

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

MODELAGEM DO CAMPO DE TEMPERATURAS E DISTORÇÕES DE UMA JUNTA
DO TIPO T SOLDADA PELO PROCESSO GMAW

por

Fábio Renck Locatelli

Dissertação para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, abril de 2014.

MODELAGEM DO CAMPO DE TEMPERATURAS E DISTORÇÕES DE UMA JUNTA
DO TIPO T SOLDADA PELO PROCESSO GMAW

por

Fábio Renck Locatelli
Engenheiro Mecânico

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

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Mecânica dos Sólidos

Orientador: Prof. Dr. Walter Jesus Paucar Casas

Aprovada por:

Prof. Dr. Anderson Geraldo Marena Pukasiewicz	UTFPR/DAMEC
Prof. Dr. José Antônio Esmerio Mazzaferro	UFRGS/PROMECC
Prof. Dr. Rogério José Marczak	UFRGS/PROMECC

Prof. Dr. Rogério José Marczak
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 10 de abril de 2014.

AGRADECIMENTOS

Agradeço, em primeiro lugar, a Deus pelo dom da vida e por ter me guiado até aqui.

A minha esposa, Patrícia, por seu amor incondicional, companheirismo e apoio ao longo dos anos.

Ao meu filho Rafael por completar e dar novo sentido a minha vida.

Aos familiares e amigos pelo apoio e amizade.

Ao meu orientador, Prof. Walter Casas, por todo auxílio durante este processo.

À Digicon Componentes Eletrônicos para Mecânica S.A. pelo fornecimento do material que possibilitou a realização dos testes experimentais.

Aos Laboratórios de Soldagem e Técnicas Conexas (LS&TC) e Metalurgia Física (LAMEF) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul por disponibilizarem sua infraestrutura para a realização da parte experimental deste trabalho.

Aos colaboradores da empresa ESSS, Daniel Boniatti, Rafael Vetturazzi e Roberto Silva, pelo suporte prestado no programa de elementos finitos.

A todos, muito obrigado!

RESUMO

O elevado fluxo de calor envolvido no processo de soldagem de componentes favorece o aparecimento de tensões residuais, cujo alívio propicia o surgimento das distorções. Uma vez que essas distorções podem comprometer a utilização dos componentes, tornam-se relevantes pesquisas a respeito dos parâmetros, mensuração e previsão das distorções. Este trabalho tem como objetivo analisar as distorções na soldagem GMAW de uma junta tipo T, através do estudo termoestrutural em um modelo numérico pelo método dos elementos finitos com validação experimental. Para isso, o trabalho foi dividido em duas etapas sequenciais, sendo a primeira destinada à validação do modelo numérico e a segunda à elaboração de casos numéricos para análise. O modelo numérico utiliza elementos finitos tridimensionais para a obtenção do campo de temperaturas e distorções. Para a aplicação do fluxo de calor à peça utilizou-se a equação de Goldak como modelo de aporte de calor na análise térmica transiente. A dependência da temperatura na variação das propriedades físicas e mecânicas dos materiais foi considerada. A parte experimental da primeira etapa permitiu definir duas velocidades de soldagem mantendo a mesma energia do processo, originando dois conjuntos de parâmetros denominados como principais e alternativos. Na segunda etapa foram analisados oito casos, definidos através da combinação de três variáveis: variação da velocidade, sequência de soldagem e tempo de resfriamento entre filetes. O campo de temperaturas transiente é verificado pela medição de temperaturas em oito pontos, enquanto o campo de distorções é verificado utilizando um sistema de medição por coordenadas. Dentre os casos analisados, a menor distorção foi observada no caso 6 (velocidade mais rápida, sequência “vai-volta” e com intervalo de resfriamento) onde a distorção máxima foi de 4,31 mm, enquanto a maior distorção foi apresentada pelo caso 4 (velocidade mais lenta, sequência “vai-vai” e com intervalo de resfriamento) com distorção máxima de 6,41 mm.

Palavras-Chave: distorções de soldagem, histórico de temperatura, simulação numérica da soldagem.

ABSTRACT

The high heat flow involved in the component's welding process favors the appearance of residual stress, which alleviation provides the appearance of distortions. Once these distortions can impair the use of the components, become relevant searches about the parameters, measurement and prediction of distortions. This work aims to analyze the distortions in GMAW welding of a T-type joint, through thermo-structural study in a numerical model by finite element method with experimental validation. For this, the work was divided in two sequential stages, the first aimed to the numerical model's validation and the second to the development of numerical cases to analysis. The numerical model uses three-dimensional finite elements for obtainment the temperature field and distortions. For the application of heat flow to the part was used the Goldak's equation as a model of heat input in transient thermal analysis. The temperature dependence in the variation of physical and mechanical properties of the materials was considered. The experimental part of the first stage allowed to define two welding speeds while keeping the same process energy, originating two sets of parameters called principal and alternative. In the second stage, eight cases were analyzed, defined by the combination of three variables: speed variation, sequence of welding and cooling time between fillets. The transient temperature field is checked by measuring temperatures in eight points, while the distortion field is checked using a coordinate measuring system. Among all cases analyzed, the lowest distortion was observed in case 6 (fastest speed, "going-back" sequence and cooling interval) in which the maximum distortion was 4.31 mm, while the largest distortion was presented by the case 4 (slower speed, "go-go" sequence and cooling interval) with maximum distortion of 6.41 mm.

Key words: welding distortion, temperature history, numerical simulation of welding.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Objetivos e metodologia	2
1.2	Estrutura do trabalho	2
2	PROCESSO DE SOLDAGEM	3
2.1	Soldagem MIG/MAG	4
2.1.1	Principais variáveis do processo MIG/MAG.....	6
2.1.2	Vantagens e limitações do processo MIG/MAG.....	7
2.2	Modo de transferência por curto circuito	8
2.3	Consumíveis	9
2.3.1	Gás de Proteção	9
2.3.2	Metal de adição – eletrodo MIG/MAG	10
2.4	Tipos de juntas	10
2.5	Regiões da junta soldada.....	11
2.5.1	Zona fundida.....	12
2.5.2	Zona termicamente afetada.....	12
3	ANÁLISE TERMOESTRUTURAL.....	13
3.1	Fluxo de calor na soldagem	13
3.1.1	Aporte de calor	13
3.1.2	Dissipação de calor por condução	14
3.1.3	Dissipação de calor por convecção.....	15
3.2	Aporte térmico	16
3.2.1	Fonte de calor	17
3.3	Medições térmicas.....	20
3.3.1	Termopares	22
3.4	Modelagem numérica	23
3.4.1	Análise estrutural da soldagem.....	27
3.5	Análise metalográfica	28
3.5.1	Ensaio de macrografia	28
3.6	Distorções	29

3.6.1	Mecanismos de redução de distorções.....	32
3.7	Tensões residuais	35
4	MATERIAIS E MÉTODOS.....	40
4.1	Materiais.....	40
4.1.1	Material base.....	40
4.1.2	Metal de adição.....	42
4.1.3	Gás de proteção	42
4.2	Ferramentas utilizadas.....	43
4.2.1	Fonte de soldagem	43
4.2.2	Manipulador automático – robô	43
4.2.3	Aquisição de tensão e corrente instantâneas.....	44
4.2.4	Aquisição de temperatura por termopares	46
4.2.5	Medição de distorções	47
4.2.6	Simulação por elementos finitos	47
4.3	Metodologia aplicada	48
4.3.1	Primeira etapa – validação de um modelo simples de soldagem	48
4.3.2	Segunda etapa – casos para estudo a partir do modelo validado experimentalmente.....	51
4.3.3	Análise térmica	53
4.3.4	Parâmetros de soldagem	55
4.3.4.1	<i>Parâmetros de entrada na análise numérica térmica.....</i>	<i>55</i>
4.3.5	Malha	56
4.3.6	Elemento utilizado na análise térmica	57
4.3.7	Malha estrutural	58
4.3.8	Elemento utilizado na análise estrutural	58
4.3.9	Condições de contorno estruturais.....	59
5	ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS.....	60
5.1	Primeira etapa – modelo de validação.....	60
5.1.1	Análise térmica	60
5.1.2	Análise estrutural	69
5.2	Segunda etapa – Casos de simulação	78
5.2.1	Quanto à velocidade de soldagem	82
5.2.2	Quanto à sequência de soldagem.....	83
5.2.3	Quanto ao tempo de resfriamento.....	83
5.2.4	Resultado geral	85
6	CONCLUSÕES	86
6.1	Sugestões para trabalhos futuros	86

REFERÊNCIAS	88
APÊNDICE 1 – MODELO NUMÉRICO	93
APÊNDICE 2 – PARÂMETROS DE ENTRADA	96
APÊNDICE 3 – FLUXO DE CALOR.....	97
APÊNDICE 4 – LEITURA DOS RESULTADOS TÉRMICOS	99
APÊNDICE 5 – LEITURA DOS PONTOS E AVALIAÇÃO DAS SUPERFÍCIES	100

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Classificação dos processos de soldagem	4
Figura 2.2 – Representação esquemática do processo MIG/MAG	5
Figura 2.3 – Gás de proteção <i>versus</i> perfil do cordão	5
Figura 2.4 – Forma de transferência na soldagem GMAW com um gás de proteção a base de argônio	8
Figura 2.5 – Principais tipos de juntas.....	11
Figura 2.6 – Regiões de uma junta soldada.....	11
Figura 3.1 – Perfil duplo elipsoide de distribuição de calor	18
Figura 3.2 – Esquema do fluxo de calor	22
Figura 3.3 – Acoplamento entre as áreas envolvidas no processo de soldagem	24
Figura 3.4 – Fluxograma da modelagem do processo de soldagem através do MEF	25
Figura 3.5 – Fluxograma de operações realizadas no programa de elementos finitos	26
Figura 3.6 – Macrografia de uma união soldada	29
Figura 3.7 – Principais tipos de distorções na soldagem.....	30
Figura 3.8 – Modelo de soldagem restringido e a respectiva distorção angular	31
Figura 3.9 – Soldagem no eixo neutro.....	32
Figura 3.10 – Distorção angular em função do ângulo do chanfro	33
Figura 3.11 – Distorção angular em função da sequência de soldagem.....	33
Figura 3.12 – Sequência de solda em tubulações	34
Figura 3.13 – Procedimento de soldagem utilizado	34
Figura 3.14 – Tensões residuais longitudinais durante a soldagem	36
Figura 3.15 – Distribuição das tensões bidimensionais.....	37
Figura 3.16 – Sequência de solda em materiais de baixa espessura.....	38
Figura 4.1 – Propriedades termomecânicas do metal base.....	41

Figura 4.2 – Fonte de soldagem	43
Figura 4.3 – Manipulador da tocha.....	44
Figura 4.4 – Tela principal do sistema de aquisição.....	45
Figura 4.5 – Sistema de aquisição de tensão e corrente	45
Figura 4.6 – Sistema de aquisição de temperatura	46
Figura 4.7 – Sistema de medição de distorções.....	47
Figura 4.8 – Posicionamento da chapa perpendicular	48
Figura 4.9 – Definição das superfícies de medição	49
Figura 4.10 – Montagem dos termopares	49
Figura 4.11 – Identificação e posicionamento em mm dos termopares na peça	50
Figura 4.12 – Identificação da sequência de soldagem vai-volta	52
Figura 4.13 – Identificação da sequência de soldagem vai-vai	52
Figura 4.14 – Geometria da junta	54
Figura 4.15 – Condições de contorno térmico da junta tipo “T”	54
Figura 4.16 – Malha aplicada na geometria	57
Figura 4.17 – Geometria do elemento térmico SOLID90 e suas opções	58
Figura 4.18 – Geometria do elemento estrutural SOLID186 e suas opções.....	59
Figura 4.19 – Restrições da estrutura para análise estrutural	59
Figura 5.1 – Oscilogramas do processo com parâmetros principais: (a) de tensão, (b) de corrente	61
Figura 5.2 – Oscilogramas do processo com parâmetros alternativos: (a) de tensão, (b) de corrente	62
Figura 5.3 – Histórico de temperatura obtido numericamente com parâmetros principais.....	63
Figura 5.4 – Histórico de temperatura obtido numericamente com parâmetros alternativos...63	
Figura 5.5 – Histórico de temperatura do processo com parâmetros principais.....	65
Figura 5.6 – Histórico de temperatura do processo com parâmetros alternativos.....	67

Figura 5.7 – Aspecto do cordão: (a) parâmetros principais, (b) parâmetros alternativos.....	67
Figura 5.8 – Posicionamento para a macrografia na peça	68
Figura 5.9 – Identificação da posição da macrografia.....	68
Figura 5.10 – Resultado da macrografia dos parâmetros principais.....	69
Figura 5.11 – Resultado da macrografia dos parâmetros alternativos.....	69
Figura 5.12 – Relação distorção <i>versus</i> engaste	70
Figura 5.13 – Medição das distorções	70
Figura 5.14 – Histórico de distorção e temperatura: (a) parâmetros principais, (b) parâmetros alternativos	71
Figura 5.15 – Distorção nas superfícies 1 e 2 com parâmetros principais: (a) frontal, (b) rotacionado	72
Figura 5.16 – Erro percentual das superfícies 1 e 2 com parâmetros principais: (a) frontal, (b) rotacionado	74
Figura 5.17 – Resultados da superfície 3 com parâmetros principais: (a) distorção, (b) erro percentual.....	75
Figura 5.18 – Distorção nas superfícies 1 e 2 com parâmetros alternativos: (a) frontal, (b) rotacionado	76
Figura 5.19 – Erro percentual nas superfícies 1 e 2 com parâmetros alternativos: (a) frontal, (b) rotacionado.....	77
Figura 5.20 – Resultados da superfície 3 com parâmetros alternativos: (a) distorção, (b) erro percentual.....	78
Figura 5.21 – Histórico de distorção <i>versus</i> tempo dos oito casos.....	82

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Vantagens e limitações do processo MIG/MAG	7
Tabela 3.1 – Rendimento térmico por processo de soldagem	14
Tabela 3.2 – Vantagens e desvantagens da utilização de termopares	22
Tabela 4.1 – Composição química nominal do AISI 1020.....	40
Tabela 4.2 – Propriedades do aço baixo carbono	41
Tabela 4.3 – Propriedades físicas do AISI 1020	41
Tabela 4.4 – Propriedades mecânicas do metal de solda depositado pelo arame AWS ER70S-6	42
Tabela 4.5 – Características da máquina de medição por coordenadas.....	47
Tabela 4.6 – Parâmetros de soldagem	52
Tabela 4.7 – Casos de simulação.....	53
Tabela 4.8 – Coeficiente de convecção	55
Tabela 4.9 – Parâmetros de soldagem definidos para o experimento	55
Tabela 5.1 – Casos de simulação.....	79
Tabela 5.2 – Variante velocidade de soldagem	82
Tabela 5.3 – Variante sequência de soldagem.....	83
Tabela 5.4 – Variável intervalo de resfriamento	84

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

Sigla	Descrição
<i>ASME</i>	American Society of Mechanical Engineers (Sociedade Norte-americana de Engenheiros Mecânicos)
<i>AWS</i>	American Welding Society
<i>CC-</i>	Tocha na polaridade negativa
<i>CC+</i>	Tocha na polaridade positiva
<i>dbcp</i>	Distância bico de contato peça
<i>ddp</i>	Diferença de potencial elétrico
<i>GMAW</i>	Gas Metal Arc Welding (Soldagem MIG/MAG)
<i>GTAW</i>	Gas Tungsten Arc Welding (Soldagem TIG)
<i>IIW</i>	International Institute of Welding
<i>MAG</i>	Metal Active Gas (Soldagem com transferência metálica e gás ativo)
<i>MB</i>	Material base
<i>MIG</i>	Metal Inert Gas (Soldagem com transferência metálica e gás inerte)
<i>SAP</i>	Sistema portátil de monitoração do processo de soldagem
<i>SAW</i>	Submerged arc welding (Soldagem por arco submerso)
<i>SMAW</i>	Shielded Metal Arc Welding (Soldagem a arco elétrico com eletrodo revestido)
<i>TIG</i>	Tungsten Inert Gas
<i>ZAC</i>	Zona afetada pelo calor
<i>ZF</i>	Zona fundida
<i>ZTA</i>	Zona termicamente afetada

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Descrição	Unidade
A	Área de contato	m ²
A_w	Área da seção transversal da solda	mm ²
C_1	Contração transversal estimada	mm
$[D]$	Matriz elasticidade	-
E_a	Erro absoluto	m
E_{liq}	Energia líquida de soldagem	J
E_n	Energia transmitida pelo equipamento	J
E_p	Erro percentual	%
E_r	Erro relativo	-
E_{sol}	Energia total de soldagem	J
I_A	Corrente	A
K_{xx}, K_{yy} e K_{zz}	Condutividade dos elementos nas direções x, y e z	-
L	Comprimento da solda	mm
$\{L\}$	Vetor operador	-
Q	Entrada de calor	J/s
Q_V	Fonte de calor externa ao corpo	-
R	Taxa de resfriamento	°C/s
T	Temperatura	°C
T_0	Temperatura inicial uniforme da peça a ser soldada	°C
T_∞	Temperatura ambiente ou de pré-aquecimento	°C
T_C	Temperatura particular de interesse em um momento determinado	°C
T_m	Temperatura de fusão do metal	°C
T_p	Pico de temperatura a uma determinada distância da poça de fusão	°C
T_{ref}	Temperatura de referência	°C
U	Tensão de soldagem	V
α_x^{se}	Coefficiente da expansão térmica na direção x	-

abc	Semieixos dos elipsoides	mm
b	Espessura da chapa ou peça soldada	mm
c_p	Calor específico	J/(g °C)
d	Abertura da raiz do chanfro	mm
f	Constante da fração de calor em cada elipsoide	-
g	Largura do pico de tensões de tração	mm
h_{conv}	Coefficiente de convecção	W/(m ² °C)
k	Condutividade térmica	J/(mm s°C)
q	Fluxo de calor	W/mm ³
$\{q\}$	Vetor de fluxo de calor	-
\ddot{q}	Geração de calor por unidade de volume	J/m ³
q_{conv}	Calor perdido por convecção	W
t	Tempo	s
$\{v\}$	Vetor velocidade para transporte de calor e massa	-
v_s	Velocidade de soldagem	mm/s
x	Distância entre linha de centro da solda e o ponto de medida	mm
x, y, ξ	Coordenadas globais de referência	mm
$\{\varepsilon\}$	Vetor de deformação total	-
$\{\varepsilon^{th}\}$	Vetor de deformação térmica	-
$\{\varepsilon^{el}\}$	Vetor de deformação elástica	-
$\{\sigma\}$	Vetor tensão $[\sigma_x \sigma_y \sigma_z \sigma_{xy} \sigma_{yz} \sigma_{xz}]^T$	-
σ_m	Máxima tensão residual de tração na região da solda	MPa
σ_y	Tensão residual longitudinal	MPa
ΔL	Varição de comprimento	mm
ΔT	Varição da temperatura	°C
Φ	Varição angular da peça soldada	°
δ	Distorção estimada	mm
η	Rendimento térmico	-
ρ	Densidade do metal	g/mm ³
τ	Espessura relativa	-

1 INTRODUÇÃO

Processos de soldagem são amplamente utilizados em muitas áreas da engenharia onde diversas aplicações requerem junção de duas ou mais peças metálicas para formação de um conjunto. Como exemplo temos pontes treliçadas, chassis automotivos, tubulações na indústria petroquímica, cascos de navios, entre outros. Os processos de soldagem que utilizam a geração de calor produzida pelo arco elétrico são os mais utilizados atualmente. Este por sua vez, cria um campo de temperaturas transiente no material que tem como consequência diversos fatores como as tensões residuais e distorções da peça.

Por esta razão, a justificativa para o desenvolvimento de pesquisas sobre processos de soldagem reside no fato de que a soldagem tem sido aplicada em larga escala nas mais variadas atividades industriais nas quais se necessita continuamente aprimorar a qualidade das juntas soldadas. Sabendo-se que as tensões residuais e as distorções são inevitáveis na soldagem, seus efeitos não podem ser desconsiderados.

A utilização da análise pelo método de elementos finitos tem crescido significativamente por auxiliar nas demandas da indústria como a redução do tempo de projeto para novos produtos, a redução de custo com testes e protótipos, a disponibilidade para alterações e a redução do tempo gasto em aperfeiçoamentos.

A identificação de tensões residuais e distorções em peças soldadas apresentam-se como extremamente necessárias. Contudo, a precisão desta ação é difícil. Além disso, os comportamentos térmico e mecânico na soldagem envolvem alta temperatura localizada, propriedades termodependentes dos materiais e fonte de calor móvel. Todavia, por meio da simulação de elementos finitos do processo de soldagem é possível realizar uma previsão eficaz do comportamento termomecânico.

O processo de simulação computacional na soldagem possibilita o cálculo do campo de temperaturas, das tensões residuais e das distorções. Por esta razão, caracteriza-se como uma ferramenta importante na inovação de estruturas, materiais e processos de soldagem. A análise termomecânica do processo de soldagem por elementos finitos é complexa se considerar mudanças metalúrgicas, fenômenos eletromagnéticos, a dinâmica dos fluidos, dentre outros.

1.1 Objetivos e metodologia

Considerando que as tensões residuais e distorções surgem na soldagem de componentes, o objetivo deste trabalho é analisar as distorções decorrentes do processo de soldagem GMAW de uma junta tipo T, através do estudo termoestrutural em um modelo numérico utilizando o método dos elementos finitos, com validação experimental.

Os objetivos específicos correspondem a:

- a) selecionar até dois conjuntos de parâmetros de soldagem, com velocidade diferente e mesma energia de soldagem, a serem utilizados experimental e numericamente;
- b) coletar o histórico de temperatura em uma junta T soldada com filete único;
- c) medir as distorções de uma junta T antes e depois de soldada com filete único;
- d) utilizar os dois conjuntos de parâmetros como base na definição numérica de 8 casos de estudo, a fim de avaliar as variáveis que influenciam para a maior e menor distorção.

1.2 Estrutura do trabalho

Esta dissertação está dividida em seis capítulos sendo o primeiro esta introdução. Os capítulos 2 e 3 apresentam fundamentações teóricas sobre ‘Processo de soldagem’ e ‘Análise termoestrutural’. O capítulo 2 versa sobre o processo de soldagem MIG/MAG, suas características, vantagens e limitações, os consumíveis utilizados no processo de soldagem, tipos de juntas e regiões da junta soldada. O capítulo 3 revisa a bibliografia e trata sobre modelagem numérica, fonte de calor, medições térmicas e análise metalográfica, assim como apresenta conceitos sobre distorções, tensões residuais e medições.

A metodologia utilizada para a realização dos testes experimentais, simulações numéricas e elaboração de casos para estudo é abordada no capítulo 4 que apresenta os materiais, os equipamentos, os programas utilizados e a metodologia aplicada. Esta última dividida em duas etapas de acordo com a realização da pesquisa.

Seguindo esta mesma divisão, os resultados do estudo são apresentados no capítulo 5. A primeira parte, destinada ao modelo de validação, traz informações sobre as análises térmica e estrutural desenvolvidas. Já a segunda parte, voltada para o estudo de casos, apresenta dados relativos à velocidade, sequência e tempo de resfriamento da soldagem. As conclusões do estudo e sugestões para trabalhos futuros compõem o capítulo 6.

2 PROCESSO DE SOLDAGEM

A soldagem é considerada o mais importante método na união permanente de metais. Atualmente mais de 50 diferentes processos de soldagem têm alguma utilização industrial, estes processos podem ser utilizados só ou em conjunto com outros tipos de processos de fabricação. Sua importância está na capacidade de união da maioria dos metais e suas ligas e a recuperação de peças e componentes, permitindo flexibilidade de projeto, redução de custos e facilidade de aplicação (MODENESI *et al.*, 2006).

Os processos de soldagem apresentam vasta aplicabilidade. Por esta razão, podem ser empregados na fabricação de diversas estruturas, tais como estruturas civis, navios, aeronaves, automóveis, entre outros. A presença de processos de soldagem e afins nas mais diferentes atividades industriais e a influência que a necessidade de uma boa soldabilidade exerce no desenvolvimento de novos tipos de aços e outras ligas metálicas tornam a importância da soldagem ainda mais evidente (MODENESI *et al.*, 2006).

A soldagem envolve inúmeros fenômenos metalúrgicos, como exemplo a fusão do material, a solidificação, transformações na microestrutura, deformações causadas pelo aquecimento e tensões de contração, que podem causar diversos problemas (ESAB, 2004).

Os processos de soldagem por fusão podem ainda ser separados em subgrupos afins, de acordo com o tipo de fonte de energia utilizada para fundir as peças. A maioria dos processos de soldagem por fusão se vale de algum meio de proteção para minimizar as reações advindas da reação do material fundido com os gases da atmosfera. A seguir, na Figura 2.1, apresenta-se a divisão dos processos de soldagem em grupos e subgrupos, se destacando onde se situam os processos com proteção gasosa ativa.

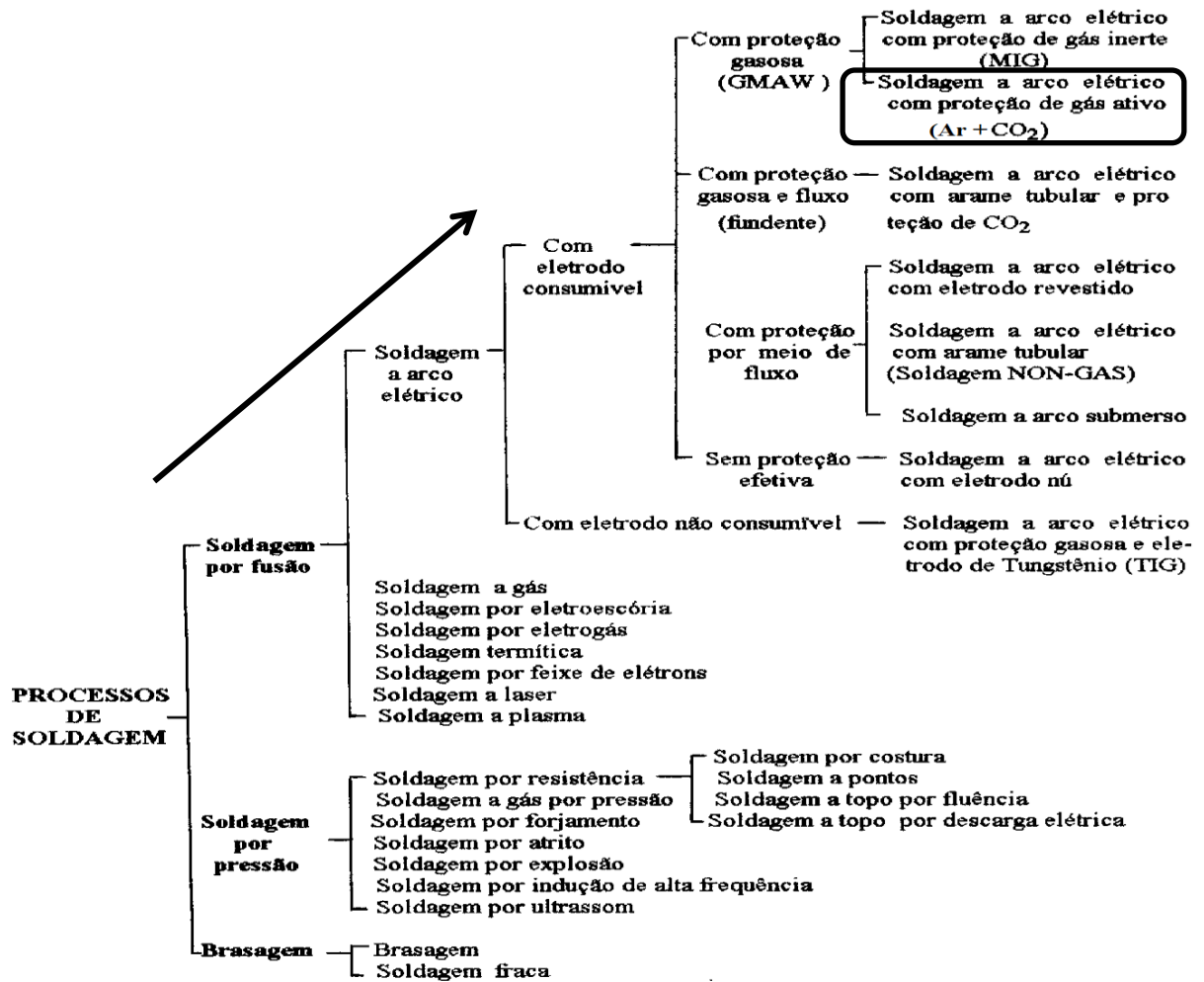


Figura 2.1 – Classificação dos processos de soldagem

Fonte: Adaptado de NERIS, 2012.

