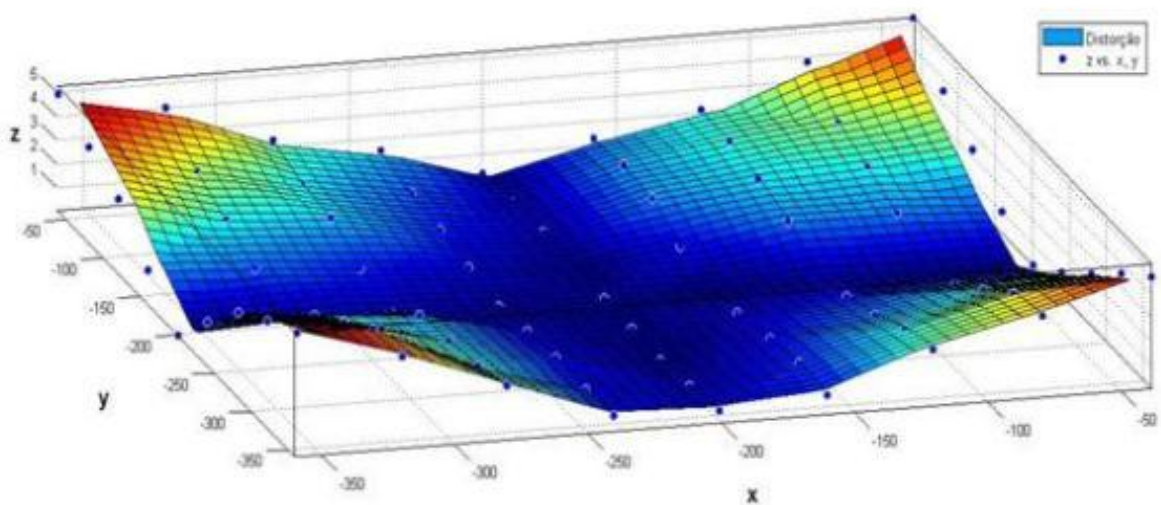


Figura 6.38 – Valores experimentais de deslocamento na direção y da estrutura de um painel soldado

Conforme se pode observar na Fig. 6.39, a maneira como a estrutura do painel se deformou é muito semelhante ao encontrado na simulação por forças equivalente. Isto mostra que esta técnica apresenta resultados próximos da realidade.

Agora, para verificar quantitativamente a semelhança das duas análises, foram colocados os valores de deslocamento de uma das extremidades do painel simulado e do painel soldado experimentalmente em laboratório em um mesmo gráfico, conforme se pode ver na Fig. 6.40.

Pode-se notar que os valores das simulações utilizando a técnica das forças equivalentes apresentaram valores muito próximos dos valores apresentados pela soldagem experimental. Concluindo com isto, que esta técnica pode ser utilizada para a simulação de estruturas maiores e mais complexas a partir de simulações mais simples. Destaca-se que esta abordagem de simulações iniciais e mais simples é utilizada em softwares comerciais, como o Sysweld (2006), embora não se conheça



qual seja a abordagem utilizada para correlacionar a estrutura simples com o modelamento da estrutura maior/mais complexa.

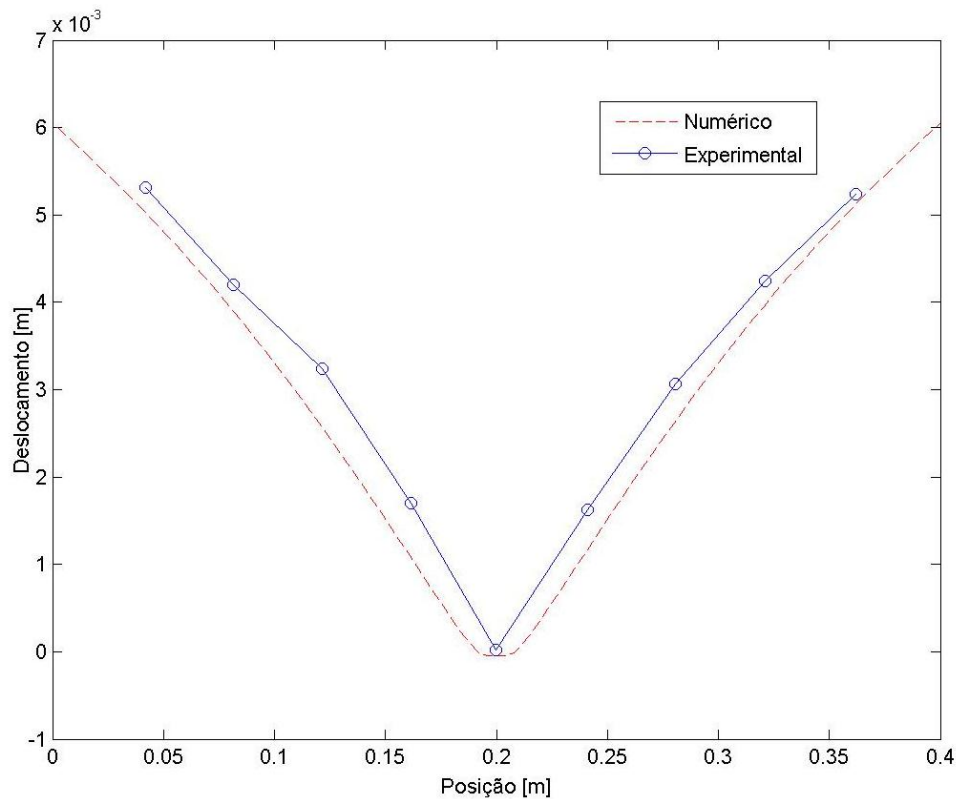


Figura 6.39 – Comparação entre experimental e numérico dos deslocamentos na direção y dos painéis

### 6.2.2. Influência de Parte da Estrutura como um Todo nas Distorções

Depois de obtidos os resultados da comparação entre o numérico e o experimental foram aplicados o método das forças equivalentes em estruturas ainda mais complexas. Primeiramente foram simuladas as estruturas mostradas na Fig. 6.38 mais uma parte adjacente conforme mostra a Fig. 6.41.

O resultado desta aplicação mostra que o deslocamento do material diminui na junção das duas partes. O deslocamento da chapa caiu de 5,1 mm para 3,7 mm.

Este resultado mostra que quantitativamente parte do painel não apresenta níveis de distorções coerentes com os painéis mais completos. A restrição que um painel faz em sua parte adjacente mostra que influencia e muito na distorção da estrutura como um todo.



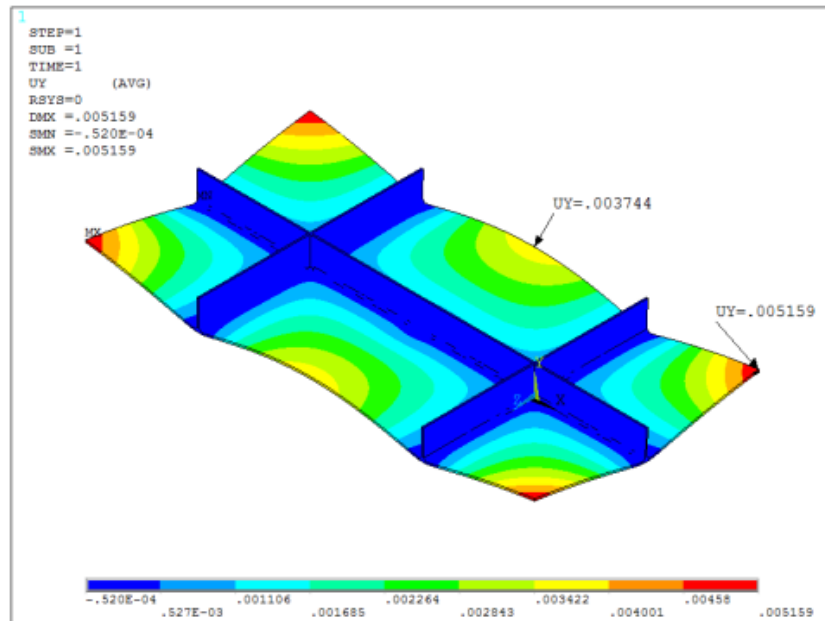


Figura 6.40 – Deslocamento na direção y em dois painéis adjacentes utilizando o método das forças equivalentes

Aumentando ainda mais a dimensão do painel, foram anexados quatro painéis adjacentes semelhantes ao da Fig.6.38, conforme mostra a Fig. 6.42.

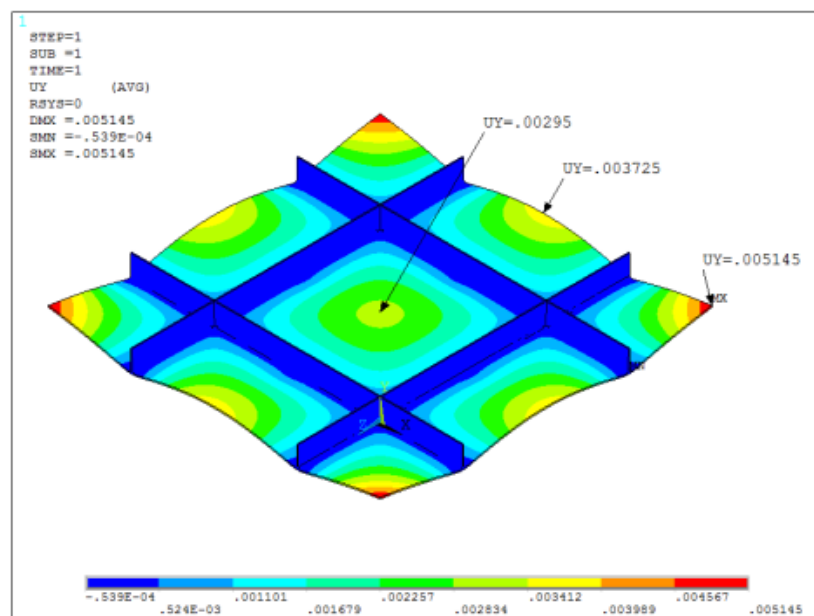


Figura 6.41 – Deslocamento na direção y em quatro painéis adjacentes utilizando o método das forças equivalentes

Como está mostrado na Fig. 6.42 o deslocamento na ligação dos quatros painéis caiu ainda mais, apresentando agora os deslocamentos de 5,1 mm, 3,7 mm e 2,9 mm. Isto mostra que os painéis ligados ao seu adjacente ou continuação dele interferem significativamente nas distorções da estrutura.

Este decaimento na distorção é causado pela restrição que um painel causa em seu adjacente. Este tipo de comportamento é verificado também em alguns trabalhos como de Tsai; Park; Cheng (1999), Deng; Murakawa; Liang (2007) e Deng; Ma; Murakawa (2011).

### 6.2.3. Influência da Escala nas Distorções da Estrutura

Quando são estudadas as distorções decorrentes do processo de soldagem normalmente são realizadas em juntas simples de pequenas dimensões, porém quando os valores destas distorções são muito relevantes na solução de problemas pode existir uma diferença quando a escala é reduzida. Em consequência disso foi verificada influência da escala nos valores de distorções das estruturas.

Primeiramente nesta análise foram mantidos os parâmetros do Item anterior inclusive as forças equivalente, a geometria do painel e a malha. Foi variado apenas o valor da espessura da chapa base do painel.

A conservação das forças equivalentes no cordão de solda é para simular a conservação de um mesmo cordão tanto de dimensões quanto de energia imposta para diferentes espessuras da chapa.

Os valores das espessuras e dos deslocamentos da extremidade estão na Tab. 6.4. E o gráfico da variação dos deslocamentos na Fig. 6.43.

Tabela 6.4 – Valores dos deslocamentos da extremidade do painel com a variação da espessura da chapa

<b>Espessura [m]</b>	<b>Deslocamento [m]</b>
<b>0,0032</b>	0,00517
<b>0,0042</b>	0,00329
<b>0,005</b>	0,00244
<b>0,0052</b>	0,00228
<b>0,0062</b>	0,00164
<b>0,0064</b>	0,00155
<b>0,0096</b>	0,00073

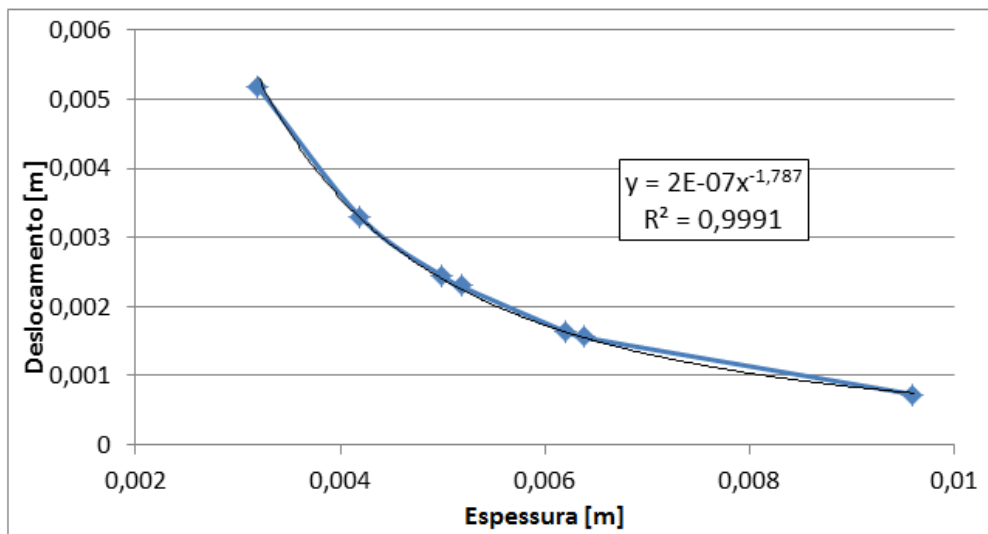


Figura 6.42 – Gráfico da variação do deslocamento em função da espessura da chapa base do painel

A Figura 6.43 mostra que para uma mesma geometria de cordão e mesma energia o deslocamento cai potencialmente na extremidade da chapa em painéis com a geometria mostrada na Fig. 6.38 com o aumento da espessura.

A Figura 6.38 mostra a distorção de toda a estrutura para uma chapa de 3,2 mm de espessura. Já a Figura 6.44 mostra a distorção de toda a estrutura para uma chapa de 6,4 mm

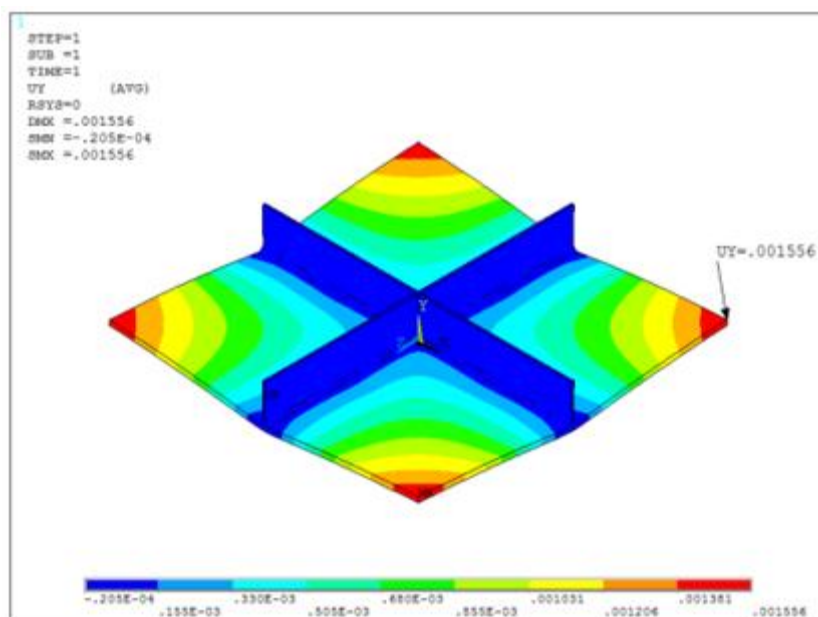


Figura 6.43 – Deslocamento na direção y do painel de 6,4 mm de espessura

Esta variação do nível de distorção com a variação da espessura da chapa mostra resultados com grande relevância e coerência com outros trabalhos, conforme mostra a Fig. 2.6 e Fig. 2.11.

Este tipo de resultado pode prever com boa aproximação o que poderá ocorrer com a distorção de uma estrutura com o aumento ou a diminuição da espessura da chapa soldada. Evitando assim, os gastos com materiais, equipamentos e tempo, e consequentemente um aumento do lucro com a fabricação.

Além da variação da espessura, foram verificados também a influência do tamanho do painel com uma espessura fixa. Esta análise foi realizada para verificar a variação do nível de distorção de um painel fabricado pelo processo de soldagem variando-se sua escala de largura e comprimento. Para isso, foram testados painéis semelhantes aos do Item 6.2.2 quadrados com as dimensões de 0,4 m, 0,8 m e 1,2 m.

Os resultados destas simulações podem ser verificados na Fig. 6.45 com a dimensão de 0,4 m, na Fig. 6.46 o painel de 0,8 m e na Fig. 6.47 o painel de 1,2 m.

Como era de se esperar, com o aumento da escala aumentaria também a distorção na ponta da chapa. Entretanto, esta posição não era um bom lugar para efeito de comparação.

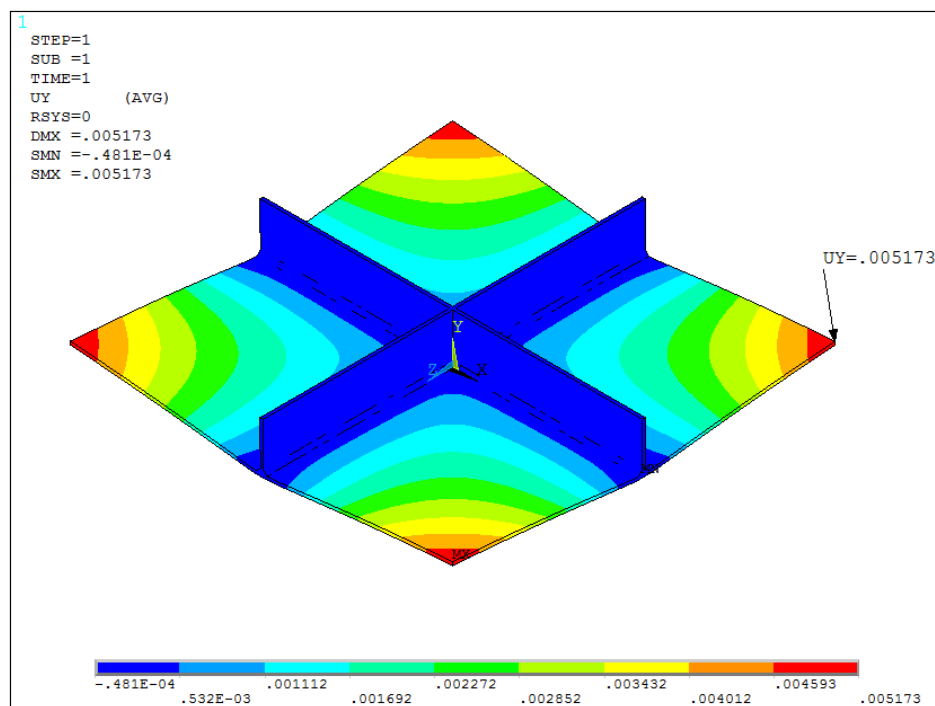


Figura 6.44 – Deslocamento na direção y do painel de 0,4 x 0,4 m

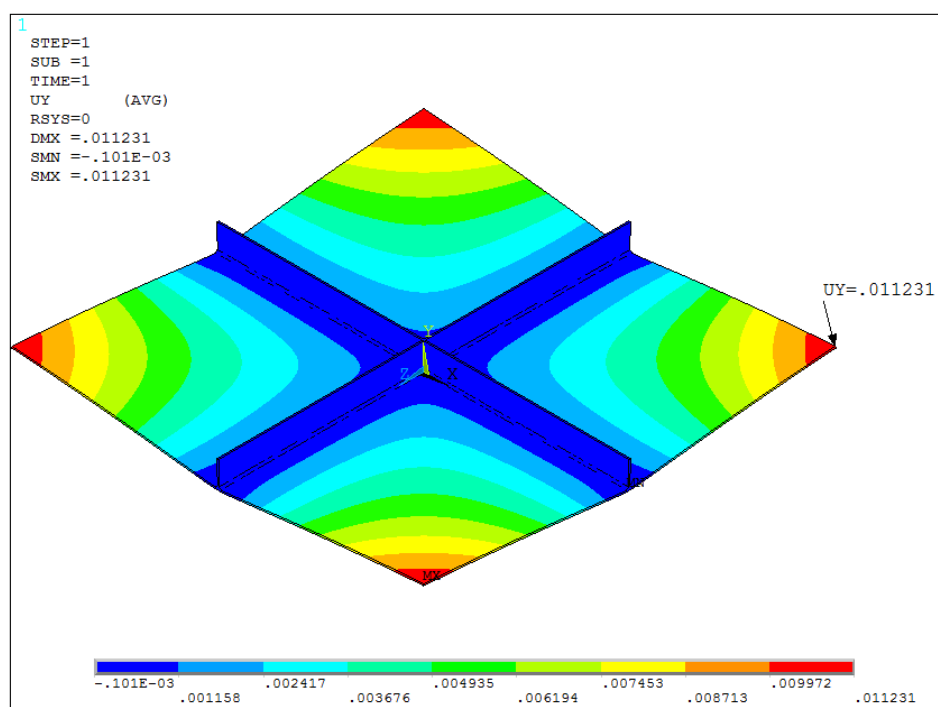


Figura 6.45 – Deslocamento na direção y do painel de 0,8 x 0,8 m

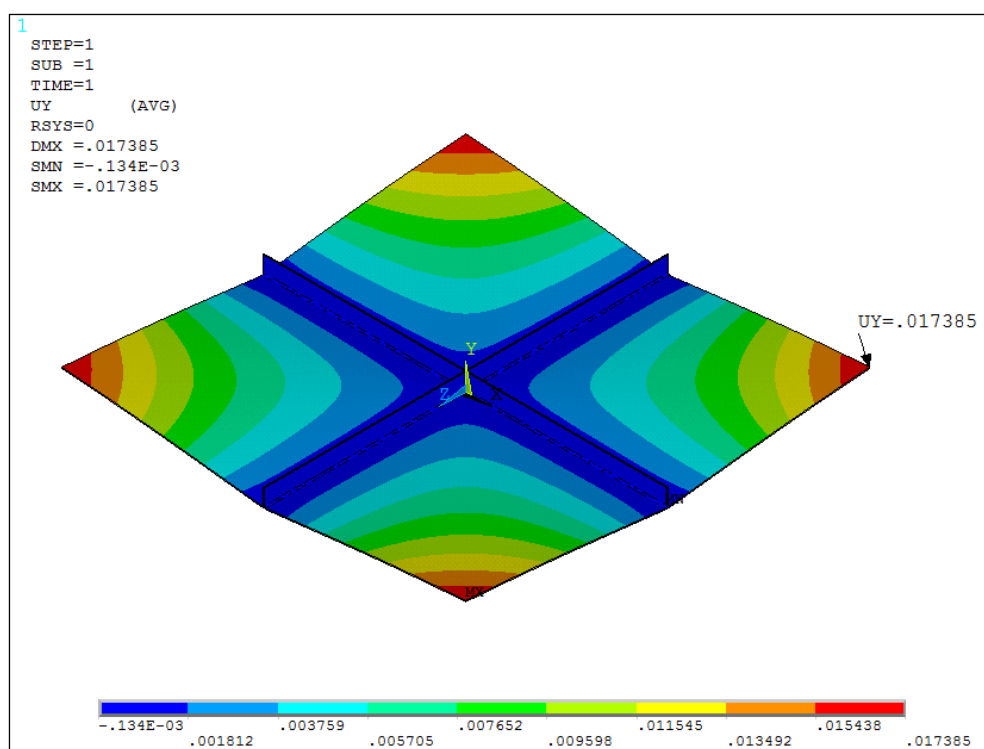


Figura 6.46 – Deslocamento na direção y do painel 1,2 x 1,2 m

Para fazer uma comparação entre os diferentes tamanhos de painéis, foram realizadas medidas de um dos lados dos painéis, com a mesma distância do centro (0,4 m). Isto quer dizer que as medições foram feitas no mesmo local em todos eles. A Figura 6.48 mostra a diferença de deslocamento na direção y de todos eles com os resultados obtidos à 0,4 m do centro do painel..

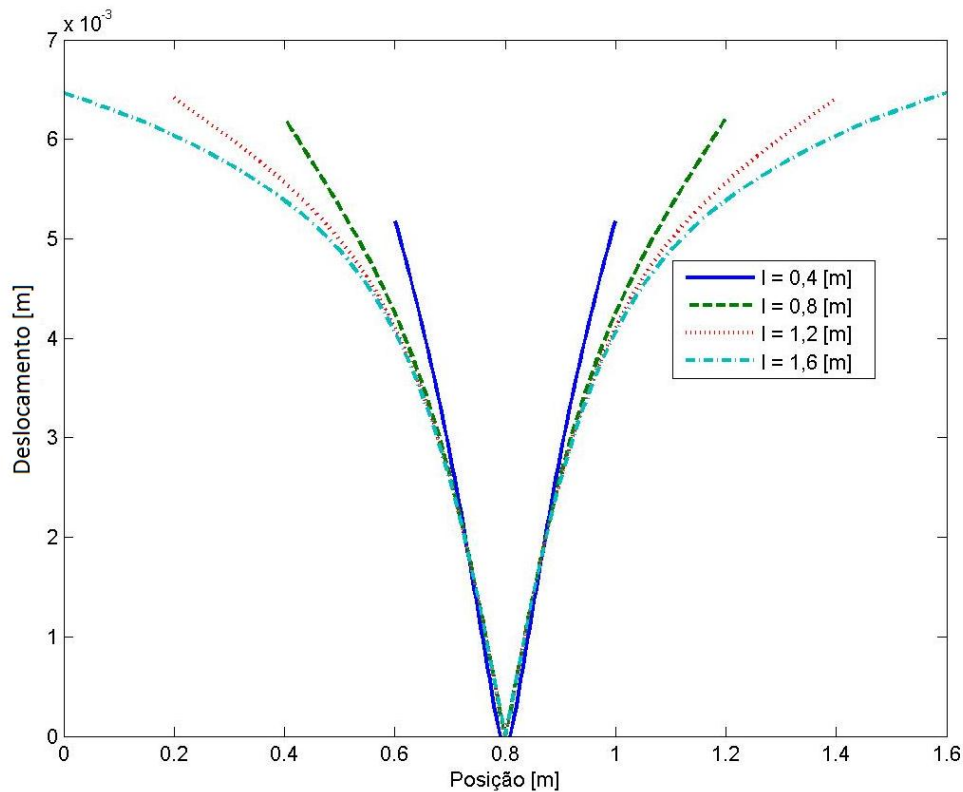


Figura 6.47 – Deslocamento na direção y de cada um dos painéis

A Figura 6.48 mostra que para cada dimensão de painel existe um nível e um tipo de distorção da estrutura diferente para uma mesma posição. Com o aumento da dimensão também aumenta o deslocamento na direção y, porém a variação do aumento diminui com o aumento da escala, podendo chegar a estabilizar o nível de distorção para uma determinada dimensão. E para verificar este comportamento foi realizada uma regressão do tipo exponencial.

A curva que melhor representa esta variação do deslocamento na direção y pode ser vista na Fig. 6.49.

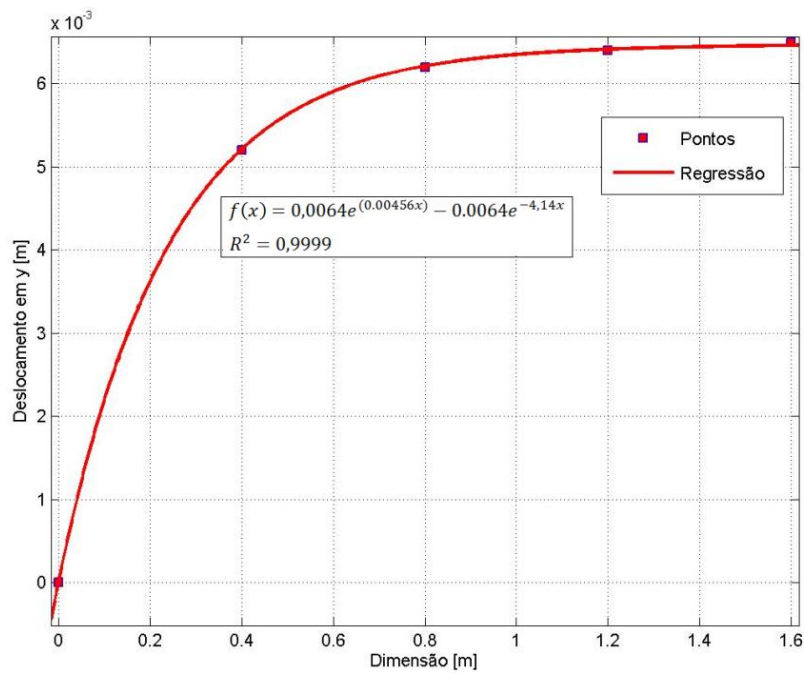


Figura 6.48 – Curva que representa o deslocamento da estrutura com o aumento da escala.

Através dos resultados obtidos nas análises, é possível verificar que com o aumento da escala da estrutura de painéis como a espessura da chapa de base, a variação da distorção não se dá de maneira linear. O mesmo acontece com o aumento da estrutura, a distorção não apresenta linearidade.

Estes resultados mostram a importância do estudo da escala quando se quer reproduzir os testes em laboratório. Podendo ocorrer erros nas medições dos valores quando estes tem uma relevância elevada.

Com todas estas análises realizadas com as estruturas complexas mostra que existe ainda uma vasta área de estudos, principalmente no que se refere às distorções das estruturas soldadas. E com a ajuda dos métodos numéricos estes estudos se tornam mais fáceis e custos menores.

## **CAPÍTULO VII**

### **CONCLUSÕES**

A partir dos resultados apresentados e dos propostos de contribuir para o conhecimento mais detalhado das distorções que ocorrem no processo de soldagem com o uso de técnicas computacionais é possível traçar as seguintes conclusões:

#### **7.1. Quanto às Estruturas Simples**

##### **7.1.1. Cálculo da Emissividade para o Processo de Soldagem**

- Para o processo de soldagem não basta apenas um valor de emissividade na análise de medição de temperatura, em função da mudança do acabamento da chapa em função da oxidação da mesma;
- Assim, os valores de emissividade mensurados para o processo de soldagem são de 0,7 para temperatura acima de 800°C, de 0,78 para a faixa de temperatura entre 500 °C e 800 °C e de 0,76 para temperaturas abaixo de 500 °C.

##### **7.1.2. Calibração do Sistema Térmico Numérico-Experimental**

- A técnica de elementos finitos foi capaz de encontrar com bastante precisão os campos de temperatura 3D condizentes com os experimentos realizados em laboratório;
- A fonte de calor do tipo gaussiana apresentou resultados bastante satisfatórios para as soldagens de chapa consideradas finas (3,2 mm);



- O método de problema inverso utilizando evolução diferencial apresentou resultados precisos e rápidos para encontrar o valor de sigma ( $\sigma$ ) da fonte de calor tipo gaussiana, calculado como 0,003 m.

#### **7.1.3. Impacto da Aplicação de Radiação na Simulação de Soldagem**

- Através da técnica de elementos finitos foi possível mostrar que a utilização da condição de radiação em simulações de soldagem é imprescindível para a apresentação de resultados coerentes com a realidade;
- A condição de radiação é mais significativa) para temperaturas mais altas (acima de 700 K);
- Comparando-se as perdas por radiação e as perdas por convecção, fica claro que depende dos valores do coeficiente de convecção e da faixa de temperatura.

#### **7.1.4. Influência da Termodependência das Propriedades Térmicas do Material**

- De acordo com os resultados obtidos, fica claro que existe uma grande diferença entre a simulação térmica com propriedades térmicas constantes e termodependentes.
- As maiores diferenças entre as simulações utilizando as propriedades constantes e termodependentes estão à altas temperaturas ( $> 400^{\circ}\text{C}$ );

#### **7.1.5. Influência do Tipo de Junta na Propagação de Calor**

- As análises térmicas realizadas para verificar a influência dos tipos de juntas na propagação de calor mostrou que algumas juntas têm maiores capacidade de remoção do calor do local do cordão de solda do que outras;
- Os valores dos coeficientes de remoção de calor de cada junta calculados numericamente via elementos finitos foram muito próximos dos valores encontrados analiticamente por Tusek et. al. (2003);
- A análise mostra que a junta do tipo “T” apresentou os maiores coeficientes de remoção de calor do local do cordão de solda. Se comparado à junta de topo a remoção do calor é 30 % maior;
- A segunda junta de maior coeficiente de remoção de calor foi a sobreposta com 0,06 %. Este valor é praticamente o mesmo da junta de topo;

- Já as juntas de canto e de aresta apresentaram remoção de calor menor, com valores de 60% e 91% com relação à junta de topo;
- A análise mostra que a capacidade de remoção de calor do cordão de solda está intimamente ligada à quantidade de material mais próximo do cordão de solda.

#### **7.1.6. Cálculo do Rendimento Térmico para Diferentes Tipos de Juntas**

- O calorímetro de nitrogênio líquido foi capaz de medir o aporte térmico do processo de soldagem para diferentes tipos de juntas;
- Este método mostrou que a junta do tipo “T” apresentou maior rendimento térmico de todas as juntas, com valor médio de 95%, já a junta sobreposta apresentou um rendimento térmico de 92% ficando em segundo lugar, e por último a soldagem sobre chapa ficou por último com valor médio de 83%.

#### **7.1.7. Influência da Termodependência das Propriedades Estruturais do Material**

- A análise para a verificação da influência da termodependência das propriedades estruturais do material em simulações de soldagem mostra que há uma grande diferença nos resultados com os dois tipos de propriedades;
- As propriedades termodependentes apresentam valores de tensões residuais  $S_z$ ,  $S_x$  e Von Mises menores do que as propriedades constantes no local do cordão de solda;
- As tensões longitudinais do cordão de solda foram as que apresentaram maiores diferenças entre os dois tipos de propriedades;
- As tensões transversais ao cordão de solda apresentaram diferenças muito baixas entre propriedades diferentes;
- Com base nestes resultados é possível concluir que as propriedades termodependentes tem extrema importância na simulação de soldagem.

#### **7.1.8. Influência da Restrição na Distorção de Juntas Tipo “T”**

- Estas análises mostram que o nível de restrição das juntas, neste caso a junta tipo “T”, tem grande influência na distorção angular da junta;
- A junta com o maior nível de restrição apresentou menores valores de distorção da junta;

- As restrições estão intimamente ligadas às deformações plásticas e estas à distorção da junta.

#### **7.1.9. Influência da Geometria da Chapa e da Distribuição de Temperatura na Distorção Rotacional**

- Esta análise mostra que a geometria ou a inércia da chapa tem maiores influências do que o campo de temperatura na distorção de rotação de juntas de topo;
- Mesmo a geometria tendo maior influência na distorção de rotação, a distribuição de temperatura desigual na chapa também tem sua parte neste tipo de distorção.

#### **7.1.10. Calibração do Sistema Estrutural Numérico-Experimental**

- Fazendo-se a comparação entre os resultados numéricos e experimentais foi possível concluir que o modelo estrutural via elementos finitos apresenta resultados coerentes com os resultados experimentais. Desta forma, a simulação representa bem a realidade.

#### **7.1.11. Calibração do Método de Forças Equivalentes**

- O método das forças equivalentes apresentou resultados satisfatórios na simulação das distorções ocasionadas pelo processo de soldagem;
- Este método apresentou tempo de solução muito menor se comparado com o método termoelastoplasto e utilização muito menor de memória computacional;
- O sistema de calibração pelo método de problema inverso utilizando evolução diferencial para encontrar as forças equivalentes transversais e longitudinais obteve-se resultados bastante satisfatórios.

### **7.2. Quanto às Estruturas Complexas**

#### **7.2.1. Transferência das Forças Equivalentes Aplicadas em Estruturas Simples para Estruturas Complexas**

- A transferência das forças equivalente encontradas em estruturas simples pelo processo do problema inverso apresentou resultados coerentes comparados com a soldagem experimentais quando transferidas para as estruturas complexas como os painéis (normalmente encontrados na construção naval);
- Este tipo de método é muito eficiente para as estruturas com dimensões muito grandes como os painéis de estruturas navais, já que é bem mais rápido em comparação a análise termoelastoplasto.

#### **7.2.2. Influência de Parte da Estrutura como um Todo nas Distorções**

- A estrutura adjacente à uma parte do painel tem grande influência no nível de distorção do painel como um todo. Mostrando que as extremidades dos painéis sofrem maiores distorções devido à falta de material naquela posição.

#### **7.2.3. Influência da Escala nas Distorções da Estrutura**

- Nestes resultados mostram que a espessura da chapa de base do painel tem influência na distorção angular para os mesmos valores de forças equivalentes;
- O nível de distorção cai potencialmente com o aumento da espessura da chapa do painel para os mesmos valores de forças;
- Com o aumento da dimensão da chapa do painel a distorção também aumenta, porém este aumento vai diminuindo até a estabilidade.

# **CAPÍTULO VIII**

## **TRABALHOS FUTUROS**

Com o intuito de aprimorar e complementar as informações conseguidas neste trabalho, são propostas as seguintes sugestões para dar continuidade nos trabalhos relacionados com o estudo das distorções resultantes de processos de soldagem.

### **8.1. Quanto às Estruturas Simples**

- Procurar encontrar valores de emissividade não só para os aços carbonos, mas também para os aços inoxidáveis e alumínio durante o processo de soldagem;
- Variar um maior número de faixas de temperatura no cálculo da emissividade durante o processo de soldagem;
- Calibrar também a modelagem numérica para chapa de aço de maiores espessuras com processo de soldagem multipassos;
- Calibrar a modelagem numérica para os aços inoxidáveis;
- Realizar estudos de fontes de calor numéricos para processos de soldagem com grandes penetrações;
- Realizar estudo em soldagens numéricas com elementos que apresentam a capacidade de morte e nascimento, para possíveis simulações com deposição de volume de material;
- Verificar a influência das transformações de fase na distorção e tensões residuais via elementos finitos de aços com maiores quantidade de carbono e/ou aço com elemento de ligas;
- Encontrar rendimentos térmicos utilizando o método do nitrogênio líquido para os outros tipos de juntas com a junta de canto e a junta de aresta;

### **8.1. Quanto às Estruturas Complexas**

- Simular estruturas ainda mais complexas que as simuladas neste trabalho. Idealmente, simular toda a construção naval desde soldagem e montagem finais.
- Verificar outros tipos de restrições de estruturas maiores;
- Implementar as transformações de fase por meio das curvas de temperaturas obtidas do método de elementos finitos.

## CAPÍTULO IX

### REFERÊNCIAS

AIRLIQUIDE 2009. <http://encyclopedia.airliquide.com/Encyclopedia.asp?GasID=5> (acesso em 30 jan. 2012).

Akbari, D.; Sattari-Far, I. Effect of the welding heat input on residual stresses in butt-welds of dissimilar pipe joints. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 86, p. 769-776. 2009.

Akbari, M.; Sinton, D.; Bahrami, M. Moving Heat Sources in a Half Space: Effect of Source Geometry. **Proceeding of the ASME 2009 Heat Transfer Summer Conference HT2009**, p. 1-10, San Francisco. 2009.

Allen, J.. **Job knowledge for welders**. 2004. Disponível em TWI: <<http://www.twi.co.uk/content/jk34.html>>. Acesso em: 01 de out. 2009.

Amoros, R. T. **Avaliação de tensões residuais em chapas planas de aço carbono, destinadas a processos de corte a laser, pelo método da anisotropia planar**. 2008. Dissertação de mestrado - Instituto de Engenharia do Paraná, Curitiba.

Anderson, T. Distortion in Aluminum Welded Structures. **Welding Journal** , v. 82 (2), p. 28-30. 2003.

Andrés, C. G.; Capdevila, F. G.; Alvarez, L. F. Application of dilatometric analysis to the study of solid-solid phase transformations in steel . **Materials Characterization** , p. 101-111. 2002.

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

Arevalo, H. D.H. **Projeto, construção e avaliação de calorímetro por N<sub>2</sub> líquido para medição do aporte térmico em soldagem**. In. Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 6, 2011, Caxias do Sul.

Armentani, E.; Esposito, R.; Sepe, R. The influence of thermal properties and preheating on residual stresses in welding. **Computational Materials Science and Surface Engineering** , V.1 , n.2, p. 146-162.; 2007.

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

Balasubramanian, K. R.; Siva Shanmugam, N.; Buvanashakaran, G.; Sankaranayanasamy, K. Numerical and Experimental Investigation of Laser Beam Welding of AISI304 Stainless Steel Sheet. **Advances in Production Engineering & Management** , p. 93-105. 2008.

Benzinger T. H.;Kitzinger C. Direct Calorimetry by Means of Gradient Principle. **The Review of Scientific Instruments**. V. 20, n. 12, p. 849 – 860, dez. 1949.

Boitout, F.; Bergheau, J. M. The Numerical Simulation of Welding in Europe: Present Capabilities and Future Trends. **Transactions of JWRI** , v.32 , n. 1, p. 197-206. 2003.

Camilleri, P.; Mollicone, P.; Gray T. G. F. Alternative simulation techniques for distortion of thin plate due t fillet-welded stiffeners. **Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering**, v. 14, p. 1307-1327, 2006.



Cantin, G. M.; Francis, J. A. Arc power and efficiency in gas tungsten arc welding of aluminium. **Science and Technology of Welding and Joining** , p. 200-210. 2005.

Caron, E.; Wells, M. A.; Li, D. A Compensation Method for the Disturbance in the Temperature Field Caused by Subsurface Thermocouples. **Metallurgical and materials Transactions** , v.37, p.475-483. 2006.

Caron, J. et al. Effect of Continuous Cooling Transformation Variations on Numerical Calculation of Welding-Induced Residual Stresses. **Welding Journal**, V.89, p.151-160, 2010.

Castanedo, C. I. **Quantitative Subsurface Defect Evaluation by pulsed phase thermograph Depth retrieval with the phase**. Tese de doutorado. Québec. 2005.

Chang, C. D.; Yong T. K.; Young C. J.; Ryun S. R. Welding Distortion Analysis of Hull Blocks Using Equivalent Load Method Based on Inherent Strain. **10<sup>th</sup> International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures**, 2007.

Cheng, S.; Hwang C. Optimal Approximation of Linear Systems by a Differential Evolution Algorithm. **IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics – Part A: Systems and Humans**, v. 31, n. 6, p.698 - 707 nov. 2001.

Cho, S. H.; Kim, J. W. Analysis of residual stress in carbon steel weldment incorporating phase transformations. **Science and Technology of Welding and Joining** , v.7, n.4, p. 212-216. 2002.

Christensen, N.; Davies, L.; Gjermundsen, K. Distribution of Temperatures in Arc Welding. **British Welding Journal** , p. 54-75. 1965.

Click de Macaé. (s.d.). Industria Naval a nova força da economia. Disponível em:: <http://www.clickmacae.com.br /?sec=47&pag=noticia&cod=7085>. Acesso em 27 de Jun de 2009

Colegrove, P.; Ikeagu, C.; Thistlethwaite, A.; Williams, S.; Nagy, T.; Suder, W. Welding process impact on residual stress and distortion. **Science and Technology of Welding and Joining** , v.14, n. 8, p. 717-725. 2009.

Costa, T.F. **Aplicação de Processos MAG Curto-Circuito Convencional e Controlado na Soldagem de Dutos de Aço ao Carbono**. 2011. 184p. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

Delvar Afzar, 2004. <http://www.delvarafzar.com/Nitrogen.pdf> . Acesso em: 14 de Nov. 2011).