Dentre os processos existentes, optou-se neste trabalho pelo processo MIG (*Metal Inert Gas*) / MAG (*Metal Active Gas*). O conceito, as características, as principais variáveis, as vantagens e as limitações são apresentados a seguir.

2.1 Soldagem MIG/MAG

O processo MIG/MAG, também chamado de GMAW (*Gas Metal Arc Welding*) é um processo de soldagem a arco, o qual se estabelece entre o metal base e o metal de adição alimentado automaticamente. A Figura 2.2 representa esquematicamente o processo MIG/MAG.

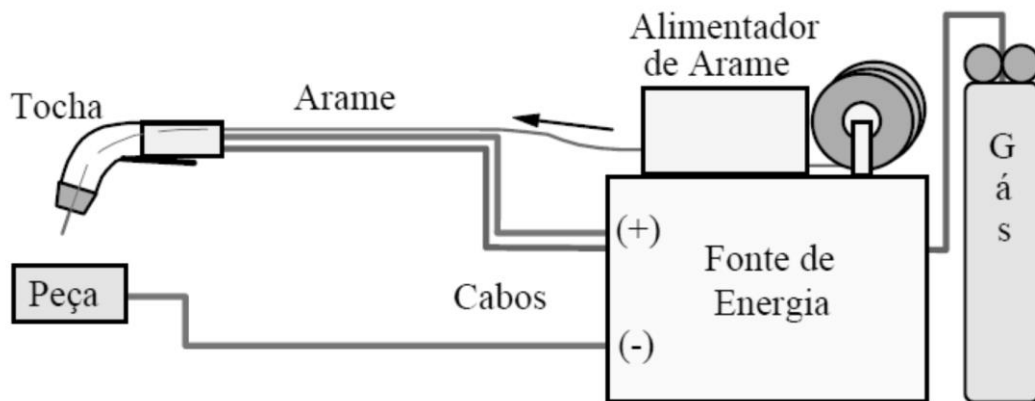


Figura 2.2 – Representação esquemática do processo MIG/MAG

Fonte: MODENESI *et al.*, 2006.

Neste processo, o arco e a poça de fusão são protegidos por um gás ou mistura de gases. Se este gás é inerte (Ar/He), o processo é chamado MIG. Se o gás for ativo (CO_2 ou misturas Ar/ O_2 / CO_2), chama-se MAG.

O gás inerte atua na proteção da poça de fusão e auxilia na abertura e manutenção do arco voltaico, não reagindo metalurgicamente (QUITES 2002). Por outro lado, o gás ativo, ainda que em pequena quantidade, é aplicado na soldagem de metais ferrosos, sua adição auxilia a estabilidade do arco e a transferência metálica.

Como se pode verificar na Figura 2.3, essas misturas alteram significativamente o perfil do cordão de solda.

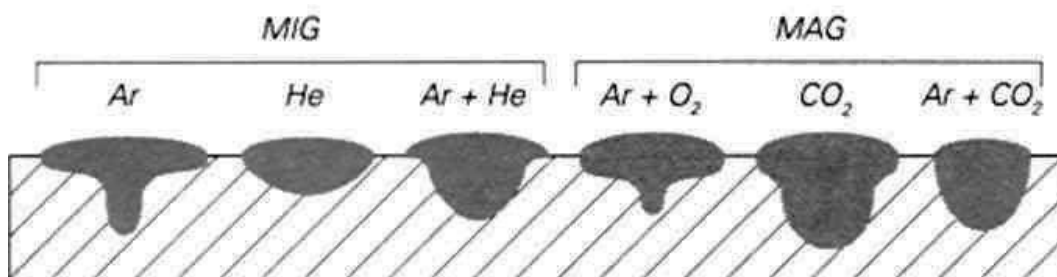


Figura 2.3 – Gás de proteção versus perfil do cordão

Fonte: OXIBRAS, 2013.

A composição química do metal de adição deve ser o mais similar possível à do metal base, pois essa composição determina o metal fundido que, por sua vez, influenciará as características da junta soldada. Da mesma forma, o gás de proteção deve ser compatível com a composição química do metal de adição utilizado. Fatores como o tipo de trabalho, a posição de soldagem e o modo de transferência devem ser também considerados (MODENESI *et al.*, 2006; QUITES, 2002).

Para a escolha do diâmetro do arame deve-se considerar, dentre outros fatores, a espessura das chapas e a posição de soldagem. Em casos de soldagem em que a posição de trabalho não é a plana, o diâmetro do arame deve ser pequeno e a intensidade de corrente baixa, a fim de se ter uma poça de fusão pequena. Em alguns casos, as características mecânicas da junta requerem um consumível com uma composição química diferente da apresentada no metal base, a exemplo de soldagens de aços e alumínio de alta resistência e soldagens de revestimentos (QUITES, 2002).

MIG/MAG é o processo de soldagem a arco mais utilizado em processos automatizados em robôs industriais. Permite um alto fator de ocupação, com elevadas densidades de corrente no eletrodo e elevada taxa de deposição, tendendo a apresentar elevada produtividade. Estes aspectos resultam no crescimento da utilização deste processo na indústria, onde ocorre a redução do número de soldadores e necessidade de maior produtividade (MARQUES *et al.*, 2009).

Com este processo pode-se soldar em todas as posições, com ótima estabilidade do arco, produzindo pouca escória, pois não há envolvimento de fluxo algum, permitindo, em certas situações, que passes sejam sucessivamente depositados sem limpeza prévia (MACHADO, 1996).

O processo MIG/MAG permite a obtenção simultânea de cordões de boa qualidade, em quase todos os materiais utilizados na indústria e taxas de deposição elevadas.

2.1.1 Principais variáveis do processo MIG/MAG

As variáveis ajustáveis primárias, também denominadas de parâmetros de soldagem por serem as mais importantes variáveis a serem controladas durante a soldagem, exercem grande influência sobre a geometria do cordão, nas propriedades mecânicas do material base e na estabilidade do arco, e de acordo com Machado (1996) são:

- a) Intensidade de corrente: parâmetro com maior influência na taxa de deposição, no modo de transferência, bem como na energia de soldagem.
- b) Tensão: principal variável reguladora da largura do cordão. Tem influência também na energia de soldagem.
- c) Velocidade de soldagem: corresponde à velocidade relativa entre a tocha de soldagem e a peça a ser soldada. Tem influência sobre a taxa de deposição, na geometria da poça de fusão, além de ser fator importante na produtividade. O

aumento desta variável mantidos os demais fixos tem como consequência menor distorção na estrutura e uma zona termicamente afetada menor.

2.1.2 Vantagens e limitações do processo MIG/MAG

O processo MIG/MAG cuja aplicação estende-se à soldagem de carrocerias, estruturas de veículos e tubulações, apresenta uma série de vantagens e aplicações, compiladas na Tabela 2.1:

Tabela 2.1 – Vantagens e limitações do processo MIG/MAG

<p style="text-align: center;">Vantagens</p> <p>(MACHADO, 1996; MODENESI <i>et al.</i>, 2006 e QUITES, 2002).</p>	<ul style="list-style-type: none"> • processo com eletrodo contínuo; • permite soldagem em qualquer posição; • elevada taxa de deposição de metal; • elevada penetração; • processo semiautomático, podendo ser automatizado; • soldagem de ligas ferrosas e não ferrosas; • longos cordões podem ser feitos sem parada, devido a alimentação contínua do arame; • grande versatilidade na aplicação de diversos materiais e espessuras; • baixa necessidade de limpeza após a soldagem devido a inexistência de escória pesada; • não há necessidade de remoção de escória; • alta taxa de deposição do metal de solda; • alta velocidade de soldagem, menos distorção das peças. • largas aberturas preenchidas ou amanteigadas facilmente, tornando certos tipos de soldagem de reparo mais eficientes; • baixo custo de produção; • cordão de solda com bom acabamento; • soldas de excelente qualidade; • facilidade de operação; • baixo custo do arame consumível para uso em aço e materiais ferrosos.
--	--

<p style="text-align: center;">Limitações</p> <p>(MACHADO, 1996; QUITES, 2002).</p>	<ul style="list-style-type: none"> • equipamento relativamente caro e complexo; • pode apresentar dificuldade para soldar juntas de acesso restrito; • pode gerar elevada quantidade de respingos; • a variedade de arames disponíveis é relativamente pequena; • não deve ser utilizado em presença de corrente de ar; • probabilidade elevada de gerar porosidade no cordão de solda; • alto custo do arame consumível para uso em alumínio e aço inoxidável.
--	--

Fonte: MACHADO, 1996; MODENESI *et al.*, 2006; QUITES, 2002.

2.2 Modo de transferência por curto circuito

Uma das características mais significativas do processo de soldagem a arco, em que há o uso de um metal de adição, é a forma como ocorre a transferência deste metal para a peça soldada. O modo de transferência influi diretamente nos aspectos operacionais, em particular na eficiência de deposição, no nível de respingos e fumos, na capacidade do processo ser utilizado fora da posição plana, no formato dos cordões, em suma, na estabilidade e no desempenho operacional.

A Figura 2.4 mostra, esquematicamente, os campos operacionais de três modos principais de transferência em função da corrente e da tensão de soldagem.

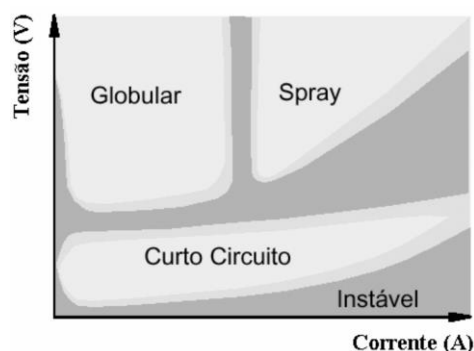


Figura 2.4 – Forma de transferência na soldagem GMAW com um gás de proteção a base de argônio

Fonte: MODENESI *et al.*, 2006.

Com o curto circuito, a corrente se eleva rapidamente, aumentando rapidamente a temperatura do eletrodo fundindo-o e, ao mesmo tempo, o metal fundido se transfere para a poça de fusão por ação da tensão superficial e de forças eletromagnéticas. Com isso, o curto-

circuito se extingue, o arco é novamente restabelecido e este processo é repetido ciclicamente (AWS, 1995).

O modo de transferência por curto circuito é o mais utilizado na soldagem de aços, principalmente com proteção de CO₂. Com este modo de transferência ocorre a formação de respingos, a intensidade deles pode ser limitada efetuando o ajuste da fonte de energia e pela seleção adequada dos parâmetros de soldagem (MODENESI *et al.*, 2006).

2.3 Consumíveis

O termo “consumível” é aplicado aos produtos que são consumidos durante a execução de uma soldagem. Por exemplo, na soldagem manual com eletrodos revestidos é o eletrodo empregado, já na soldagem por arco submerso correspondem ao arame e ao fluxo granular. Na soldagem com gás de proteção (argônio, hélio, dióxido de carbono ou misturas de gases), o gás bem como o arame devem ser considerados. Também devem ser incluídos os bocais, peças de reposição e a energia elétrica consumida. Entretanto, usualmente o termo fica restrito aos itens controladores ou influentes nas propriedades mecânicas e na qualidade metalúrgica da junta soldada (ESAB, 2004).

2.3.1 Gás de Proteção

A principal função do gás na soldagem é a proteção da poça de fusão e do metal aquecido durante a passagem do arco, da ação da atmosfera, pois problemas podem ocorrer em função da ação do hidrogênio, nitrogênio e do oxigênio que reagem com o metal fundido, pois a presença destes elementos causa fragilidade. No caso do nitrogênio, que proporciona a formação de nitretos, pode ser uma causa de fragilidade bem como de porosidade (ESAB, 2004).

Porém, o gás de proteção não tem somente a função de proteger o arco e a poça de fusão do ar a sua volta, mas também auxilia na determinação das características do arco. De acordo com sua natureza e composição, os gases de proteção exercem grande influência nas características do arco, no tipo de transferência de metal, na velocidade de soldagem, nas perdas por projeções (respingos), na penetração e na forma externa da solda (QUITES, 2002).

O gás de proteção está diretamente relacionado à espessura do material. Assim sendo, o argônio é o gás utilizado para uma variedade de espessuras, enquanto misturas de argônio e CO₂ se aplicam a chapas muito espessas. A vazão do gás é função da corrente de soldagem, e

também influenciada por fatores como: posição de soldagem, tipo de junta, diâmetro do bocal e condições do ambiente (como exemplo o fluxo de ar no local de soldagem) (IRVING, 1999).

Geralmente os gases inertes puros são usados para efetuar soldas em metais e ligas não ferrosas, misturas de gases inertes com uma pequena proporção de gases ativos são normalmente usadas em aços ligados, enquanto que misturas mais ricas de gases ativos ou CO₂ puro são utilizados na soldagem de aços carbono (MODENESI *et al.*, 2006; AWS, 1995).

A adição de CO₂ ao Argônio aumenta a fluidez do metal fundido além de auxiliar na penetração de materiais muito espessos, assim como aumenta a taxa de fusão do arame em até 15%, sendo esta obtida com uma mistura de Ar+30%CO₂. Enquanto a penetração varia até se tornar 25% maior com uma composição de 40% de CO₂ e se estabilizando neste ponto mesmo com uma adição maior deste gás (MACHADO, 1996).

2.3.2 Metal de adição – eletrodo MIG/MAG

As características do arame eletrodo utilizado no processo de soldagem são muito importantes, visto que a economia da operação e a integridade da junta soldada dependem delas, as quais estão intimamente ligadas com a tecnologia empregada na fabricação da junta.

O arame desempenha duas funções: atuar como o anodo do arco e participar na solda como metal de enchimento. Como anodo, deve estar sempre posicionado ao centro em relação ao bocal de gás e seu contato deve ser perfeito no interior do bico de contato, de modo que a corrente de soldagem seja adequadamente transferida.

2.4 Tipos de juntas

O tipo de junta utilizado é um dos fatores de grande influência no ciclo térmico de soldagem. 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, pois para juntas diferentes o volume de material próximo à poça de fusão também é diferente.

Os principais tipos de juntas são exemplificados na Figura 2.5. Existem muitas variações e combinações dessas juntas. Todavia, é importante atentar para as vantagens, desvantagens gerais e aplicação das juntas com relação a cada requisito de união específico.

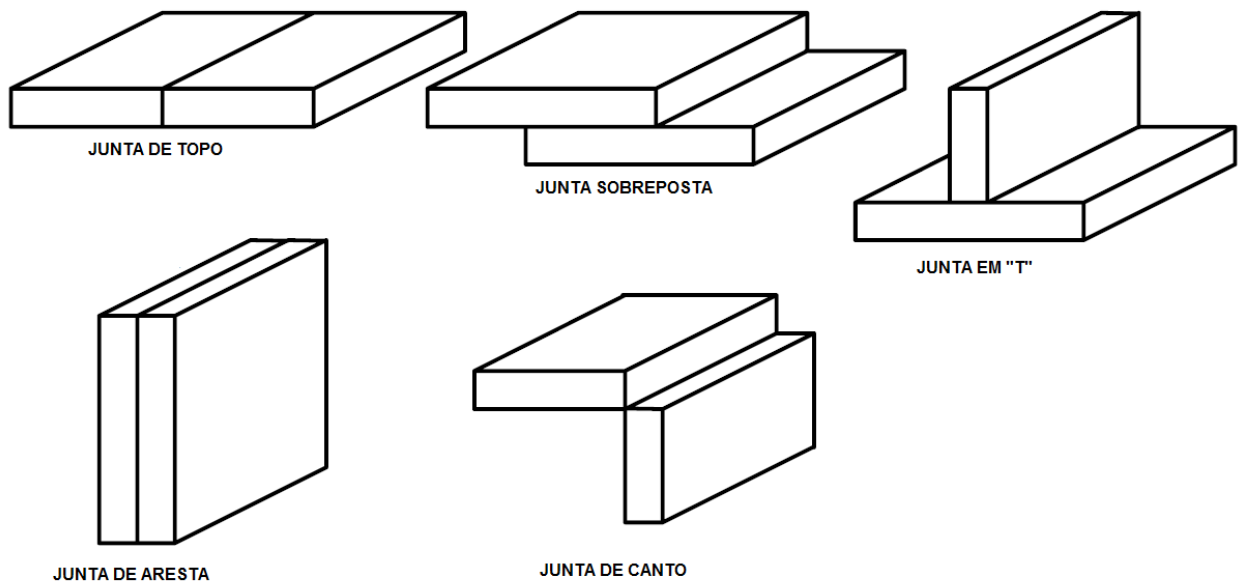


Figura 2.5 – Principais tipos de juntas

Fonte: Adaptado de KOU, 2003.

As juntas podem necessitar ou não a preparação tal como biselagem. A preparação das bordas do metal a ser soldado facilita a sua fusão, permitindo que a junta fique totalmente preenchida e melhorando o acesso da tocha durante a soldagem. A preparação das bordas está diretamente vinculada a vários fatores como: a) o tipo de liga e a espessura do material; b) o tipo e a localização da junta; c) o processo de soldagem utilizado; d) a qualidade de solda requerida.

2.5 Regiões da junta soldada

Nas juntas as principais regiões em termos de microestrutura, são: zona fundida e zona termicamente afetada (ZTA). Na Figura 2.6 estas regiões podem ser observadas.

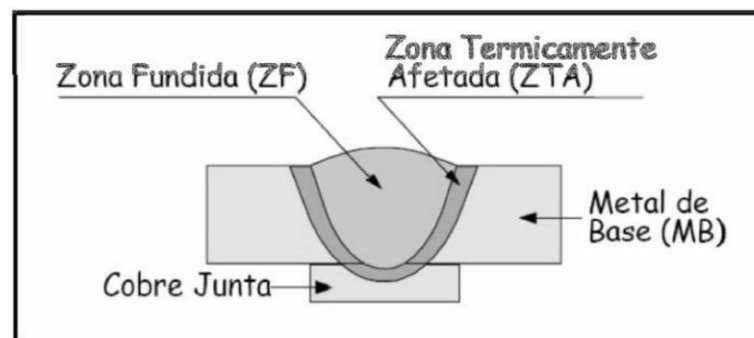


Figura 2.6 – Regiões de uma junta soldada

Fonte: MODENESI *et al.*, 2006.

As características destas regiões dependem dos níveis de temperaturas as quais a junta foi submetida e da composição química do metal de adição e do metal base. A seguir são apresentadas cada zona de acordo com suas características e peculiaridades.

2.5.1 Zona fundida

Zona fundida de uma solda é a região onde ocorre a fusão do metal base juntamente com o metal de adição caracterizada por temperaturas de pico superiores à temperatura de fusão do material. A região do metal base tem sua estrutura e propriedade alterada pelo calor imposto.

2.5.2 Zona termicamente afetada

Localizada logo ao lado da zona fundida a zona termicamente afetada (ZTA) sofre alterações microestruturais devido ao ciclo térmico sofrido durante a soldagem. O tamanho das sub-regiões é influenciado por variáveis como: a composição química do material, a espessura e o aporte de calor durante a soldagem.

3 ANÁLISE TERMOESTRUTURAL

No processo de soldagem a arco elétrico há uma intensa e concentrada geração de calor aplicada no material a ser soldado, com a finalidade de fusão dos materiais e, conseqüente, união entre eles. Entretanto, a incidência desse intenso calor no material pode ocasionar problemas metalúrgicos, tensões residuais e distorções. Ao utilizar uma ou mais fontes móveis envolvendo transformações de fase e microestruturais, o processo de soldagem revela-se como um problema físico de elevada complexidade.

Neste trabalho, uma abordagem numérica será utilizada para a obtenção do campo de temperaturas e distorções. Os valores obtidos serão validados de forma experimental.

3.1 Fluxo de calor na soldagem

A utilização de uma fonte de calor intensa e localizada caracteriza a maioria dos processos de soldagem por fusão. Esta energia concentrada pode gerar temperaturas elevadas em pequenas regiões, altos gradientes térmicos, variações bruscas de temperatura e, conseqüentemente, extensas variações de microestrutura e propriedades em um pequeno volume de material.

As propriedades da estrutura de solidificação do cordão de solda são influenciadas pela composição química e taxa de solidificação. Um aumento na taxa de solidificação contribui para a obtenção de melhores propriedades mecânicas, em decorrência da formação de uma microestrutura mais fina. Ainda, a taxa de solidificação será tanto maior quanto menor for o aporte térmico – este último influenciado pela velocidade de soldagem, de modo que velocidades maiores diminuem o aporte térmico cedido à solda e o tamanho dos cordões (KOU, 2003).

3.1.1 Aporte de calor

Na soldagem a arco elétrico a energia de soldagem (E_{sol}) é definida pela quantidade de energia utilizada no processo por unidade de comprimento de solda e é calculada pela Equação (3.1):

$$E_{sol} = \frac{\textit{Tensão} \times \textit{Corrente}}{\textit{Velocidade de soldagem}} \quad (3.1)$$

Durante o processo de soldagem parte da energia total utilizada é perdida para o ambiente em forma de convecção e radiação e a outra parte é transferida para o material. Então, a relação entre a energia entregue ao material (E_{liq}) e a energia total utilizada na soldagem (E_{sol}) é denominada de rendimento térmico (η), e é calculada através da Equação. (3.2).

$$\eta = \frac{E_{liq}}{E_{sol}} \quad (3.2)$$

Valores de rendimentos térmicos de soldagem descritos por alguns autores podem ser verificados através da Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Rendimento térmico por processo de soldagem

Processo	Rendimento (η)	Referência
GMAW - MIG/MAG	0,75 ± 0,10	Machado (1996)
	0,75 – 0,95	Modenesi <i>et al.</i> (2006)
GTAW - TIG	0,65 ± 0,15	Machado (1996)
	0,50 – 0,80 (CC-)	Modenesi <i>et al.</i> (2006)
	0,20 – 0,50 (CC+)	Modenesi <i>et al.</i> (2006)
SAW - Arco Submerso	0,90 ± 0,09	Machado (1996)
	0,85 – 0,98	Modenesi <i>et al.</i> (2006)
SMAW - Eletrodo Revestido	0,75 ± 0,10	Machado (1996)
	0,70 – 0,90	Modenesi <i>et al.</i> (2006)

3.1.2 Dissipação de calor por condução

A dissipação de energia térmica corresponde à transferência de energia em um mesmo corpo, de uma região para outra, ou entre corpos distintos, quando em contato devido ao gradiente de temperatura entre eles. Uma vez que durante o processo de soldagem ocorre uma introdução de energia térmica localizada, o fenômeno da condução parte das regiões de maior temperatura para as de menor temperatura.

Intitula-se condutividade térmica a propriedade física de cada material que descreve esta característica de condução de energia na forma de calor. Como esta propriedade é diferente para cada material submetido à união por um processo de soldagem, quanto maior for a condutividade térmica do material maior será a taxa de energia conduzida ao longo da peça. Essa distribuição de energia ocorre de maneira não uniforme ao longo da peça

resultando em dilatações e contrações de forma desigual no material, ocasionando assim uma distorção na estrutura e um acúmulo de energia interna em determinados pontos, esta última corresponde às tensões residuais.

A condução térmica é governada pela lei de Fourier, onde o fluxo de calor é proporcional à diferença de temperatura ao longo da peça. Tal comportamento é descrito pela Equação (3.4):

$$q_{cond} = -kA \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.3)$$

Onde:

q_{cond} – calor perdido por condução [W];

k – coeficiente de convecção [W/(m °C)];

A – área de contato [m²].

$\frac{\partial T}{\partial x}$ – gradiente de temperatura ao longo de uma direção [°C/m]

3.1.3 Dissipação de calor por convecção

Convecção é a transferência de energia térmica pelo movimento de moléculas de um fluido. No caso da soldagem, corresponde à transferência de calor da peça soldada com o meio ao seu redor (normalmente ar). A presença de movimento do fluido (vento) aumenta a transferência de calor entre a superfície da peça e o meio.

Durante o processo de soldagem, a convecção ocorre através do fluxo de calor através das superfícies externas da peça em contato com o ar ou outro fluido. A lei de transferência de calor que governa este fenômeno é a lei de Newton (Equação (3.4)), onde o fluxo de calor é diretamente proporcional à diferença de temperatura das superfícies e do ar ambiente (T_{∞}).

$$q_{conv} = h_{conv}A(T - T_{\infty}) \quad (3.4)$$

Onde:

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

h_{conv} – coeficiente de convecção [W/(m² °C)];

T_{∞} – temperatura ambiente ou de pré-aquecimento [°C];

A – área de contato com o ambiente [m²].

3.2 Aporte térmico

A análise térmica do processo de soldagem é normalmente composta de uma fonte de calor móvel sobre a peça a ser soldada. Parte deste calor se dissipa para o material por condução e outra parte para o ambiente na forma de convecção. A equação do fluxo de calor em um sólido tridimensional em coordenadas cartesianas é governada pela Equação (3.5).

$$\rho(T)c_p(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(k_x(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k_y(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k_z(T)\frac{\partial T}{\partial z}\right) + Q_V \quad (3.5)$$

Onde:

T – temperatura;

ρ – densidade do material;

c_p – calor específico;

t – tempo;

k – condutividade térmica;

Q_V – fonte de calor externa ao corpo.

No caso de uma análise térmica realizada pelo método dos elementos finitos (MEF) utiliza-se da Equação (3.6).

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \{v\}^T \{L\}^T \right) = \{L\}^T \{[D]\{L\}T + \ddot{q}\} \quad (3.6)$$

Onde:

ρ – densidade do material;

c_p – calor específico do material;

T – temperatura;

t – tempo;

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

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

$\{q\} = -[D]\{L\}T$ – 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 Equação (3.6), ignorando o efeito do transporte de massa e o efeito de geração de calor por unidade de volume, tem-se a Equação (3.7).

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(K_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (3.7)$$

3.2.1 Fonte de calor

De acordo com Goldak (2005), a base de fluxo de calor foi apresentada por Fourier e aplicada em fontes de calor móveis por Rosenthal (1941), sendo o método mais usado para cálculo de distribuição de temperatura em soldagem. Já que a temperatura na fonte de calor é infinita, tanto a fonte de calor pontual quanto a em linha de Rosenthal (1941) estão sujeitas a erros de temperatura perto da zona fundida e na zona termicamente afetada.

Goldak *et al.* (1984) desenvolveram um modelo novo de fonte de calor com uma geometria de duplo-elipsoide. Este modelo foi desenvolvido para representar os processos de soldagem com baixa penetração assim como os de maior penetração. Além destes trabalhos, outras modelagens de fonte de calor podem ser encontradas na literatura. Como exemplos, podem-se citar as fontes de calor do tipo pontual, linear, gaussiana, gaussiana cônica e duplo elipsoide cilíndrico. Sendo que, neste estudo, se utiliza o modelo de fonte de calor do tipo duplo elipsoide.