Deng, D.; Murakawa, H. Measurement of Inherent Deformations in Typical Weld Joints Using Inverse Analysis (Part2) - Prediction of Welding Distortion of Large Structures. **Transactions of JWRI** , p. 113-123. 2005.

Deng, D.; Murakawa, H. Prediction of welding distortion and residual stress in a thin plate butt-welded joint. **Computational Materials Science** , v. 43, p. 353-365. 2008.

Deng, D.; Murakawa, H.; Liang, W. Numerical Simulation of Welding Distortion in Large Structures. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering** , p. 4613-4627. 2007.

Deng, D. FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects. **Materials and Design**, v.30, p.359–366, 2009.

Deng, D.; Ma, N. Murakawa, H. Finite Element Analysis of Welding Distortion in a Large Thin-plate Panel Structure. **Transactions of JWRI**. v.40, n° 1, p. 89-100, 2011.

DeRuntz, B. D. Assessing the Benefits of Surface Tension Transfer Welding to Industry. **Journal of Industry Technology** , v. 19, n. 4, p. 1-8. 2003.

Duff, M.; Towey, J. Two Ways to Measure Temperature Using Thermocouples Feature Simplicity, Accuracy, and Flexibility., Out. 2010. Disponível em:

<http://www.analog.com/library/analogDialogue/archives/44-10/thermocouple.html>.

Acesso em: 31 Jan. 2011.

Duncan, C.; Gray, T.; Comlekci, T. Use of Thermography to Calibrate Fusion Welding Procedures in Virtual Fabrication Applications. **InfraMation**. 2004.

Dupont, J. N.; Marder, A. R. Thermal Efficiency of Arc Welding Process. **Welding Journal** , p. 406s-416s, dez. 1995.

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

Esme, U.; Kokangul, A.; Bayramoglu, M.; Geren, N. Mathematical Modeling for Prediction and Optimization of TIG Welding Pool Geometry. **Metalurgija** , v. 48, n. 2 , p. 109-112. 2009.

Fachinotti, V. D.; Cardona, A. Semi-Analytical Solution of the Thermal Field Induced by a Moving Double-Ellipsoidal Welding Heat Source in a Semi-Infinite Body. **Mecânica Computacional** , n. 27, p. 1519-1530. 2008.

Fassani, R. N. Trevisan, O. V. Analytical Modeling of Multipass Welding Process with Distributed Heat Source. **ABCM** , v. 25 n. 3, p. 302-305. 2003.

Fuerschbach, P. K. Measurement and Prediction of Energy Transfer Efficiency in Laser Beam Welding. **Welding Journal** , p. 24-33. Jan. 1996.

Fuerschbach, P. W.; Knorovsky, G. A. A Study of Melting Efficiency in Plasma Arc and Gas Tungsten Arc Welding. **Welding Journal** , p. 287-296. Nov. 1991.

Gannon, L.; Liu, Y.; Pegg, N.; Smith, M. Effect of welding sequence on residual stress and distortion in flat-bar stiffened plates. **Marine Structures**, v. 23, n. 3, p. 385-404, Jul. 2010.

Gery, D.; Long, H.; Maropoulos, P. Effects of Welding Speed, Energy Input and Heat Source Distribution on Temperature Variations in Butt Joint Welding. **Journal of Materials Processing Technology** , p. 393-401. 2005.

Giedt, W. H.; Tallerico, L. N.; Fuerschbach, P. W. GTA Welding Efficiency: Calorimetric and Temperature Field Measurements. **Welding Journal** , p. 28s-32s. 1989.

Goldak, J. A. **Computational Welding Mechanics**. Springer. 2005.

Goldak, J.; Chakravarti, A.; Bibby, M. A New Finite Element Model for Welding Heat Sources. **Metallurgical Transactions** , v. 15, p.299-305. 1984.

Gonçalves, C. V. **Problemas Inversos em Transferência de Calor com Fronteira Móvel: Aplicação em Processos de Soldagem**. Tese de doutorado - Universidade Federal de Uberlândia. Uberlândia. 2004.

Grenestedt, J. L. Optimization of the Weld Path for Overlay Coatings. **Struct Multidisc Optim** , v. 25, p. 215-224. 2003.

Hansen, J. L. **Numerical Modelling of Welding Induced Stresses**. Tese de doutorado - Technical University of Denmark, Department of Manufacturing Engineering and Management. Denmark. 2003.

HARRISON, P. L.; FARRAR, R. A. **Application of continuous cooling transformation diagrams for welding of steels**. [International Materials Reviews](#) V.34, n.17, p.35-51,1989.

Heinze C.; Schwenk, C.; Rethmeier M. The effect of tack welding on numerically calculated welding-induced distortion. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 212, n. 1, p. 308-314, jan. 2012.

Huang, R. S.; Liu, L. M.; Song, G. Infrared temperature measurement and interference analysis of magnesium alloys in hybrid laser-TIG welding process. **Materials Science and Engineering** , p. 239-243. 2007.

Incropera, F. P.; Dewitt, D. P. **Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa** (4º ed.). S. S. Soares, Trad. LTC. 1998.

ISO 3834:2005 - **Quality requirements for fusion welding of metallic materials**. 2005.

Jarmai, K.; Farkas, J. Cost Calculation and Optimisation of Welded Steel Structures. **Journal of Constructional Steel Research** , v. 50, p. 115-135. 1999.

Joseph, A.; Harwing, D.; Farson, D. F; Richardson, R. Measurement and Calculation of Arc Power and Heat Transfer Efficiency in Pulsed Gas Metal Arc Welding. **Science and Technology of Welding and Joining** , v. 8. 2003.

Jung, G. H.; Tsai, C. L. Fundamental Studies on the Effect of Distortion Control Plans on Angular Distortion in Fillet Welded T-Joints. **Welding Journal** , v. 83, n.7, p. 213-223. 2004.

Kadivar, M. H.; Jafarpur, K.; Baradaran, G. H. Optimizing Welding Sequence with Genetic Algorithm. **Computational Mechanics** , v. 26, p.514-519. 2000.

KASTELIC, S.; MEDVED, J. E MRVAR, P. Prediction numerical distortion after welding with various welding sequence and clappings. **Metalurgija**, V.49, n. 4, p.301-305, 2010.

Kelly, S. M.; Martukanitz, R. P.; Michaleris, P.; Bugarewicz, M.; Huang, T. D.; Kvidahl, L. Low Heat Input Welding for Thin Steel Fabrication. **Laser Materials Processing in the Nordic Industry**. 2007.

Khedmati, M. R.; Rastani, M.; Ghavami, K. Numerical study on the permissible gap of intermittent fillet welds of longitudinally stiffened plates under in plane axial compression. **Journal of Constructional Steel Research** , p. 1415-1428. 2007.

Kondoh, K.; Ohji, T. Algorithm Based on Non-Linear Programming Method for Optimum Heat Input Control in Arc Welding. **Science and Technology of Welding and Joining** , v. 3 , n. 3, p. 127-134. 1998.

Kou, S. **Welding Metallurgy** (2° ed.). Wiley-Interscience. 2003.

Kuepferling, M.; Basso, V.; Sasso, C.; Giudici, L. A Peltier Cell Calorimeter for the Direct Determination of the Entropy Change in Magnetic Materials. 2007.

Lambraskos, S. G.; Milewski, J. O.; Moore, P. G. Weld Analysis Using an Inverse-Problem Approach Based on Quasi-One-Dimensional Interpolation. **Jom Journal of the Minerals, Metals and Materials Society** , v. 55, n.6 , p. 27-36. 2003.

LEE, C.H. Computational modeling of the residual stress evolution due to solid-state phase transformation during welding. **Modeling and simulation in materials science and engineering**. V.16, p.1-16, 2008.

Little, G. H.; Kamtekar, A. G. The Effect of Thermal Properties and Weld Efficiency on Transient Temperatures During Welding. **Computers & Structures** , v. 68, p. 157-165. 1998.

Lobato, F. S.; Steffen, V. J. **Evolução Diferencial: Uma ferramenta evolutiva para o tratamento de problemas de otimização**. Uberlândia. 2008.

Lu, J. Handbook on Measurement of Residual Stresses. Lilburn, USA. 1996.

Mahl, R. L.; Plentz, S. R.; Janoski, L. J.; Eduardo, S. **Influência da condição de resfriamento na ocorrência de bandejamento no aço SAE10B22**. 2005.

Mathers, G. Novel Optical System for Residual Stress Measurement. **The magazine of TWI** , p. 3-5. . 2008.

Matsumoto, N.; Kawahito, Y.; Mizutani, M.; Katayama, S. Laser Absorption in High-Power Fiber Laser Welding of Stainless Steel and Aluminum Alloy. **Proc. of 27th International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics** . 2008.

Matweb. Online Materials Information Resource. Disponível em: <http://www.matweb.com/>, Acesso em : Fev. 2009.

Messer, 2011. Disponível em: <[http://www.messer.es/fichas\\_gases\\_publicaciones\\_tecnicas/fichas\\_gases/FT\\_Nitrogeno\\_liquido.pdf](http://www.messer.es/fichas_gases_publicaciones_tecnicas/fichas_gases/FT_Nitrogeno_liquido.pdf)> . Acesso em: 12 de Jun. 2011.

Michaleris, P.; DeBiccari, A. Prediction of Welding Distortion. **Welding Journal** , p. 172-181. 1997.

Michaleris, P.; Dantzig, J.; Tortorelli, D. Minimization of Welding Residual Stress and Distortion in Large Structure. **Welding Journal** , v. 78, n. 11, p. 361-366. 1999.

Michaleris, P.; Zhang, L.; Bhide, S. R.; Marugabandhu, P. Evaluation of 2D, 3D and applied plastic strain methods for predicting buckling welding distortion and residual stress. **Science and Technology of Welding and Joining** , p. 707-716. 2006.

Mikami, Y.; Morikage, Y.; Mochizuki, M.; Toyoda, M. Angular Distortion of Fillet Welded T Joint Using Low Transformation Temperature Welding Wire. **Science and Technology of Welding and Joining** , 14 (2), 97-105. (2009).

Miranda, L. H.; Bracarense, A. Q. Redução das Distorções Angulares em Cordões de Solda sobre Chapas de Aço de Baixo Carbono com a Utilização da Refrigeração Forçada da Poça de Fusão. **Tecnologia em Metalurgia e Materiais** , v. 4, p. 17-20. 2007.

Modenesi, P. J.; Marques, P. V.; Santos, D. B. Introdução à Metalurgia da Soldagem. Belo Horizonte. 2006.

Moreira, P. M., Frazão, O.; Tavares, S. M.; Figueredo, M. A.; Restivo, M. T.; Santos, J. L., et al. Temperature field acquisition during gas metal arc welding using thermocouples, thermography and fibre Bragg sensors. **Measurement Science and Technology** , v. 18, p. 877-883. 2007.

Mostafa, N. B. Khajavi, M. N. Optimization of Welding Parameters for Weld Penetration in FCAW. **Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering** , v. 16, p. 132-138. 2006.

Murugan, S.; Kumar, P. V.; Gill T. P. S.; Raj, B.; Bose, M. S. C. Numerical modelling and experimental determination of temperature distribution during manual metal arc welding. **Science and Tecnology of Welding and Joining**, v.4, n. 6, 1999.

Nascimento, A. S.; Batista, M. d.; Nascimento, V. C.; Scotti, A. Avaliação dos métodos de cálculo de potência elétrica em soldagem a arco e as consequências sobre as previsões geométricas, térmicas e metalúrgicas da junta. **Soldagem Inspeção** , p. 97-106. 2007.

Nascimento, A.S. **Fenomenologia da soldagem MIG/MAG-PV e sua aplicabilidade para juntas sobrepostas e em V (passe de raiz)**. 2011. 172 p. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Uberlândia: Uberlândia.

Nowacki, J.; Wypych, A. Application of thermovision method to welding thermal cycle analysis. **Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering**, v. 40, n. 2, jun. 2010.

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

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

Nyashin, Y. I. Ilialov, O. R. Optimization problem for obtaining a prescribed residual stress distribution: Formulation and solution. **International Journal of Mechanical Sciences** , v. 37, n. 5, p. 485-493. 1995.

OMEGASCOPE., Disponível em: OMEGASCOPE: <http://www.omegascope.com>. (2011). Acesso em: Fev. 2011



Omweg, G. M.; Frankel, G. S.; Bruce, W. A.; Ramirez, J. E. ; Koch, G. Effect of Welding Parameters and H<sub>2</sub>S Partial Pressure on the Susceptibility of Welded HSLA Steels to Sulfide Stress Cracking. **Welding Journal** , p. 136-144. 2003.

Other Steels – **Plate for Shipbuilding**. (20 de Fevereiro de 2010). Disponível em: Oakley Steel: [http://www.oakleysteel.co.uk/ah36\\_sh36\\_shipbuilding\\_steel.htm](http://www.oakleysteel.co.uk/ah36_sh36_shipbuilding_steel.htm). Acesso em: 20 Fev. 2010.

Ozcatalbas, Y.;Vural, H. I. Determination of optimum welding sequence and distortion forces in steel lattice beams. **Journal of Materials Processing Technology** , p. 599-604. 2009.

Paloposki, T.; Liedquist, L. **Steel emissivity at high temperatures**. Relatório técnico, Otamedia Ou, Finlandia , 2005.

Park, J. U.; Park, S. C.; Lee, C. H. Control of Longitudinal Bending Distortion of Built-Up Beams by High-Frequency Induction Heating. **Welding Journal** , p. 29-34. 2009.

Poorhaydari, K.; Patchett, B. M.; Ivey, D. G. Estimation of Cooling Rate in the Welding of Plates with Intermediate Thickness. **Welding Journal** , p. 149s-155s. Out. 2005.

Radaj, D. Welding Residual Stress and Distortion. DVS Verlag. 2003.

Rayamyaki, P.; Karkhin, V. A.; Khomich, P. N. Determination od the Main Characteristics od the Teperature Field for the Evaluation of the Type of Solidification of Weld Metal in Fusion Welding. **Welding International** , v. 8, p. 600-604. 2007.

Ribeiro, J. E. **Caracterização Experimental e Numérica de Campos de Tensões Residuais Provocadas por Processos de Fabrico**. Mar. 2006.

Ribeiro, J.; Monteiro, J.; Vaz, M., Lopes, H.; Piloto, P. Measurement of Residual Stress with Optical Techniques. **Blackwell Publishing** , p. 1-8. 2008.

Rosenthal, D. Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting. **Welding Journal** , v. 15. Mai 1941.

Sattari-Far, I.; Javadi, Y. Influence of Welding Sequence on Welding Distortions in Pipes . **International Journal of Pressure Vessels and Piping** , p. 265-274. 2008.

Schenk, T.; Doig, M.; Richardson, I. M. Influence of clamping support distance on distortion of welded T joints. **Science and Technology of Welding and Joining** , v. 15, n. 7, p. 575-582. 2010.

Schenk, T.; Richardson, I. M.; Kraska, M.; Ohnimus, S. Influence of Clamping on Distortion of Welded S355 T-Joints. **Science and Technology of Welding and Joining** , v. 14 , n. 4, p. 369-375. 2009.

Scotti, A. Advanced Aspect of Pipeline Root Welding. **The Welding Engineering Research Center of Cranfield University**, Cranfield. 2008.

SI Termografia Infrarroja. Disponível em : <<http://www.termografia.com/index.htm>> , Acesso em: out. 2011.

Slania, J.; Mikno, Z.; Wojcik, M. Temperature measurement problems in welding processes. **Welding International** , v. 21, p. 589-592. 2007.

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

Storms, E. Description of Sensitive Seebeck Calorimeter Used for Fusion Studies. **The 12th International Conference on Condensed Matter Nuclear Science** . Yokohama. 2005.

Storn, R.; Price K. A Simple and Efficient Heuristic for Global Optimization over Continuous Spaces. **Journal of Global Optimization**. V.11, n.4, dez. 1997.

Suterio, R. **Medições de Tensões Residuais por Indentação Associada à Holografia Eletrônica**. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina. Santa Catarina. 2005.

Suzuki, R. N. **Solução Analítica para Distribuição de Temperatura no Processo de Soldagem MIG com Múltiplos Passes**. Dissertação de Mestrado, Unicamp, Campinas. 1996.

Sysweld. Welding Wizard Reference Manual. ESI Group. (2006).

Tajima, Y.; Rashed, S.; Okumoto, Y.; Katayama, Y.; Murakawa, H. Prediction of welding distortion and panel buckling of car carrier decks using database generated by FEA. **Transactions of JWRI** , v. 36, p. 65-71. 2007.

Teng, T.-L.; Chang, P.H.; Tseng, W.C. Effect of Welding Sequences on Residual Stresses. **Computers and Structures** , p. 273-286. 2003.

Teng, T. L.; Fung, C.P.; Chang, P.H.; Yang, W. C. Analysis of residual stresses and distortions in T-joint fillet welds. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* , v. 78, p. 523-538. 2001.

Teragon. 2010. <http://www.trgn.com/database/cryogen.html>. Acesso em: 21 Abr. 2011).

Tsai, C. L.; Park, S.C.; Cheng, W.T. Welding Distortion of a Thin-Plate Panel Structure. **Welding Research Supplement**, p.156 – 165, 1999.

Tusek, J.; Markelj, F.; Barbic, J.; Jez, B. Influence of type of welded joint on welding efficiency. **Science and Technology of Welding and Joining** , v. 8. 2003.

UIGI 2003/2011. Disponível em : <http://www.uigi.com/nitrogen.html>. Acesso em: 26 Abr. 2011.

Vel Murtugan, V.; Gunaraj, V. Effects of Process Parameters on Angular Distortion of Gas Metal Arc Welded Structural Steel Plates. **Welding Journal** , p. 165-171. 2005.

Venkatraman, M.; Mohandty, O. N.; Ghosh, R. N. Modelling of transformation kinetics in HSLA 100 steel during continuous cooling. **Scandinavian Journal of Metallurgy** , p. 8-13. 2001.

Ventura, G; Risegari, L. **The art cryogenics - Low temperature experimental techniques**. Linacre house, Jordan Hill, UK: Elsevier, 2008.

Verhaeghe, G. Predictive Formulae for Weld Distortion - A critical review. **Review TWI**. 1999.

Vilarinho, L. O. **Avaliação de gases de proteção em soldagem através de técnicas experimentais e numéricas**. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia. Uberlândia . 2001.

Voutchkov, I.; Keane, A. J.; Bhaskar, A.; Olsen, T. M. Weld Sequence optimization: The Use of Surrogate Models for Solving Sequential Combinatorial Problems. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering** , v. 194, p.3535-3551. 2005.

Wahab, M. A.; Painter, M. J.; Davies, M. H. The prediction of the temperature distribution and weld pool geometry in the gas metal arc welding process. **Journal of Materials Processing Technology** , v. 77, p. 233-239. 1998.

Wang, R.; Rashed, S.; Serizawa, H.; Murakawa, H.; Zhang, J. Numerical and Experimental Investigations on Welding Deformation. **Transactions of JWRI** , v. 37 n. 1, p. 79-90. 2008.

Wang, R.; Zhang, J. X.; Serizawa, H.; Murakawa, H. Welding Distortion Investigation in Fillet Welded Joint and Structure Based on Iterative Substructure Method. **Science and Technology of Welding and Joining** , v. 14, n. 5, p. 396-403. 2009.

Withers, P. J.; Bhadeshia, H. K. Residual stress - Part 1 - Measurement techniques. **Materials Science and Technology** , v. 17, p. 355-365. 2001.

Woodbury, K. A. **What are Inverse Problems? Inverse problems**. Alabama, Mai. 1995. Disponível em : <http://www.me.ua.edu/inverse/whatis.html>. Acesso em: jun. 2010.

Wu, C. S.; Hu, Q. X.; Gao, J. Q. An adaptive heat source model for finite-element analysis of key hole plasma arc welding. **Computational Material Science** , v. 46, p. 167-172. 2009.

Xu, D.; Liu, X. S.; Wang, P.; Yang, J. G.; Fang, H. Y. New technique to control welding buckling distortion and residual stress with non-contact electromagnetic impact. **Science and Technology of Welding and Joining** , v. 14, n.8, p. 753-759. 2009.

Yang, H.; Shao, H.. Distortion-oriented welding path optimization based on elastic net method and genetic algorithm. **Journal of Materials Processing Technology** , p. 4407-4412. 2009

Zachrisson, J. **In Situ Detection and Characterisation of Phase Transformations in Weld Metals**. Master's Thesis. Master's Thesis. 2006.

Zaeh, M. F.; Schober, A. Approach for modelling process effects during friction stir welding of composite extruded profiles. **Advanced Materials Research** , v. 43, p. 105-110. 2008.

ZENG, P.;GAO, Y. ; LEI, L. Local Equivalent Welding Element to Predict the Welding Deformations of Plate-Type Structures. **Science in China Press**, v. 51, n. 9, p. 1502 – 1506, Set. 2008.

Zhang, H. J.; Zhang, G. J.; Wu, L. Effects of arc distance on angular distortion by asymmetrical double sided arc welding. **Science and Technology of Welding and Joining** , v. 12, p. 564-571. 2007.

Zhang, M.; Li, L.; Fu, R. Y.; Krizan, D.; DeCooman, B. C. Continuous Cooling Transformation Diagrams and Properties of Micro-Alloyed TRIP Steel. **Materials Science & Engineering** , p. 296-299. 2006.

Zhao, M. C.; Yang, K.; Xiao, F. R.; Shan, Y. Y. Continuous Cooling Transformation of Underformed and Deformed Low Carbon Pipeline Steel. **Materials Science & Engineering** , p. 126-136. 2003.

Zhu, X. K.; Chao, Y. J. Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation. **Computers & Structures** , v. 80, p. 967-976. 2002.

Ziolkowski, M.; Brauer, H. Modeling of Seebeck effect in electron beam deep welding of dissimilar metals. **The International Journal for Computation and Mathematics in Electric and Electronic Engineering** , v. 28, p. 140-153. 2009.

# ANEXO 1

Programação de elementos finitos da junta em “T”

## Análise Térmica

```
/config,nres,10000
/COM, Thermal
!=====
! ELEMENTOS
!=====
/PREP7
ET,1,PLANE77
MPREAD,'AH36','MP','..\Araujo\Programas\'
!=====
! PARAMETROS
!=====
ESP1=0.0032
ESP2=0.0032
K,5,0,ESP1
!=====
! GEOMETRIA
!=====
*IF,ESP1,LE,ESP2/2,THEN
    R=ESP1
*ELSE
    R=ESP2/2
*ENDIF
BLC4,-0.05,0,0.1,ESP1
BLC4,-ESP2/2,ESP1,ESP2,0.047
CYL4,ESP2/2,ESP1,R
AADD,1,2,3
LSTR,10,5
LSTR,11,5
AL,5,3,9
AOVLAP,1,4
AGLUE,1,2
!=====
! MALHA
!=====
ESIZE,0.001,0,
MSHAPE,0,2D
MSHKEY,0
AMESH,2
AMESH,1
FINISH
!=====
! SOLUÇÃO
!=====
/SOL
ANTYPE,4
TRNOPT,FULL
LUMPM,0
TUNIF,27,
FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,1
```

```

/GO
DA,1,TEMP,1500
SFL,1,CONV,50,,27,
SFL,2,CONV,50,,27,
SFL,4,CONV,50,,27,
SFL,7,CONV,50,,27,
SFL,8,CONV,50,,27,
SFL,9,CONV,50,,27,
SFL,13,CONV,50,,27,
SFL,14,CONV,50,,27,
SFL,15,CONV,50,,27,
!*
OUTPR,ALL,ALL,
OUTRES,ALL,ALL,
!*
TIME,0.5
AUTOTS,-1
DELTIM,0.02,,1
KBC,0
TSRES,ERASE
LSWRITE,1,
DADELE,,1,TEMP
TIME,150
AUTOTS,-1
DELTIM,0.5,,1
KBC,1
!*
TSRES,ERASE
LSWRITE,2,
LSSOLVE,1,2,1,
!=====

```

## Análise Estrutural

```

/config,nres,10000
/COM,
/COM,Preferences for GUI filtering have been set to display:
/COM, Structural
/PREP7
ET,1,PLANE82
MPREAD,'AH36','mp','..\Araujo\Programas\'
!* Curva tensão(Pa)-deformação
TB,MISO,1,20,1,! 8 temp e 5 pontos da curva
TBTEMP,27
TBPT,,350/208e3,350e6! E = 208e9
TBTEMP,75
TBPT,,345/205e3,345e6! E = 205e9
TBTEMP,150
TBPT,,330/203e3,330e6! E = 203e9
TBTEMP,225
TBPT,,305/200e3,305e6! E = 200e9
TBTEMP,300
TBPT,,280/199e3,280e6! E = 199e9
TBTEMP,375
TBPT,,250/180e3,250e6! E = 180e9
TBTEMP,450
TBPT,,212/145e3,212e6! E = 145e9
TBTEMP,525
TBPT,,175/90e3,175e6! E = 90e9
TBTEMP,600
TBPT,,125/65e3,125e6! E = 65e9
TBTEMP,675

```



```

TBPT,,75/46e3,75e6      ! E = 46e9
TBTEMP,750
TBPT,,60/36e3,60e6      ! E = 36e9
TBTEMP,825
TBPT,,40/30e3,40e6      ! E = 30e9
TBTEMP,900
TBPT,,30/20e3,30e6      ! E = 20e9
TBTEMP,975
TBPT,,20/12e3,20e6      ! E = 12e9
TBTEMP,1050
TBPT,,20/10e3,20e6      ! E = 10e9
TBTEMP,1125
TBPT,,20/10e3,20e6      ! E = 10e9
TBTEMP,1200
TBPT,,20/10e3,20e6      ! E = 10e9
TBTEMP,1275
TBPT,,20/10e3,20e6      ! E = 10e9
TBTEMP,1350
TBPT,,20/10e3,20e6      ! E = 10e9
TBTEMP,1425
TBPT,,15/10e3,15e6      ! E = 10e9
!Geometria
BLC4,0,0,0.1,0.004
BLC4,0,0.004,0.003,0.047
CYL4,0.003,0.004,0.003
AADD,1,2,3
LSTR,      10,      4
LSTR,      9,      4
AL,5,3,9
AOVLAP,1,4
AGLUE,1,2,3
ESIZE,0.002,0,
MSHAPE,0,2D
MSHKEY,0
AMESH,ALL
FINISH
/SOL
!=====
ANTYPE,0      ! Solução
NLGEOM,1
OUTRES,ERASE
NCNV,2,0,0,0,0
TUNI,27      ! Temperatura Uniforme
!=====
DL,14,,UX,
DL,4,,UX
D,2,UY
!=====
! Controle da Solução
!=====
SOLCONTROL,ON,0,
CNVTOL,F,100,.001,2,, ! Tolerancia de convergencia
OUTRES,NSOL,LAST      ! Grava resultados do último substep de cada
loadstep
NROPT,FULL,,
SSTIF,ON
!=====
TIME,0
AUTOTS,-1
NSUBST,1,1000,1,1
KBC,0      ! Step ramped

```

```

TSRES,ERASE
!NEQIT,100,
!=====
*do,j,1,25
TIME,j*0.02      !Tempo de cada Substep
LDREAD,TEMP,1,j, , , 'file','rth',' ' !Leitura do arquivo de
temperatura
LSWRITE,j      !Salvando cada subtep
*enddo
!=====
*do,j,1,200
TIME,1+(j*0.5)    !Tempo de cada Substep
LDREAD,TEMP,2,j, , , 'file','rth',' ' !Leitura do arquivo de
temperatura
LSWRITE,j+25      !Salvando cada subtep
*enddo
!=====
DDELE,504,ALL
LSWRITE,j+26
TIME,141
LSWRITE,j+27
LSSOLVE,1,j+27,1,

```

## ANEXO 2

### Programação de Elementos Finitos de Simulação de Soldagem com Fonte Gaussiana

#### Análise térmica

```

! Universidade Federal de Uberlândia
! Laboratório de Soldagem
! Douglas Bezerra de Araújo
!=====
! DISTRIBUIÇÃO GAUSSIANA DE CALOR
!=====
/config,nres,10000
/FILNAM,teste
/TITLE,by Douglas
/COM, Thermal
!=====
! PARAMETROS
!=====
comp=0.1                ! Comprimento da Chapa
larg=0.025              ! Largura da Chapa
esp=0.004               ! Espessura da Chapa
tame=0.001
np=(comp/tame)-5        ! N° de pontos por onde passa a solda
q=1030
pi=3.1415
*dim,cnvtab,table,10,,,TEMP
cnvtab(1,0) = 32,200,400,600,800,1000,1200,1400,1600,1800
cnvtab(1,1) = 18,20,30,20,10,10,10,10,10,10
!=====
/PREP7
ET,1,SOLID70
!=====
! Propriedades dos Materiais
MPREAD,'AH36','mp','..\Araujo\Programas\'
!=====
BLC4,0,0,0.01,esp
BLC4,0.01,0,0.015,esp
VOFFST,1,comp
VOFFST,2,comp
CYL4,0,0.0012,0.005,0,0.005,90
BLC4,0,0,0.01,0.004
ASBA,      13,      14
VOFFST,15,0.1, ,
VGLUE,1,2,3
!=====
/VIEW,1,1,1,1
ESIZE,0.002,0,
MSHAPE,0,3D
MSHKEY,1
VMESH,5
ESIZE,0.0011,0,
MSHAPE,1,3D
MSHKEY,0
VMESH,4
VMESH,6
!=====

```

```

! SOLUÇÃO
!=====
FINISH
/SOL
ANTYPE,4
TRNOPT,FULL
LUMPM,0
TUNIF,27,
TREF,0,
OUTRES,NSOL,LAST,
SOLCONTROL,ON,0,
sf,ALL,conv,%cnvtab%,27
TIME,0
AUTOTS,-1
DELTIM,0.1,0.002,1,1
KBC,1
passo=1
sig=0.00105
soma=0
!=====
      *do,iii,0,6,1
        *do,iv,-5,5,1
          X=(iii*tame)**2
          Y=(iv*tame)**2
          Qq=(1/(2*pi*sig*sig))*exp(-(X+Y)/(2*sig*sig))
          soma=soma+Qq
        *enddo
      *enddo
!=====
*do,vi,10,np-10,1
  *do,v,0,10,1
    *do,vii,-5,5,1
      XX=(v*tame)**2
      YY=(vii*tame)**2
      Qqq=q*(1/(2*pi*sig*sig))*exp(-(
      (XX+YY)/(2*sig*sig))/(soma)
      *IF,v,LE,3,THEN
        aa=node(v*tame,esp+0.002,(vii*tame)+(vi*tame))
      *ELSE
        aa=node(v*tame,esp+0.001,(vii*tame)+(vi*tame))
      *ENDIF
      F,aa,HEAT,Qqq
    *enddo
  *enddo
TIME,passo*0.2
lswrite,passo
OUTRES,NSOL,ALL,
FDELE,all,HEAT
passo=passo+1
*enddo
!=====
TIME,100
DELTIM,0.5,0.01,0.5,1
LSWRITE,passo+1
save
LSSOLVE,1,passo+1
!=====
! POSPROCESSAMENTO
!=====
/POST26
a1=node(0,0,comp/2)

```

```

a2=node(0.01,0,comp/2)
a3=node(0.02,0,comp/2)
NSOL,2,a1,TEMP,,TEMP_2
NSOL,3,a2,TEMP,,TEMP_2
NSOL,4,a3,TEMP,,TEMP_2
*CREATE,scratch,gui
*DEL,b
*DIM,b,TABLE,1000,4
VGET,b(1,0),1
VGET,b(1,1),2
VGET,b(1,2),3
VGET,b(1,3),4
/OUTPUT,'t@','txt','D:/Ansys'
*VWRITE,b(1,0),b(1,1),b(1,2),b(1,3)
%14.5G %14.5G %14.5G %14.5G
/OUTPUT,TERM
*END
/INPUT,scratch,gui

```

## Análise Estrutural

```

! Universidade Federal de Uberlândia
! Laboratório de Soldagem
! Douglas Bezerra de Araújo
! Julho de 2010
!=====
! DISTRIBUIÇÃO GAUSSIANA DE CALOR
!=====
/config,nres,10000
/FILNAM,teste
/TITLE,by Douglas
/COM, Structural
!=====
!
! PARAMETROS
!=====
!=====
PARRES,NEW,'PARAMETRO',' ',' '
!=====
!
! TIPO DE ELEMENTO
!=====
/PREP7
ET,1,SOLID45
!=====
!
! Propriedades do aço AH36
!=====
!* Densidade (kg/m3)
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,DENS,1,,7800
!* Módulo de elasticidade (Pa) e coef. de Poisson
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,27
MPTEMP,2,75
MPTEMP,3,150
MPTEMP,4,225
MPTEMP,5,300
MPTEMP,6,375
MPTEMP,7,450
MPTEMP,8,525
MPTEMP,9,600
MPTEMP,10,675
MPTEMP,11,750
MPTEMP,12,825
MPTEMP,13,900
MPTEMP,14,975
MPTEMP,15,1050
MPTEMP,16,1125
MPTEMP,17,1200
MPTEMP,18,1275
MPTEMP,19,1350
MPTEMP,20,1425
MPTEMP,21,1500
MPDATA,EX,1,,208e9
MPDATA,EX,1,,205e9
MPDATA,EX,1,,203e9
MPDATA,EX,1,,200e9
MPDATA,EX,1,,199e9
MPDATA,EX,1,,180e9
MPDATA,EX,1,,145e9

```

```

MPDATA,EX,1,,90e9
MPDATA,EX,1,,65e9
MPDATA,EX,1,,46e9
MPDATA,EX,1,,36e9
MPDATA,EX,1,,30e9
MPDATA,EX,1,,20e9
MPDATA,EX,1,,12e9
MPDATA,EX,1,,10e9
MPDATA,EX,1,,10e9
MPDATA,EX,1,,10e9
MPDATA,EX,1,,10e9
MPDATA,EX,1,,10e9
MPDATA,EX,1,,10e9
MPDATA,EX,1,,10e9
MPDATA,PRXY,1,,.3
MPDATA,PRXY,1,,.3
MPDATA,PRXY,1,,.3
MPDATA,PRXY,1,,.3
MPDATA,PRXY,1,,.3
MPDATA,PRXY,1,,.3
MPDATA,PRXY,1,,.3
MPDATA,PRXY,1,,.3
MPDATA,PRXY,1,,.3
MPDATA,PRXY,1,,.3
MPDATA,PRXY,1,,.3
MPDATA,PRXY,1,,.3
MPDATA,PRXY,1,,.45
MPDATA,PRXY,1,,.45
MPDATA,PRXY,1,,.45
MPDATA,PRXY,1,,.45
MPDATA,PRXY,1,,.45
MPDATA,PRXY,1,,.45
MPDATA,PRXY,1,,.45
MPDATA,PRXY,1,,.45
! *****
!* Coef. de dilatação (1/°C)
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,20
MPTEMP,2,75
MPTEMP,3,150
MPTEMP,4,225
MPTEMP,5,300
MPTEMP,6,375
MPTEMP,7,450
MPTEMP,8,525
MPTEMP,9,600
MPTEMP,10,675
MPTEMP,11,750
MPTEMP,12,825
MPTEMP,13,900
MPTEMP,14,975
MPTEMP,15,1050
MPTEMP,16,1125
MPTEMP,17,1200
MPTEMP,18,1275
MPTEMP,19,1350
MPTEMP,20,1425
MPTEMP,21,1500
UIMP,1,REFT,,,27
MPDE,ALPX,1

```

```
MPDE,ALPY,1
MPDE,ALPZ,1
MPDATA,ALPX,1,,11.75e-6
MPDATA,ALPX,1,,11.75e-6
MPDATA,ALPX,1,,12e-6
MPDATA,ALPX,1,,12.25e-6
MPDATA,ALPX,1,,12.75e-6
MPDATA,ALPX,1,,13.2e-6
MPDATA,ALPX,1,,13.5e-6
MPDATA,ALPX,1,,13.95e-6
MPDATA,ALPX,1,,14.30e-6
MPDATA,ALPX,1,,14.65e-6
MPDATA,ALPX,1,,14.8e-6
MPDATA,ALPX,1,,14.8e-6
MPDATA,ALPX,1,,14.8e-6
MPDATA,ALPX,1,,14.8e-6
MPDATA,ALPX,1,,14.8e-6
MPDATA,ALPX,1,,14.8e-6
MPDATA,ALPX,1,,14.8e-6
MPDATA,ALPX,1,,14.8e-6
MPDATA,ALPX,1,,14.8e-6
! *****
!* Curva tensão(Pa)-deformação
TB,MISO,1,20,1,          ! 8 temp e 5 pontos da curva
TBTEMP,27
TBPT,,350/208e3,350e6      ! E = 208e9
TBTEMP,75
TBPT,,345/205e3,345e6      ! E = 205e9
TBTEMP,150
TBPT,,330/203e3,330e6      ! E = 203e9
TBTEMP,225
TBPT,,305/200e3,305e6      ! E = 200e9
TBTEMP,300
TBPT,,280/199e3,280e6      ! E = 199e9
TBTEMP,375
TBPT,,250/180e3,250e6      ! E = 180e9
TBTEMP,450
TBPT,,212/145e3,212e6      ! E = 145e9
TBTEMP,525
TBPT,,175/90e3,175e6       ! E = 90e9
TBTEMP,600
TBPT,,125/65e3,125e6       ! E = 65e9
TBTEMP,675
TBPT,,75/46e3,75e6         ! E = 46e9
TBTEMP,750
TBPT,,60/36e3,60e6         ! E = 36e9
TBTEMP,825
TBPT,,40/30e3,40e6         ! E = 30e9
TBTEMP,900
TBPT,,30/20e3,30e6         ! E = 20e9
TBTEMP,975
TBPT,,20/12e3,20e6         ! E = 12e9
TBTEMP,1050
TBPT,,20/10e3,20e6        ! E = 10e9
TBTEMP,1125
TBPT,,20/10e3,20e6        ! E = 10e9
TBTEMP,1200
TBPT,,20/10e3,20e6        ! E = 10e9
TBTEMP,1275
```



```

TBPT,,20/10e3,20e6          ! E = 10e9
TBTEMP,1350
TBPT,,20/10e3,20e6          ! E = 10e9
TBTEMP,1425
TBPT,,15/10e3,15e6          ! E = 10e9
!=====
===
!=====
===
!                               PROPRIEDADES DO MATERIAL
!=====
===
MPREAD,'SteelBC','mp'
!=====
===
BLC4,0,0,0.01,esp
BLC4,0.01,0,0.015,esp
CYL4,0,0.0012,0.005,0,0.005,90
ASBA,3,1
BLC4,0,0,0.01,esp
VOFFST,1,comp
VOFFST,2,comp
VOFFST,4,comp
VGLUE,ALL
!=====
===
!                               MALHA
!=====
===
/VIEW,1,1,1,1
TYPE,1
ESIZE,tame
VSEL,S,LOC,X,0,0.01
VSWEEP,ALL
ESIZE,0.002
VSEL,S,LOC,X,0.01,0.025
VSWEEP,ALL
!=====
===
!                               SOLUÇÃO
!=====
===
/SOLU
ANTYPE,0                    ! Solução
NLGEOM,1
OUTRES,ERASE
NCNV,2,0,0,0,0
!=====
===
!                               Fixação da Chapa
!=====
===
ASEL,S,LOC,X,0,0.0001
DA,ALL,UX,0
ASEL,S,LOC,Z,0,0.0001
DA,ALL,UZ,0
DL,1,,UY,0
DL,9,,UY,0
DL,38,,UY,0
DL,40,,UY,0

```

```

!=====
===
!                               Controle da Solução
!=====
===
SOLCONTROL,ON,0,
CNVTOL,F,100,.005,2, ,      ! Tolerancia de convergencia
OUTRES,NSOL,LAST             ! Grava resultados do último substep de
cada loadstep
NROPT,FULL, ,
SSTIF,ON
!=====
===
TIME,0
AUTOTS,-1
NSUBST,1,1000,1,1
KBC,0                        !Step ramped
TSRES,ERASE
!=====
===
*do,j,1,114
    TIME,j*0.3                !Tempo de cada Substep
    LDREAD,TEMP,j,LAST, , , 'teste','rth',' ' !Leitura do arquivo de
temperatura
    LSWRITE,j                  !Salvando cada subtep
*enddo
!=====
===
!=====
===
*do,k,1,536
    TIME,k*0.5+j*0.3          !Tempo de cada Substep
    LDREAD,TEMP,115,k, , , 'teste','rth',' ' !Leitura do arquivo de
temperatura
    LSWRITE,j+k                !Salvando cada subtep
*enddo
!=====
===
LSSOLVE,1,j+k
!=====
===
/POST26
a1=node(0,0,comp/2)
a2=node(0.00143,0,comp/2)
a3=node(0.00285,0,comp/2)
a4=node(0.00428,0,comp/2)
a5=node(0.00571,0,comp/2)
a6=node(0.00714,0,comp/2)
a7=node(0.00857,0,comp/2)
a8=node(0.010,0,comp/2/)
a9=node(0.0137,0,comp/2)
a10=node(0.0175,0,comp/2)
a11=node(0.0193,0,comp/2/)
a12=node(0.0212,0,comp/2)
a13=node(0.025,0,comp/2)
ANSOL,2,a1,S,Z, SZ
ANSOL,3,a2,S,Z, SZ
ANSOL,4,a3,S,Z, SZ
ANSOL,5,a4,S,Z, SZ
ANSOL,6,a5,S,Z, SZ
ANSOL,7,a6,S,Z, SZ

```

```

ANSOL,8,a7,S,Z, SZ
ANSOL,9,a8,S,Z, SZ
ANSOL,10,a9,S,Z, SZ
ANSOL,11,a10,S,Z, SZ
ANSOL,12,a11,S,Z, SZ
ANSOL,13,a12,S,Z, SZ
ANSOL,14,a13,S,Z, SZ
ANSOL,15,a1,S,X, SX
ANSOL,16,a2,S,X, SX
ANSOL,17,a3,S,X, SX
ANSOL,18,a4,S,X, SX
ANSOL,19,a5,S,X, SX
ANSOL,20,a6,S,X, SX
ANSOL,21,a7,S,X, SX
ANSOL,22,a8,S,X, SX
ANSOL,23,a9,S,X, SX
ANSOL,24,a10,S,X, SX
ANSOL,25,a11,S,X, SX
ANSOL,26,a12,S,X, SX
ANSOL,27,a13,S,X, SX
ANSOL,28,a1,S,EQV, SEQV
ANSOL,29,a2,S,EQV, SEQV
ANSOL,30,a3,S,EQV, SEQV
ANSOL,31,a4,S,EQV, SEQV
ANSOL,32,a5,S,EQV, SEQV
ANSOL,33,a6,S,EQV, SEQV
ANSOL,34,a7,S,EQV, SEQV
ANSOL,35,a8,S,EQV, SEQV
ANSOL,36,a9,S,EQV, SEQV
ANSOL,37,a10,S,EQV, SEQV
ANSOL,38,a11,S,EQV, SEQV
ANSOL,39,a12,S,EQV, SEQV
ANSOL,40,a13,S,EQV, SEQV
*CREATE,scratch,gui
*DEL,b
*DIM,b,TABLE,1000,41
VGET,b(1,0),1
VGET,b(1,1),2
VGET,b(1,2),3
VGET,b(1,3),4
VGET,b(1,4),5
VGET,b(1,5),6
VGET,b(1,6),7
VGET,b(1,7),8
VGET,b(1,8),9
VGET,b(1,9),10
VGET,b(1,10),11
VGET,b(1,11),12
VGET,b(1,12),13
VGET,b(1,13),14
VGET,b(1,14),15
VGET,b(1,15),16
VGET,b(1,16),17
VGET,b(1,17),18
VGET,b(1,18),19
VGET,b(1,19),20
VGET,b(1,20),21
VGET,b(1,21),22
VGET,b(1,22),23
VGET,b(1,23),24
VGET,b(1,24),25