Um modelo baseado em uma fonte de calor de volume de duplo elipsoide foi utilizado por Kong *et al.* (2011) para simular o processo de soldagem híbrido laser-MIG. Foi utilizado como entrada de calor uma fonte de calor de volume cilíndrico com objetivo de prever o campo de temperaturas e a tensão residual induzida termicamente na soldagem. Simulações numéricas mostraram que os maiores níveis de tensão residual foram distribuídos ao longo do cordão de solda em torno da zona afetada pelo calor (ZAC). Efeitos da velocidade de soldagem nas isotérmicas e tensões residuais da junta soldada também foram estudados. Como resultado, os autores concluíram que o aumento na velocidade de soldagem pode reduzir a concentração de tensão residual. Uma série de ensaios foi realizada a fim de verificar e validar o modelo de elementos finitos desenvolvido.

Diversas formulações e propostas foram apresentadas com melhores aproximações do resultado real para determinadas aplicações. Goldak *et al.* (1984) se destacam por apresentar um modelo volumétrico de distribuição de calor como função de tempo e posição de aplicação térmica. Este modelo é amplamente utilizado em análises de transferência de calor na soldagem por representar de forma adequada a fonte de calor de diversos processos de soldagem. A Figura 3.1 destaca o perfil duplo elipsoide proposto por Goldak *et al.* (1984) e a Equação (3.8) apresenta a equação para distribuição do fluxo de calor.

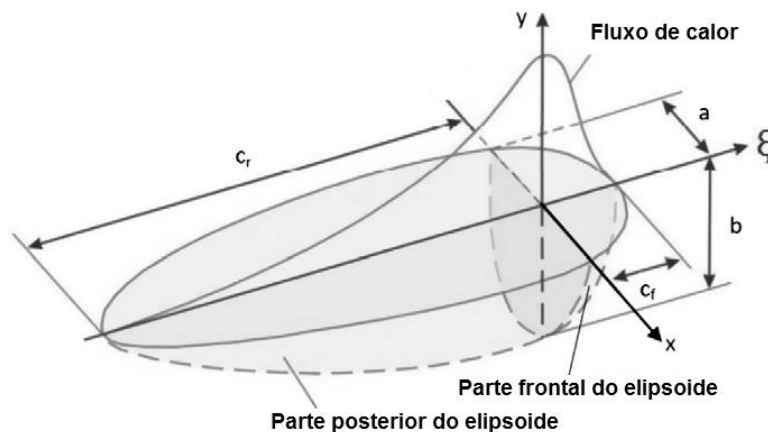


Figura 3.1 – Perfil duplo elipsoide de distribuição de calor

Fonte: Adaptado de GOLDAK *et al.*, 1984.

$$q(x, y, \xi) = \frac{6\sqrt{3} f Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{\xi^2}{c^2}\right)} \quad (3.8)$$

Onde:

q – fluxo de calor [W/mm³];

(x, y, ξ) – coordenadas globais de referência [mm];

f – constante da fração de calor em cada elipsoide [-];

Q – entrada de calor [J/s];

abc – semieixos dos elipsoides [mm].

Na Equação (3.1) a coordenada ξ corresponde ao somatório entre a coordenada z e o tempo de avanço da fonte de calor até a próxima posição de verificação. Assim sendo, temos que $\xi = z + vt$, onde v é a velocidade de soldagem e t o intervalo de tempo. Todavia, para aplicações onde a fonte de calor parte da origem do sistema, tem $\xi = z$.

No caso dos parâmetros geométricos da fonte, a representa a largura, b a profundidade e c o comprimento. No caso da variável c derivam-se dois termos, c_f para a parte frontal do elipsoide e c_r para a parte posterior do elipsoide, definindo assim o tamanho e forma das

elipses e, conseqüentemente, a distribuição de calor através da fonte. Para se obter uma boa aproximação da análise real se considera c_f como sendo a metade e c_r duas vezes a largura (2a) da solda (GOLDAK *et al.*, 1984).

A variável f corresponde às frações do calor depositado nos quadrantes à frente (f_f) e atrás (f_r) da fonte, onde deve atender $f_f + f_r = 2$. Avaliações experimentais demonstram que os valores de 0,6 para a fração de calor no elipsoide frontal f_f e 1,4 para a fração de calor no elipsoide posterior f_r (GOLDAK *et al.*, 1984).

Joshi *et al.* (2013) apresentam alguns aspectos da caracterização dos parâmetros de soldagem da fonte de calor de Goldak utilizando o programa Sysweld para simulação de soldagem de dois cordões que se sobrepõem em uma placa de aço. As porcentagens de sobreposição variaram de 40% a 80% em incrementos de 10%. A convecção e os coeficientes de transferência de calor por radiação, bem como o tempo de arrefecimento foram estimados utilizando formulações numéricas e normas pré-existentes. Os resultados obtidos de geometria do cordão, extensão da poça de fusão e a zona termicamente afetada foram comparados com os de amostras macrográficas das seções transversais das soldagens experimentais. Os resultados mostraram boa aproximação validando a metodologia para a determinação dos parâmetros da fonte de calor de soldagem.

Já Vakili-Tahami e Ziaei-Asl (2013) desenvolveram um estudo onde utilizaram dados experimentais para desenvolver uma relação empírica para modelar o processo de soldagem com filete único em uma junta de chapas de aço inoxidável. Um novo modelo de duplo elipsoide, que foi baseado no modelo Goldak, é desenvolvido para simular o processo de soldagem. Posteriormente o modelo é implementado em um código de elementos finitos em que são desenvolvidos modelos em 2D e 3D para simular o campo de temperaturas na soldagem. As simulações foram realizadas levando em consideração os efeitos da temperatura nas propriedades do material. Os resultados foram comparados com os dados experimentais. Estes resultados mostram que o modelo em 2D só pode ser usado na análise térmica, ao passo que o modelo 3D desenvolvido pode prever o comportamento termomecânico com uma boa precisão. A vantagem da formulação desenvolvida foi que o número de coeficientes desconhecidos foi reduzido para apenas um coeficiente e outros coeficientes foram relacionados com os parâmetros físicos ou geométricos que são conhecidos para cada soldagem.

O modelo proposto por Goldak (1984) é utilizado neste trabalho como referência para aplicação do perfil de fluxo de calor na modelagem por elementos finitos.

3.3 Medições térmicas

Para avaliar e interpretar as transformações metalúrgicas em um ponto do metal base, perto de uma solda, exige-se algum conhecimento da temperatura em um local específico. Os picos de temperatura estão intimamente ligados às tensões residuais e transformações microestruturais que ocasionam as distorções durante a soldagem. Para uma única passagem com completa penetração na junta soldada em chapa ou placa, por exemplo, a distribuição de temperaturas de pico do metal base adjacentes à solda pode ser avaliada pela Equação (3.9) que representa a temperatura instantânea em um ponto com distância determinada da solda (AWS, 1991 e KOU, 2003):

$$\frac{1}{T_p + T_0} = \frac{4,13\rho c_p b x}{E_{liq}} + \frac{1}{T_m + T_0} \quad (3.9)$$

Onde:

T_p – pico de temperatura a uma determinada distância (x) da poça de fusão [°C];

T_0 – temperatura inicial uniforme da peça [°C];

ρ – densidade do metal [g/mm³];

c_p – calor específico do metal [J/g.°C];

b – espessura da chapa ou peça soldada [mm];

x – distância da poça de fusão [mm];

E_{liq} – energia transmitida ao material, Equação (4.1) [J/mm];

T_m – temperatura de fusão do metal [°C].

A estrutura metalúrgica da região da solda é definida primariamente pela taxa de resfriamento a partir da temperatura máxima desenvolvida durante a soldagem. A taxa de resfriamento é crítica para a formação de uma estrutura martensítica. Para avaliação da taxa de resfriamento se faz necessária distinção quanto à espessura das chapas. A determinação da espessura da chapa está vinculada ao número de passes necessários para o preenchimento da mesma. Para peças de maior espessura, na qual um cordão de solda não é suficiente para preencher a espessura da chapa totalmente, então múltiplos passes sobrepostos são necessários para o total preenchimento da junta (AWS, 1991).

Para chapas grossas, onde são necessários mais de seis passes de solda para o preenchimento da junta, utiliza-se a Equação (3.10) (AWS, 1991):

$$R = \frac{2\pi k(T_c - T_0)^2}{E_{liq}} \quad (3.10)$$

Onde:

R – taxa de resfriamento [$^{\circ}\text{C}/\text{s}$];

k – condutividade térmica do metal [$\text{J}/\text{mm}\cdot\text{s}^{\circ}\text{C}$];

T_c – temperatura na qual a taxa de resfriamento é calculada [$^{\circ}\text{C}$];

T_0 – temperatura inicial uniforme da peça [$^{\circ}\text{C}$].

Já para chapas finas, onde são necessários menos de quatro passes de solda para o preenchimento da junta, utiliza-se a Equação (3.11) (AWS, 1991):

$$R = 2\pi k \rho c_p \left(\frac{b}{E_{liq}} \right)^2 (T_c - T_0)^3 \quad (3.11)$$

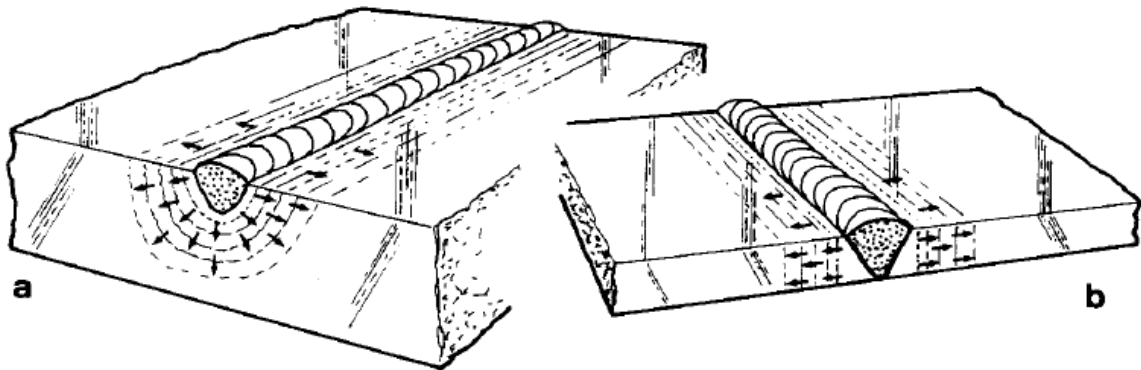
Para estabelecer corretamente qual equação utilizar, se de chapas finas ou grossas, é necessário saber de que maneira ocorrerá o fluxo de calor na junta soldada. A equação de chapa grossa é utilizada quando o fluxo de calor é tridimensional. Já a equação de chapa fina é aplicável a qualquer solda em que o fluxo de calor é essencialmente lateral, isto é, a espessura é suficientemente pequena para que a diferença de temperatura entre a parte superior, onde está sendo soldada, seja pequena em comparação com a temperatura da face inferior.

Às vezes, não é claro se a chapa é fina ou grossa. Por este motivo, é possível a utilização de uma espessura relativa “ τ ” conforme a Equação (3.12):

$$\tau = b \sqrt{\frac{\rho c_p (T_c - T_0)}{E_{liq}}} \quad (3.12)$$

A equação de chapa grossa se utiliza quando τ é maior que 0,9 enquanto a equação de chapa fina quando é inferior a 0,6. Quando o valor fica entre 0,6 e 0,9, pode-se arbitrar um valor para distinção igual a 0,75, logo com valores maiores consideramos a equação de chapa grossa e, com valores menores a equação de chapa fina, sendo que o erro no cálculo da taxa de resfriamento pode ficar em até 15% (AWS, 1991). As espessuras relativas são ilustradas na Figura 3.2.

As equações anteriores também podem ser utilizadas no cálculo para definição da necessidade de pré-aquecimento e pós-aquecimento.



(a) – Fluxo de calor tridimensional e (b) – Fluxo de calor bidimensional

Figura 3.2 – Esquema do fluxo de calor

Fonte: SORENSEN, 1999.

Por apresentar problemas que podem dificultar e prejudicar a obtenção do campo de temperaturas durante o processo de soldagem MIG/MAG, Moreira *et al.* (2007) apresentou três meios para a medição de temperatura no processo de soldagem, por meio de termopares, termográfica e sensores de fibra de Bragg. Neste estudo são utilizados termopares.

3.3.1 Termopares

O termopar é um componente simples, amplamente utilizado para a medição de temperatura. São junções de dois fios de metais diferentes que geram uma diferença de potencial em função da temperatura. Seu princípio de funcionamento está baseado no fenômeno conhecido como Efeito Seebeck, descoberto pelo físico Thomas Seebeck em 1822.

De acordo com Duff e Towey (2010) as vantagens e desvantagens na utilização dos termopares podem ser verificadas na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Vantagens e desvantagens da utilização de termopares

Vantagens	<ul style="list-style-type: none"> • faixa de temperatura: os termopares podem ser utilizados para uma ampla faixa de temperatura (-200 °C até 2500°C); • robustez: termopares são dispositivos resistentes, imunes ao choque e vibração e adequados para uso em locais perigosos; • resposta rápida: por serem pequenos e de baixa capacidade térmica apresentam rápida resposta à mudança de temperatura, especialmente em caso de exposição da junção; • ausência de auto aquecimento: como não precisam de alimentação, os termopares não estão propensos a auto aquecimento; • baixo custo: são equipamentos simples e de baixo valor comercial.
------------------	--

<p>Desvantagens</p>	<ul style="list-style-type: none"> • condicionamento complexo do sinal: condicionamento do sinal de tensão do termopar para a leitura em temperatura; • 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; • suscetibilidade à corrosão: como os termopares consistem em dois materiais distintos, em alguns ambientes de corrosão, podem ao longo do tempo resultar na deterioração da acuracidade. Neste caso podem precisar de proteção e manutenções; • suscetibilidade à ruídos: ao medir as mudanças de nível milivolt, o ruído de campos elétricos e magnéticos podem ser um problema.
----------------------------	--

Uma das características que se deve considerar ao se instrumentar um processo de soldagem com termopares é a inércia térmica do sensor, pois o termopar que não apresentar uma rápida velocidade de resposta terá sua leitura comprometida. No caso da soldagem, a dinâmica da temperatura pode apresentar taxa de aquecimento na ordem de, em média, 400°C/s.

Apesar das desvantagens apresentadas, os termopares são os instrumentos mais utilizados para a avaliação das temperaturas desenvolvidas durante o processo de soldagem, desde que especificados adequadamente e tomados os cuidados necessários durante sua aplicação, como a realização de aterramento do conjunto a ser soldado, a fim de evitar a captação de sinais decorrentes de ruído de campos elétricos, e de boa junção com a peça a ser avaliada, evitando-se sujidades no contato com o termopar.

3.4 Modelagem numérica

O processo de soldagem a arco elétrico representa uma questão complexa em relação aos problemas físicos e químicos envolvidos. Logo, a realização de um modelamento computacional completo do processo de soldagem seria difícil e onerosa, tanto na etapa de programação quanto no tempo de solução.

A Figura 3.3 mostra a relação de acoplamentos entre as áreas mais comuns no modelamento do processo de soldagem.

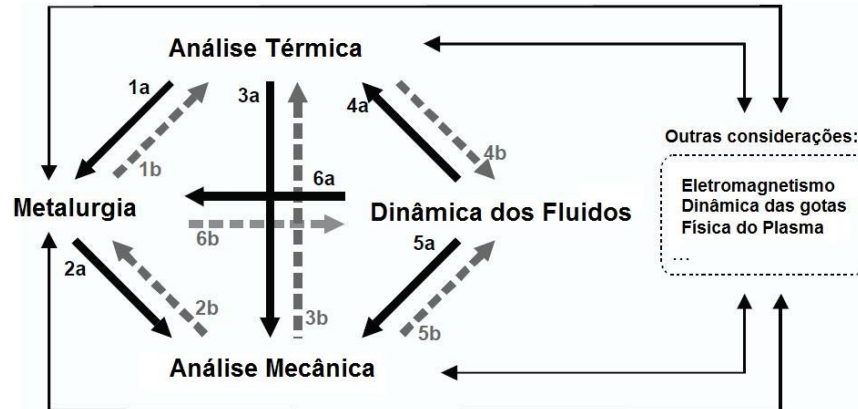


Figura 3.3 – Acoplamento entre as áreas envolvidas no processo de soldagem

Fonte: 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 dependentes da microestrutura;
- 2b – tensões geram transformações microestruturais;
- 3a – tensões térmicas dependem do campo de temperaturas através de dilatações térmicas;
- 3b – calor de deformação afeta o campo de temperaturas 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;
- 6a – convecção altera a composição metalúrgica no metal de solda;
- 6b – convecção na poça de fusão depende de mecanismos de avanço do estado de solidificação.

A análise por elementos finitos do processo de soldagem é composta por duas etapas: uma análise transiente de fluxo de calor (parte térmica) e uma análise estrutural plástica que tem como resultado as tensões residuais e distorções. Um dos fatores que dificultam a modelagem da soldagem é a multiplicidade de fenômenos físicos interligados das áreas térmica, eletromagnética, dinâmica de fluidos, mecânica e microestrutural, que influenciam o resultado de qualquer processo de soldagem (SIMION, 2006).

Para tornar a análise menos complexa, mas próxima da realidade, fazem-se necessárias algumas simplificações. A fonte de calor, como parâmetro de entrada, considera a influência do eletromagnetismo e da dinâmica dos fluidos. A quantidade de energia que a junta recebe é determinada pelo fenômeno eletromagnético. Este valor pode ser determinado através dos parâmetros do processo. A forma pela qual a energia é distribuída pela peça é estabelecida pelo fenômeno fluido dinâmico. Por apresentar menor influência no desenvolvimento de tensões residuais e deformações, em alguns casos, as alterações microestruturais podem ser desconsideradas (SIMION, 2006).

Desta forma, o fenômeno térmico apresenta a maior relevância na análise. Por fim, o fenômeno mecânico apresenta as tensões residuais e distorções como resultados de grande interesse. Na modelagem do processo de soldagem pelo método dos elementos finitos, as distribuições das distorções e tensões residuais são calculadas seguindo os procedimentos apresentados na Figura 3.4.

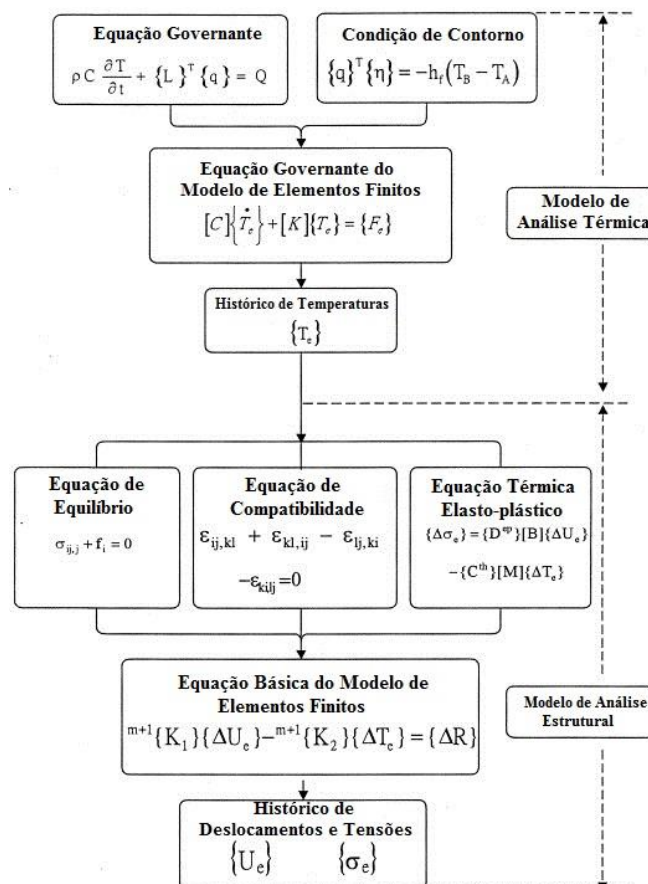


Figura 3.4 – Fluxograma da modelagem do processo de soldagem através do MEF

Fonte: Adaptado de TENG *et al*, 2001.

Neste trabalho, a Figura 3.5 destaca a sequência de operações realizadas no programa de elementos finitos utilizado, necessárias para obtenção dos resultados térmico e estrutural do processo de soldagem.

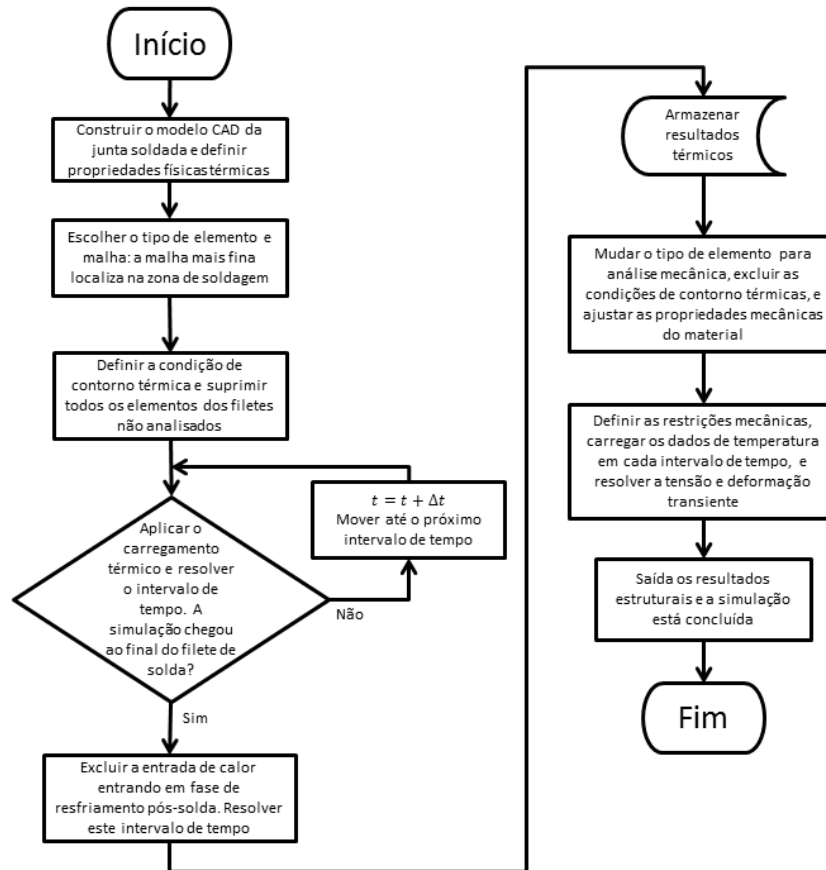


Figura 3.5 – Fluxograma de operações realizadas no programa de elementos finitos

No estudo realizado por Azar *et al.* (2012), foram utilizados métodos analíticos e numéricos para modelar um processo de soldagem GMAW. Neste estudo, as dimensões do modelo de fonte de calor em um caso de soldagem foram calculadas com base em valores obtidos experimentalmente em um conjunto soldado. Uma abordagem analítica do aporte de calor do modelo de fonte discretamente distribuída foi utilizada como um estágio intermediário entre os experimentos e o modelo numérico. Na abordagem numérica a fonte de calor foi dividida em duas fontes elipsoidais 2D perpendiculares que correspondem ao modelo de fonte de calor duplo elipsoide. Os programas utilizados foram WeldSimS (de elementos finitos) para a análise numérica e Matlab para a análise analítica. Ambos modelos foram comparados utilizando condições de contorno similares. Os resultados das simulações numéricas mostraram boa concordância com os resultados da abordagem analítica calibrada para dimensões reais de solda.

3.4.1 Análise estrutural da soldagem

A análise estrutural da soldagem possibilita encontrar as tensões residuais e distorções que estão diretamente ligadas ao aporte térmico decorrente de uma fonte externa aplicada durante a soldagem. O resultado estrutural é decorrente do campo térmico que envolve transformações microestruturais, e das restrições impostas à geometria.

Como já mencionado, a modelagem termomecânica do processo de soldagem pelo método dos elementos finitos é composta de duas análises. Primeiramente efetua-se a análise da parte térmica, onde é realizada a imposição de fonte de calor móvel e como resultado tem-se o campo de temperaturas e fluxo de calor no material. A segunda análise corresponde à parte estrutural, onde o modelo estará sujeito às restrições externas e as tensões decorrentes do processo térmico anterior.

O acoplamento termoestrutural no método dos elementos finitos é feito nó a nó em toda a estrutura. Em decorrência disto, a malha tanto da parte térmica quanto da parte estrutural deve ser semelhante, ainda que os elementos aplicados sejam distintos para cada parte.

A equação governante da parte estrutural é apresentada na Equação (3.13).

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon^{el}\} \quad (3.13)$$

Onde:

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

$[D]$ – matriz de elasticidade;

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

$\{\varepsilon\}$ – vetor de deformação total;

$\{\varepsilon^{th}\}$ – vetor de deformação térmica.

Invertendo a Equação (3.13) tem-se a Equação (3.14):

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon^{th}\} + [D]^{-1}\{\sigma\} \quad (3.14)$$

Como a deformação é decorrente da variação da temperatura, e avaliando tridimensionalmente o vetor de deformação térmica é apresentado na Equação (3.15)

$$\{\varepsilon^{th}\} = \Delta T [\alpha_x^{se} \alpha_y^{se} \alpha_z^{se} 0 0 0]^T \quad (3.15)$$

Onde:

α_x^{se} – coeficiente da expansão térmica na direção x (se o coeficiente de expansão térmica for dependente da temperatura);

ΔT – variação da temperatura em relação a uma temperatura de referência ($T - T_{ref}$);

T – temperatura corrente do ponto em questão;

T_{ref} – temperatura de referência.

3.5 Análise metalográfica

A identificação metalográfica das regiões onde ocorrem as transformações de fase permite identificar as regiões onde ocorreram as temperaturas destas transformações e a quantidade de cada uma. Desta forma, podem-se identificar as propriedades mecânicas e as falhas que podem ocorrer nas regiões destas microestruturas.

3.5.1 Ensaio de macrografia

Modenesi *et al.* (2006) definem o ensaio de macrografia como a verificação a olho nu, ou ampliação de no máximo 10 vezes, de uma superfície plana adequadamente preparada por meio de lixamento. Os detalhes macrográficos da estrutura do material ou da junta soldada ensaiada são revelados depois que a superfície é atacada por uma substância que reage com a superfície lixada.

Além de definir o tipo do ensaio realizado, o termo macrografia engloba os documentos gerados a partir dele, tais como fotografia e impressões. Nas amostras soldadas, cada solução revela diferentes defeitos e áreas na solda. Por exemplo, em alguns aços, o ácido hidrocloreídrico dissolve inclusões de escória e revela poros, enquanto o ácido nítrico é usado para revelar a zona de grãos refinados bem como o metal de solda.

Nos ensaios macrográficos realizados em soldagem, importa verificar a geometria, sendo ela a altura e largura dos reforços de solda, a organização dos cordões de solda depositados na junta em questão, a presença ou não de descontinuidades da solda e a região de transição entre o metal base, a ZTA e a zona fundida, apresentado na Figura 3.6.

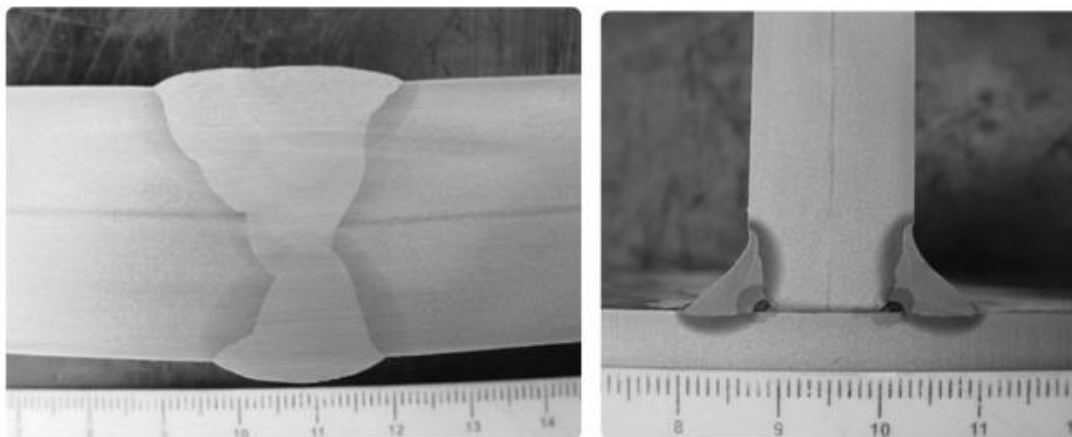


Figura 3.6 – Macrografia de uma união soldada

Fonte: LABTESTE, 2013.

As principais etapas para a realização do ensaio macrográfico são: a) escolha e localização da seção a ser estudada; b) preparação de uma superfície plana e lixada no local escolhido; c) lavagem; d) secagem; e) ataque com reativo químico adequado. Para qualificação de procedimento de soldagem de juntas em ângulos, o código ASME, Seção IX, exige que a macroestrutura da seção transversal (compreendida pelo metal de solda e pela zona afetada pelo calor) esteja com fusão completa e livre de trincas (SENAI, 1997).

3.6 Distorções

Distorções são deformações plásticas permanentes derivadas do aquecimento não uniforme e localizado decorrente do processo de soldagem, causando mudanças na forma e nas dimensões do componente. Por exemplo, uma chapa sendo aquecida e resfriada uniformemente não apresentaria quase nenhuma distorção. Porém, durante o processo de soldagem, devido ao material utilizado estar localmente aquecido e contido pelo metal frio circunvizinho, são geradas tensões mais altas que a tensão elástica do material, o que causa distorção permanente.

Podemos resumir as distorções em seis tipos básicos: (a) contração transversal; (b) contração longitudinal; (c) contração de flambagem; (d) distorção de flexão; (e) distorção angular; (f) distorção rotacional. Uma ilustração dos principais tipos de distorção que ocorrem durante e após o processo de soldagem é apresentado a seguir (Figura 3.7).

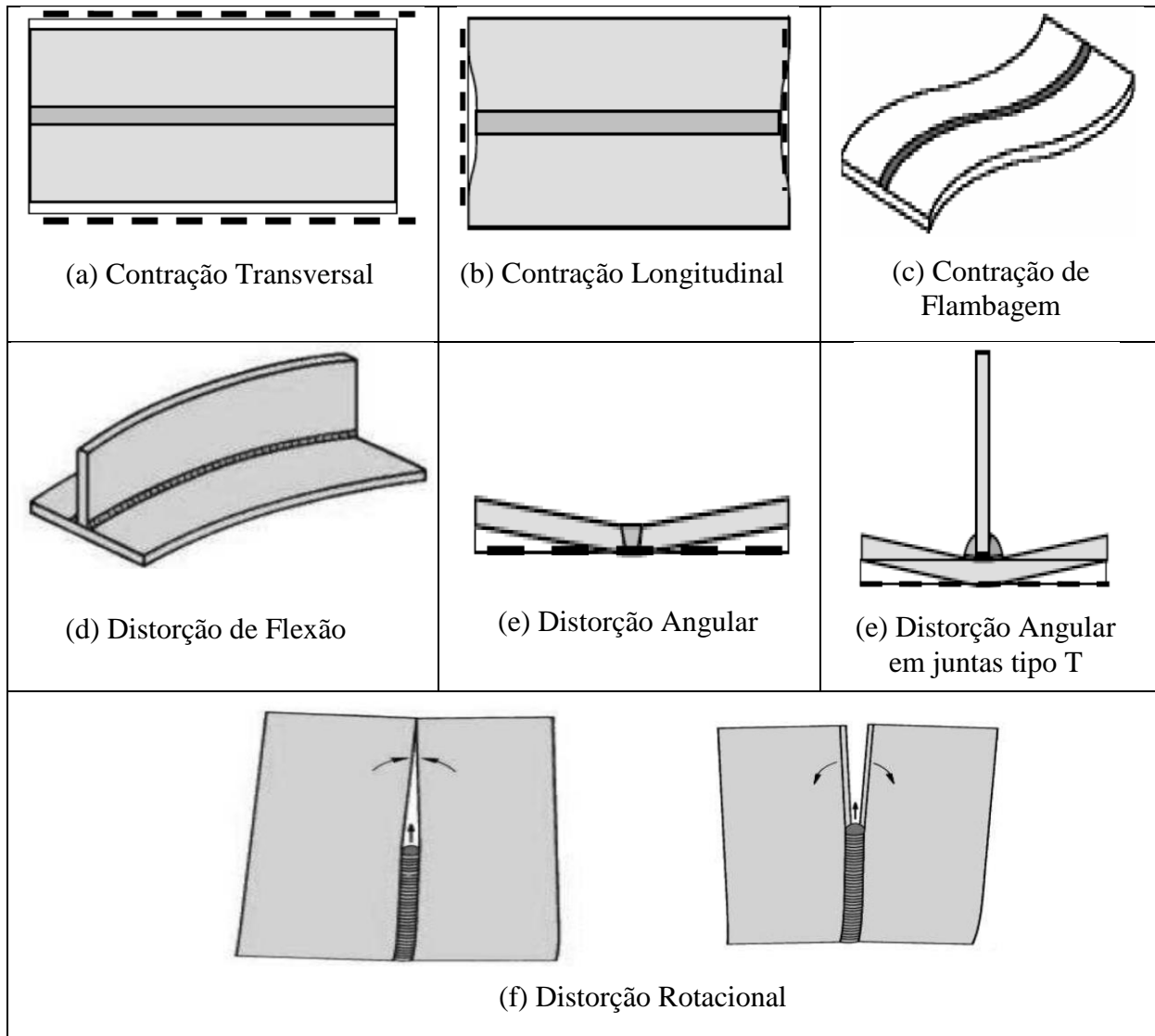


Figura 3.7 – Principais tipos de distorções na soldagem

Fonte: MODENESI *et al.*, 2006.

A contração transversal, que ocorre na seção do filete de solda, pode ser estimada com a Equação (3.16) com objetivo de verificar os níveis do valor da contração. Um número maior de passes tem a tendência de causar uma contração transversal maior (MARQUES *et al.*, 2009).

$$C_T = 0,2 \frac{A_w}{b} + 0,05d \quad (3.16)$$

Onde:

C_T – contração transversal estimada [mm];

A_w – área da seção transversal da solda [mm²];

b – espessura da chapa ou peça soldada [mm];

d – abertura da raiz do chanfro [mm].

Apesar de ser menor que a transversal (cerca de 1/100 do comprimento total da solda (MARQUES *et al.*, 2009)), a contração longitudinal pode causar efeitos importantes como o dobramento, flambagem ou enrugamento em chapas finas. Como estimador da contração longitudinal, a Equação (3.17) pode ser utilizada com bons resultados, AWS (1991):

$$\Delta L = \frac{305 I_A L}{b} 10^{-7} \quad (3.17)$$

Onde:

ΔL – contração longitudinal estimada [mm];

I_A – corrente de soldagem [A];

L – comprimento da solda [mm];

b – espessura da chapa ou peça soldada [mm].

Pode-se estimar a distorção angular em soldagem com ou sem restrição. Caso a junta soldada se apresente isenta de restrições, as alterações ocorrem em decorrência da contração não uniforme do metal de solda causando distorção angular ao longo do eixo da junta. No entanto, se algum dos componentes está impedido por algum meio, a distorção depende do grau de restrição. Em casos em que há restrição, existe a relação para avaliar a distorção angular que pode ser expressa pela Equação (3.18) (AWS, 1991):

$$\frac{\delta}{L} = 0,25\Phi - \left[\left(\frac{x}{L} \right) - 0,5 \right]^2 \Phi \quad (3.18)$$

Onde:

δ – distorção estimada [mm];

L – comprimento da solda [mm];

Φ – variação angular [°];

x – distância entre o centro da solda e o ponto de medição [mm].

A Figura 3.8 apresenta uma representação de uma soldagem com restrição e os termos da Equação (3.18).

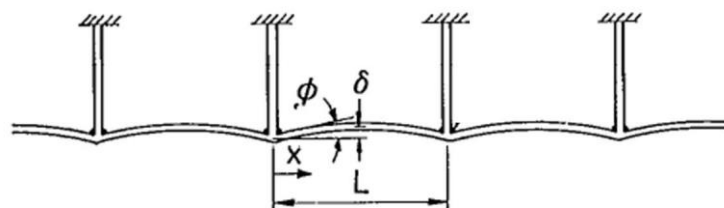


Figura 3.8 – Modelo de soldagem restringido e a respectiva distorção angular

Fonte: AWS, 1991.

Como as distorções são bastante comuns na fabricação utilizando o processo de soldagem, o próximo item descreve alguns dos fatores que mais influenciam e contribuem para a redução do nível destas distorções.

3.6.1 Mecanismos de redução de distorções

Diversos estudos têm procurado meios de reduzir as tensões residuais e as distorções no processo de soldagem, já que estes problemas são considerados problemas de qualidade (RADAJ, 2003). Entre os meios de redução podem-se citar: a redução do calor imposto no material soldado, a utilização de processos ou uma combinação de processos chamados ‘processos híbridos’ que podem diminuir a distorção pela redução do calor transferido à peça, bem como o sequenciamento dos passes de solda de modo que a contração de um passe se contraponha às forças de contração de soldas já executadas.

Distorções decorrentes do processo de soldagem prejudicam o ajuste dimensional e a aparência dos componentes soldados. A remoção dessas distorções é bastante onerosa, tanto em termos de tempo na execução da tarefa como em mão de obra especializada. Dessa forma é preferível adotar medidas que reduzam ou impeçam as distorções a executar ajustes pós-soldagem.

Como medidas preventivas, adotadas durante a etapa de projeto, podemos destacar:

a) O posicionamento das soldas próximas à linha neutra ou em posições simétricas em relação à linha neutra. Quanto mais próxima do eixo neutro encontrar-se a solda, menor é o efeito das forças de contração para puxar o perfil fora de seu alinhamento, com esse método a distorção final tende a ser minimizada (MARQUES *et al.*, 2009). A Figura 3.9 apresenta uma soldagem no eixo neutro.



Figura 3.9 – Soldagem no eixo neutro

Fonte: Adaptado de TWI, 1998.

b) A redução do volume do metal de solda utilizando chanfros que necessitem de menor deposição de metal de solda como chanfros simétricos com menor ângulo de chanfro e

chanfros que promovam uma diminuição do volume de material de solda propiciando a redução de calor alienado na peça, de modo a contribuir na redução das tensões residuais e por conseguinte das distorções como apresentado na Figura 3.10

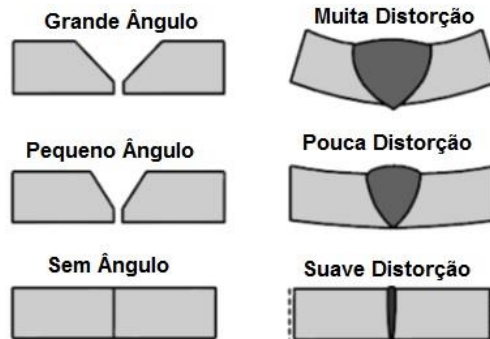
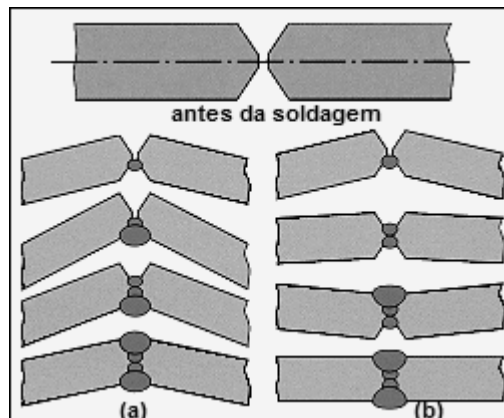


Figura 3.10 – Distorção angular em função do ângulo do chanfro

Fonte: Adaptado de ALLEN, 2004.

Como técnica utilizada durante a fabricação podemos destacar a aplicação de um sequenciamento de soldagem. A escolha de uma sequência de soldagem bem planejada envolve uma distribuição do metal de solda em pontos distintos da montagem, de modo que a contração num ponto se contraponha às forças de contração de soldas já executadas (MARQUES *et al.*, 2009). O intuito dessa sequência é o balanceamento das contrações por via da interação dos passes, tal balanceamento permite uma menor distorção devido à compensação alcançada entre os passes de solda (Figura 3.11).



(a) – Soldagem em um lado primeiro e (b) – Soldagem em lados alternados

Figura 3.11 – Distorção angular em função da sequência de soldagem

Fonte: Adaptado de TWI, 1998.

Sattari-Far e Javadi (2008) também avaliaram a influência da sequência de soldagem em tubulações com a distorção do diâmetro da tubulação, Figura 3.12. Já Tajima *et al.* (2007) verificaram o melhor sequenciamento de soldagem através da técnica de elementos finitos. Neste estudo, os autores concluíram que a soldagem intermitente paralela e a soldagem

intermitente zig-zag apresentam menor calor imposto e conseqüente menor nível de tensões residuais (Figura 3.13).

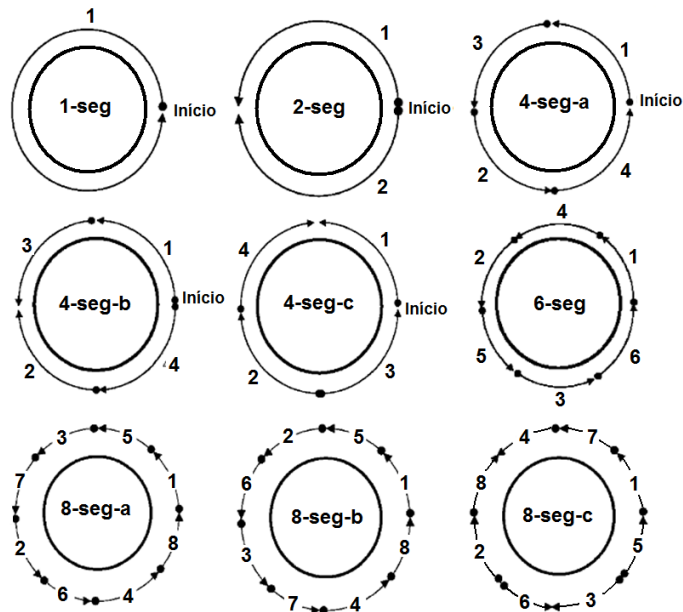


Figura 3.12 – Sequência de solda em tubulações

Fonte: SATTARI-FAR e JAVADI, 2008.

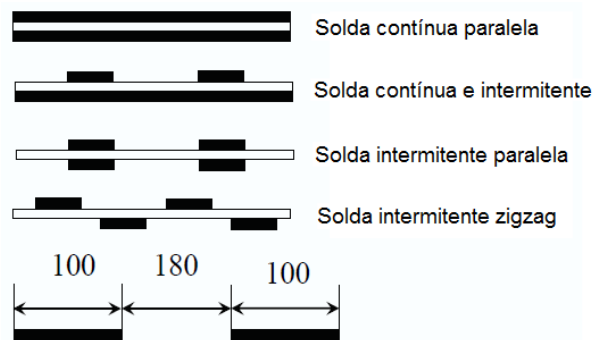


Figura 3.13 – Procedimento de soldagem utilizado

Fonte: Adaptado de TAJIMA *et al.*, 2007.

Jung e Tsai (2004) desenvolveram estudos sobre a relação entre a distorção angular em soldagem de juntas T e a deformação plástica acumulativa. Como resultado, os autores concluíram que, ao aplicar um preaquecimento através do processo TIG, conseguiam diminuir a distorção no processo MIG/MAG. Também obtiveram uma diminuição na distorção angular com o aumento do grau de restrição externa.

Entende-se que todo empenho deve ser feito para evitar distorções, no entanto nem sempre é possível evitar distorções durante a fabricação. Nestas ocasiões, são empregadas várias técnicas de correção. A correção da distorção em soldas prontas pode ser feita através de procedimentos como: martelamento, encruamento, recozimento e outros (MARQUES *et al.*, 2009).

Por fim, apresentam-se algumas técnicas ligadas ao projeto e medidas que utilizam técnicas ativas de controle: a) aplicar pré e pós-aquecimento na soldagem, buscando o balanço de calor no processo, reduzindo a distorção angular; b) aplicar uma fonte de calor pontual lateral que se desloca junto com a tocha de soldagem, sendo que esta técnica acrescenta tensões térmicas com objetivo de contrabalancear as tensões geradas pela soldagem; c) estimar a distorção que ocorrerá na estrutura e posicionar as peças a fim de compensar esta distorção. Neste procedimento, a análise por elementos finitos é de grande valia por tratar-se de uma ferramenta para verificação da ocorrência de qualquer deformação.

Independente do tipo que ocorre no processo de soldagem, a distorção está diretamente ligada ao problema de tensões residuais, uma vez que é das distorções restringidas que surgem as tensões residuais.

3.7 Tensões residuais

Tensões residuais são aquelas que permanecem na peça após todas as solicitações externas estarem terminadas. As tensões residuais e as distorções da soldagem são consideradas como defeitos de qualidade porque comprometem a resistência estrutural e o ajuste dimensional dos componentes (RADAJ, 2003; SORENSEN, 1999).

Na soldagem seu aparecimento está diretamente ligado ao aquecimento localizado não uniforme da peça. Todo o processo de soldagem por arco elétrico resulta em tensões residuais. Isso devido à contração térmica, na qual a junta está sujeita. O alívio destas tensões da junta, na busca do equilíbrio de forças que atuam ao longo de seu volume, tem como resultado a distorção (KOU, 2003). Soares (2006) relata alguns fatores que influenciam nas distorções residuais: aporte de calor, o tipo de processo de soldagem, temperatura inicial da chapa, espessura e geometria da junta, número de passes de solda, sequência de soldagem, projeto da junta, tensões internas, propriedades do metal base e presença de dispositivos restritivos.

Na Figura 3.14 é apresentado o desenvolvimento das tensões ao longo da soldagem. No corte “AA” o material ainda não sofreu influência da fonte de calor com acréscimo de temperatura, permanece na temperatura inicial e está isento de tensões. Já no corte “BB” junto à poça de fusão, há parte do material em fase fluida se expandindo em volume, mas sendo restringido pelas regiões vizinhas que estão mais frias, gerando assim, tensões de compressão em regiões próximas à zona fundida (ZF) e tensões de tração nas regiões um pouco mais distantes. O corte “CC”, passada a fonte de calor, ocorre o surgimento de tensões trativas

junto ao cordão e compressivas em regiões mais afastadas. O nível destas tensões aumenta de intensidade levando ao escoamento da região aquecida. Por fim, no corte “DD” os níveis das tensões residuais estão próximas ao limite de escoamento do material junto ao centro da linha de solda após a temperatura retornar a temperatura ambiente.

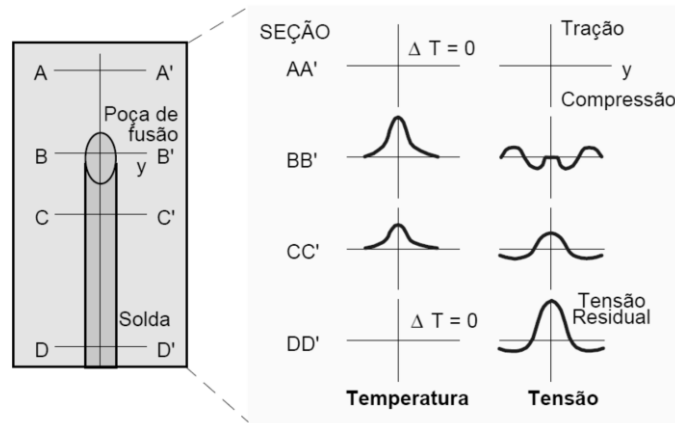


Figura 3.14 – Tensões residuais longitudinais durante a soldagem

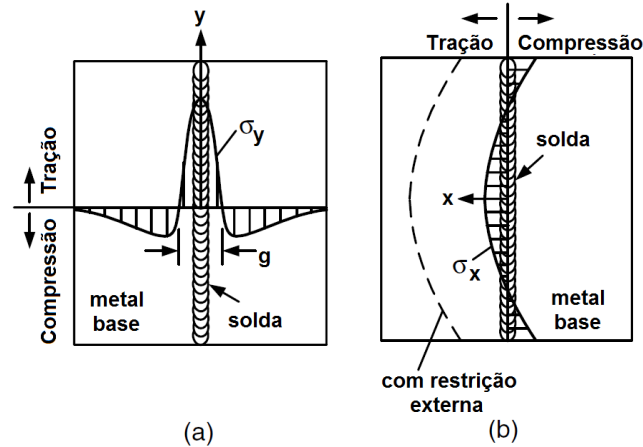
Fonte: Adaptado de AWS, 1991.

As tensões podem ser classificadas em três tipos segundo Withers e Bhadeshia (2001):
 Tipo I – tensões residuais homogêneas ao longo de áreas relativamente extensas. Uma alteração no equilíbrio de forças de um elemento de volume contendo tensão resultará em alteração dimensional do componente.
 Tipo II – tensões microscópicas ao longo de um grão que está em equilíbrio em uma região do componente. A quebra do equilíbrio deste tipo de tensão só é perceptível macroscopicamente se ocorrerem várias destas em diferentes regiões do componente.
 Tipo III – tensões submicroscópicas de ocorrência ao longo de regiões de um grão. Em caso de quebra do equilíbrio deste tipo de tensão nenhuma variação macroscópica é verificada.

As tensões residuais que surgem nos materiais durante o processo de soldagem são de característica complexa, pois o aquecimento local e móvel pode ocasionar defeitos ou problemas indesejáveis às estruturas soldadas. Estas tensões podem ser classificadas segundo sua direção como:

- tensões longitudinais: são tensões resultantes da contração longitudinal do cordão de solda devido ao resfriamento (Figura 3.15a);
- tensões transversais: são tensões no plano da chapa, geralmente resultantes da contração transversal do cordão de solda devido ao resfriamento (Figura 3.15b);

- tensão transversal normal ao plano da chapa: geralmente encontradas no interior da chapa devido ao resfriamento se a espessura é suficientemente grande.



(a) – Tensões longitudinais e (b) – Tensões transversais
Figura 3.15 – Distribuição das tensões bidimensionais

Fonte: Adaptado de AWS, 1991.

Masubuchi (1980) propôs a Equação (3.19), relacionando a tensão residual longitudinal com a máxima tensão na região da solda e a largura da zona de tensões residuais de tração.

$$\sigma_y = \sigma_m \left[1 - \left(\frac{x}{g} \right)^2 \right] e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{x}{g} \right)^2} \quad (3.19)$$

Onde:

σ_y – tensão longitudinal [MPa];

x – distância entre a linha de centro da solda e o ponto de medida [mm];

σ_m – tensão máxima no centro da solda [MPa];

g – largura do pico de tensões de tração [mm].

A sequência de soldagem na diminuição de tensões residuais está sendo cada vez mais utilizada por ser um dos mais simples e eficientes métodos (TENG *et al.*, 2003). Estas considerações foram feitas pelos autores para casos típicos usando soldagem de topo com passe simples e passes múltiplos. A soldagem com passe simples foi submetida a uma sequência de soldagem. Dentre as sequências estudadas (Figura 3.16), a soldagem simétrica apresentou melhor resultado com menor índice de tensão residual longitudinal.

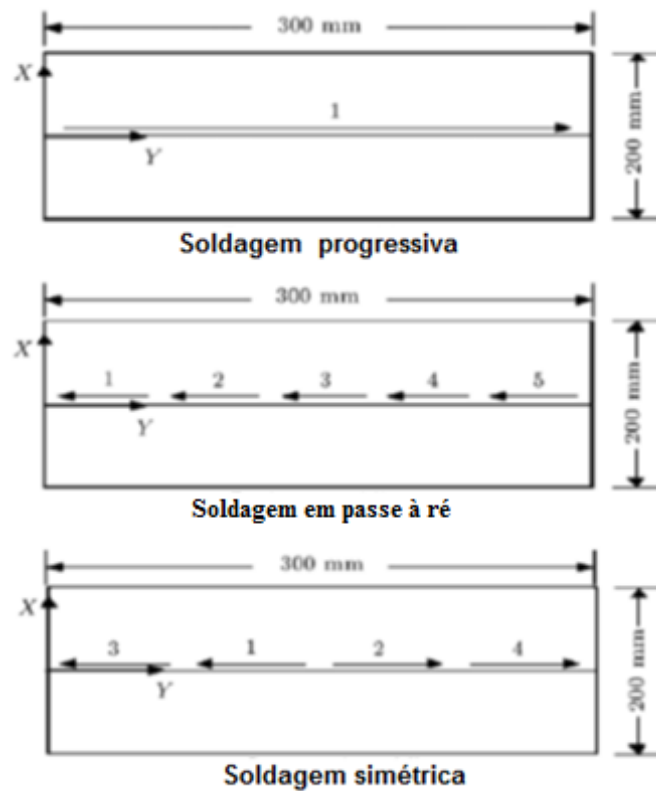


Figura 3.16 – Sequência de solda em materiais de baixa espessura

Fonte: Adaptado de TENG *et al.*, 2003.

O pré-aquecimento e a sequência de soldagem apropriada foram tratados por Fallahi *et al.* (2011) como duas eficientes abordagens para reduzir tensões residuais em processos de soldagem. Segundo os autores, selecionar uma sequência de soldagem correta e uma temperatura de pré-aquecimento adequada para um sistema de solda são tarefas cruciais, uma vez que as tensões residuais de soldagem são inevitavelmente produzidas em uma estrutura soldada. Os autores tentaram mostrar que estas tensões dependem da entropia gerada durante o processo de soldagem a arco. Assim, mediante a obtenção de efeitos de irreversibilidade térmica de distribuição de temperatura devido a uma variação de diferentes parâmetros de soldagem, a seleção de fatores ideais para atingir o mínimo de tensão residual não é apenas possível, mas simples de se implementar. Para fazer isso utilizaram modelos numéricos 3D para estudar o comportamento das tensões residuais desenvolvidas e a entropia devido a uma variação de diferentes temperaturas de pré-aquecimento e de três sequências de soldagem.

Já o objetivo do trabalho apresentado por Chang e Teng (2004) foi apresentar dados que possam confirmar a validade dos processos de fabricação atualmente empregados em estruturas soldadas e até mesmo melhorá-los. Este estudo aplica a análise elastoplástica térmica, usando técnicas de elementos finitos, para analisar o comportamento termomecânico e avaliar as tensões residuais em juntas soldadas de topo. As tensões residuais na superfície

das peças soldadas foram medidas por difração de raios-X. Os resultados da análise de elementos finitos foram comparados com dados experimentais de tensões residuais para confirmar a precisão do método.