```

```

VGET,b(1,25),26
VGET,b(1,26),27
VGET,b(1,27),28
VGET,b(1,28),29
VGET,b(1,29),30
VGET,b(1,30),31
VGET,b(1,31),32
VGET,b(1,32),33
VGET,b(1,33),34
VGET,b(1,34),35
VGET,b(1,35),36
VGET,b(1,36),37
VGET,b(1,37),38
VGET,b(1,38),39
VGET,b(1,39),40
/OUTPUT,'S@','txt','D:/Ansys'
*VWRITE,b(1,0),b(1,1),b(1,2),b(1,3),b(1,4),b(1,5),b(1,6),b(1,7),b(1,8)
,b(1,9),b(1,10),b(1,11),b(1,12),b(1,13),b(1,14),b(1,15),b(1,16),b(1,17)
),b(1,18),b(1,19),b(1,20),b(1,21),b(1,22),b(1,23),b(1,24),b(1,25),b(1,
26),b(1,27),b(1,28),b(1,29),b(1,30),b(1,31),b(1,32),b(1,33),b(1,34),b(
1,35),b(1,36),b(1,37),b(1,38),b(1,39)
%14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G
%14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G
%14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G
%14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G %14.2G
/OUTPUT,TERM
*END
/INPUT,scratch,gui

```

## ANEXO 3

### Algoritmo de Otimização por Evolução Diferencial

#### Função Principal do Otimizador

```

clc;
close all;
clear all;
toint=cputime;
% VTR      "Value To Reach" (stop when ofunc < VTR)
      VTR = 1.e-10;
% D      number of parameters of the objective function
      D = 5;
% XVmin,XVmax  vector of lower and bounds of initial population
%      the algorithm seems to work well only if [XVmin,XVmax]
%      covers the region where the global minimum is expected
%      *** note: these are no bound constraints!! ***
      XVmin = [1e-8 1e-6 0 0 0.005];
      XVmax = [1e-7 1e-4 0.1 5 0.011];

% y      problem data vector (remains fixed during optimization)
      y=[];

% NP      number of population members
      NP =10;

% itermax  maximum number of iterations (generations)
      itermax = 100;

% F      DE-stepsize F ex [0, 2]
      F = 0.5;

% CR      crossover probabilitly constant ex [0, 1]
      CR = 0.8;

% strategy      1 --> DE/best/1/exp          6 --> DE/best/1/bin
%               2 --> DE/rand/1/exp          7 --> DE/rand/1/bin
%               3 --> DE/rand-to-best/1/exp   8 --> DE/rand-to-
best/1/bin
%               4 --> DE/best/2/exp          9 --> DE/best/2/bin
%               5 --> DE/rand/2/exp          else DE/rand/2/bin

      strategy = 8;

% refresh      intermediate output will be produced after "refresh"
%               iterations. No intermediate output will be produced
%               if refresh is < 1
      refresh = 1;
[x,f,nf] =
devec('objective_function',VTR,D,XVmin,XVmax,y,NP,itermax,F,CR,strateg
y,refresh);

```

#### Função Devec do Otimizador

```

function [bestmem,bestval,nfeval] =
devec(fname,VTR,D,XVmin,XVmax,y,NP,itermax,F,CR,strategy,refresh);
%-----Check input variables-----
err=[];
if nargin<1, error('devec 1st argument must be function name'); else
    if exist(fname)<1; err(1,length(err)+1)=1; end; end;
if nargin<2, VTR = 1.e-6; else
    if length(VTR)~=1; err(1,length(err)+1)=2; end; end;
if nargin<3, D = 2; else
    if length(D)~=1; err(1,length(err)+1)=3; end; end;
if nargin<4, XVmin = [-2 -2];else
    if length(XVmin)~=D; err(1,length(err)+1)=4; end; end;
if nargin<5, XVmax = [2 2]; else
    if length(XVmax)~=D; err(1,length(err)+1)=5; end; end;
if nargin<6, y=[]; end;
if nargin<7, NP = 10*D; else
    if length(NP)~=1; err(1,length(err)+1)=7; end; end;
if nargin<8, itermax = 200; else
    if length(itermax)~=1; err(1,length(err)+1)=8; end; end;
if nargin<9, F = 0.8; else
    if length(F)~=1; err(1,length(err)+1)=9; end; end;
if nargin<10, CR = 0.5; else
    if length(CR)~=1; err(1,length(err)+1)=10; end; end;
if nargin<11, strategy = 7; else
    if length(strategy)~=1; err(1,length(err)+1)=11; end; end;
if nargin<12, refresh = 10; else
    if length(refresh)~=1; err(1,length(err)+1)=12; end; end;
if length(err)>0
    fprintf(stdout,'error in parameter %d\n', err);
    usage('devec3
(string,scalar,scalar,vector,vector,any,integer,integer,scalar,scalar,
integer,integer)');
end

if (NP < 5)
    NP=5;
    fprintf(1,' NP increased to minimal value 5\n');
end
if ((CR < 0) || (CR > 1))
    CR=0.5;
    fprintf(1,'CR should be from interval [0,1]; set to default value
0.5\n');
end
if (itermax <= 0)
    itermax = 200;
    fprintf(1,'itermax should be > 0; set to default value 200\n');
end
refresh = floor(refresh);

%-----Initialize population and some arrays-----

pop = zeros(NP,D); %initialize pop to gain speed

%----pop is a matrix of size NPxD. It will be initialized-----
%----with random values between the min and max values of the-----
%----parameters-----

for i=1:NP
    pop(i,:) = XVmin + rand(1,D).*(XVmax - XVmin);
end

```

```

popold    = zeros(size(pop));    % toggle population
val       = zeros(1,NP);        % create and reset the "cost array"
bestmem   = zeros(1,D);         % best population member ever
bestmemit = zeros(1,D);         % best population member in
iteration
nfeval    = 0;                  % number of function evaluations

%-----Evaluate the best member after initialization-----

ibest     = 1;                  % start with first population member
val(1)    = feval(fname,pop(ibest,:),y);
bestval   = val(1);             % best objective function value so
far
nfeval    = nfeval + 1;
for i=2:NP                      % check the remaining members
    val(i) = feval(fname,pop(i,:),y);
    nfeval = nfeval + 1;
    if (val(i) < bestval)        % if member is better
        ibest = i;              % save its location
        bestval = val(i);
    end
end
bestmemit = pop(ibest,:);       % best member of current iteration
bestvalit = bestval;           % best value of current iteration

bestmem = bestmemit;           % best member ever

%-----DE-Minimization-----
%-----popold is the population which has to compete. It is-----
%-----static through one iteration. pop is the newly-----
%-----emerging population.-----

pm1 = zeros(NP,D);             % initialize population matrix 1
pm2 = zeros(NP,D);             % initialize population matrix 2
pm3 = zeros(NP,D);             % initialize population matrix 3
pm4 = zeros(NP,D);             % initialize population matrix 4
pm5 = zeros(NP,D);             % initialize population matrix 5
bm  = zeros(NP,D);             % initialize bestmember matrix
ui  = zeros(NP,D);             % intermediate population of perturbed
vectors
mui = zeros(NP,D);             % mask for intermediate population
mpo = zeros(NP,D);             % mask for old population
rot = (0:1:NP-1);              % rotating index array (size NP)
rotd= (0:1:D-1);               % rotating index array (size D)
rt  = zeros(NP);               % another rotating index array
rtd = zeros(D);                % rotating index array for exponential
crossover
a1  = zeros(NP);               % index array
a2  = zeros(NP);               % index array
a3  = zeros(NP);               % index array
a4  = zeros(NP);               % index array
a5  = zeros(NP);               % index array
ind = zeros(4);

iter = 1;
while ((iter < itermax))% & (bestval > VTR))
    popold = pop;              % save the old population

    ind = randperm(4);         % index pointer array

```

```

a1 = randperm(NP); % shuffle locations of vectors
rt = rem(rot+ind(1),NP); % rotate indices by ind(1) positions
a2 = a1(rt+1); % rotate vector locations
rt = rem(rot+ind(2),NP);
a3 = a2(rt+1);
rt = rem(rot+ind(3),NP);
a4 = a3(rt+1);
rt = rem(rot+ind(4),NP);
a5 = a4(rt+1);

pm1 = popold(a1,:); % shuffled population 1
pm2 = popold(a2,:); % shuffled population 2
pm3 = popold(a3,:); % shuffled population 3
pm4 = popold(a4,:); % shuffled population 4
pm5 = popold(a5,:); % shuffled population 5

for i=1:NP % population filled with the best
member % of the last iteration
    bm(i,:) = bestmemit;
end

mui = rand(NP,D) < CR; % all random numbers < CR are 1, 0
otherwise

if (strategy > 5)
    st = strategy-5; % binomial crossover
else
    st = strategy; % exponential crossover
    mui=sort(mui'); % transpose, collect 1's in each column
    for i=1:NP
        n=floor(rand*D);
        if n > 0
            rtd = rem(rotd+n,D);
            mui(:,i) = mui(rtd+1,i); %rotate column i by n
        end
    end
    mui = mui'; % transpose back
end
mpo = mui < 0.5; % inverse mask to mui

if (st == 1) % DE/best/1
    ui = bm + F*(pm1 - pm2); % differential variation
    ui = popold.*mpo + ui.*mui; % crossover
elseif (st == 2) % DE/rand/1
    ui = pm3 + F*(pm1 - pm2); % differential variation
    ui = popold.*mpo + ui.*mui; % crossover
elseif (st == 3) % DE/rand-to-best/1
    ui = popold + F*(bm-popold) + F*(pm1 - pm2);
    ui = popold.*mpo + ui.*mui; % crossover
elseif (st == 4) % DE/best/2
    ui = bm + F*(pm1 - pm2 + pm3 - pm4); % differential variation
    ui = popold.*mpo + ui.*mui; % crossover
elseif (st == 5) % DE/rand/2
    ui = pm5 + F*(pm1 - pm2 + pm3 - pm4); % differential variation
    ui = popold.*mpo + ui.*mui; % crossover
end

for ii=1:NP
    for jj=1:D
        if ui(ii,jj)<XVmin(jj);
            ui(ii,jj)=XVmin(jj);
        end
    end
end

```



```

        end
        if ui(ii,jj)>XVmax(jj);
            ui(ii,jj)=XVmax(jj);
        end
    end
end

%-----Select which vectors are allowed to enter the new population-----
for i=1:NP
    tempval = feval(fname,ui(i,:),y);    % check cost of competitor
    nfeval = nfeval + 1;
    if (tempval <= val(i))    % if competitor is better than value in
"cost array"
        pop(i,:) = ui(i,:); % replace old vector with new one (for new
iteration)
        val(i) = tempval; % save value in "cost array"

        %----we update bestval only in case of success to save time----
        if (tempval < bestval)    % if competitor better than the best
one ever
            bestval = tempval;    % new best value
            bestmem = ui(i,:);    % new best parameter vector ever
        end
    end
end %---end for imember=1:NP

    bestmemit = bestmem;    % freeze the best member of this
iteration for the coming    % iteration. This is needed for some of
the strategies.

%----Output section-----
format long;
if (refresh > 0)
    if (rem(iter,refresh) == 0)
        fprintf(1,'Iteration: %d,    Best: %f,    F: %f,    CR: %f,    NP:
%d\n',iter,bestval,F,CR,NP);
        for n=1:D
            fprintf(1,'best(%d)    =    %f\nDifusividade    =
%f\n',n,bestmem(n),bestmem(1));
        end
    end
end
iter = iter + 1;
end %---end while ((iter < itermax) ...

```

## Função Objetivo da Otimização

```

function result = objective_function(x,y)
    T=0:200:8000;
    p=[x(1) x(2) x(3) x(4)];
    pol=polyval(p,T);
    bb=[' ',''];
    fid=fopen('Gauss.txt');
    file = textscan(fid, '%s', 'delimiter', '\n','whitespace', '');
    file{1,1}{21,1}=['cnvtab(1,0)=' num2str(T(1)) bb num2str(T(2)) bb
...
    num2str(T(3)) bb num2str(T(4)) bb num2str(T(5)) bb ...
    num2str(T(6)) bb num2str(T(7)) bb num2str(T(8)) bb ...

```

```

num2str(T(9)) bb num2str(T(10))];
file{1,1}{22,1}=['cnvtab(1,1)=' num2str(pol(1)) bb num2str(pol(2))
bb ...
num2str(pol(3)) bb num2str(pol(4)) bb num2str(pol(5)) bb ...
num2str(pol(6)) bb num2str(pol(7)) bb num2str(pol(8)) bb ...
num2str(pol(9)) bb num2str(pol(10))];
fclose(fid);
fid2=fopen('a.txt','wt');
tam=length(file{1,1});
for j=1:tam
    a=file{1,1}{j,1};
    fprintf(fid2,'%s',a) ;
    fprintf(fid2,'\n') ;
end
fclose(fid2);
!C:\"Arquivos de programas"\ANSYSInc\v120\ANSYS\bin\winx64\ANSYS
-b <a.txt
!del teste.*
close all;
Ta=load('t@.txt');
po=find(Ta(:,1)>99.9 & Ta(:,1)<101);
Ta=Ta(1:po(1),:);
temp=0.2:0.2:300;
po2=find(temp>100 & temp<101);
temp=temp(1:po2(1));
T=load('texp.txt');
T=T(23:po2(1),3:5);
dif1=abs(T1-Ta1);
dif2=abs(T2-Ta2);
dif3=abs(T3-Ta3);
result =sum(dif1)+sum(dif2)+sum(dif3);

```

# ANEXO 4

Curvas de Massa de Nitrogênio Líquido para as Diferentes Juntas

## JUNTAS DE TOPO

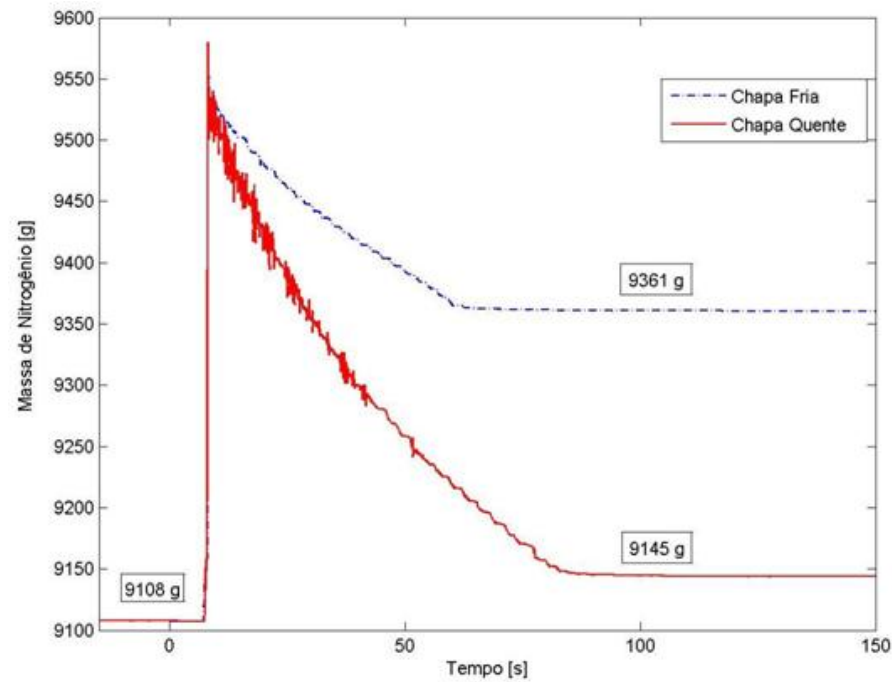


Figura 1 – Curva da variação de massa do nitrogênio líquido da junta de topo 1

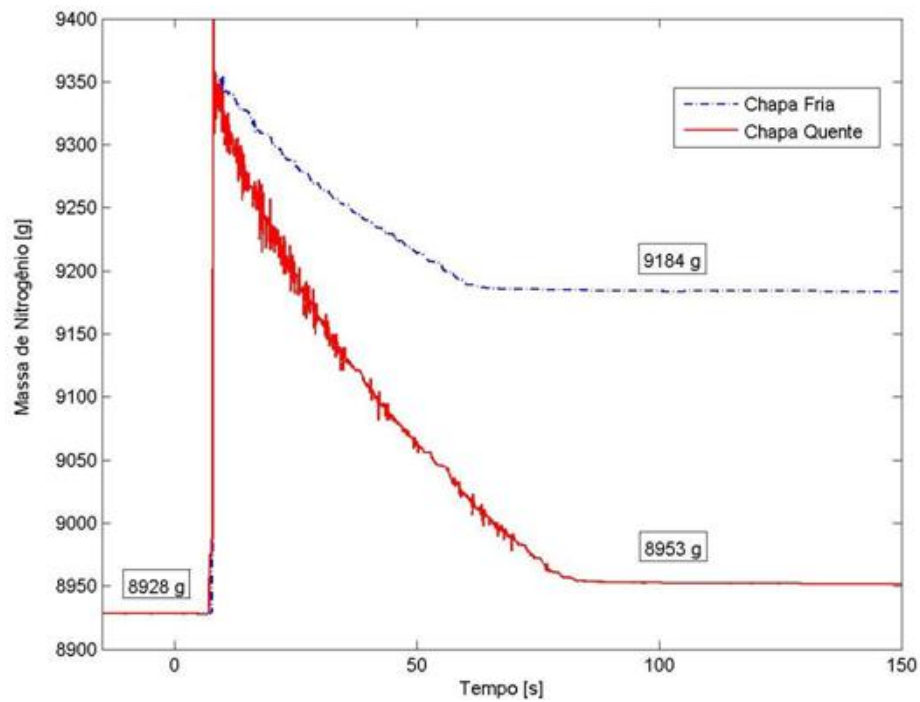


Figura 2 – Curva da variação de massa do nitrogênio líquido da junta de topo 2

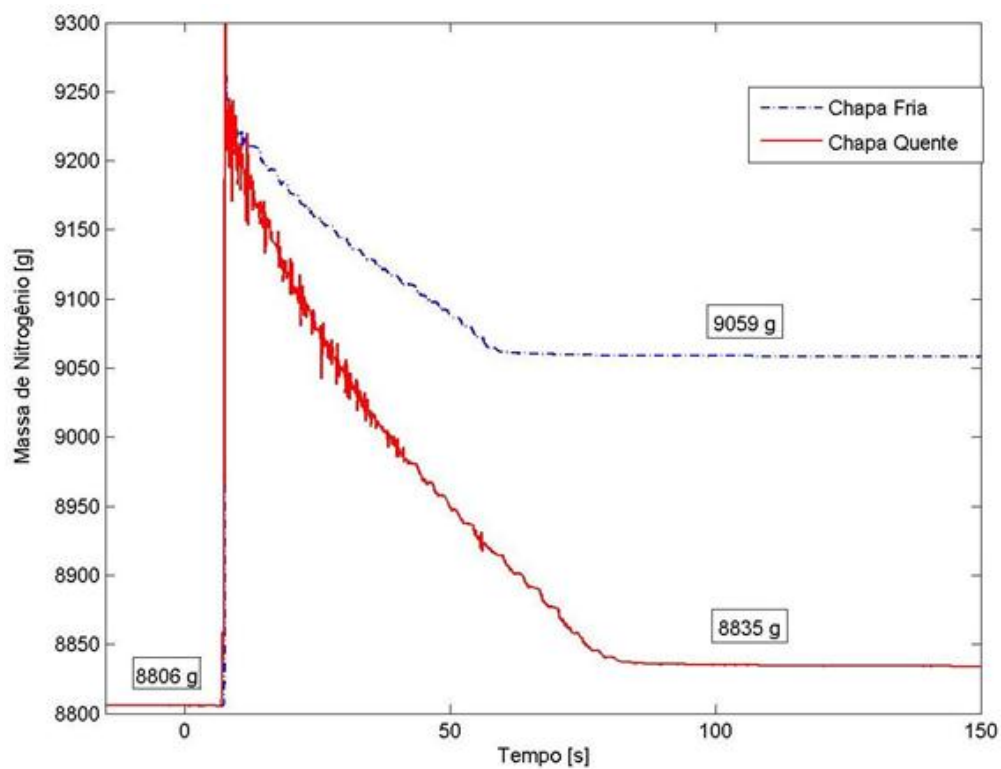


Figura 3 – Curva da variação de massa do nitrogênio líquido da junta de topo 3

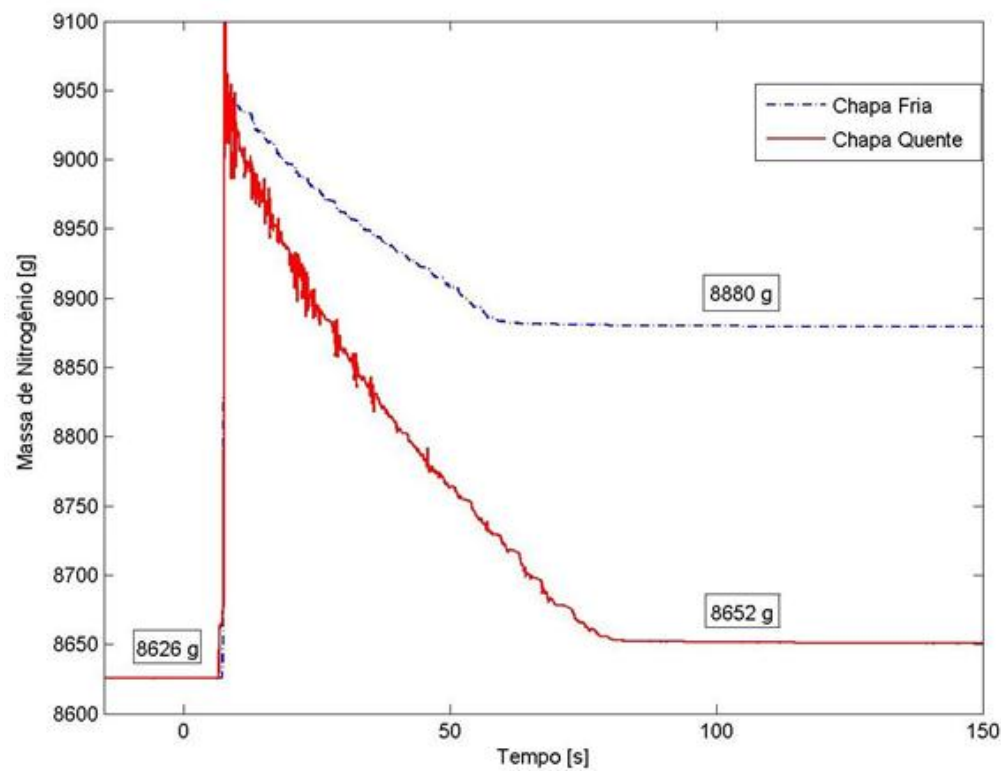


Figura 4 – Curva da variação de massa do nitrogênio líquido da junta de topo 4

JUNTAS TIPO “T”