Nesta pesquisa adotou-se uma abordagem numérica para a determinação do campo de temperaturas e distorções desenvolvidas durante o processo de soldagem. Para a solução do campo de temperaturas e distorções foi elaborado um modelo de elementos finitos sólido-tridimensional. A análise térmica transiente utilizou, através de linguagem paramétrica, a equação de Goldak como referência para a definição do fluxo de calor transferido ao corpo de prova. A coleta do campo de temperaturas foi operacionalizada por meio de termopares. Para a medição das distorções de soldagem utilizou-se uma máquina de medição por coordenadas (tridimensional). O próximo capítulo detalha os materiais e a metodologia aplicada.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Este capítulo descreve a metodologia utilizada para a realização dos testes experimentais, simulações numéricas e elaboração de casos para estudo. Os materiais, equipamentos e parâmetros adotados são descritos com suas respectivas especificações e representados por meio de tabelas e imagens.

4.1 Materiais

4.1.1 Material base

Neste estudo utilizou-se como material base dos testes experimentais o aço carbono AISI 1020. Tal escolha se justifica pela proximidade deste material com os utilizados na construção de máquinas e bens de consumo. A geometria da chapa base horizontal é de 150 x 150 x 3 mm e a chapa perpendicular de 75 x 150 x 3mm.

Para maior detalhamento, a composição química nominal do AISI 1020 é apresentada na Tabela 4.1. As propriedades térmicas e mecânicas deste aço são apresentadas na Tabela 4.2, e na Tabela 4.3, sendo dependentes da temperatura, o que é fundamental para a obtenção de resultados coerentes via simulação numérica, apresentada adiante.

Tabela 4.1 – Composição química nominal do AISI 1020

Elemento	Carbono (C)	Ferro (Fe)	Manganês (Mn)	Fósforo (F)	Enxofre (S)
Composição	0,17 a 0,23%	99,08 a 99,53%	0,30 a 0,60%	0,040 % máx.	0,050% máx.

Fonte: MATWEB, 2013.

Tabela 4.2 – Propriedades do aço baixo carbono

Temperatura (°C)	0	20	200	300	400	600	700	750	800	1000	1300	1400	1430	1500
Temperatura (K)	273	293	473	573	673	873	973	1023	1073	1273	1573	1673	1703	1773
Condutividade térmica (W/m.°C)	51,9	-	-	-	45	39	-	-	24,7	-	30	35	100	100
Calor específico (J/kg.°C)	-	486	-	-	580	-	900	1200	850	-	-	770	1200	1000
Limite de Escoamento (MPa)	-	330	275	-	200	120	-	-	10	5	-	-	-	5
Módulo de elasticidade (GPa)	-	201	200	-	175	148	-	-	100	25	-	-	-	15
Coefficiente de Poisson	-	0,29	0,31	-	0,33	0,36	-	-	0,39	0,42	-	-	-	0,49
Coefficiente de expansão térmica (µm/m.°C)	-	11,7	12,1	12,8	13,3	14,4	14,8	-	-	15,4	-	-	-	16

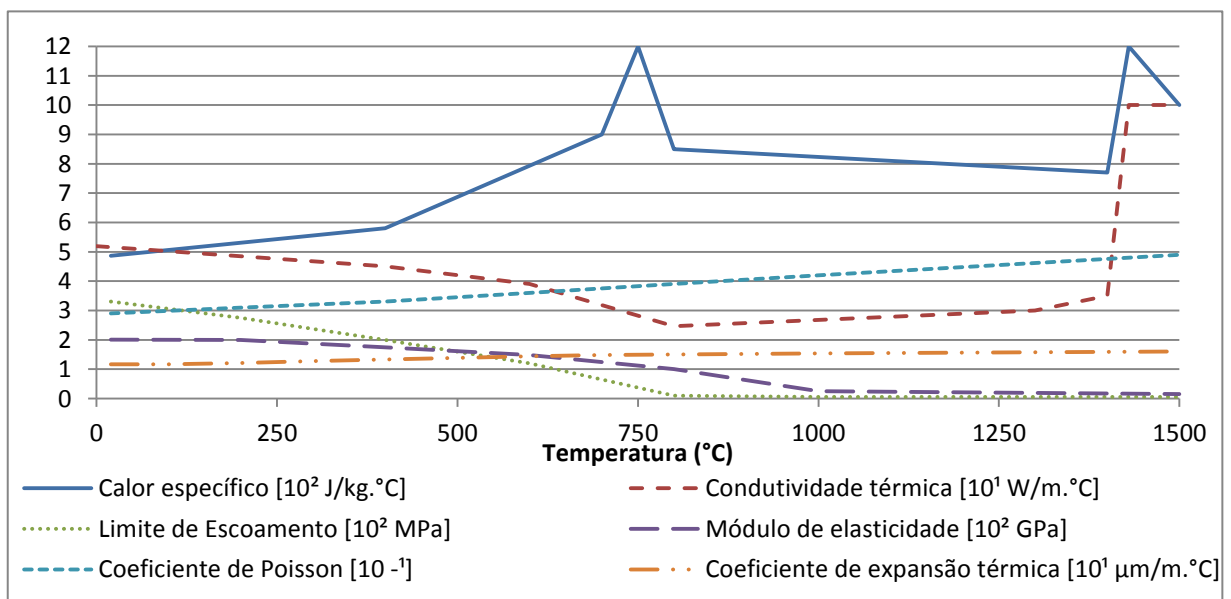
Fonte: MATWEB, 2013; LAMPMAN, 1997; DENG *et al.*, 2007.

Tabela 4.3 – Propriedades físicas do AISI 1020

Propriedade	Intensidade
Densidade (kg/m ³)	7870

Fonte: MATWEB, 2013; LAMPMAN, 1997.

Na Figura 4.1 apresenta-se, de maneira condensada, a influência da variação da temperatura no comportamento das propriedades do material que variam em função da temperatura.

**Figura 4.1 – Propriedades termomecânicas do metal base**

Todos estes dados do material base serviram como dados de entrada e para caracterizá-lo nas análises numéricas realizadas.

Cho e Kim (2002) e Deng, (2009) utilizaram transformações microestruturais em suas simulações do processo de soldagem e concluíram que para aços de baixo carbono a transformação de fase apresenta um efeito insignificante nas tensões residuais e distorções devido aos pequenos níveis de dilatação nas transformações.

De posse das considerações dos autores supracitados e que o material utilizado nos experimentos é de baixo carbono, neste estudo não serão abordados aspectos relacionados à análise microestrutural.

4.1.2 Metal de adição

Para a realização de soldagem com o processo GMAW utilizou-se arame eletrodo AWS ER70S-6 com diâmetro de 1,2 mm. A escolha por este metal de adição justifica-se pelo fato de que este tipo de arame é amplamente utilizado na soldagem de componentes de aço ao carbono. Além disso, como apresentam Modenesi *et al.*, (2006), a composição química do eletrodo deve ser compatível à do metal base, pois essa composição determina o metal fundido, influenciando as características da junta soldada. A Tabela 4.4 apresenta as propriedades mecânicas do arame utilizado.

Tabela 4.4 – Propriedades mecânicas do metal de solda depositado pelo arame AWS ER70S-6

Propriedade	Intensidade
Resistencia a Tração (MPa)	480 mín.
Limite de Escoamento (MPa)	400 mín.
Alongamento (%)	22 mín.
Resistência ao Impacto (J a -30°C)	27 mín.

Fonte: ESAB, 2011; BELGO, 2013.

4.1.3 Gás de proteção

O gás de proteção deve ser adequado à composição química do arame. 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+10% de CO₂ pelo fato desta composição ser comumente utilizada no laboratório de soldagem e disponibilizada no período da realização dos ensaios.

4.2 Ferramentas utilizadas

Esta seção apresenta os equipamentos e softwares utilizados para o desenvolvimento deste estudo e sempre que possível, detalhes quanto ao seu funcionamento e respectivas especificações.

4.2.1 Fonte de soldagem

Os testes de soldagem MAG com modo de transferência por curto-circuito convencional foram realizados no Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS). Para isso, utilizou-se uma fonte Fronius modelo TransPlus Synergic 4000 (Figura 4.2), no modo sinérgico. Esta fonte vem com um alimentador de arame controlado por ela (modelo VR1500) 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 da mesma marca da fonte.



Figura 4.2 – Fonte de soldagem

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

4.2.2 Manipulador automático – robô

A manipulação da tocha de soldagem é realizada por meio de um robô da marca YASKAWA/MOTOMAN, modelo MA1400/DX100 (Figura 4.3). Este robô apresenta seis graus de liberdade e capacidade de 3 kg na extremidade de seu braço. Ele é controlado por um painel por onde são realizados os movimentos de cada um dos seus graus de liberdade e respectivas programações.

Para este trabalho foram realizadas programações simples sequenciadas da seguinte forma: 1) movimento até o local do início da solda, 2) liberação do pré-gás, 3) abertura do arco elétrico, 4) execução da soldagem, 5) fechamento do arco elétrico, 6) liberação do pós-gás, 7) movimento de distanciamento do local da solda. Os comandos de soldagem são enviados diretamente à fonte de soldagem.

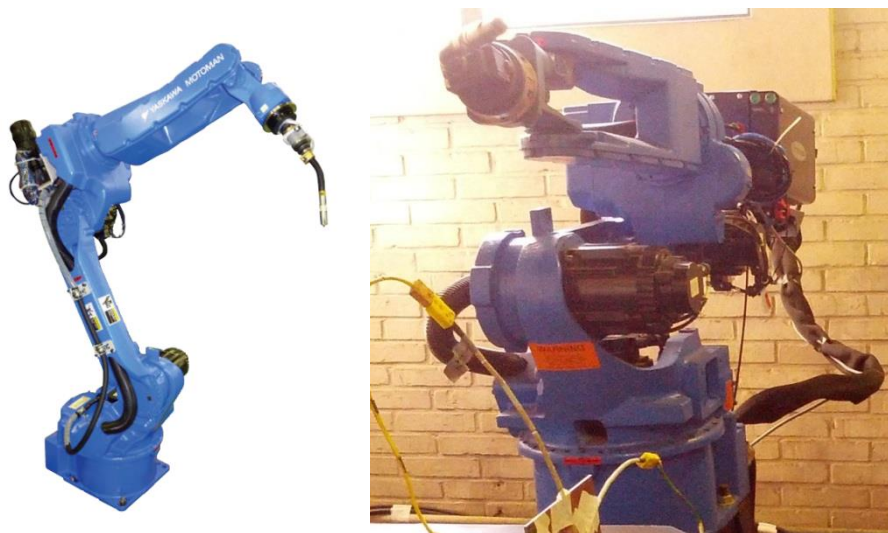


Figura 4.3 – Manipulador da tocha

Fonte: YASKAWA, 2013.

4.2.3 Aquisição de tensão e corrente instantâneas

A aquisição de sinais de corrente e tensão de soldagem foi obtida por meio de um sistema portátil de monitoração de processos de soldagem, o SAP da IMC soldagens. Este equipamento possibilita rastrear o processo de soldagem, obter dados de produtividade, analisar a transferência metálica, dinamizar a inspeção de soldagem, entre outras funcionalidades. Tudo isso em um ambiente *Windows* com recursos gráficos para a visualização de oscilogramas e histogramas. Sua conexão com o computador é via USB (*Universal Serial Bus*). A tela principal do programa pode ser visualizada na Figura 4.4.

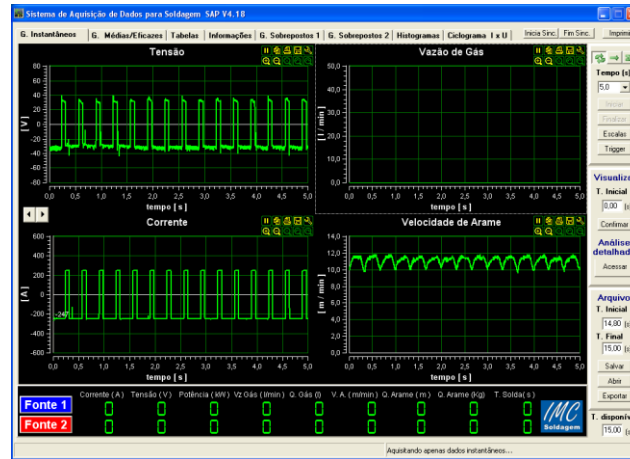


Figura 4.4 – Tela principal do sistema de aquisição

As características gerais do equipamento são:

- comunicação através da porta USB;
- taxa de aquisição: 5 kHz;
- conversores AD de 10 bits;
- faixas de medição: corrente -600 a 600 A; tensão -100 a 100 V; vazão de gás 0 a 20 l/min; velocidade de arame 0 a 500 m/min.

Com este sistema foi possível realizar a leitura instantânea das grandezas corrente, tensão e velocidade de arame a uma taxa de amostragem de 5000 pontos por segundo para cada variável. Realizou-se também a leitura dos valores médios da corrente e tensão, de potência, de tempo de arco aberto e quantidade de arame utilizado. A Figura 4.5 apresenta o equipamento montado para a realização do experimento.



Figura 4.5 – Sistema de aquisição de tensão e corrente

Neste experimento, a aquisição de corrente e tensão foi realizada separadamente da temperatura, pois a taxa e o tempo de aquisição são diferentes para estes dois tipos de sinais. Enquanto a aquisição da corrente e tensão necessitam de uma taxa de 2000 a 5000 Hz com um tempo curto de, por exemplo, 30 segundos, a taxa de aquisição da temperatura não ultrapassa 15 Hz, mas com um tempo mais longo, aproximadamente 600 s.

4.2.4 Aquisição de temperatura por termopares

Por sua ampla utilização são facilmente encontrados, facilmente manipulados e de baixo custo. Por medirem a temperatura de forma pontual, frequentemente utilizam-se vários termopares para verificar um campo de temperaturas.

Neste estudo foram utilizados termopares do tipo K que apresentam faixa de medição de temperatura condizente com as temperaturas próximas ao cordão de solda (T_{∞} até 1372°C), com diâmetro de cada fio medindo 1,2 mm e sem revestimento de proteção.

Para a aquisição do sinal destes termopares utilizou-se sistema integrado compacto da Lynx®. O modelo é o ADS2000 IP que foi configurado para uma taxa de aquisição de 15 Hz por canal, sendo utilizados oito canais. Este módulo apresenta um circuito interno que realiza a compensação da junta fria do termopar e a calibração para os tipos mais comuns do mercado como K, J, T, entre outros. A conexão com o computador é via USB e a interface com o usuário é através do AqDados® e, posteriormente, exportado com o AqDAnalysis®.

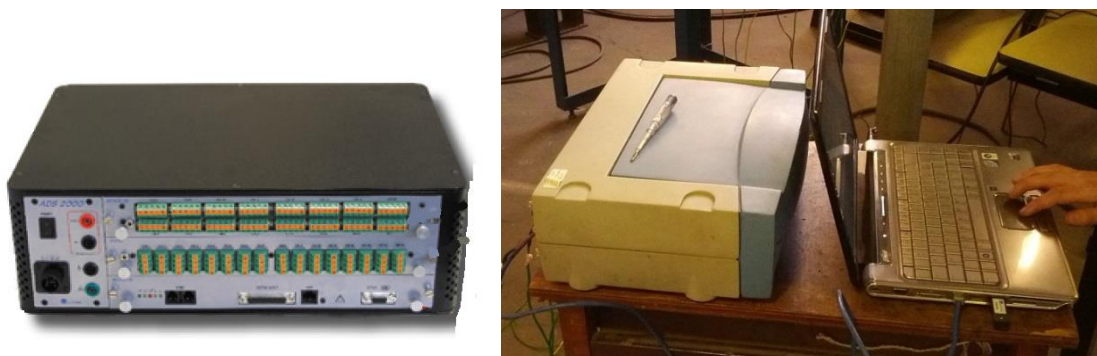


Figura 4.6 – Sistema de aquisição de temperatura

O software AqDados® contém uma programação do tipo blocos onde foi possível inserir a taxa e o tempo de aquisição, o canal pelo qual está sendo adquirido, os tratamentos do sinal e a equação da curva de calibração. Para finalizar, os dados foram salvos para posterior tratamento com o programa AqDAnalysis®.

4.2.5 Medição de distorções

Esta etapa do trabalho foi realizado no Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF) da UFRGS, onde foram efetuadas as medições das distorções iniciais do material base, antes do processo de soldagem, e das distorções finais a fim de obter a diferença entre elas e isolar as distorções decorrentes somente do processo de soldagem. Para isso utilizou-se um sistema automatizado de medição por coordenadas da ZEISS® CONTURA G2 (Figura 4.7). As características da máquina utilizada estão apresentadas na Tabela 4.5.

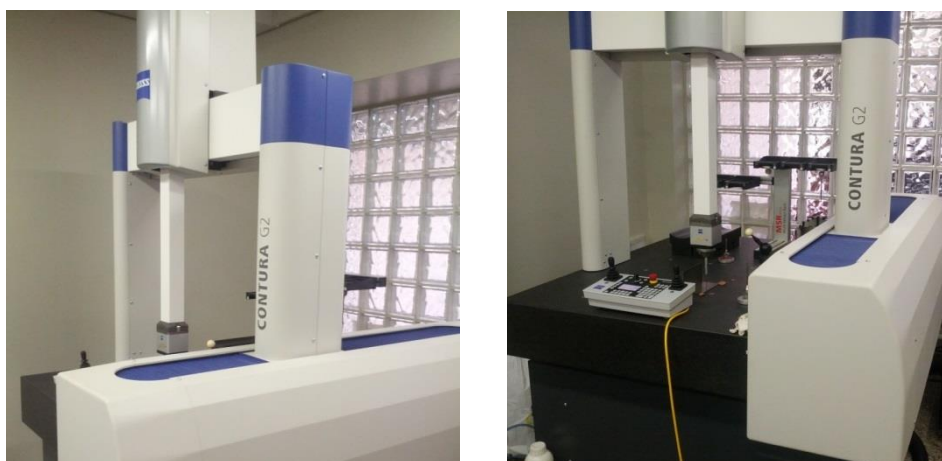


Figura 4.7 – Sistema de medição de distorções

Tabela 4.5 – Características da máquina de medição por coordenadas

Coordenada	X	Y	Z
Curso de Medição [mm]	1000	1200	600
Precisão da Medição [μm]	1,9		

Fonte: ZEISS, 2013.

A medição foi realizada utilizando-se uma função de escaneamento ativo, a qual realiza uma varredura no componente com a criação automática de estratégias de medição. Para esta medição foram coletados cerca de 1500 pontos em cada superfície (Seção 4.3.1) totalizando algo em torno de 4500 pontos de medição em cada conjunto medido. Esta ação possibilitou a criação de superfícies, por meio das quais se obteve a distorção decorrente do processo de soldagem e, posteriormente, a comparação com o resultado obtido numericamente.

4.2.6 Simulação por elementos finitos

As simulações realizadas neste trabalho utilizaram-se do método de elementos finitos através do programa comercial Ansys®, versão 14.5. Este programa foi instalado em um computador com processador Intel® Core i5 de 2,40 GHz com 3 Mb de Cache e 4 GB de

memória RAM. Os tempos médios variaram de 5 min para a análise térmica transiente e 2 h 30 min para a parte estrutural transiente. Uma vez apresentados os materiais e equipamentos utilizados neste trabalho, a próxima seção expõe a metodologia adotada.

4.3 Metodologia aplicada

Com vistas a atender aos objetivos propostos para este trabalho, que corresponde a uma soldagem de juntas do tipo T, por processo GMAW, optou-se por realizar duas etapas sequenciais, sendo a primeira destinada à validação do modelo numérico e a segunda à elaboração de casos numéricos para estudo. Ambas as etapas são explicadas a seguir.

4.3.1 Primeira etapa – validação de um modelo simples de soldagem

Nesta primeira etapa realiza-se a soldagem de uma peça com filete único na junta T, coleta-se o histórico de temperatura por meio de termopares e, posteriormente, mede-se as distorções decorrentes desta solda. O detalhamento dos dados referentes às análises térmica e estrutural é apresentado a partir da seção 4.3.3.

A sequência de atividades realizadas nesta primeira etapa corresponde a:

1) Posicionamento da chapa perpendicular – esta primeira atividade teve por finalidade fixar a chapa perpendicular na chapa horizontal. Para isso, foram realizados dois pontos de solda, um em cada extremidade de contato entre as chapas (Figura 4.8). Foram montadas duas peças.

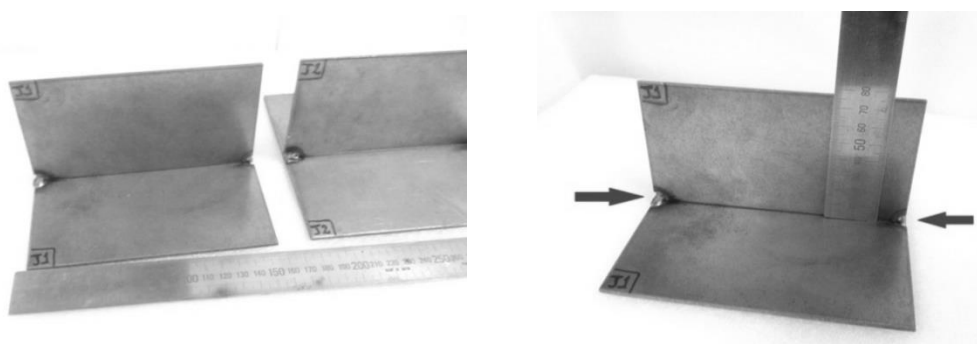


Figura 4.8 – Posicionamento da chapa perpendicular

2) Medição de distorções iniciais – após a fixação das chapas, realizou-se a medição das distorções iniciais de cada peça, por meio de uma máquina de medição por coordenadas (Figura 4.7). Essa medição teve por objetivo identificar os deslocamentos das peças antes da realização do processo de soldagem.

Para a realização desta atividade, definem-se superfícies de medição na peça (Figura 4.9). Em cada superfície foi coletado em torno de 1500 pontos por medição varredura em zig-zag. Estes pontos foram definidos aleatoriamente pela máquina de medição por coordenadas, pois através da função de escaneamento ativo a máquina cria automaticamente uma estratégia de medição com base nos limites geométricos da peça e na superfície avaliada. Com este conjunto de pontos de medição foi possível gerar superfícies de avaliação. A rotina de leitura dos pontos e avaliação destas superfícies encontram-se detalhados no Apêndice 5.

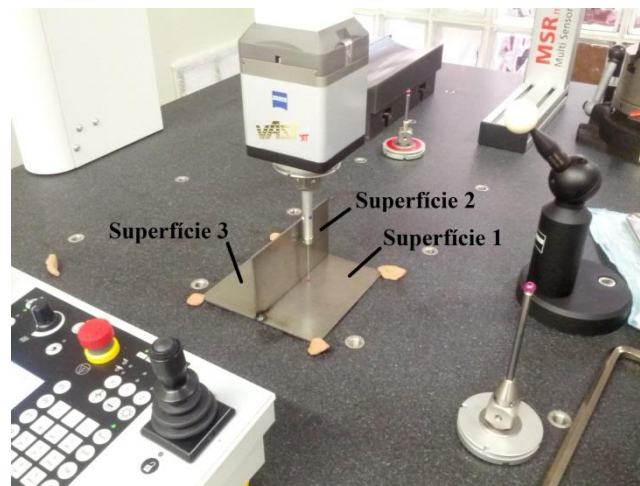


Figura 4.9 – Definição das superfícies de medição

3) Realização da soldagem – nesta atividade realizou-se a soldagem de duas peças, sendo utilizados dois conjuntos de parâmetros de soldagem, denominados de ‘principal’ e ‘alternativo’ (Tabela 4.6). Ambas as peças foram instrumentadas com termopares a fim de se obter o histórico de temperatura das mesmas. Tais dados serão utilizados para a validação da parte térmica do modelo numérico.

Em cada peça foram utilizados oito termopares, posicionados de forma centralizada, próximo ao curso de soldagem, a fim de mapear as temperaturas da faixa permanente e descartando-se o regime transiente das extremidades (Figura 4.10).

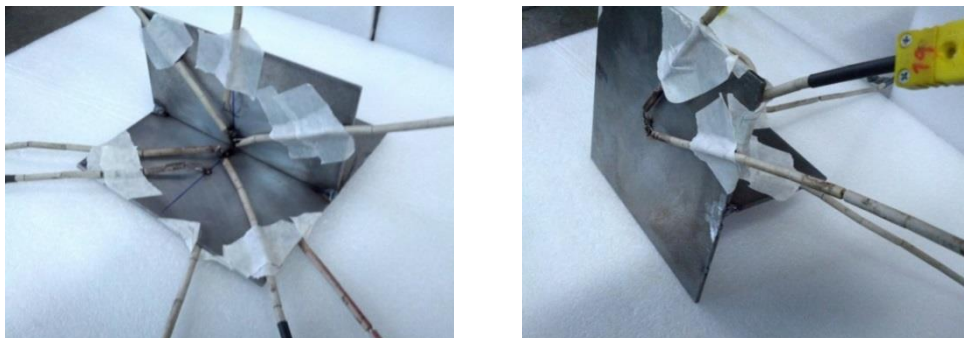


Figura 4.10 – Montagem dos termopares

A Figura 4.11 apresenta as distâncias adotadas para a fixação de cada termopar.

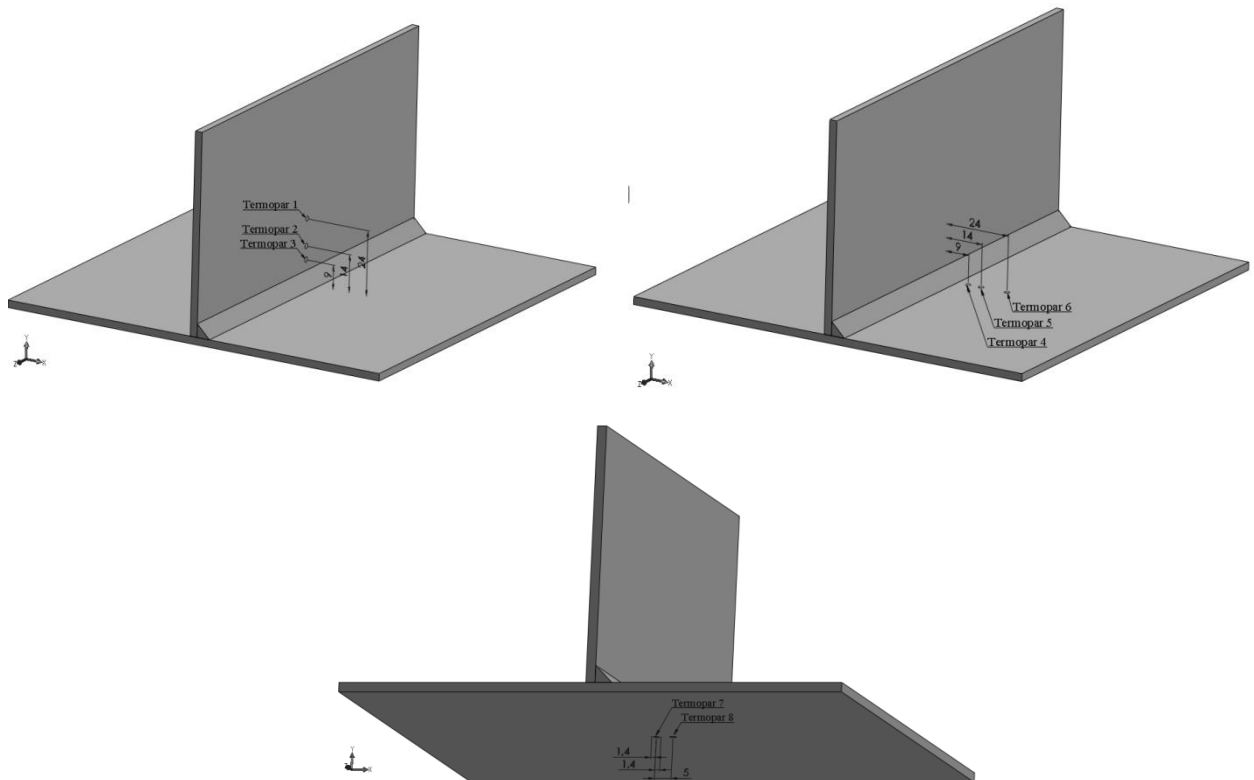


Figura 4.11 – Identificação e posicionamento em mm dos termopares na peça

O posicionamento dos termopares 3, 4, 7 e 8 buscou maior proximidade da fonte de calor (filete de solda), os demais foram fixados em pontos mais distantes a fim de verificar a variação das temperaturas em decorrência das características do material que constitui a peça e o efeito da condução e convecção.