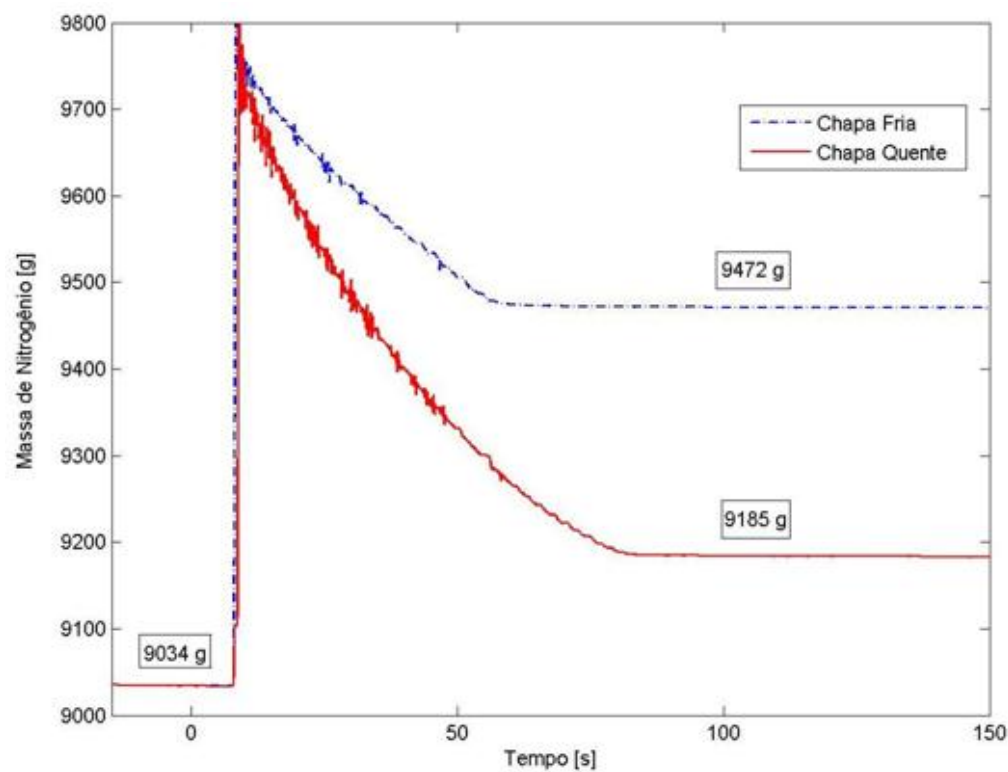


Figura 5 – Curva da variação de massa do nitrogênio líquido da junta tipo T 1

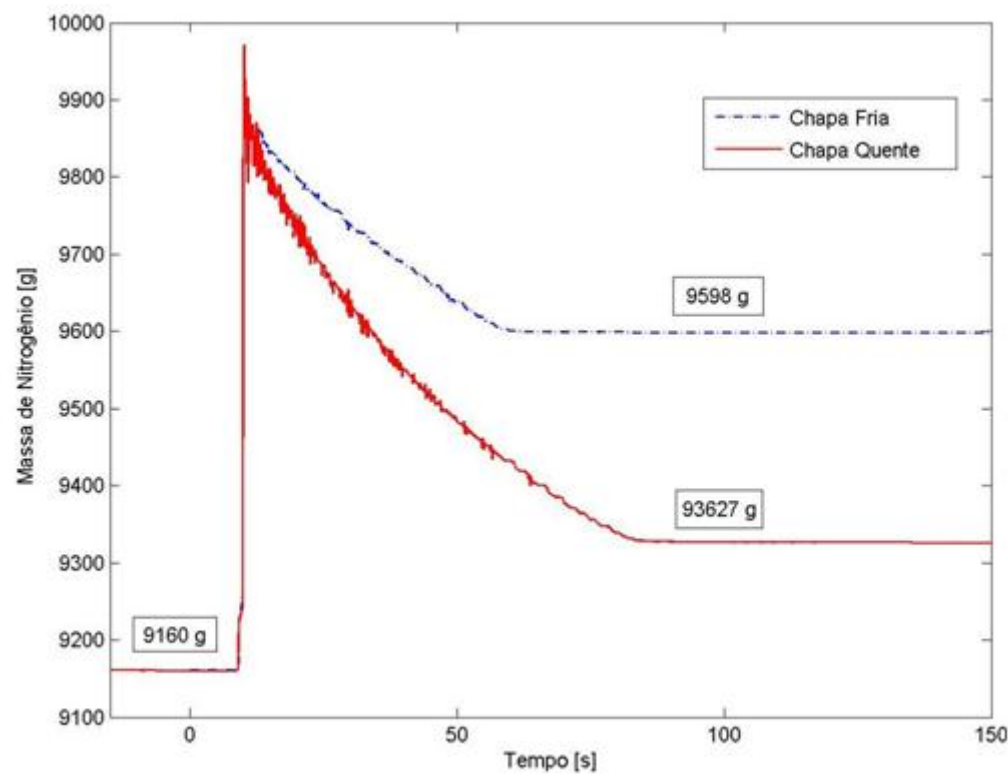


Figura 6 – Curva da variação de massa do nitrogênio líquido da junta tipo T 2

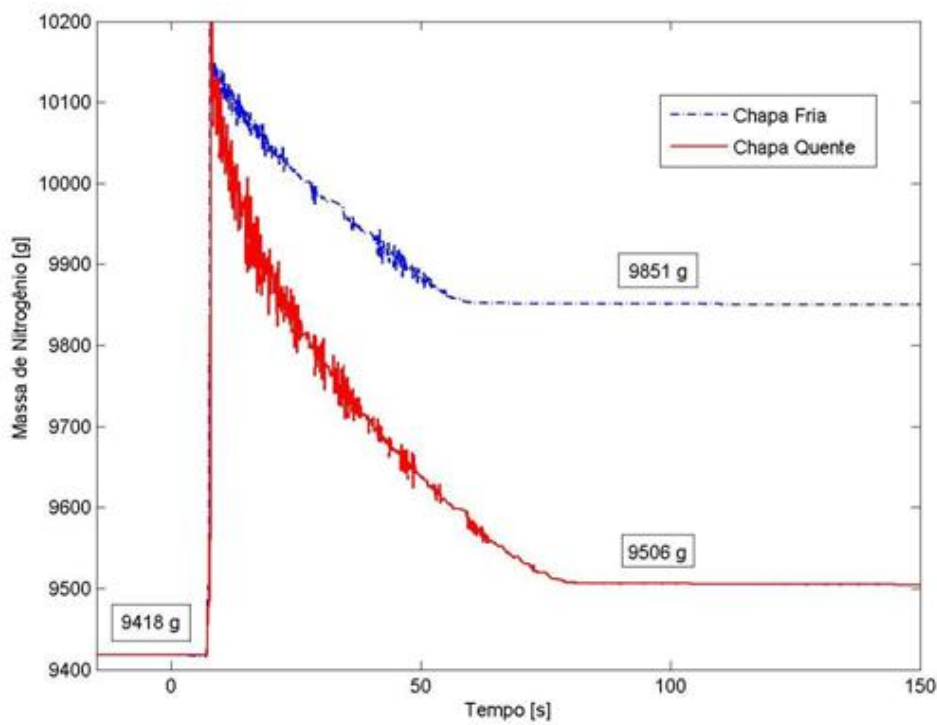


Figura 7 – Curva da variação de massa do nitrogênio líquido da junta tipo T 3

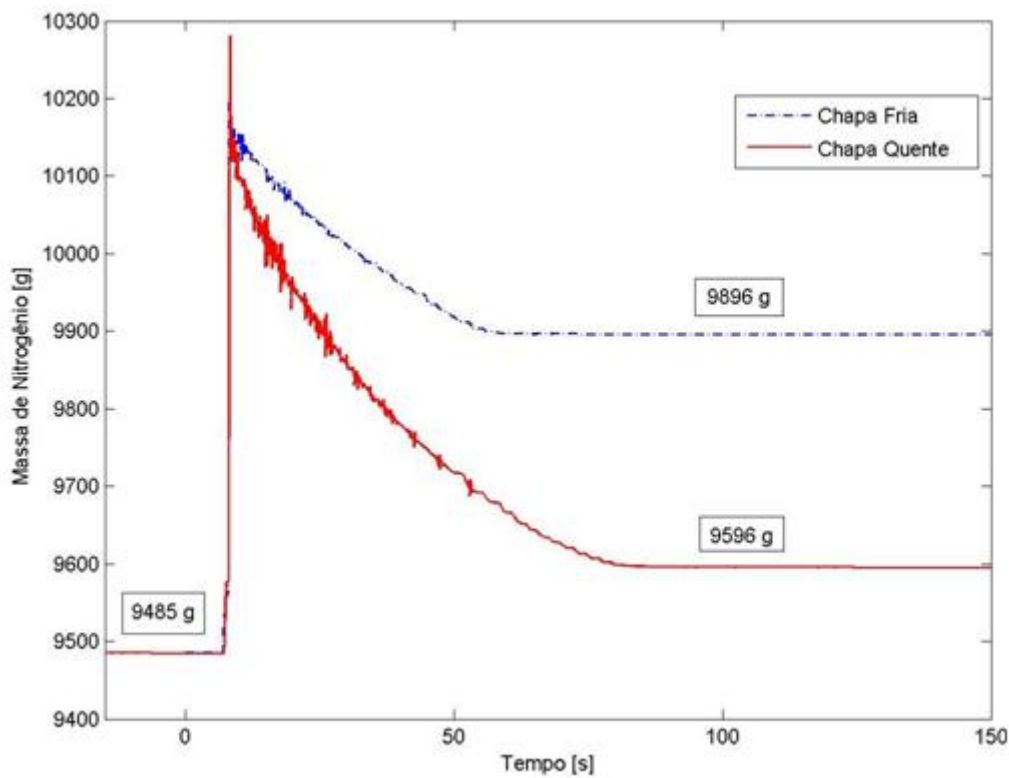


Figura 8 – Curva da variação de massa do nitrogênio líquido da junta tipo T 4

JUNTAS SOBREPOSTAS

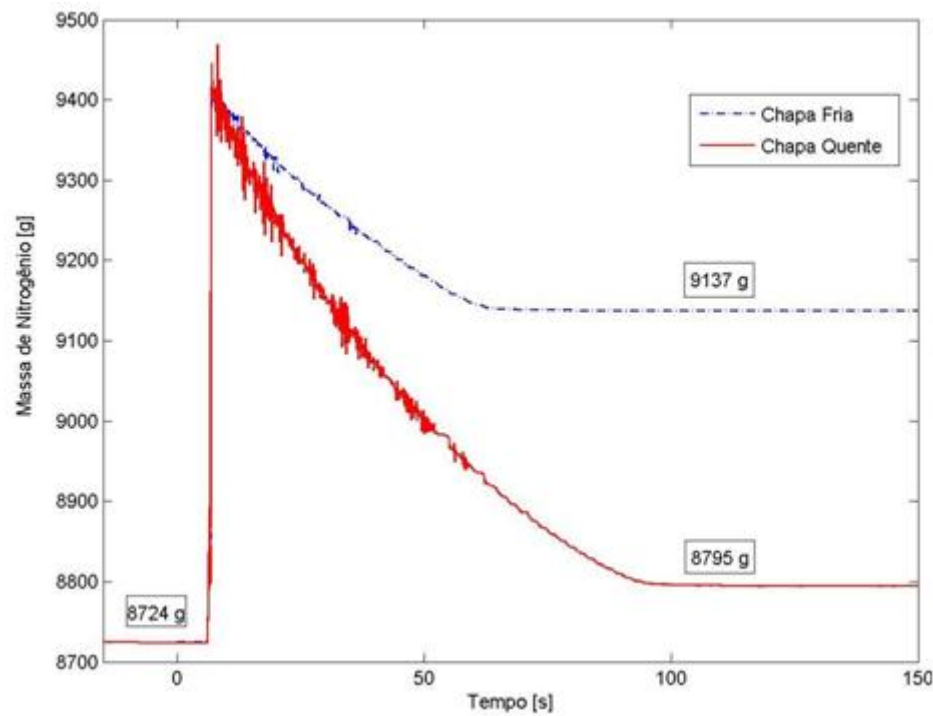


Figura 9 – Curva da variação de massa do nitrogênio líquido da junta sobreposta 1

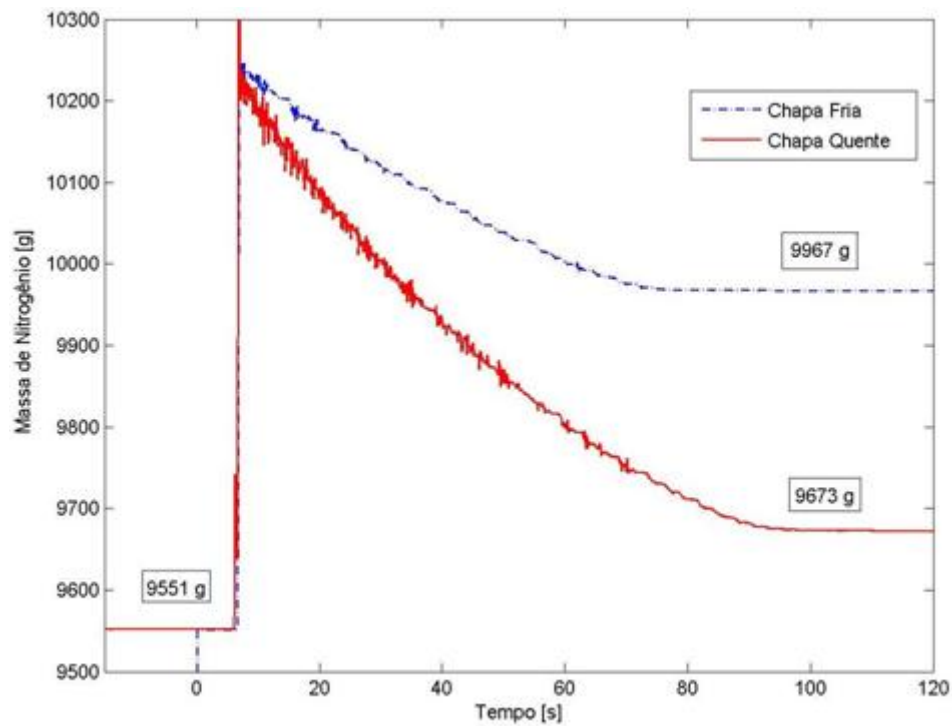


Figura 10 – Curva da variação de massa do nitrogênio líquido da junta sobreposta 2

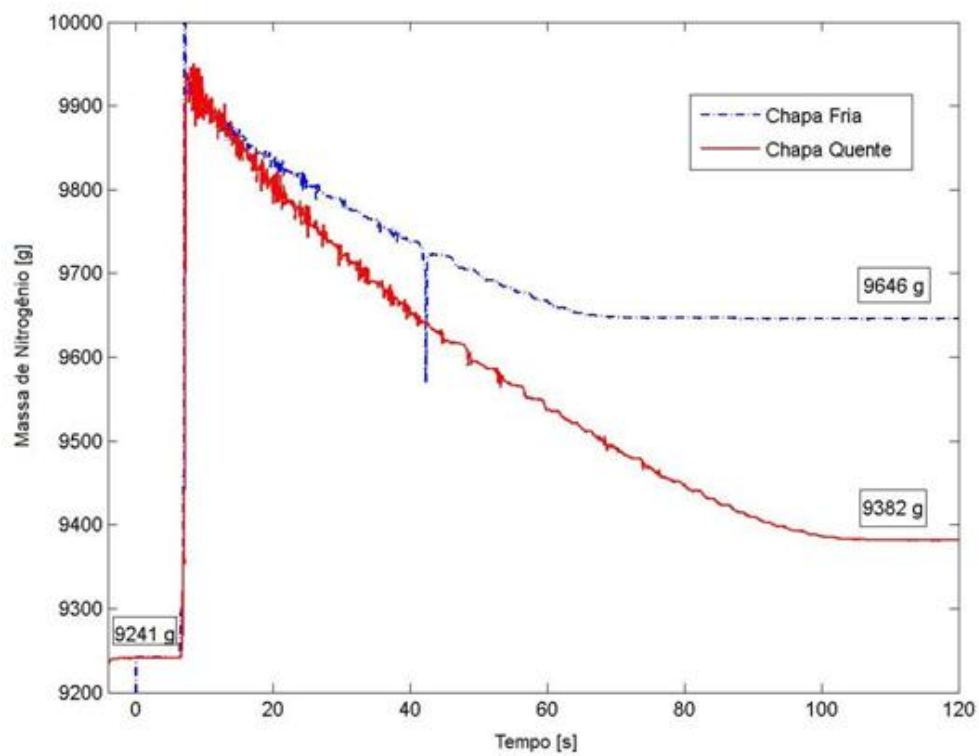


Figura 11 – Curva da variação de massa do nitrogênio líquido da junta sobreposta 3

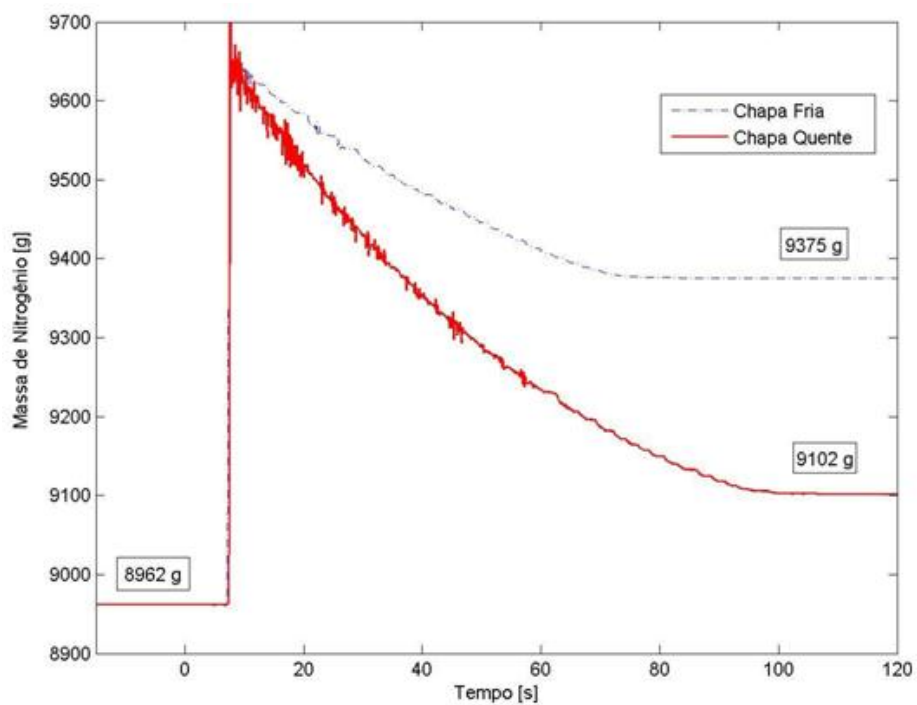


Figura 12 – Curva da variação de massa do nitrogênio líquido da junta sobreposta 4



ANEXO 5

Sinais de Fluxo de Calor nas Linhas das Juntas

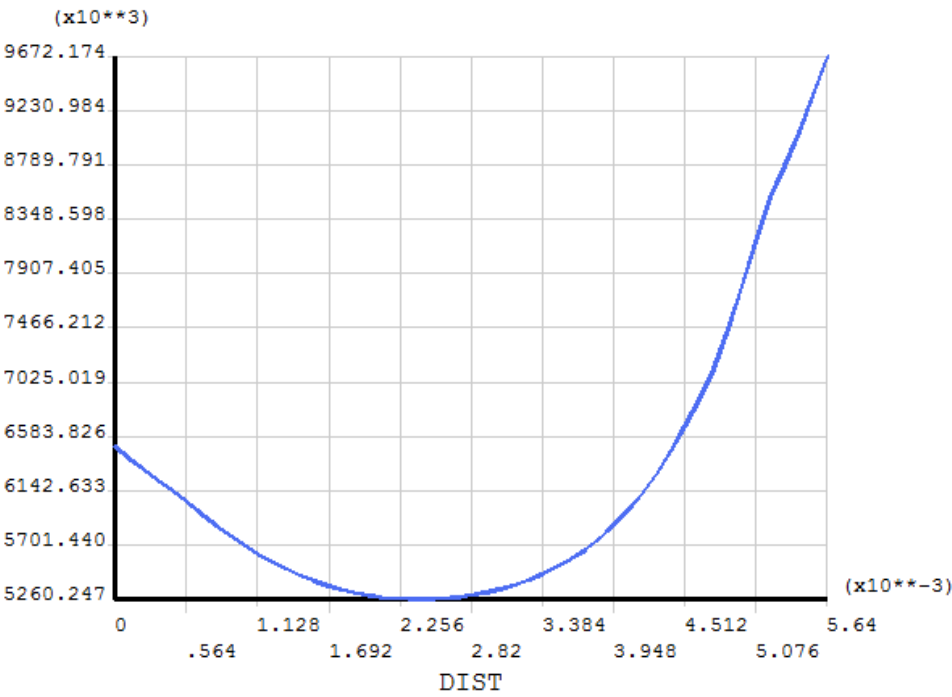
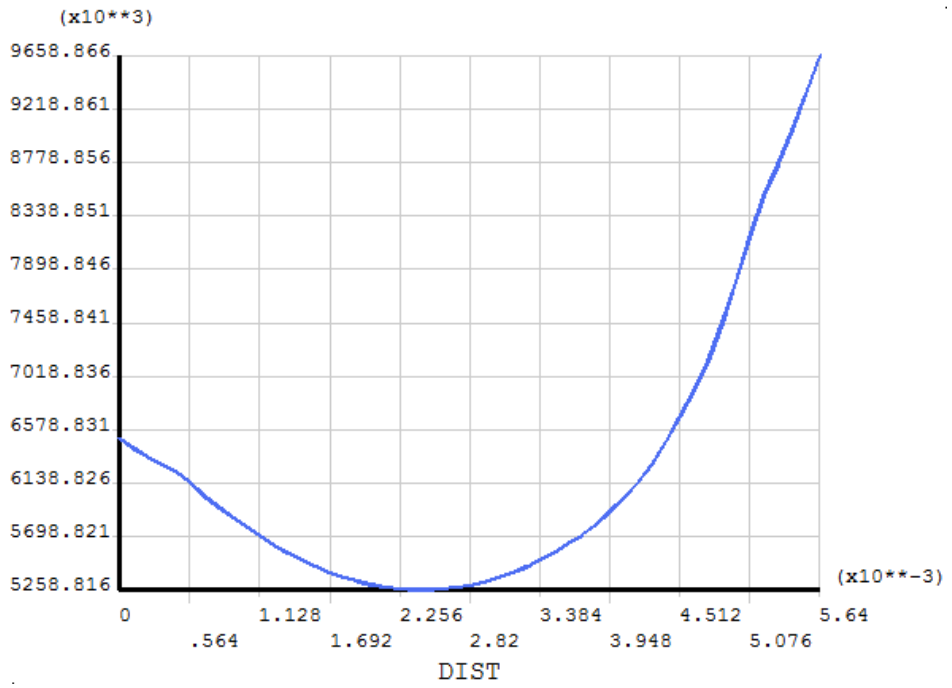