4) Medição de distorções pós-solda – uma vez finalizado o processo de soldagem, realizou-se, em cada peça, uma nova medição das distorções estruturais, desta vez com a finalidade de identificar as distorções resultantes.

5) Subtração das medidas de distorção – obtido medidas referentes ao pós-solda, subtraiu-se destas as medidas iniciais. Como resultado foi possível encontrar as distorções decorrentes exclusivamente do processo de soldagem.

6) Comparação com dados de modelamento numérico – a partir dos resultados relacionados ao histórico de temperatura, obtida por meio de termopares, e às distorções decorrentes do processo de soldagem, realizou-se uma análise comparativa com os resultados obtidos numericamente. As duas peças serviram para a validação do modelo numérico (APÊNDICE 1).

Todas as atividades anteriormente descritas tiveram por finalidade ajustar o modelo utilizado para a simulação de casos para estudo (segunda etapa), apresentados na próxima seção.

4.3.2 Segunda etapa – casos para estudo a partir do modelo validado experimentalmente

A fim de encontrar um conjunto de variáveis que apresente a menor e a maior distorção, a segunda etapa consistiu na elaboração de oito casos de estudo. A criação dos casos partiu da análise combinatória de três variáveis, a saber: a) variação da velocidade mantendo a mesma energia de soldagem; b) sequência de soldagem (sentido “vai-volta” ou “vai-vai”); c) tempo de resfriamento entre filetes. Ao se desmembrar cada uma das variáveis tem-se:

Quanto à “variação de velocidade”:

Partindo-se do princípio de manutenção do mesmo aporte térmico (Equação (4.1)) foi elaborado e testado dois conjuntos de parâmetros identificados como:

(A1) Parâmetros principais (tensão x corrente x velocidade de soldagem);

(A2) Parâmetros alternativos (tensão x corrente x velocidade de soldagem).

De acordo com Machado (1996), o cálculo do calor imposto por comprimento de solda pode ser descrita como mostra a Equação (4.1).

$$E_{liq} = \frac{U \cdot I_A \cdot \eta}{v_s} \quad (4.1)$$

Onde:

E_{liq} – Energia transmitida ao material [J/mm];

U – Tensão de soldagem [V];

I_A – corrente [A];

η – rendimento térmico do arco [-];

v_s – velocidade de soldagem [mm/s].

Em ambos os parâmetros de soldagem os valores obtidos para a realização da soldagem são apresentados na tabela seguinte:

Tabela 4.6 – Parâmetros de soldagem

	Tensão (U) [V]	Corrente (I_A) [A]	Eficiência (η) [-]	Vel. Soldagem (v_s) [mm/s]	Aporte Térmico (E_{liq}) [J/mm]
Parâmetros Principais (A1)	20	125	0,9	4,5	500
Parâmetros Alternativos (A2)	23,3	185	0,9	7,5	517,2

Quanto à sequência de soldagem:

(B1) Sentido oposto (vai-volta) conforme Figura 4.12;

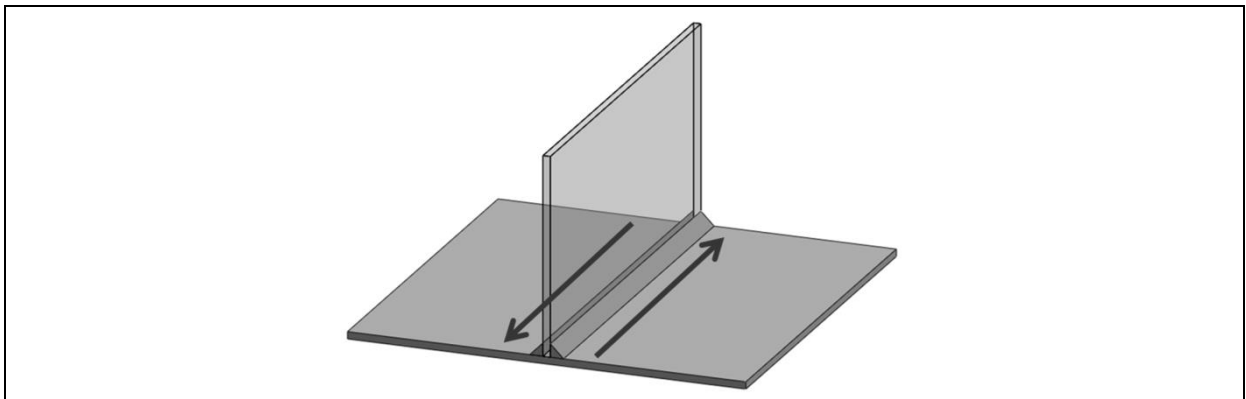


Figura 4.12 – Identificação da sequência de soldagem vai-volta

(B2) Mesmo sentido (vai-vai), conforme Figura 4.13.

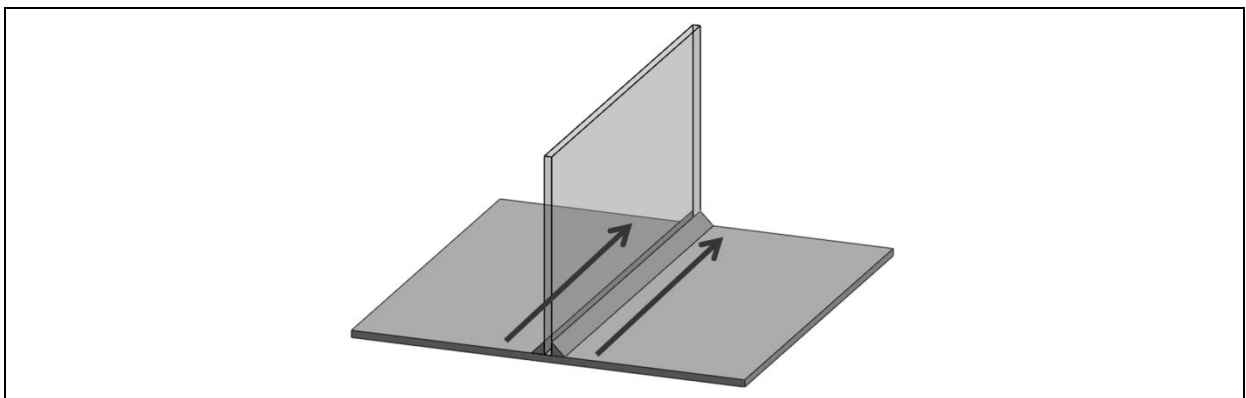


Figura 4.13 – Identificação da sequência de soldagem vai-vai

Quanto ao tempo de resfriamento:

(C1) Sem intervalo entre filetes (considerado o tempo mínimo de movimentação do braço do robô desde o final de um ponto de solda até o início da próxima soldagem no lado oposto da peça, sendo 9 s para “vai-volta” e 11,5 s para “vai-vai”);

(C2) Execução da soldagem do segundo filete após a temperatura máxima da peça atingir 100°C (aproximadamente 360s = 6min). Este tempo foi obtido por meio de simulações numéricas monitoradas.

Fazendo um arranjo combinatório de todas as possibilidades obtêm-se oito casos de estudo, apresentados na Tabela 4.7.

Tabela 4.7 – Casos de simulação

Casos de Simulação	Velocidade de Soldagem		Sequência de Soldagem		Tempo de Resfriamento	
	A1	A2	B1	B2	C1	C2
1	A1		B1		C1 ¹	
2	A1		B1		C2	
3	A1		B2		C1 ²	
4	A1		B2		C2	
5	A2		B1		C1 ¹	
6	A2		B1		C2	
7	A2		B2		C1 ²	
8	A2		B2		C2	

A1 : $U=20V$ $I=125A$ $v_s= 4,5mm/s$

A2 : $U=23,3V$ $I=185A$ $v_s= 7,5mm/s$

B1 : vai-volta

B2 : vai-vai

C1¹ : 9s tempo de movimentação do robô

C1² : 11,5s tempo de movimentação do robô

C2 : tempo de resfriamento 360s

Os resultados da análise térmica e estrutural, obtidos a partir dos casos de simulação, serão apresentados no capítulo 6.

4.3.3 Análise térmica

O cordão de solda resultante apresenta formato triangular com duas de suas arestas (pernas) com a dimensão de 5 mm, Figura 4.14. A aplicação da carga térmica foi aplicada obedecendo ao modelo de Goldak tendo como entrada a energia de soldagem.

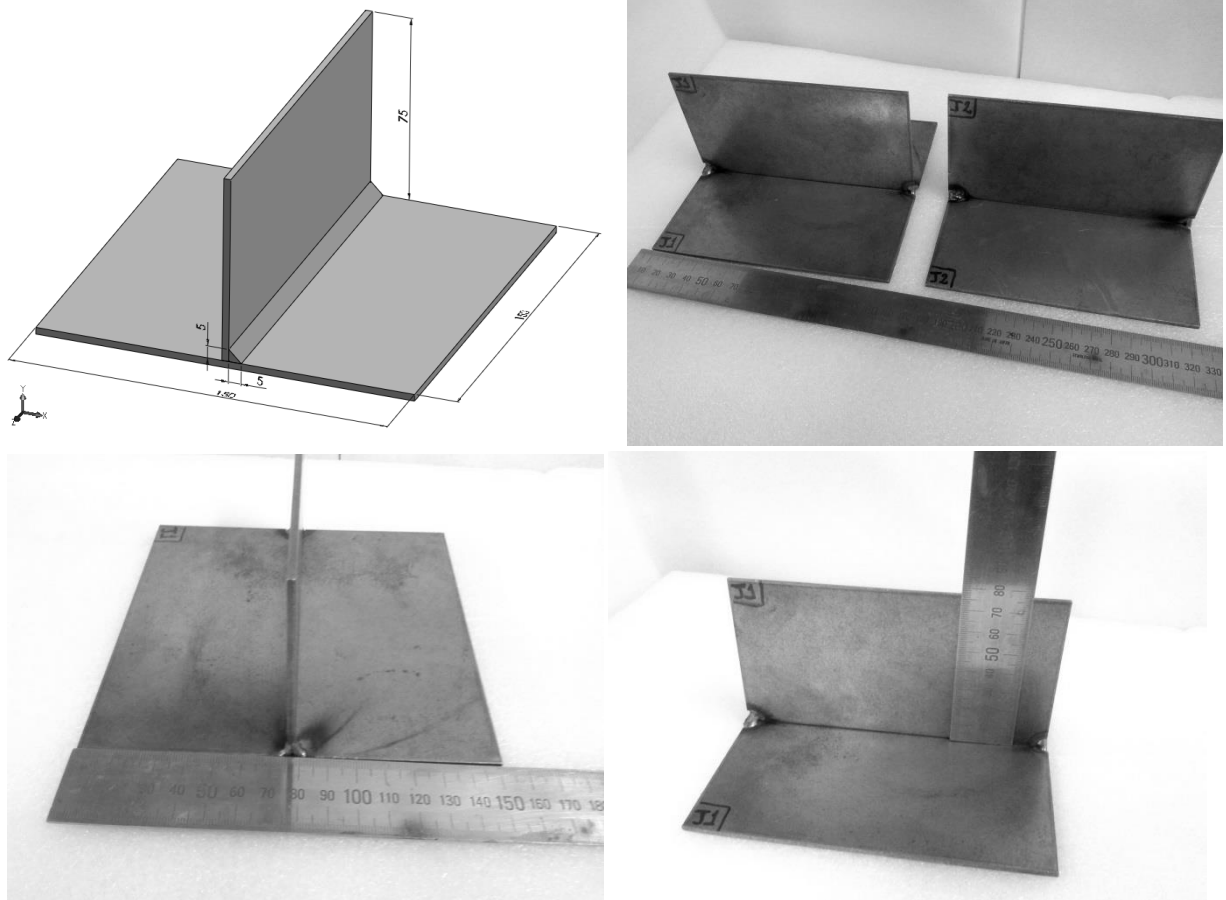


Figura 4.14 – Geometria da junta

O elemento utilizado nesta análise para o caso de condução de calor foi o SOLID90 (Figura 4.17), descrito na seção 4.3.6. As condições de contorno utilizadas foram as da convecção, em todas as superfícies expostas ao ar ambiente (Figura 4.15), sendo que o coeficiente de convecção varia com a temperatura conforme a Tabela 4.8.

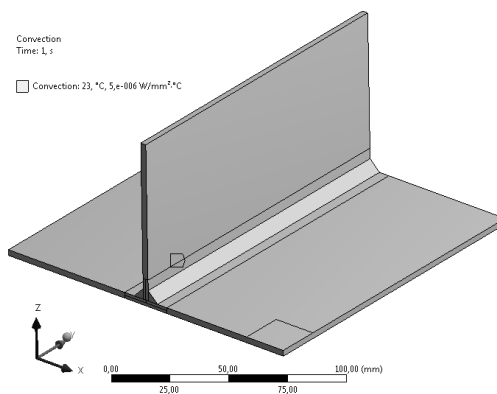


Figura 4.15 – Condições de contorno térmico da junta tipo “T”

Tabela 4.8 – Coeficiente de convecção

Temperatura [°C]	Coeficiente de Convecção [W/mm ² ·°C]	Temperatura [°C]	Coeficiente de Convecção [W/mm ² ·°C]
25	5,00e-06	700	9,50e-05
50	7,00e-06	800	1,20e-04
100	1,00e-05	900	1,48e-04
200	1,80e-05	1000	2,00e-04
300	2,90e-05	1100	3,00e-04
400	4,20e-05	1200	4,00e-04
500	5,80e-05	1300	5,00e-04
600	7,60e-05	1400	6,40e-04

Fonte: Adaptado de Joshi *et al.*, 2013.

4.3.4 Parâmetros de soldagem

Os parâmetros foram determinados a partir de vários experimentos, variando valores de tensão, velocidade de alimentação e velocidade de soldagem (v_s), mas fixando a energia de soldagem e a distância bico de contato peça (dbcp). Como base para a escolha dos parâmetros considerou-se, mediante inspeção visual, a aparência do cordão de solda, e o nível de respingos.

Os parâmetros escolhidos no processo podem ser verificados na Tabela 4.9, apresentada a seguir.

Tabela 4.9 – Parâmetros de soldagem definidos para o experimento

Variáveis	Parâmetro Principal	Parâmetro Alternativo
Tensão [V]	20	23,3
Corrente [A]	125	185
Vel. soldagem [mm/s]	4,5	7,5
Rendimento térmico [-]	0,9	
Vel. alimentação arame [m/min]	2,9	4,7
dbcp [mm]	20	
Gás de proteção	Ar + 10% CO ₂	
Vazão do gás de proteção [l/min]	15	
Indutância [Ω]	2	

4.3.4.1 Parâmetros de entrada na análise numérica térmica

Os parâmetros de entrada utilizados na análise numérica foram tensão, corrente, velocidade de soldagem e rendimento térmico, juntamente com a temperatura ambiente de

23°C (Tabela 4.9). O rendimento térmico utilizado neste processo de soldagem foi escolhido com base na literatura, conforme apresentado na Tabela 3.1.

Para um modelo numérico mais confiável do processo térmico e estrutural de soldagem, é necessário que as propriedades físicas do material do modelo se aproximem das propriedades físicas reais. Desta forma, torna-se necessário a utilização de propriedades termo dependentes do material, Figura 4.1.

Existem autores que utilizam as propriedades constantes enquanto outros utilizam as propriedades termo dependentes. 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.

Considerando que existe grande quantidade de tipo de fontes de calor em simulação de soldagem, torna-se difícil a escolha de um tipo de fonte de calor que seja adequada ao processo real de soldagem. Contudo, uma fonte bastante utilizada, como foi a utilizada neste trabalho, é a do tipo Duplo Elipsóide de Goldak.

4.3.5 Malha

A malha escolhida para os estudos foi a estruturada em toda a geometria da peça, com dimensões externas idênticas às dos modelos físicos (chapa base horizontal de 150 x 150 x 3 mm e chapa perpendicular de 75 x 150 x 3 mm). A malha da junta foi dividida em duas partes, a parte sem refino e a parte refinada. A primeira consiste em uma malha com elementos de tamanho máximo de 10 mm que é aplicada em toda a peça. A parte refinada consiste da região onde ocorrem alterações nas características do material que é a zona termicamente afetada (ZTA) que compreende em uma região de largura de 10 mm com origem no ponto de contato entre as chapas (chapa base e a chapa perpendicular) e o material que compõe o filete de solda, esta região tem uma malha de tamanho máximo de 5 mm.

Esta parte de refinamento tem outra definição esférica de raio 6 mm no início e fim dos filetes com elementos de tamanho máximo de 1mm, em destaque na Figura 4.16. Esta definição teve por finalidade a redução de possíveis erros nos resultados de temperatura e distorção em decorrência da grande variação de início e fim. O refinamento da malha próximo ao cordão de solda com uma geometria estruturada é indicada 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 forma efetiva, já que a fonte utilizada neste trabalho foi a do tipo duplo elipsoide.

Para que houvesse uma correta conexão entre malhas regulares de tamanhos diferentes utilizou-se o comando SWEEP do Ansys®. Este comando complementa o gerador de malha livre. No caso específico deste trabalho, o corpo foi malhado por meio de elementos hexaédricos. O resultado das definições de malha pode ser verificado na Figura 4.16.

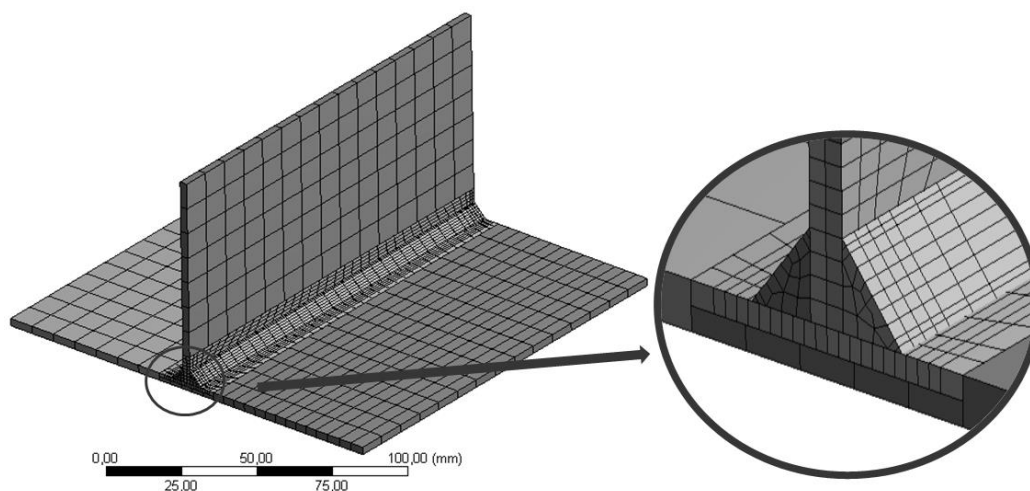


Figura 4.16 – Malha aplicada na geometria

A figura acima representa a malha utilizada nos casos de estudo, nos quais foram considerados dois filetes de solda. Para a etapa de validação utilizou-se a mesma malha, porém, desabilitando-se o segundo filete. Ainda no que tange à validação, foi realizado um teste de convergência da malha, a fim de se analisar a consistência dos resultados obtidos até a obtenção de uma malha que fosse suficientemente refinada e que apresentasse resultados satisfatórios sem prejuízo ao custo computacional para obtenção dos resultados.

4.3.6 Elemento utilizado na análise térmica

Neste trabalho utilizou-se apenas um tipo de elemento para a condução de calor no interior de um sólido. Este elemento é o SOLID90, que tem a capacidade de condução de calor 3D com propriedades constantes ou termodependentes, nas condições tanto estáticas quanto transientes. Ele possui 20 nós com apenas um grau de liberdade para cada nó, a temperatura. Se o modelo contendo este elemento for utilizado também para análise estrutural, o elemento deve ser substituído pelo seu equivalente estrutural como, neste caso, o SOLID186.

A geometria, a posição de cada nó e o sistema de coordenadas podem ser observados na Figura 4.17.

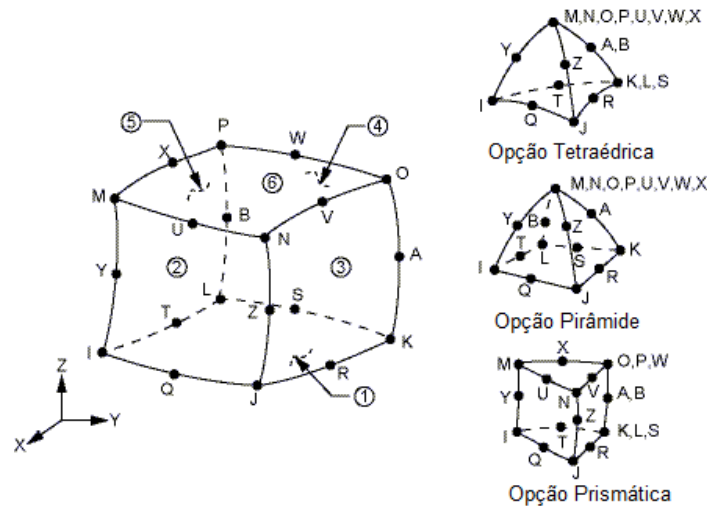


Figura 4.17 – Geometria do elemento térmico **SOLID90** e suas opções

Fonte: Adaptado de ANSYS, 2013.

4.3.7 Malha estrutural

A malha escolhida foi idêntica a da análise térmica (item 4.3.5). Conforme explicado anteriormente, este tipo de acoplamento exige que as malhas sejam geometricamente iguais mesmo que os elementos sejam diferentes.

4.3.8 Elemento utilizado na análise estrutural

Como neste trabalho optou-se pela realização da simulação das análises térmicas e estruturais separadamente, o elemento estrutural utilizado foi diferente da análise térmica. Escolheu-se o elemento **SOLID186** 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 vinte 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 visualizados na Figura 4.18.

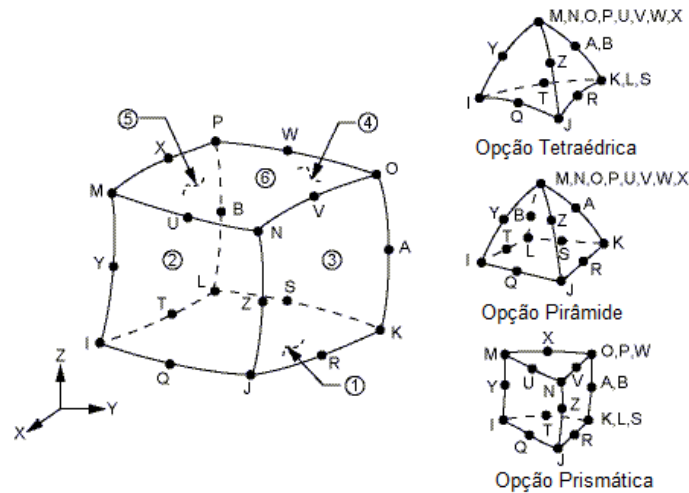


Figura 4.18 – Geometria do elemento estrutural SOLID186 e suas opções

Fonte: Adaptado de ANSYS, 2013.

4.3.9 Condições de contorno estruturais

Como mencionado anteriormente, 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, o que é chamado de acoplamento entre domínios.

Além do campo de temperaturas originado das análises térmicas, existem outras condições de contorno, a exemplo das 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 são aplicadas com base nos ensaios experimentais. A condição de contorno está representada na Figura 4.19.

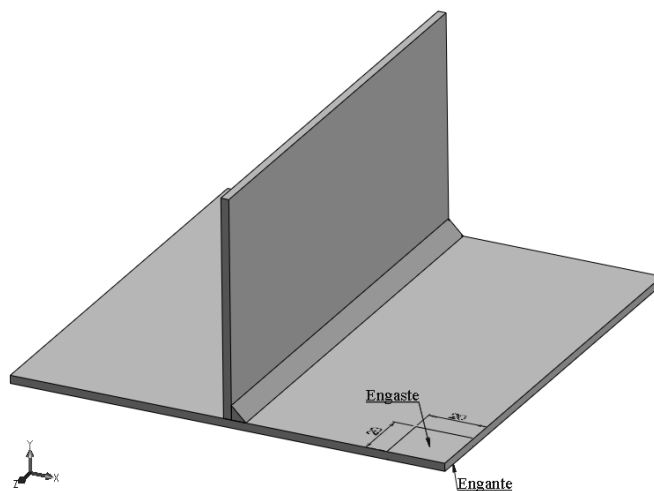


Figura 4.19 – Restrições da estrutura para análise estrutural

5 ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Este capítulo contém os resultados deste trabalho, de acordo com a proposta apresentada na metodologia dividida em duas etapas sequenciais, sendo a primeira destinada à validação de um modelo de soldagem com filete único e a segunda à avaliação de casos para estudo.

5.1 Primeira etapa – modelo de validação

A primeira etapa foi dividida em duas análises: térmica e estrutural.

5.1.1 Análise térmica

Para a análise térmica da soldagem, coletou-se o histórico de temperatura da peça por meio de termopares. Esta atividade teve por objetivo medir o histórico de temperatura em cada ponto instrumentado decorrente do calor aplicado. Considerando que para os experimentos foram utilizados duas peças, uma para cada conjunto de parâmetros (principal e alternativo), os resultados referentes a ambas são apresentados separadamente.

A Figura 5.1 apresenta parte do oscilograma de tensão e corrente instantânea do processo de soldagem com parâmetros principais (tempo de 10 a 12 s), onde o tempo total de arco aberto correspondeu a 33,3 s. A partir dos experimentos, a média dos valores obtidos para tensão e corrente foi de 20 V e 125 A. A velocidade já estava predefinida: 4,5 mm/s.

Estes dados experimentais serviram como parâmetros de soldagem (Tabela 4.9) e, conseqüentemente, como parâmetros para a entrada na análise térmica do modelo numérico.

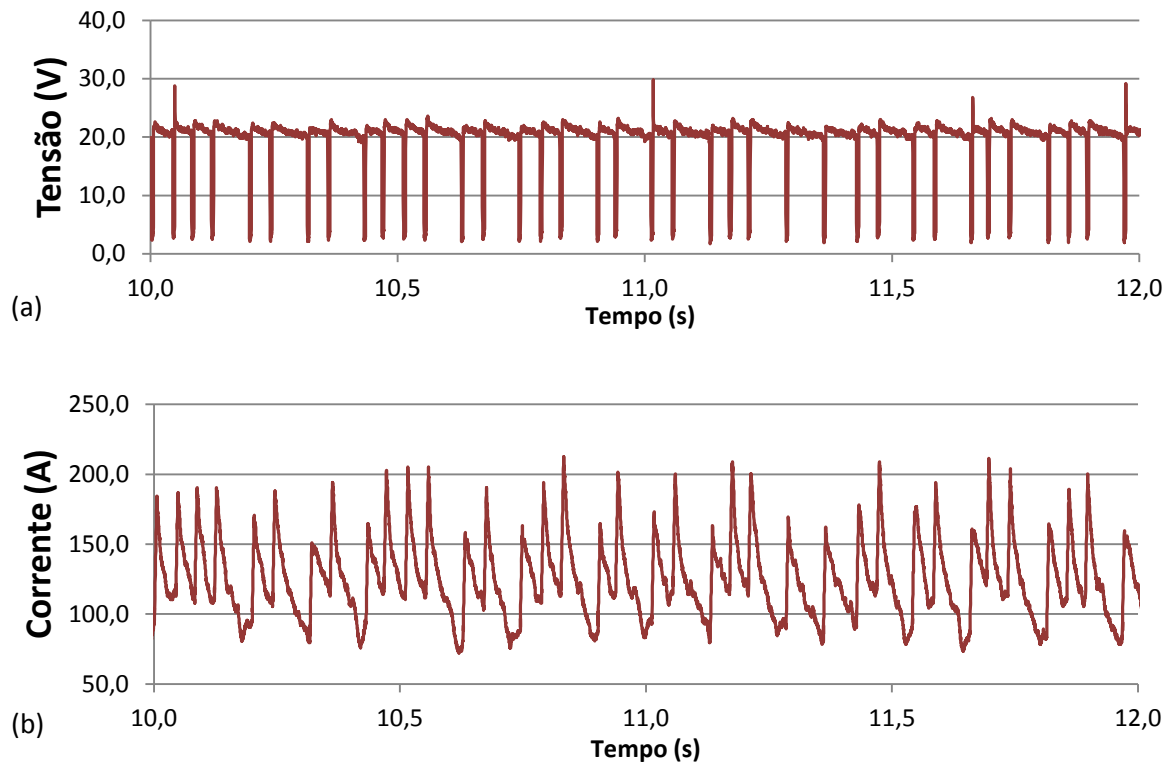


Figura 5.1 – Oscilogramas do processo com parâmetros principais: (a) de tensão, (b) de corrente

Da mesma forma, a Figura 5.2 apresenta parte do oscilograma de tensão e corrente instantânea do processo de soldagem, mas com parâmetros alternativos (tempo de 10 a 12 s). Neste caso, o tempo total de arco aberto correspondeu a 20 s. A média dos valores obtidos para tensão e corrente foi de 23,3 V e 185 A. Velocidade predefinida: 7,5 mm/s.

Estes dados experimentais também foram considerados como parâmetros de soldagem (Tabela 4.9) e, conseqüentemente, como parâmetros para a entrada na análise térmica do modelo numérico.

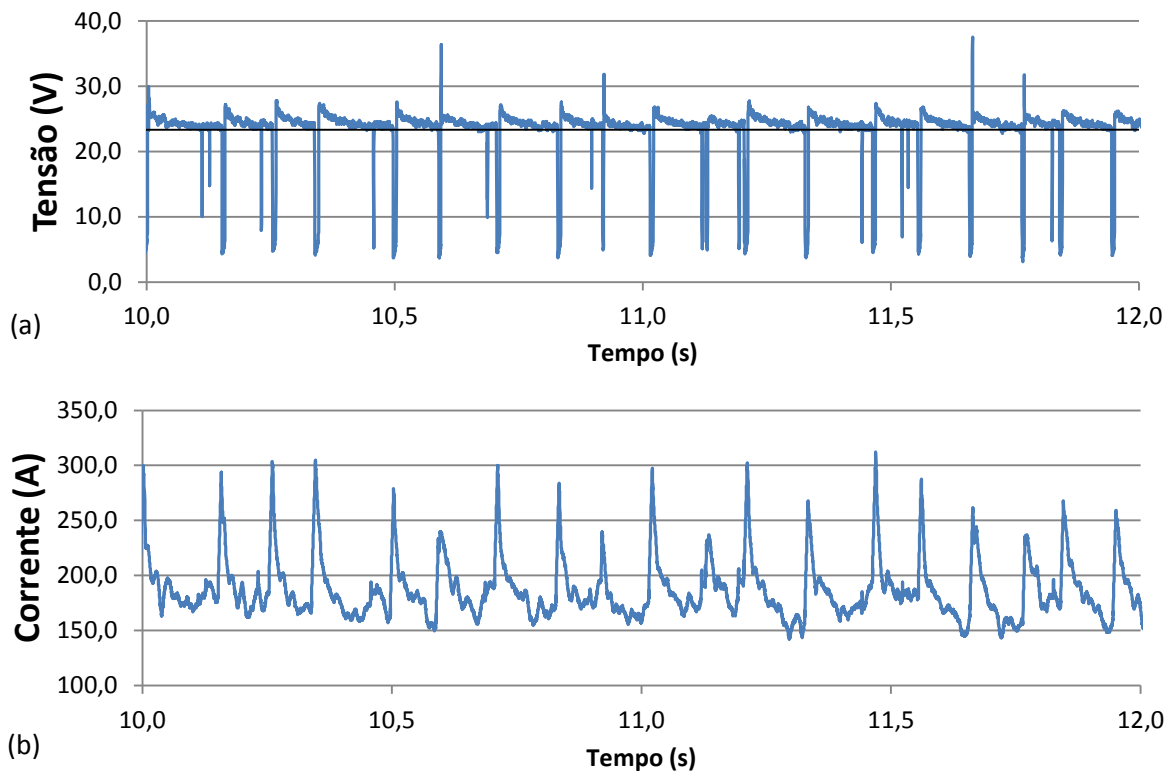


Figura 5.2 – Oscilogramas do processo com parâmetros alternativos: (a) de tensão, (b) de corrente

Verifica-se, nos gráficos da Figura 5.1 e Figura 5.2, que as características de aplicação de tensão e corrente são similares. Mesmo com alteração nos valores de tensão e corrente, o modo de transferência por curto circuito permaneceu inalterado.

Com o objetivo de validar a análise térmica, a Figura 5.3 (parâmetros principais) e a Figura 5.4 (parâmetros alternativos) apresentam o histórico de temperatura obtido numericamente por meio de pontos de verificação posicionados no mesmo local que os termopares do experimento. Ambas os gráficos evidenciam o mesmo aporte térmico, uma vez que o histórico e o valor máximo de temperaturas em cada ponto são semelhantes.

Pode-se verificar ainda que, tanto com parâmetros principais quanto alternativos, as temperaturas entram em equilíbrio na peça, por volta de 145 s.

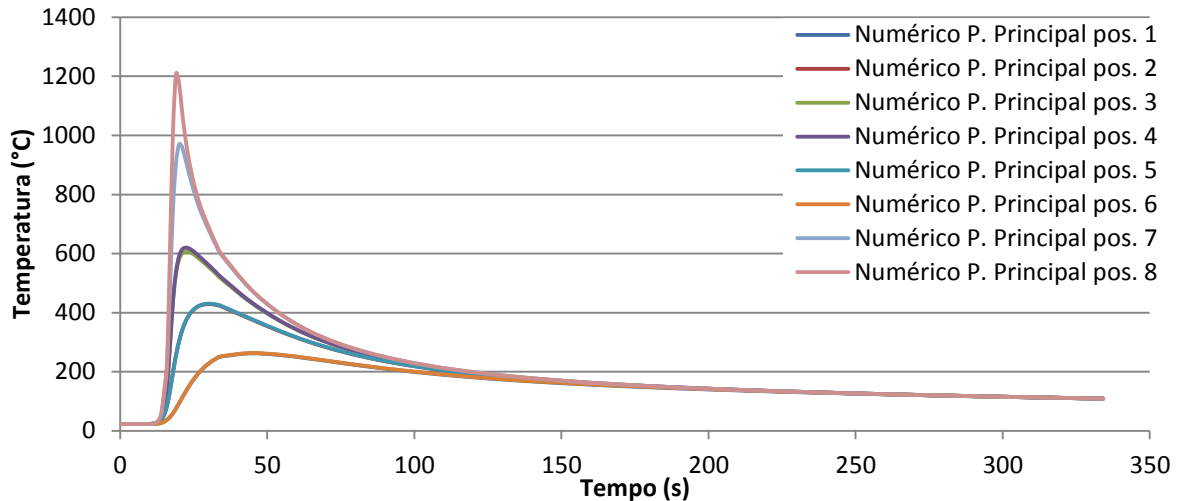


Figura 5.3 – Histórico de temperatura obtido numericamente com parâmetros principais

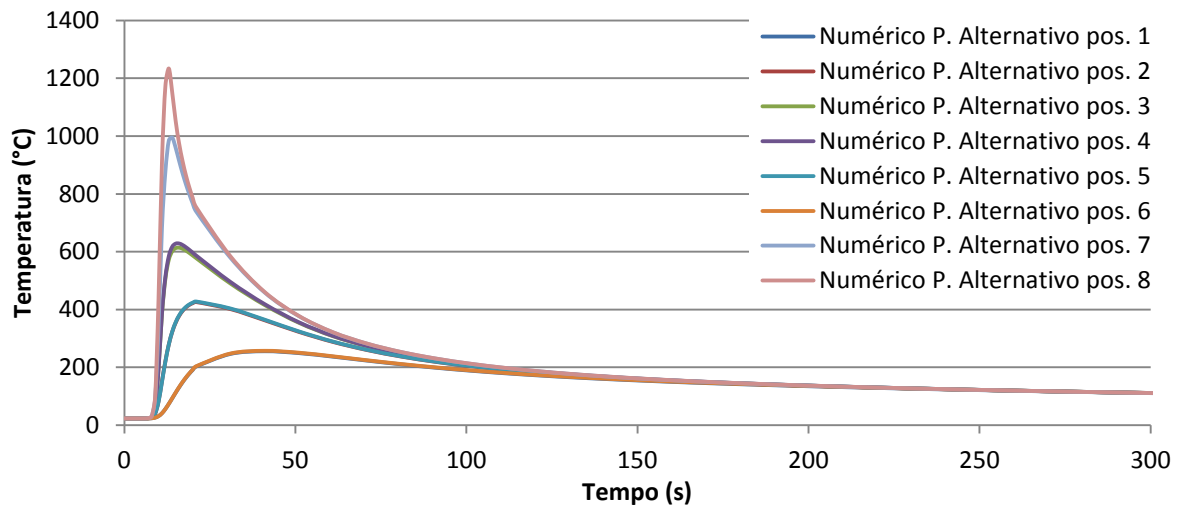
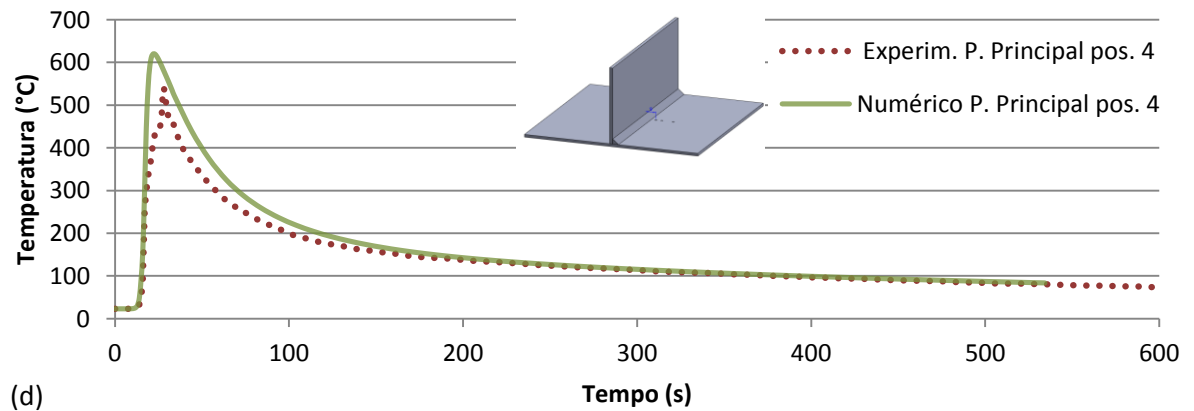
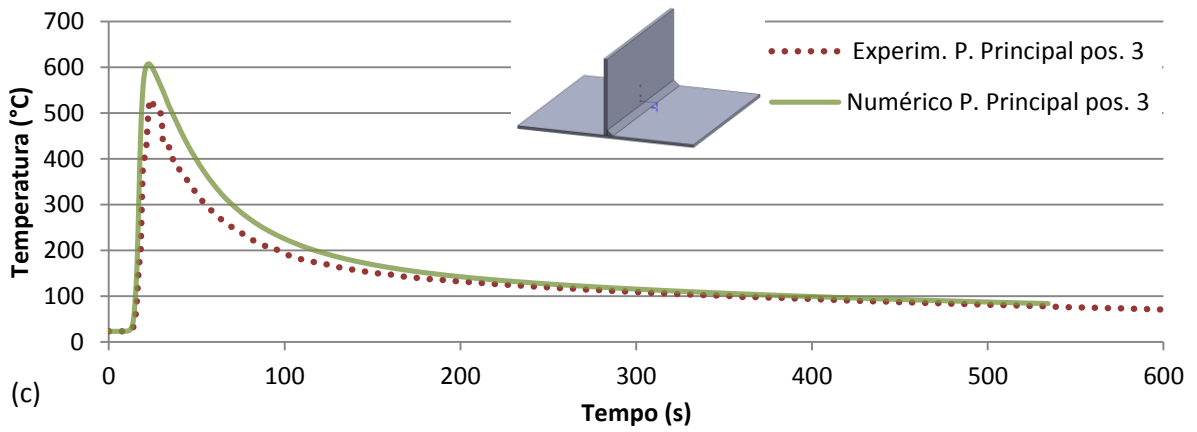
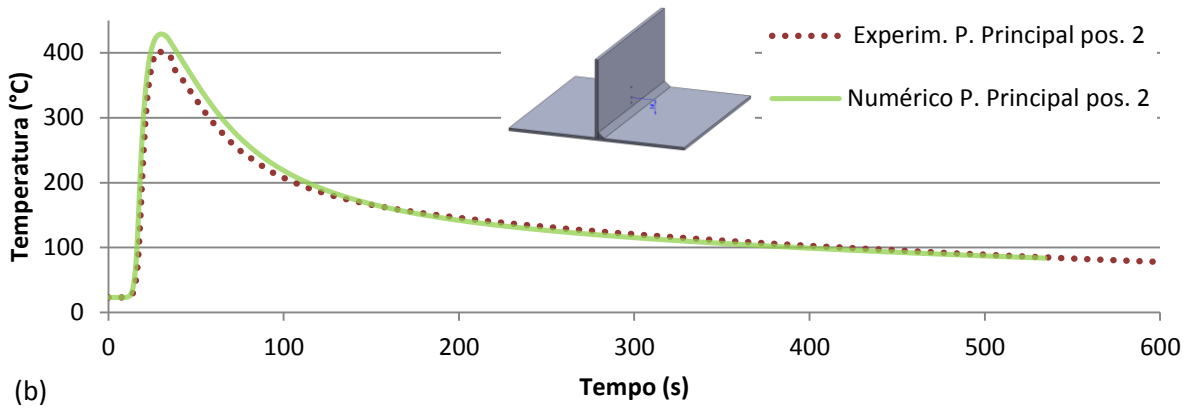
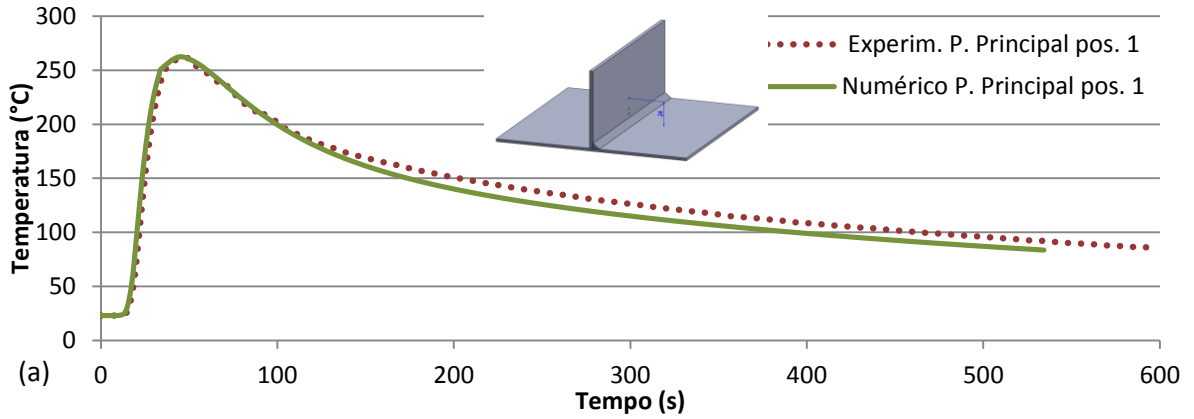


Figura 5.4 – Histórico de temperatura obtido numericamente com parâmetros alternativos

A validação dos dados foi realizada a partir da comparação ponto a ponto dos dados obtidos experimentalmente (com cada termopar) e o posicionamento correspondente no modelo numérico. A Figura 5.5 apresenta as comparações referentes a algumas posições. Estes dados referem-se aos parâmetros principais.

Como se pode verificar nos gráficos, os ruídos presentes na coleta e apresentados no gráfico não desqualificam a medição. Se estes forem desconsiderados, constata-se boa aproximação dos valores obtidos. Destaca-se que as posições 7 e 8 apresentam valores mais discrepantes. Essa condição pode ser explicada, possivelmente, pela inércia térmica do sensor, que ao não apresentar uma rápida velocidade de resposta teve sua leitura comprometida. Tal situação pode ser solucionada com a utilização de termopares de menor espessura, o que, conseqüentemente, reduziria a inércia térmica.



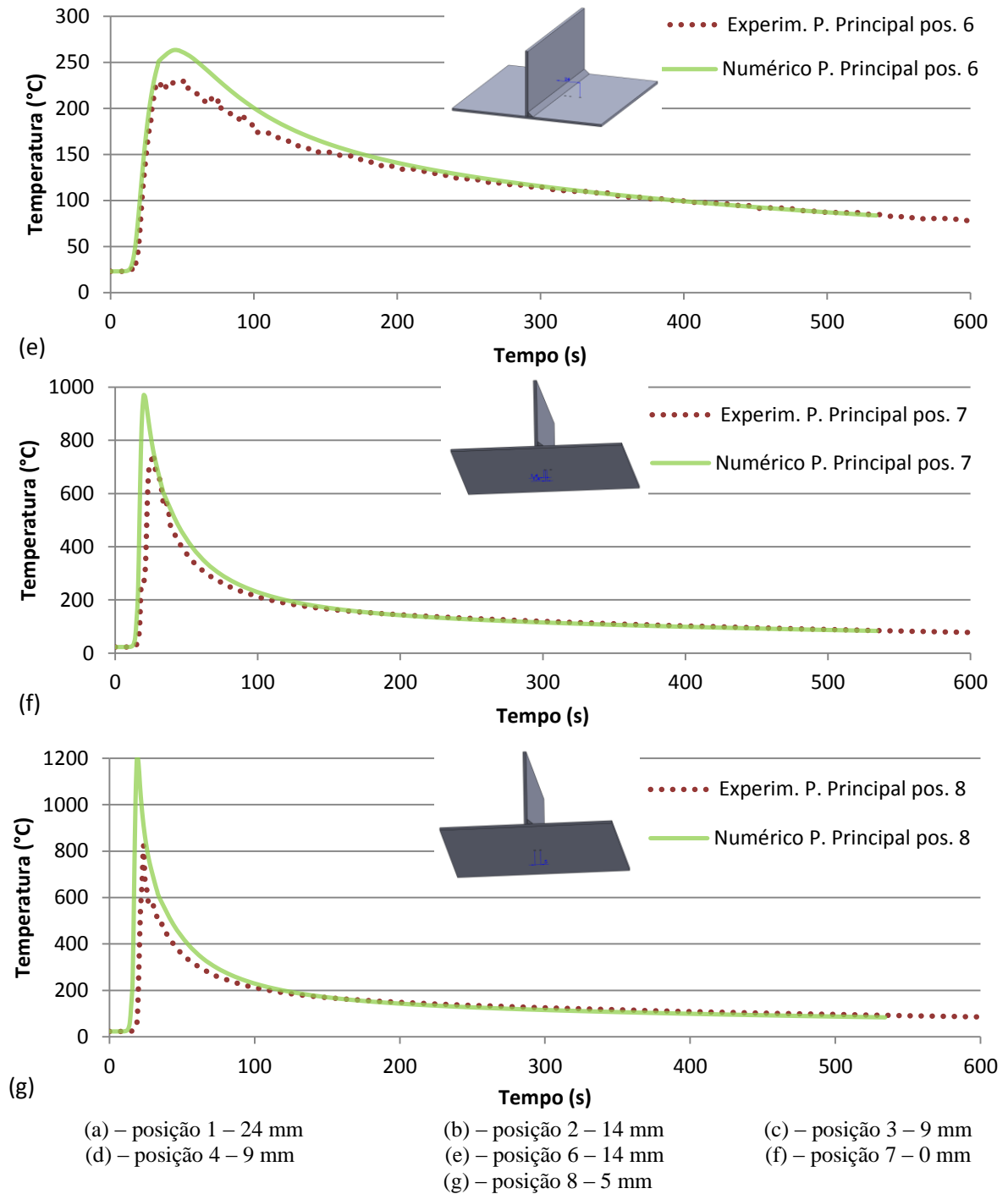
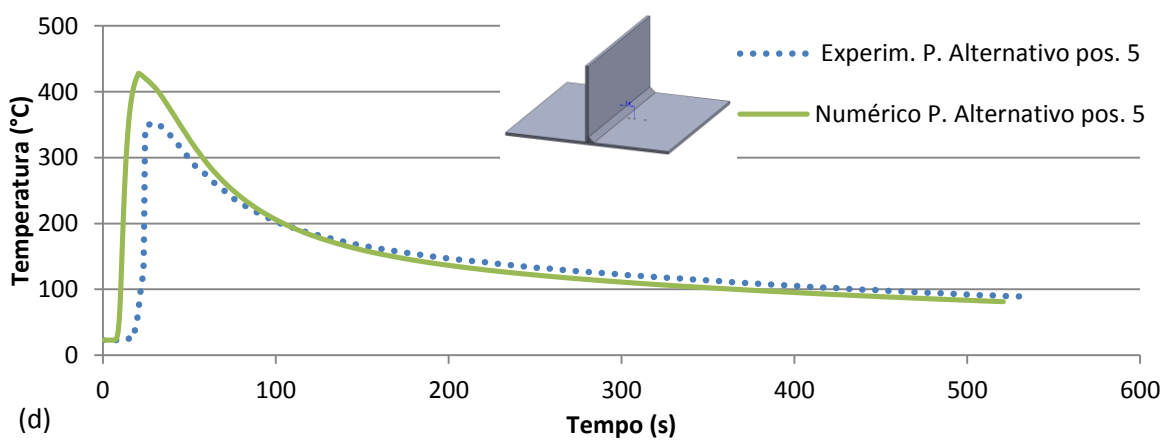
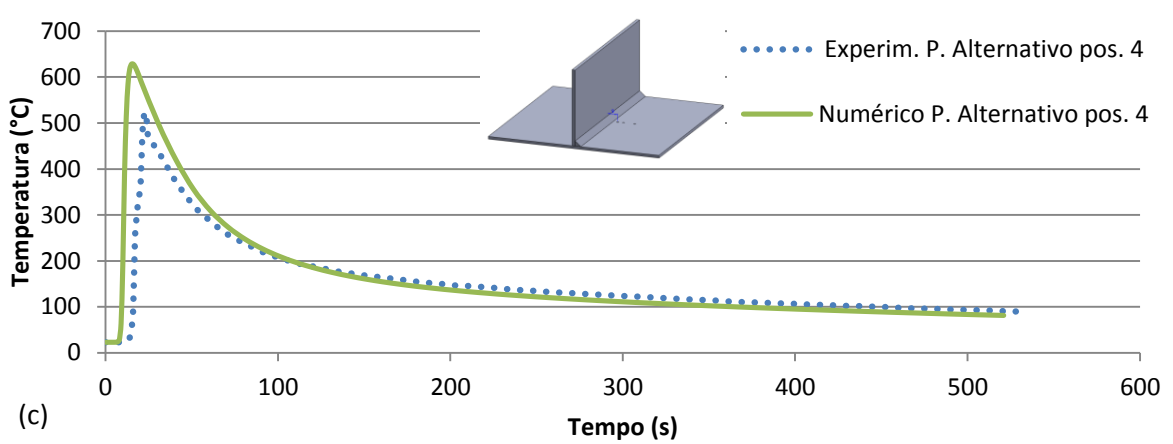
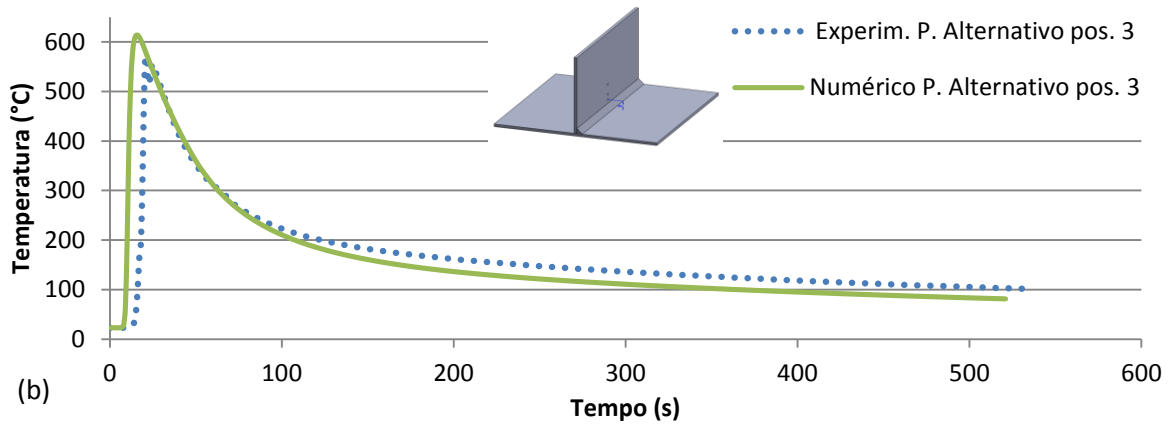
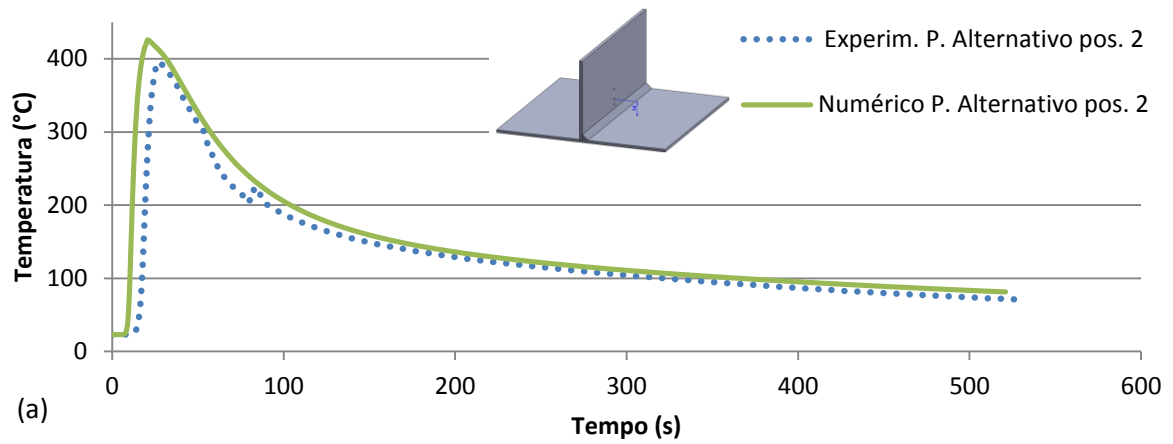


Figura 5.5 – Histórico de temperatura do processo com parâmetros principais

A Figura 5.6 apresenta as comparações referentes aos parâmetros alternativos (posições 2 a 6). Como mencionado anteriormente, os ruídos presentes na coleta e apresentados nos gráficos não desqualificam a medição. Se estes forem desconsiderados, constata-se boa aproximação dos valores obtidos.