Figura 13 - Linha 1 da junta tipo “T”



Linha 2 da junta tipo “T”

Figura 14 - Linha 2 da junta tipo “T”

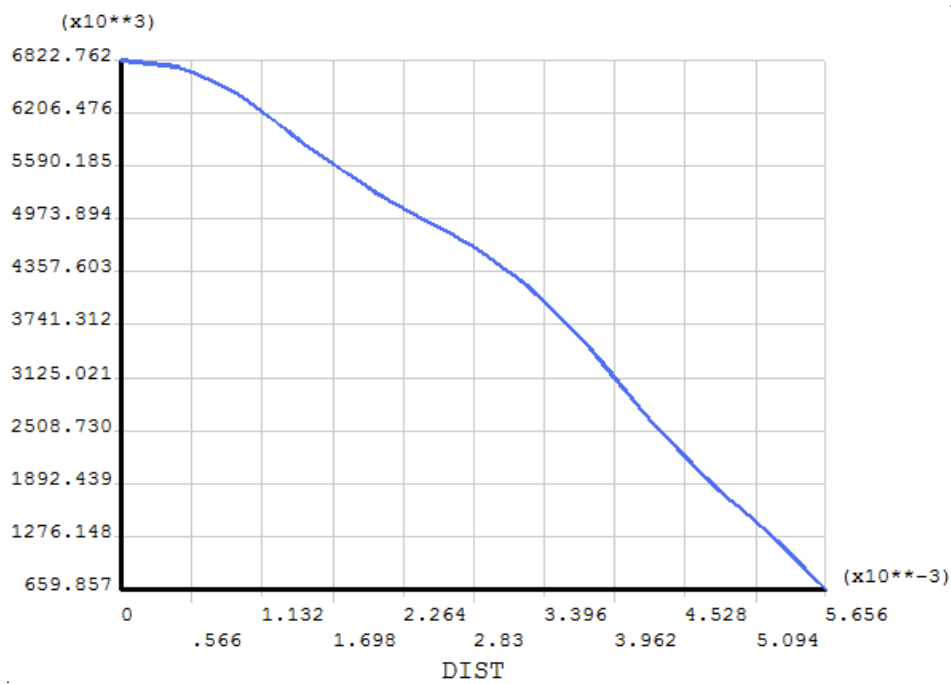
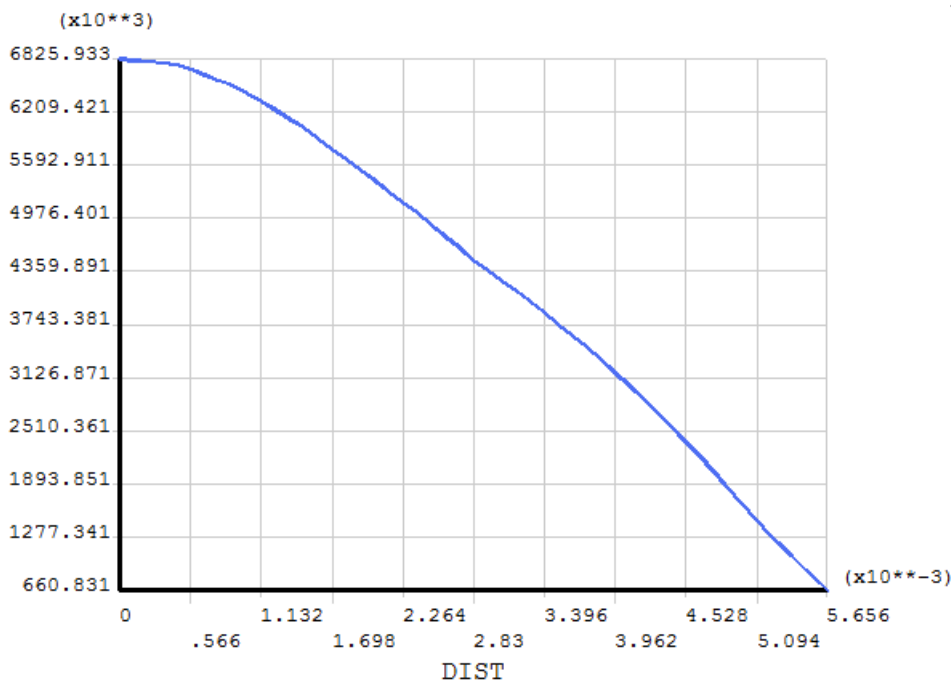


Figura 15 - Linha 1 da junta de aresta



Linha 2 da junta de aresta

Figura 16 - Linha 2 da junta de aresta

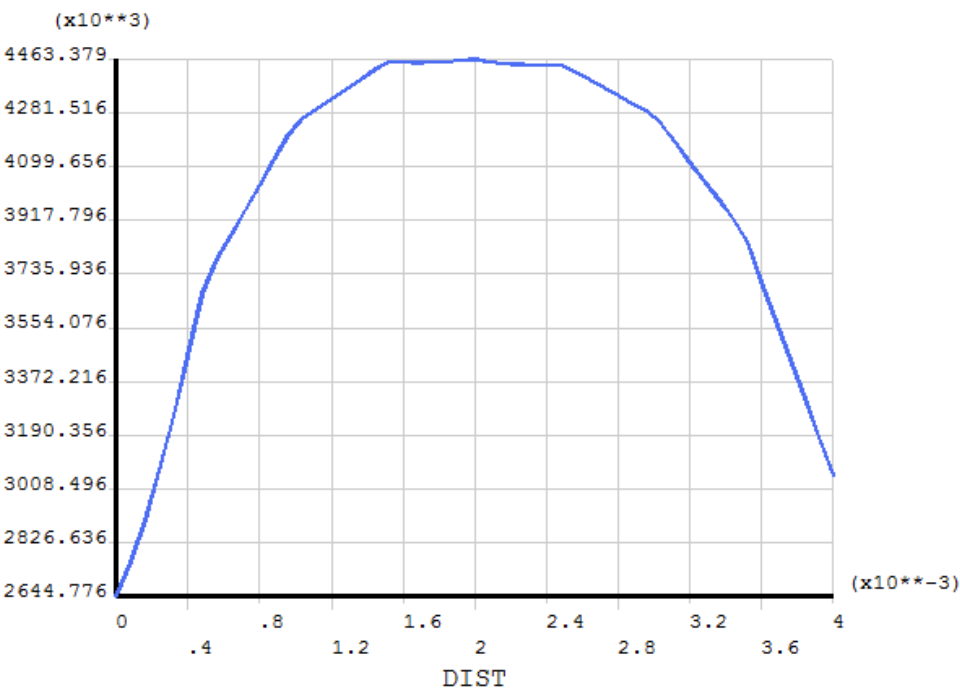


Figura 17 - Linha 1 da junta de canto

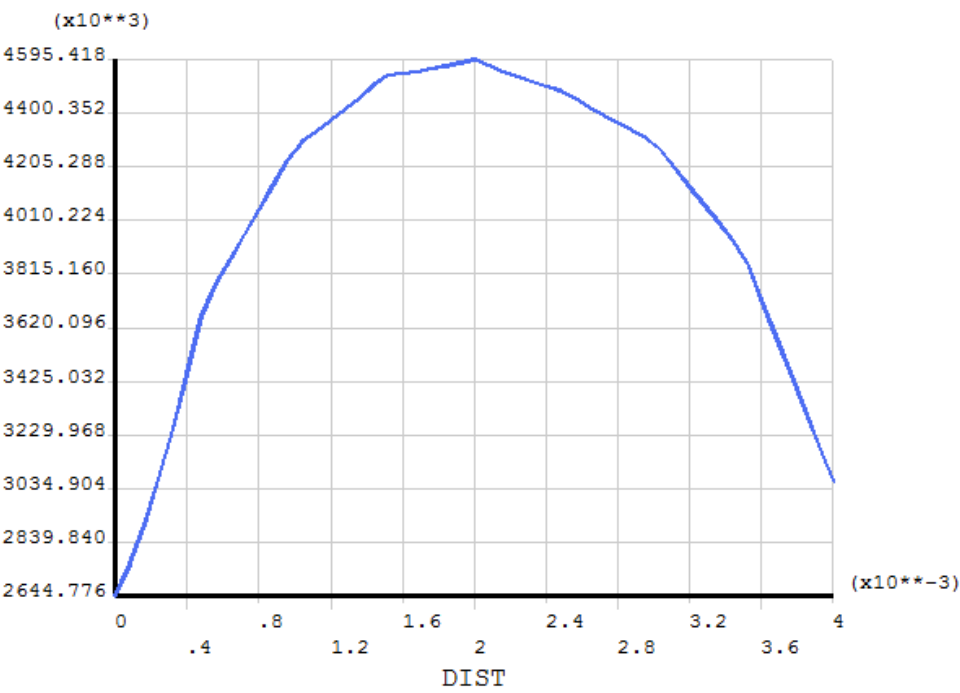


Figura 18 - Linha 2 da junta de canto

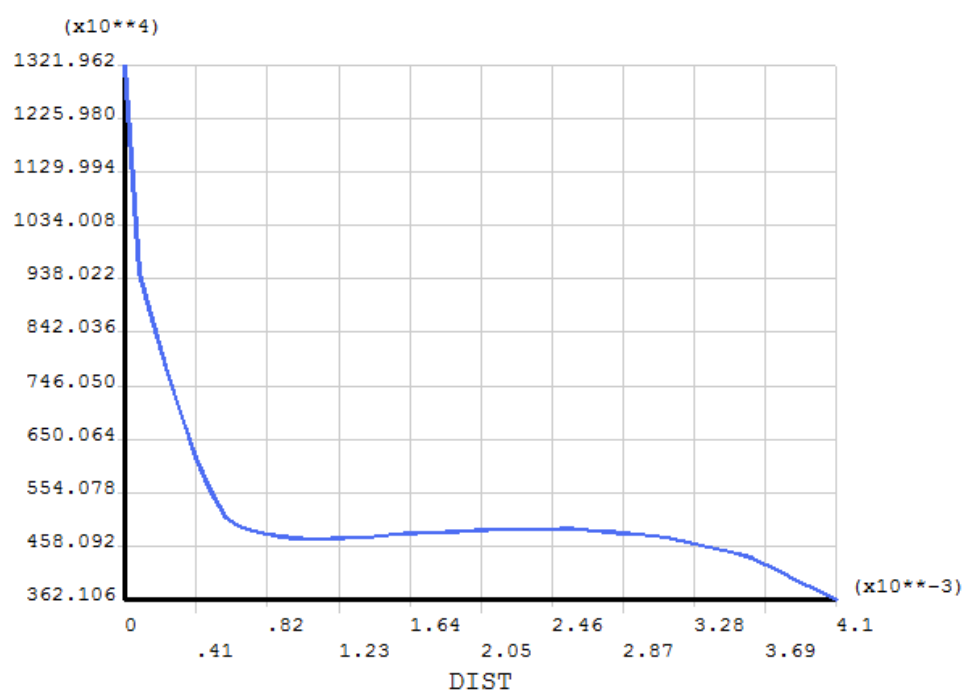


Figura 19 - Linha 1 da junta sobrepostas

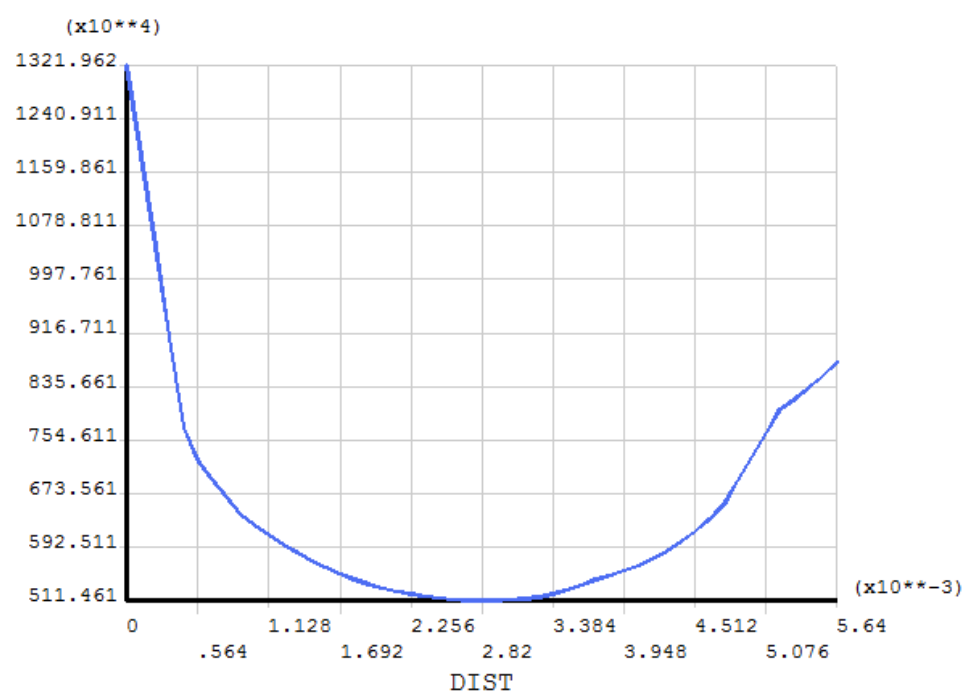


Figura 20 - Linha 2 da junta sobrepostas

ANEXO 6

Algoritmo de aquisição de dados em LabVIEW®

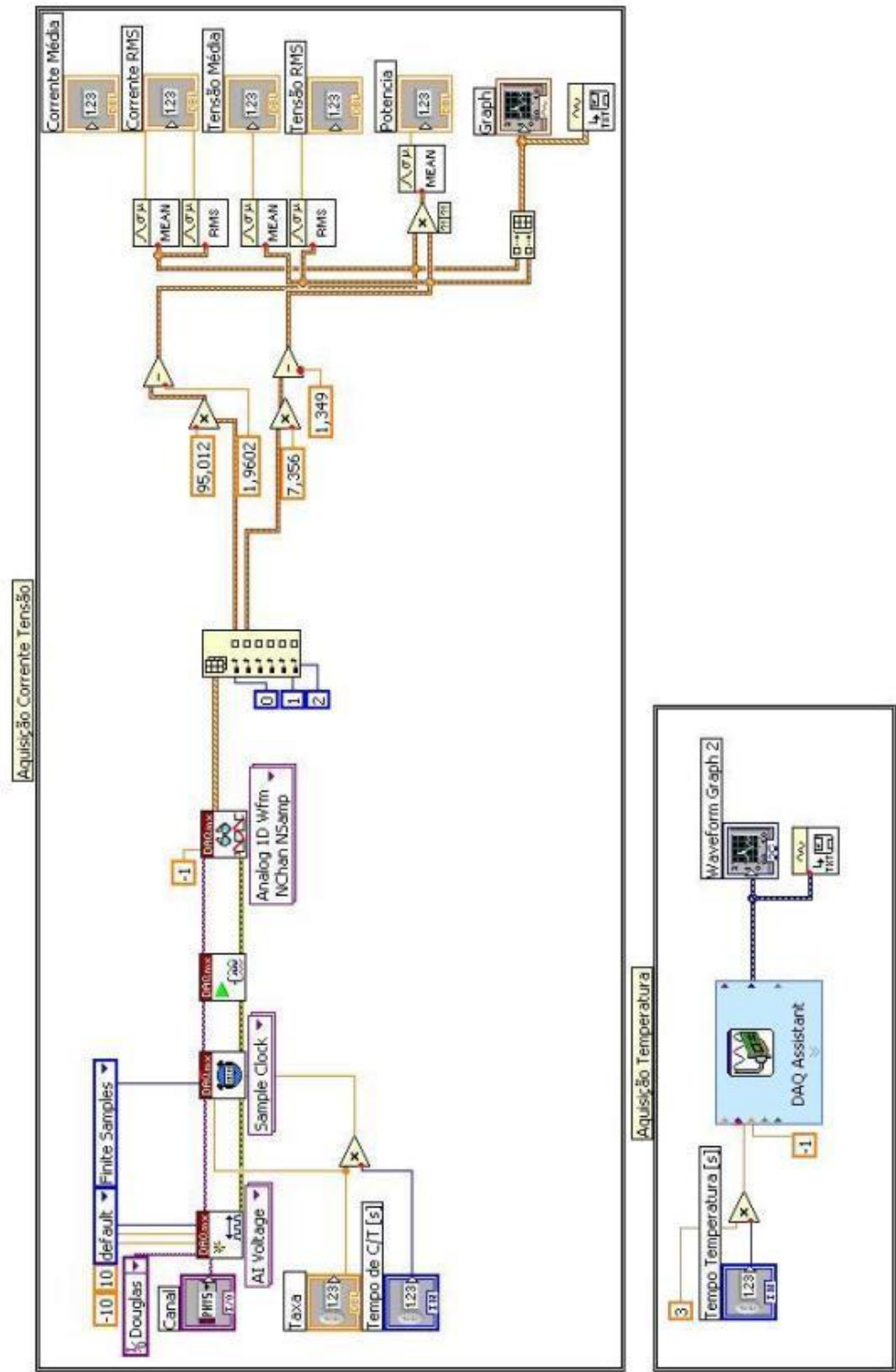


Figura 21 – Algoritmo para aquisição de corrente, tensão e temperatura via Labview

## ANEXO 7

### Calibração do Sistema de Aquisição de Tensão e Corrente

I fonte [A]	I aquis. [V]	U aquis. [V]	I multi [A]	U multi [V]
-500	-5,17	-3,6	-493	-27,87
-450	-4,65	-3,23	-444	-24,99
-400	-4,12	-2,88	-394,8	-22,52
-350	-3,62	-2,51	-346	-19,67
-300	-3,09	-3,47	-296,7	-27,02
-250	-2,57	-5,57	-243,6	-43,2
-200	-2,06	-4,46	-197,7	-34,63
-150	-1,53	-3,34	-148,9	-25,99
-100	-1,03	-2,24	-99,6	-17,3
-50	-0,5	-1,1	-50,7	-8,75
50	0,54	1,17	50,6	8,01
100	1,06	2,27	100	15,92
150	1,57	3,4	148,1	23,88
200	2,08	4,54	197,1	31,74
250	2,6	5,68	245,7	39,7
300	3,13	3,53	295,8	24,72
350	3,64	4,1	343,7	28,77
400	4,15	4,69	392,4	32,95
450	4,66	5,29	440	37,14
500	5,19	3,6	489	25,31

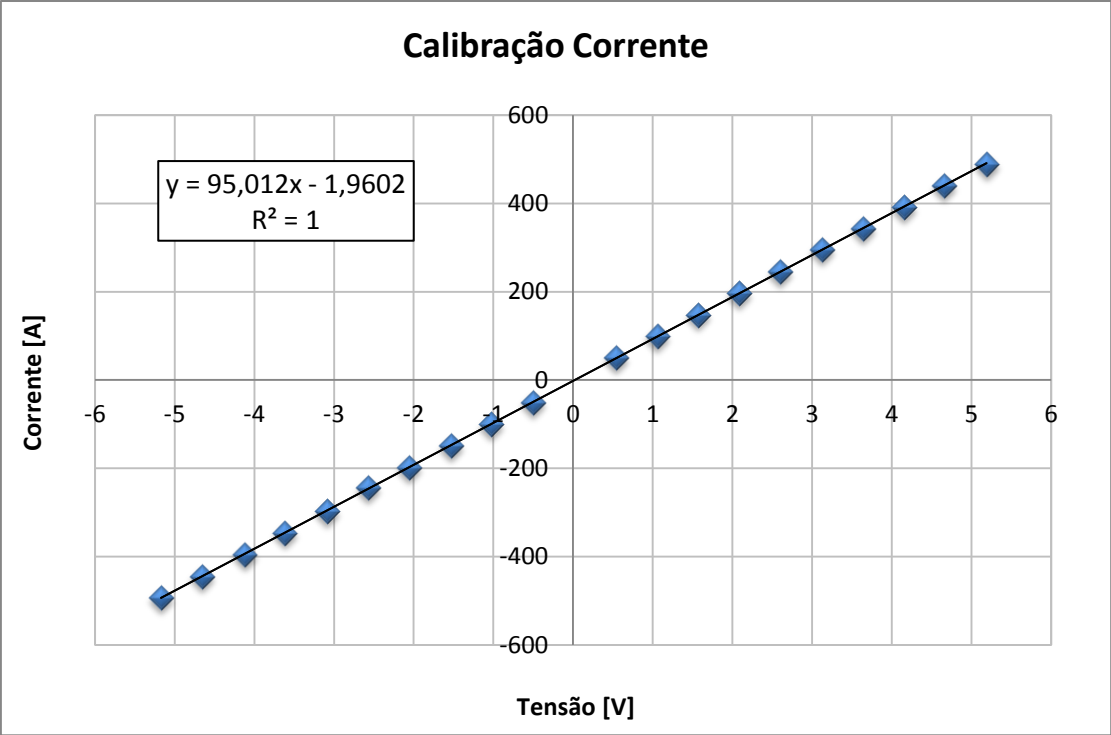


Figura 22- Curva de calibração da corrente

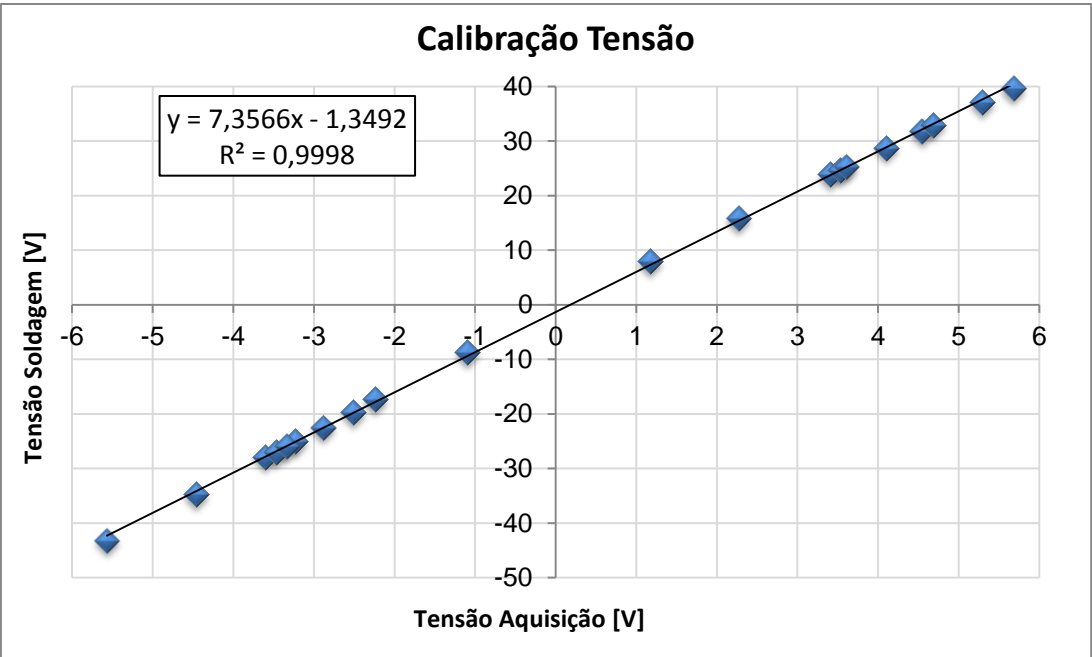


Figura 23 - Curva de calibração da tensão

## ANEXO 8

### Cálculo do valor de Sigma

A fonte do tipo Gaussiana é uma fonte utilizada por muito autores na simulação do processo de soldagem. Entre eles está Goldak, Chakravarti e Bibby (1984) que mostraram em seu trabalho que para situações onde a penetração efetiva da solda é pequena, a fonte de calor Gaussiana tem sido bem sucedida. Entretanto, para altas densidades de energia como a soldagem a laser ou feixes de elétron, a ação de escavação do arco que transporta calor bem abaixo da superfície, este tipo de fonte não seria muito adequada.

Este trabalho utilizou-se desta fonte porque as simulações realizadas foram para chapas com espessuras consideradas finas (3,2 mm) e com uma penetração total.

Entretanto, para a utilização deste tipo de fonte é preciso encontrar valores de sigma (Fig. 24). Com esta variável é possível fazer a regulagem da distribuição da energia de soldagem ao longo da chapa.

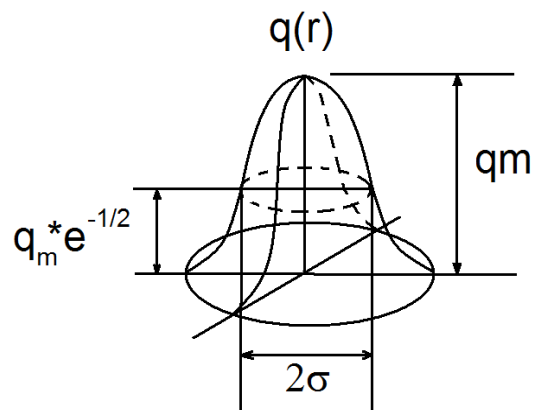


Figura 24 – Fonte do tipo Gaussiana com suas variáveis

A sua aplicação na simulação de soldagem é feita nó a nó conforme mostrado na Fig. 25.



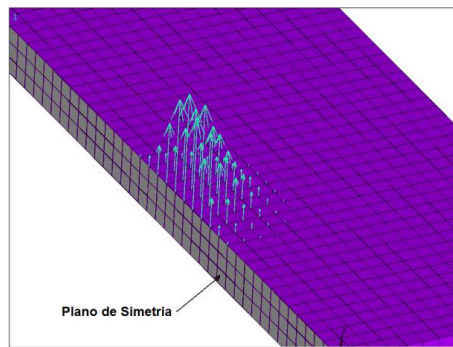


Figura 25 – Aplicação da fonte gaussiana nos nós da malha

Para encontrar este valor de sigma ( $\sigma_g$ ), foi utilizado o método do problema inverso descrito no Item 4.2.6.2, com a utilização do método de otimização do tipo evolução diferencial. O algoritmo deste problema inverso está mostrado na Fig. 4.25.

A variável a ser encontrada é o valor de sigma e a função objetivo da otimização é o somatório das diferenças dos ciclos térmicos de soldagem experimentais e numéricos (Eq. 4.15) para os três pontos analisados.

Para que sejam obtidos as mesmas posições da diferença entre o experimental e o numérico foram realizadas interpolações lineares de 3 a 3 pontos durante todo o ciclo térmico.

O domínio de otimização do valor de sigma é de 0.001 m a 0.01 m com partida do primeiro valor. O que resultou no valor final de sigma em 0.003 m depois de 16 iterações com convergência da solução na diferença entre um valor de sigma e seu anterior no valor de 0.0002 m.

O resultado dos ciclos térmicos de soldagem experimental e numérico pode ser visto na Fig. 26.

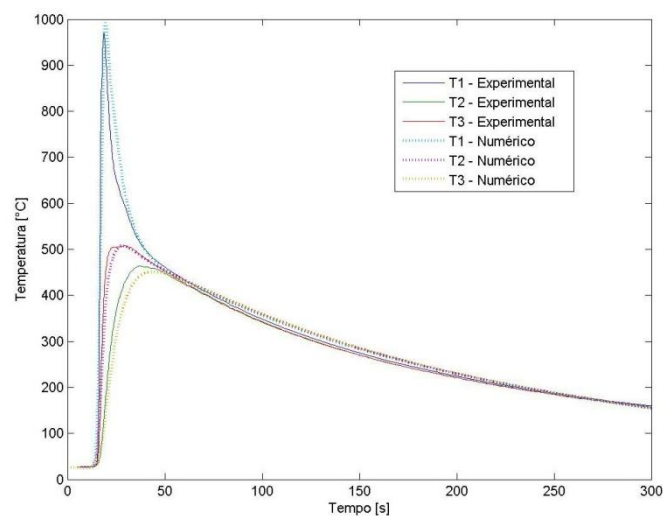


Figura 26 – Ciclos térmicos de soldagem experimentais e numéricos via elementos finitos

O algoritmo da função objetivo é descrito em:

```
function result = objective_function(x,y)
    T=0:200:1800;
    p=[x(1)];
    pol=polyval(p,T);
    bb=[''];
    fid=fopen('Gauss.txt');
    file = textscan(fid, '%s', 'delimiter', '\n','whitespace', '');
    file{1,1}{21,1}=['cnvtab(1,0)=' num2str(T(1)) bb num2str(T(2)) bb
    ...
    num2str(T(3)) bb num2str(T(4)) bb num2str(T(5)) bb ...
    num2str(T(6)) bb num2str(T(7)) bb num2str(T(8)) bb ...
    num2str(T(9)) bb num2str(T(10))];
    file{1,1}{22,1}=['cnvtab(1,1)=' num2str(pol(1)) bb num2str(pol(2))
bb ...
    num2str(pol(3)) bb num2str(pol(4)) bb num2str(pol(5)) bb ...
    num2str(pol(6)) bb num2str(pol(7)) bb num2str(pol(8)) bb ...
    num2str(pol(9)) bb num2str(pol(10))];
    file{1,1}{66,1}=['sig=' num2str(x(5))];
    fclose(fid);
    fid2=fopen('a.txt','wt');
    tam=length(file{1,1});
    for j=1:tam
        a=file{1,1}{j,1};
        fprintf(fid2,'%s',a) ;
        fprintf(fid2,'\n') ;
    end
    fclose(fid2);
    !C:\"Arquivos de programas"\ANSYSInc\v120\ANSYS\bin\winx64\ANSYS
-b <a.txt
!del teste.*
close all;
Ta=load('t0.txt');
po=find(Ta(:,1)>99.9 & Ta(:,1)<101);
Ta=Ta(1:po(1),:);
temp=0.2:0.2:300;
po2=find(temp>100 & temp<101);
temp=temp(1:po2(1));
T=load('texp.txt');
T=T(23:po2(1),3:5);
passo=1;
v1=zeros(1:213,1);
v2=zeros(1:213,1);
v3=zeros(1:213,1);
va1=zeros(1:213,1);
va2=zeros(1:213,1);
va3=zeros(1:213,1);
for iii=1:2:450
    pos=find(temp(iii)<Ta(:,1) & Ta(:,1)<temp(iii+3));
    p1=polyfit(temp(iii:iii+2),T(iii:iii+2,1),1);
    p2=polyfit(temp(iii:iii+2),T(iii:iii+2,2),1);
    p3=polyfit(temp(iii:iii+2),T(iii:iii+2,3),1);
    pa1=polyfit(Ta(pos(1):pos(1)+2,1),Ta(pos(1):pos(1)+2,2),1);
    pa2=polyfit(Ta(pos(1):pos(1)+2,1),Ta(pos(1):pos(1)+2,3),1);
    pa3=polyfit(Ta(pos(1):pos(1)+2,1),Ta(pos(1):pos(1)+2,4),1);
    v1(passo)=polyval(p1,temp(iii+1));
    v2(passo)=polyval(p2,temp(iii+1));
    v3(passo)=polyval(p3,temp(iii+1));
    va1(passo)=polyval(pa1,Ta(pos(1),1));
```

```

    va2(passo)=polyval(pa2,Ta(pos(1),1));
    va3(passo)=polyval(pa3,Ta(pos(1),1));

    plot(temp(iii+1),v1(passo),'bo',temp(iii+1),v2(passo),'bo',temp(iii+1)
    ,v3(passo),'bo',temp(iii+1),va1(passo),'ro',temp(iii+1),va2(passo),'ro
    ',temp(iii+1),va3(passo),'ro');
    hold on;
    bb=sprintf('sig=%2.5f',x(5));
    text(20,50,aa,'Color','r','FontSize',14,'FontWeight','bold');
    text(40,50,bb,'Color','r','FontSize',14,'FontWeight','bold');
    passo=passo+1;
end
    dif1=abs(v1-va1);
    dif2=abs(v2-va2);
    dif3=abs(v3-va3);
result =sum(dif1)+sum(dif2)+sum(dif3);

```

## ANEXO 9

### Algoritmo de Elementos Finitos de Forças Equivalentes e Paineis

```

! Universidade Federal de Uberlândia
! Laboratório de Soldagem
! Douglas Bezerra de Araújo
!=====
/config,nres,10000
/FILNAM,teste
/COM, Structural
!=====
!
!                                PARAMETROS
!=====
esp=0.0032
larg=0.2
alt=0.05
lte=0.01
altteini=0.0052
tl=2000
tt=6000
!=====
!=====
!
!                                TIPO DE ELEMENTO
!=====
/PREP7
ET,1,SOLID185
!=====
!
!                                Propriedades do aço AH36
!=====
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,EX,1,,208e9
MPDATA,PRXY,1,,0.3
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,DENS,1,,7850
!=====
!
!                                GEOMETRIA
!=====
BLC4,0,0,0.01,0.0032
BLC4,0.01,0,0.01,0.0032
BLC4,0.02,0,larg-0.02,0.0032
BLC4,0,esp,esp/2,0.01
BLC4,0,0.01+esp,esp/2,0.01
BLC4,0,0.02+esp,esp/2,alt-(0.02)
BLC4,esp/2,esp,0.01-esp/2,0.01
BLC4,esp/2,esp+0.01,0.01-esp/2,0.01
BLC4,esp/2,0.02+esp,0.01-esp/2,alt-0.02
BLC4,0.01,esp,0.01,0.01
BLC4,0.01,esp+0.01,0.01,0.01
BLC4,0.01,0.02+esp,0.01,alt-0.02
BLC4,0.02,esp,larg-0.02,0.01
BLC4,0.02,esp+0.01,larg-0.02,0.01
BLC4,0.02,0.02+esp,larg-0.02,alt-0.02
VOFFST,1,0.01
VOFFST,2,0.01
VOFFST,3,0.01

```

```

VOFFST,4,esp/2
VOFFST,5,esp/2
VOFFST,6,esp/2
VOFFST,7,esp/2
VOFFST,8,esp/2
VOFFST,9,esp/2
VOFFST,10,esp/2
VOFFST,11,esp/2
VOFFST,12,esp/2
VOFFST,13,esp/2
VOFFST,14,esp/2
VOFFST,15,esp/2
VOFFST,31,0.01-esp/2
VOFFST,36,0.01-esp/2
VOFFST,41,0.01-esp/2
VOFFST,16,0.01
VOFFST,21,0.01
VOFFST,26,0.01
VOFFST,91,0.01
VOFFST,96,0.01
VOFFST,101,0.01
VOFFST,106,larg-0.02
VOFFST,111,larg-0.02
VOFFST,116,larg-0.02
VOFFST,121,larg-0.02
VOFFST,126,larg-0.02
VOFFST,131,larg-0.02
K,1000,larg,esp+0.005,esp/2-0.001
K,1001,larg,esp-0.001,esp/2+0.005
K,1002,larg,esp-0.001,esp/2-0.001
A,1000,1001,1002
K,1003,esp/2,esp-0.001,larg
K,1004,esp/2-0.001,esp+0.005,larg
K,1005,esp/2+0.005,esp-0.001,larg
A,1003,1004,1005
VOFFST,166,-larg+0.02
VOFFST,167,larg-0.02
VOFFST,168,-0.01
VOFFST,172,0.01
FLST,3,2,6,ORDE,2
FITEM,3,3
FITEM,3,13
VSBV,31,P51X
FLST,3,2,6,ORDE,2
FITEM,3,2
FITEM,3,10
VSBV,33,P51X
FLST,3,2,6,ORDE,2
FITEM,3,25
FITEM,3,28
VSBV,32,P51X
FLST,3,2,6,ORDE,2
FITEM,3,19
FITEM,3,22
VSBV,34,P51X
VOFFST,48,0.01
VOFFST,18,0.01
VOFFST,16,0.01
VOFFST,91,0.01
VOFFST,79,larg-0.02
VOFFST,64,larg-0.02

```

[illegible]

```

NSEL,S,LOC,X,5.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,0.01,larg/2
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,4.6e-3
NSEL,R,LOC,y,4.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,0.01,larg/2
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,3.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,0.01,larg/2
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,t1
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,7.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,larg/2,larg-0.01
F,ALL,FX,tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FZ,-t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,2.6e-3
NSEL,R,LOC,y,6.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,larg/2,larg-0.01
F,ALL,FX,tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FZ,-t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,5.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,larg/2,larg-0.01
F,ALL,FX,tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FZ,-t1
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,5.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,larg/2,larg-0.01
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,-t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,4.6e-3
NSEL,R,LOC,y,4.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,larg/2,larg-0.01
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,-t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,3.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,larg/2,larg-0.01

```

```

F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,-tl
NSEL,ALL
!=====
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,-1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,7.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,0.01,larg/2
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FZ,tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,-2.6e-3
NSEL,R,LOC,y,6.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,0.01,larg/2
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FZ,tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,-1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,5.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,0.01,larg/2
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FZ,tl
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,-5.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,0.01,larg/2
F,ALL,FX,tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,-4.6e-3
NSEL,R,LOC,y,4.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,0.01,larg/2
F,ALL,FX,tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,-3.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,0.01,larg/2
F,ALL,FX,tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,tl
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,-1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,7.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,larg/2,larg-0.01
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FZ,-tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,-2.6e-3
NSEL,R,LOC,y,6.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,larg/2,larg-0.01
F,ALL,FX,-tt

```



[illegible]

```

F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,-tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,4.6e-3
NSEL,R,LOC,y,4.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,-0.01,-larg/2
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,-tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,3.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,-0.01,-larg/2
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,-tl
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,7.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FX,tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FZ,tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,2.6e-3
NSEL,R,LOC,y,6.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FX,tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FZ,tl
NSEL,ALL

NSEL,S,LOC,X,1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,5.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FX,tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FZ,tl
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,5.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,4.6e-3
NSEL,R,LOC,y,4.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,3.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,tt

```

```

F,ALL,FZ,t1
NSEL,ALL
!=====
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,-1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,7.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,-0.01,-larg/2
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FZ,-t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,-2.6e-3
NSEL,R,LOC,y,6.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,-0.01,-larg/2
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FZ,-t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,-1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,5.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,-0.01,-larg/2
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FZ,-t1
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,-5.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,-0.01,-larg/2
F,ALL,FX,tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,-t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,-4.6e-3
NSEL,R,LOC,y,4.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,-0.01,-larg/2
F,ALL,FX,tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,-t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,-3.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,-0.01,-larg/2
F,ALL,FX,tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FZ,-t1
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,-1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,7.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FZ,t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,-2.6e-3
NSEL,R,LOC,y,6.2e-3
NSEL,R,LOC,Z,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FX,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FZ,t1

```



```

NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,4.6e-3
NSEL,R,LOC,y,4.2e-3
NSEL,R,LOC,X,0.01,larg/2
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,3.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,X,0.01,larg/2
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,t1
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,7.2e-3
NSEL,R,LOC,X,larg/2,larg-0.01
F,ALL,FZ,tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FX,-t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,2.6e-3
NSEL,R,LOC,y,6.2e-3
NSEL,R,LOC,X,larg/2,larg-0.01
F,ALL,FZ,tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FX,-t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,5.2e-3
NSEL,R,LOC,X,larg/2,larg-0.01
F,ALL,FZ,tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FX,-t1
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,5.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,X,larg/2,larg-0.01
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,-t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,4.6e-3
NSEL,R,LOC,y,4.2e-3
NSEL,R,LOC,X,larg/2,larg-0.01
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,-t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,3.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,X,larg/2,larg-0.01
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,-t1
NSEL,ALL
!=====
NSEL,ALL

```

```

NSEL,S,LOC,Z,-1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,7.2e-3
NSEL,R,LOC,X,0.01,larg/2
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FX,t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-2.6e-3
NSEL,R,LOC,y,6.2e-3
NSEL,R,LOC,X,0.01,larg/2
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FX,t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,5.2e-3
NSEL,R,LOC,X,0.01,larg/2
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FX,t1
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-5.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,X,0.01,larg/2
F,ALL,FZ,tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-4.6e-3
NSEL,R,LOC,y,4.2e-3
NSEL,R,LOC,X,0.01,larg/2
F,ALL,FZ,tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-3.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,X,0.01,larg/2
F,ALL,FZ,tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,t1
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,7.2e-3
NSEL,R,LOC,X,larg/2,larg-0.01
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FX,-t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-2.6e-3
NSEL,R,LOC,y,6.2e-3
NSEL,R,LOC,X,larg/2,larg-0.01
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FX,-t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,5.2e-3
NSEL,R,LOC,X,larg/2,larg-0.01

```

[illegible]

```

NSEL,R,LOC,y,4.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-0.01,-larg/2
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,-tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,3.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-0.01,-larg/2
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,-tl
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,7.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FZ,tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FX,tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,2.6e-3
NSEL,R,LOC,y,6.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FZ,tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FX,tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,5.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FZ,tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FX,tl
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,5.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,4.6e-3
NSEL,R,LOC,y,4.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,3.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,tl
NSEL,ALL
!=====
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,7.2e-3

```



```

NSEL,R,LOC,X,-0.01,-larg/2
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FX,-tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-2.6e-3
NSEL,R,LOC,y,6.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-0.01,-larg/2
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FX,-tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,5.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-0.01,-larg/2
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FX,-tl
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-5.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-0.01,-larg/2
F,ALL,FZ,tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,-tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-4.6e-3
NSEL,R,LOC,y,4.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-0.01,-larg/2
F,ALL,FZ,tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,-tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-3.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-0.01,-larg/2
F,ALL,FZ,tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,-tl
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,7.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FX,tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-2.6e-3
NSEL,R,LOC,y,6.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,-tt
F,ALL,FX,tl
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-1.6e-3
NSEL,R,LOC,y,5.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FZ,-tt
F,ALL,FY,-tt

```

```

F,ALL,FX,t1
NSEL,ALL
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-5.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FZ,tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-4.6e-3
NSEL,R,LOC,y,4.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FZ,tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,t1
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-3.6e-3
NSEL,R,LOC,y,3.2e-3
NSEL,R,LOC,X,-larg/2,-larg+0.01
F,ALL,FZ,tt
F,ALL,FY,tt
F,ALL,FX,t1
NSEL,ALL
!=====
ASEL,S,LOC,Y,alt-0.001,0.1
DA,ALL,ALL
SOLVE

```