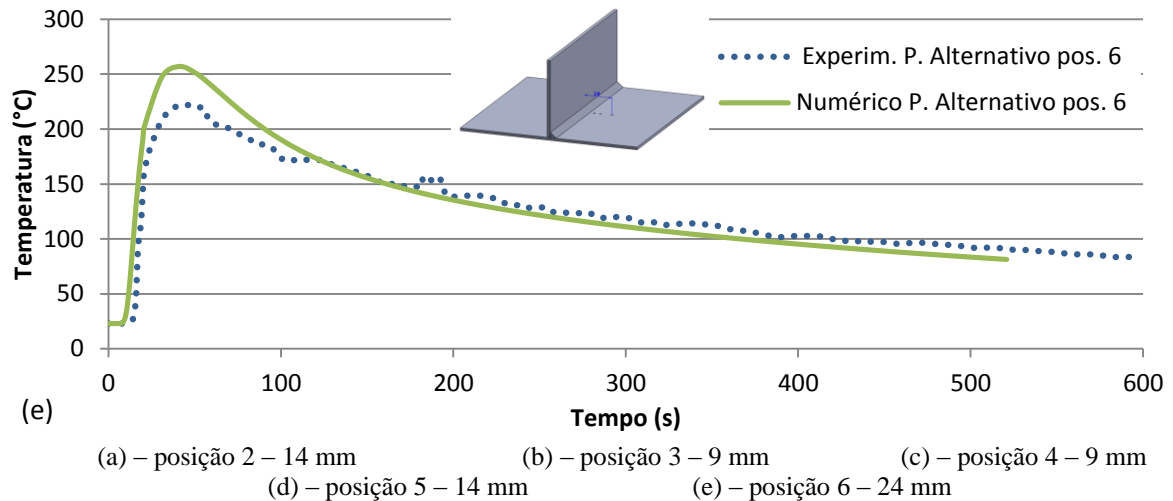


Figura 5.6 – Histórico de temperatura do processo com parâmetros alternativos

A Figura 5.7 revela que, apesar da utilização de parâmetros distintos (principais e alternativos), o cordão apresentou aspecto final semelhante, tanto na dimensão do filete (garganta e pernas), sendo que as medidas das pernas com ambos os parâmetros ficou em 5 mm. Ambos os casos apresentaram baixo índice de respingos, solda uniforme e ausência de defeitos aparentes.

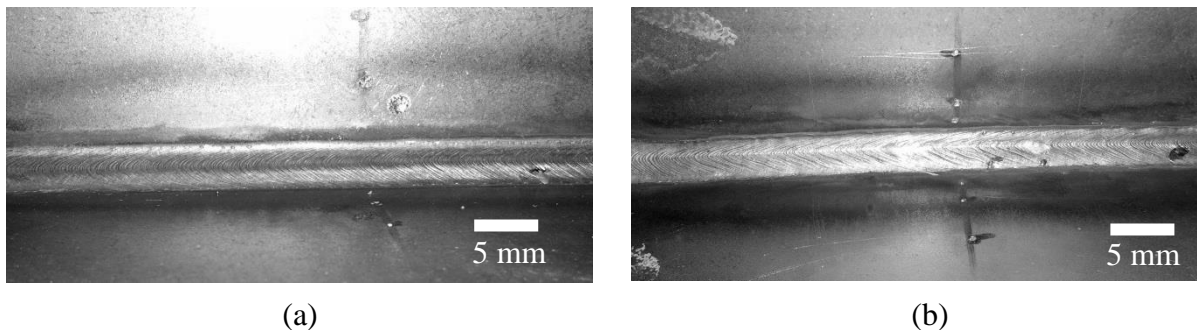


Figura 5.7 – Aspecto do cordão: (a) parâmetros principais, (b) parâmetros alternativos

Com vistas a validar o aporte de calor, realizou-se uma análise metalográfica a fim de medir os parâmetros a e b da equação de Goldak, por meio da qual verificou-se os valores de $a = 3\text{mm}$ e $b = 4,5\text{mm}$, que posteriormente foram utilizados na análise numérica. A Figura 5.8 apresenta o posicionamento definido para as macrografias na peça. Os resultados desta análise permitiram verificar as zonas térmicas (zona de fusão e zona afetada pelo calor) e parte do metal base, que não sofreu alteração em função do acréscimo da temperatura, além de medir os parâmetros referenciados.

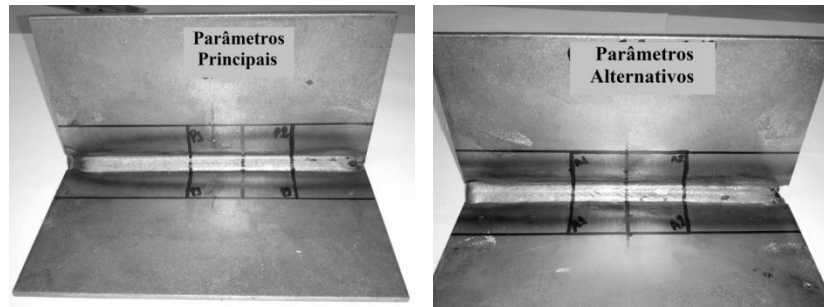


Figura 5.8 – Posicionamento para a macrografia na peça

A seguir é apresentada a localização das seções definidas para a macrografia. Destaca-se que a notação “P” refere-se aos parâmetros principais, enquanto a notação “A” refere-se aos alternativos. Cada parâmetro resultará em quatro faces macrográficas, a saber: P1, P1.1, P2, P2.1, A1, A1.1, A2 e A2.1. Esta será a nomenclatura adotada a partir deste ponto.

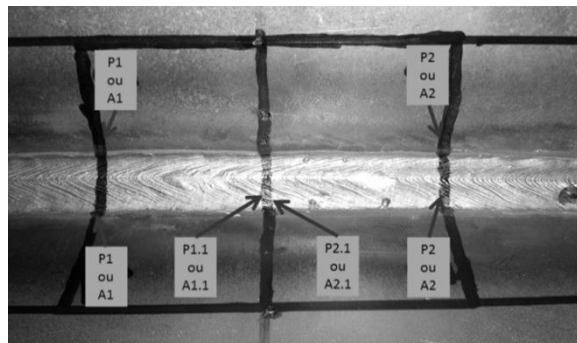


Figura 5.9 – Identificação da posição da macrografia

A comparação entre os resultados macrográficos (experimentais) e uma seção da peça, obtida durante a passagem da fonte de calor (simulação numérica), é apresentada na Figura 5.10 (P) e na Figura 5.11 (A), nas quais é possível visualizar as regiões térmicas da peça.

A primeira coluna apresenta o resultado macrográfico. A segunda o resultado macrográfico acrescido de linhas delimitadoras das zonas térmicas, sendo que as linhas amarelas fazem separação entre o metal base e a zona afetada pelo calor e a linha vermelha entre a zona termicamente afetada e a zona fundida. Por fim, a terceira coluna expõe o resultado numérico. O gradiente de cores corresponde às regiões térmicas.

Constata-se que as zonas (fundida e termicamente afetada) apresentadas no modelo numérico são representativas do modelo experimental.

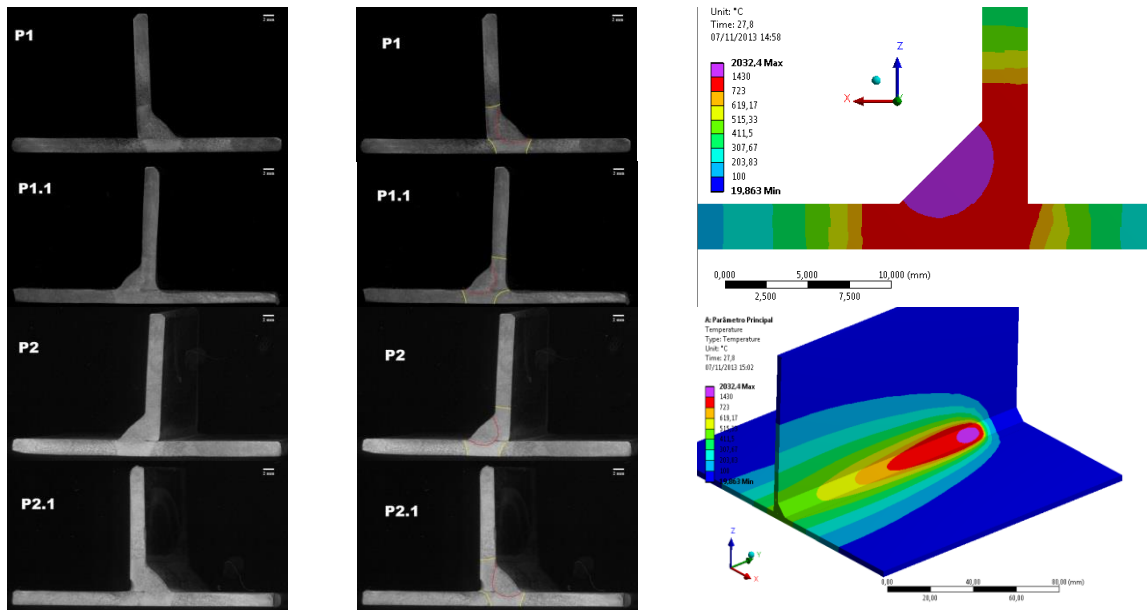


Figura 5.10 – Resultado da macrografia dos parâmetros principais

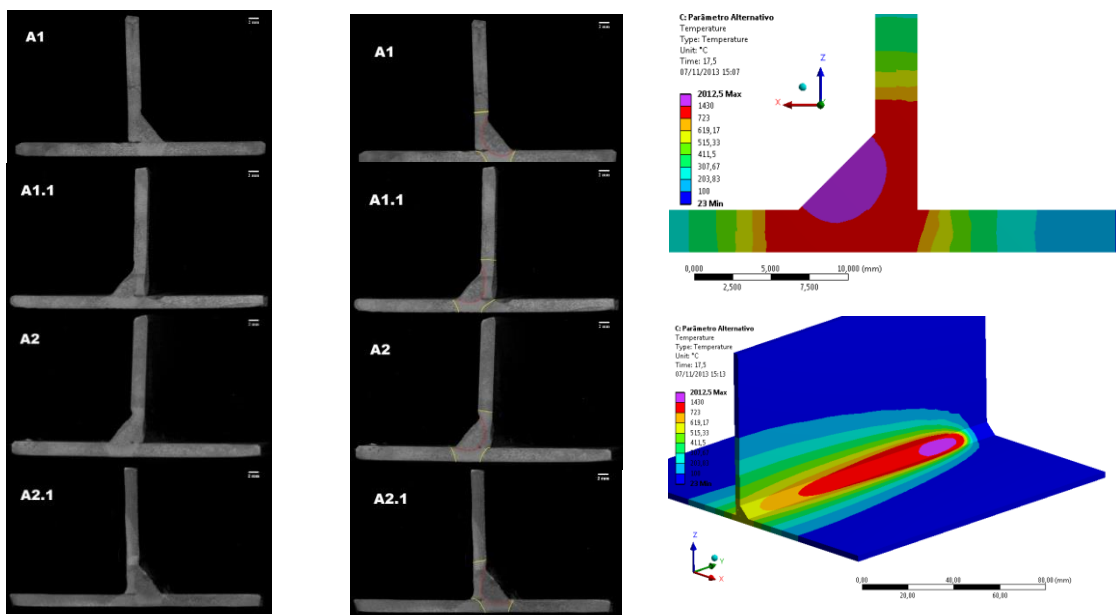


Figura 5.11 – Resultado da macrografia dos parâmetros alternativos

5.1.2 Análise estrutural

Além das tensões residuais, a soldagem também gera deformações inicialmente transientes e, após o completo resfriamento, permanentes. Estas deformações são normalmente chamadas de distorções. Tensões residuais altas ocorrem quando as deformações são restringidas, e tensões de nível mais baixo surgem quando as deformações não são restringidas. Previamente à apresentação dos resultados decorrentes da análise

estrutural, apresenta-se a Figura 5.12 que busca representar a relação entre distorção, tensão residual e a restrição aplicada. Como se pode verificar no gráfico, ao se tratar uma peça livre de fixação, podem-se ter problemas durante o processo de soldagem em decorrência de altos níveis de distorções (pois se extrapolam os limites de tolerância dimensional).

Já ao se trabalhar com um componente totalmente engastado, ou seja, com alto nível de fixação, o risco de ocorrência de falhas na peça em serviço é elevado, devido aos altos níveis de tensão residual decorrentes do processo de fabricação.

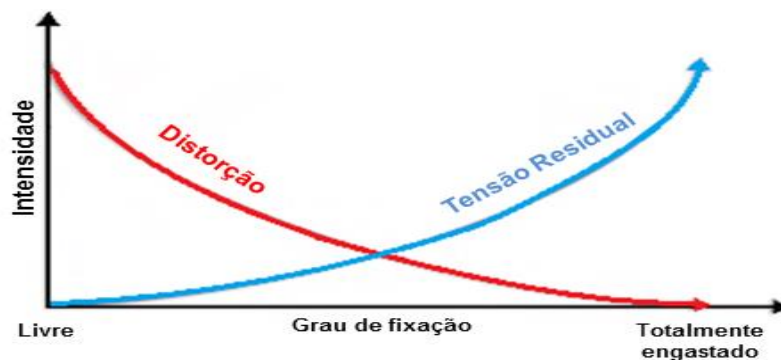


Figura 5.12 – Relação distorção *versus* engaste

A seguir é apresentada a identificação das superfícies cujas distorções foram medidas. As nomenclaturas “Superfície 1”, “Superfície 2” e “Superfície 3” são adotadas na apresentação dos resultados, a partir deste ponto.



Figura 5.13 – Medição das distorções

A Figura 5.14 apresenta o histórico numérico de distorção e temperatura da peça em relação ao tempo dos processos, considerando-se os parâmetros principais e alternativos, mas desconsiderando a localização de ocorrência. Pode-se observar que durante os primeiros segundos da soldagem, quando o arco está aberto ($P = 33$ s e $A = 20$ s), ocorre a maior taxa de distorção. Todavia, após o fechamento do arco ainda é possível perceber a ocorrência de distorção ao longo de um curto período, vindo a estabilizar-se posteriormente.

Em uma solda mais rápida, como é o caso dos parâmetros alternativos, a distorção final resultante ficou menor com distorção máxima na faixa de 2,5 mm. Já para o processo mais lento (parâmetros principais) a distorção ficou na faixa de 3,3 mm. Tomando por base estes resultados, conclui-se que, para a solda realizada, os parâmetros alternativos se mostraram mais adequados.

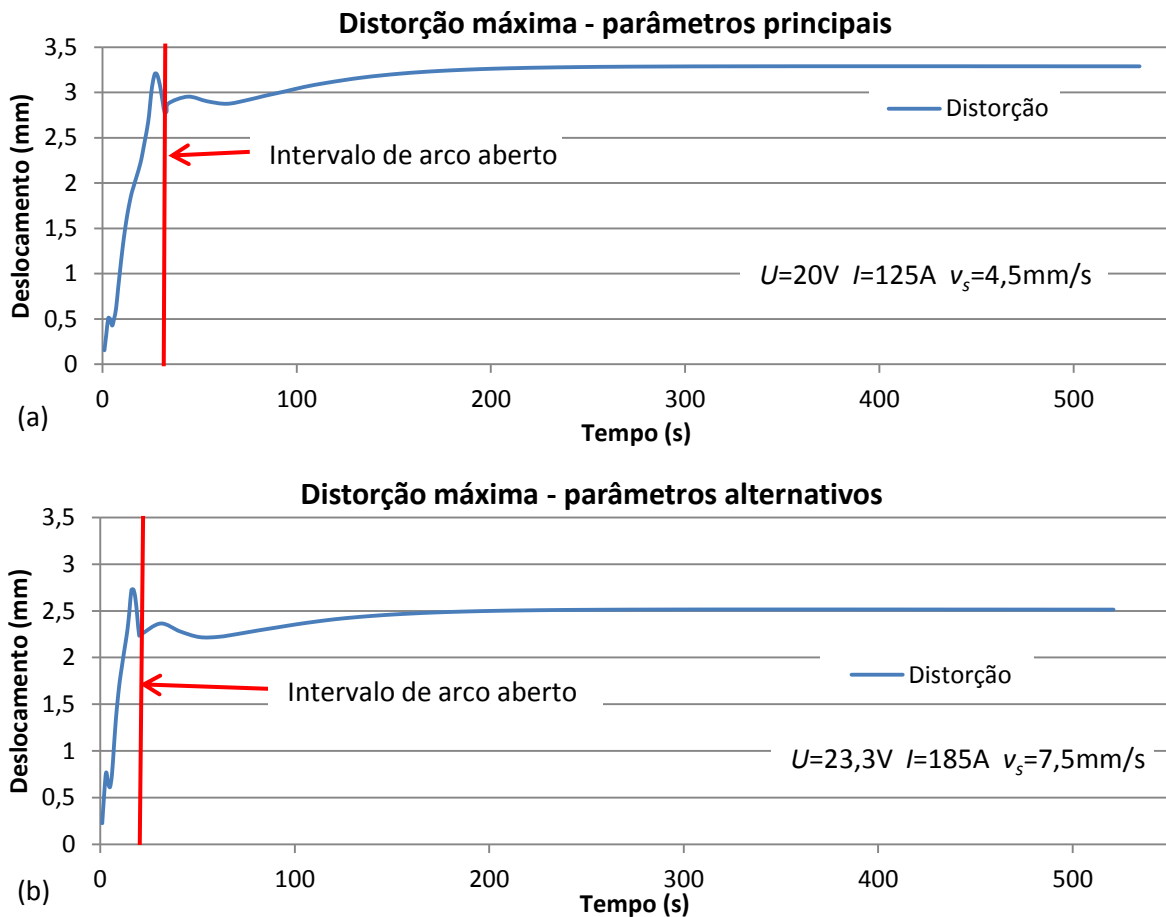


Figura 5.14 – Histórico de distorção e temperatura: (a) parâmetros principais, (b) parâmetros alternativos

Como se pode verificar, o gráfico anterior apresenta apenas resultados relacionados à maior intensidade da distorção sem se observar o ponto (localização) da distorção máxima. A visualização tridimensional é possível a partir das imagens a seguir, pois estas apresentam resultados quanto à forma final da peça.

Na Figura 5.15 é possível visualizar a localização da distorção máxima, assim como a forma final para os parâmetros principais das superfícies 1 e 2 do resultado experimental comparada com a forma final do modelo numérico. Como pode ser observado há uma boa aproximação na forma geométrica final.

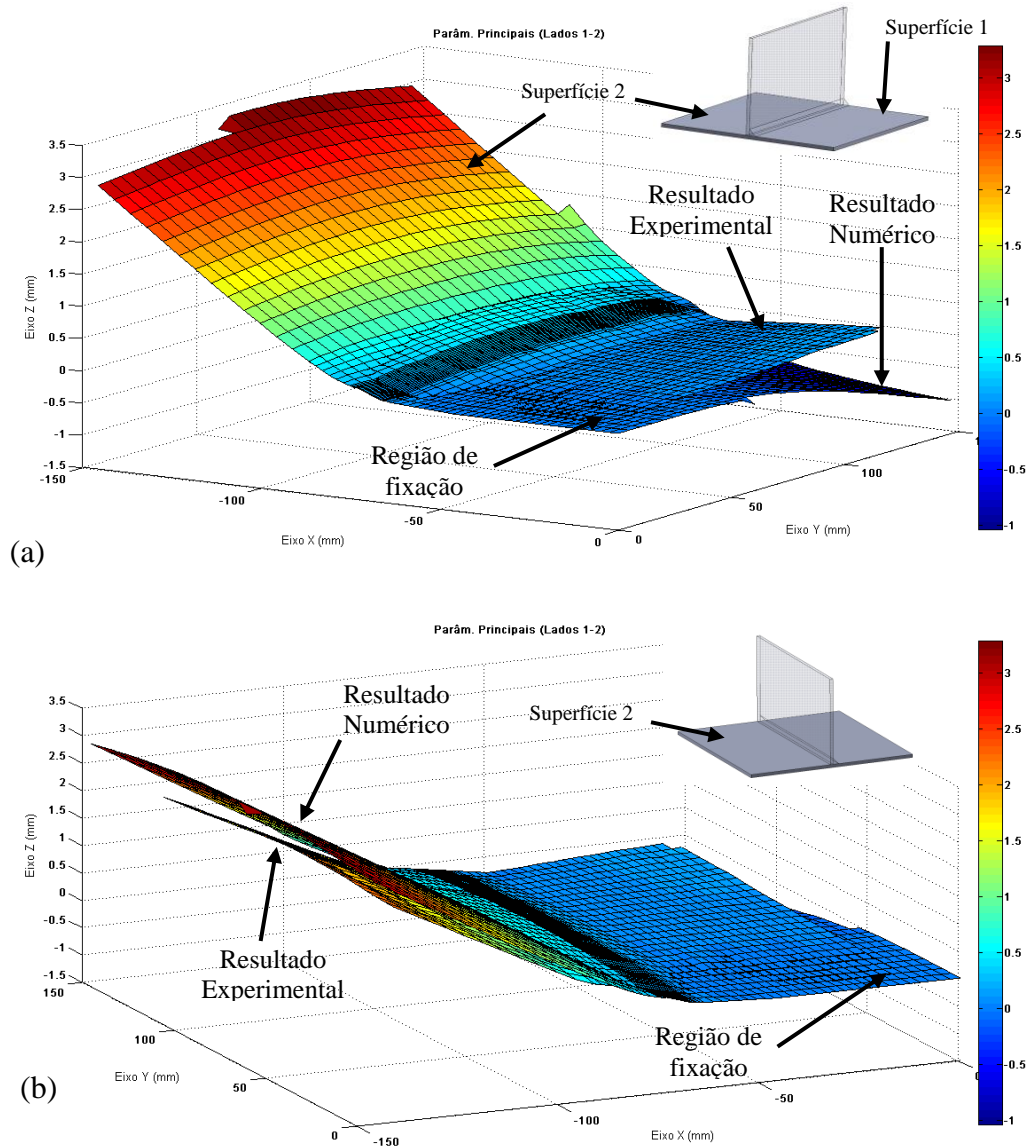


Figura 5.15 – Distorção nas superfícies 1 e 2 com parâmetros principais: (a) frontal, (b) rotacionado

A seguir apresenta-se o método de obtenção utilizado para calcular o erro percentual:

$$Ep = (Er \cdot 100)\% \quad (5.1)$$

Onde:

Ep – erro percentual [%];

Er – erro relativo [m].

Onde o erro relativo é definido conforme a Equação (5.2):

$$Er = \frac{E_a}{x} \quad (5.2)$$

Onde:

E_r – erro relativo [m];

x – valor exato ou experimental de um número [m];

E_a – erro absoluto [m].

O erro absoluto corresponde a diferença entre o valor exato de um número e seu valor aproximado, conforme a Equação (5.1):

$$E_a = |x - \bar{x}| \quad (5.3)$$

Onde:

E_a – erro absoluto [m];

x – valor exato ou experimental de um número [m];

\bar{x} – valor aproximado ou numérico do mesmo número [m].

A Figura 5.16 apresenta o erro percentual da comparação das superfícies 1 e 2 dos resultados numéricos e experimentais, considerando os parâmetros principais. Como se pode notar, a região com o maior índice de erro é uma das extremidades da superfície onde o erro corresponde a aproximadamente 35%. Já o erro médio para as superfícies 1 e 2 ficou em 8%.

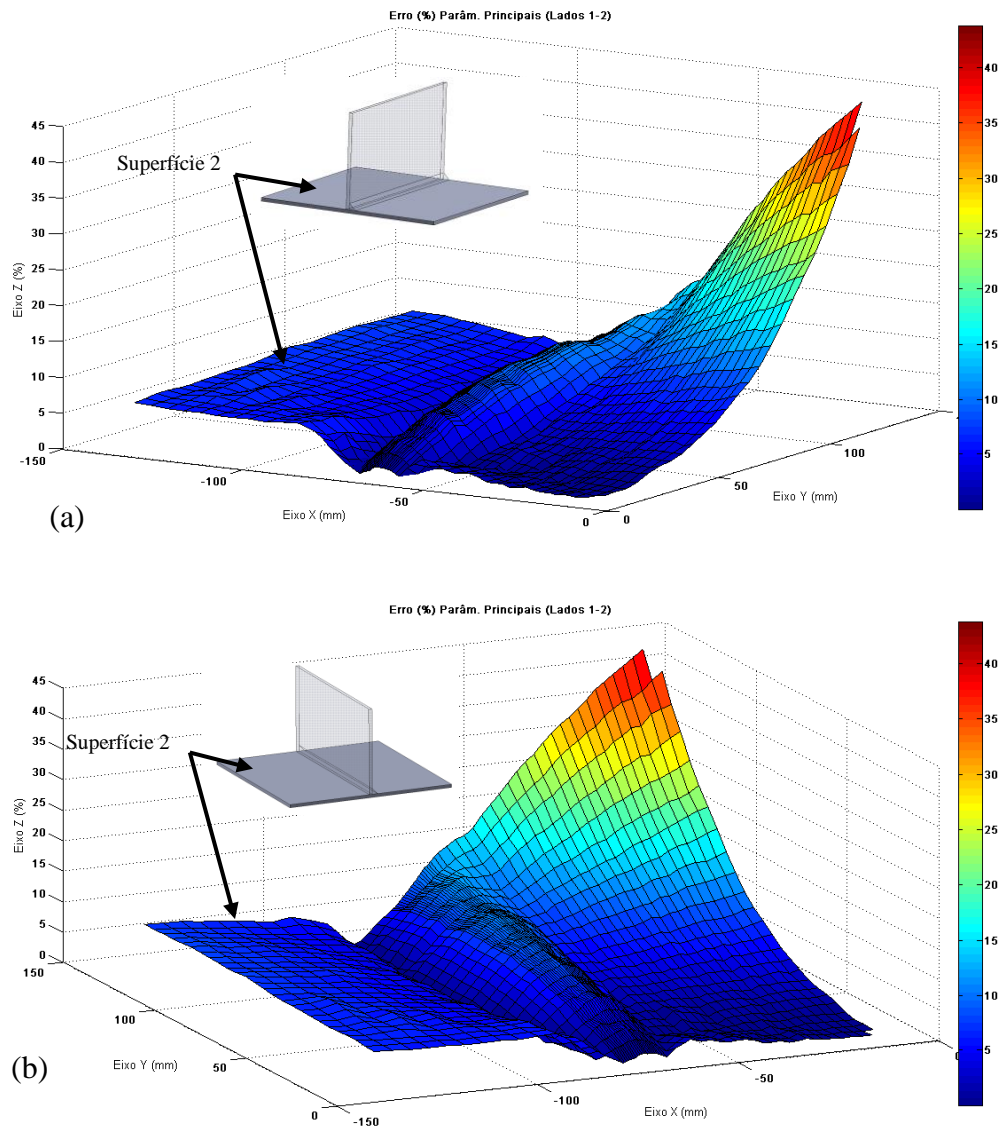


Figura 5.16 – Erro percentual das superfícies 1 e 2 com parâmetros principais: (a) frontal, (b) rotacionado

A forma final para os parâmetros principais da superfície 3 do resultado do modelo numérico comparada com o resultado experimental pode ser observado na Figura 5.17. Assim como as superfícies 1 e 2, a superfície 3 também apresentou uma boa aproximação na forma geométrica final. Ainda neste gráfico, é possível identificar o erro percentual da comparação das superfícies. A região que apresenta o maior erro é uma extremidade da superfície onde o erro fica em torno de 1%.

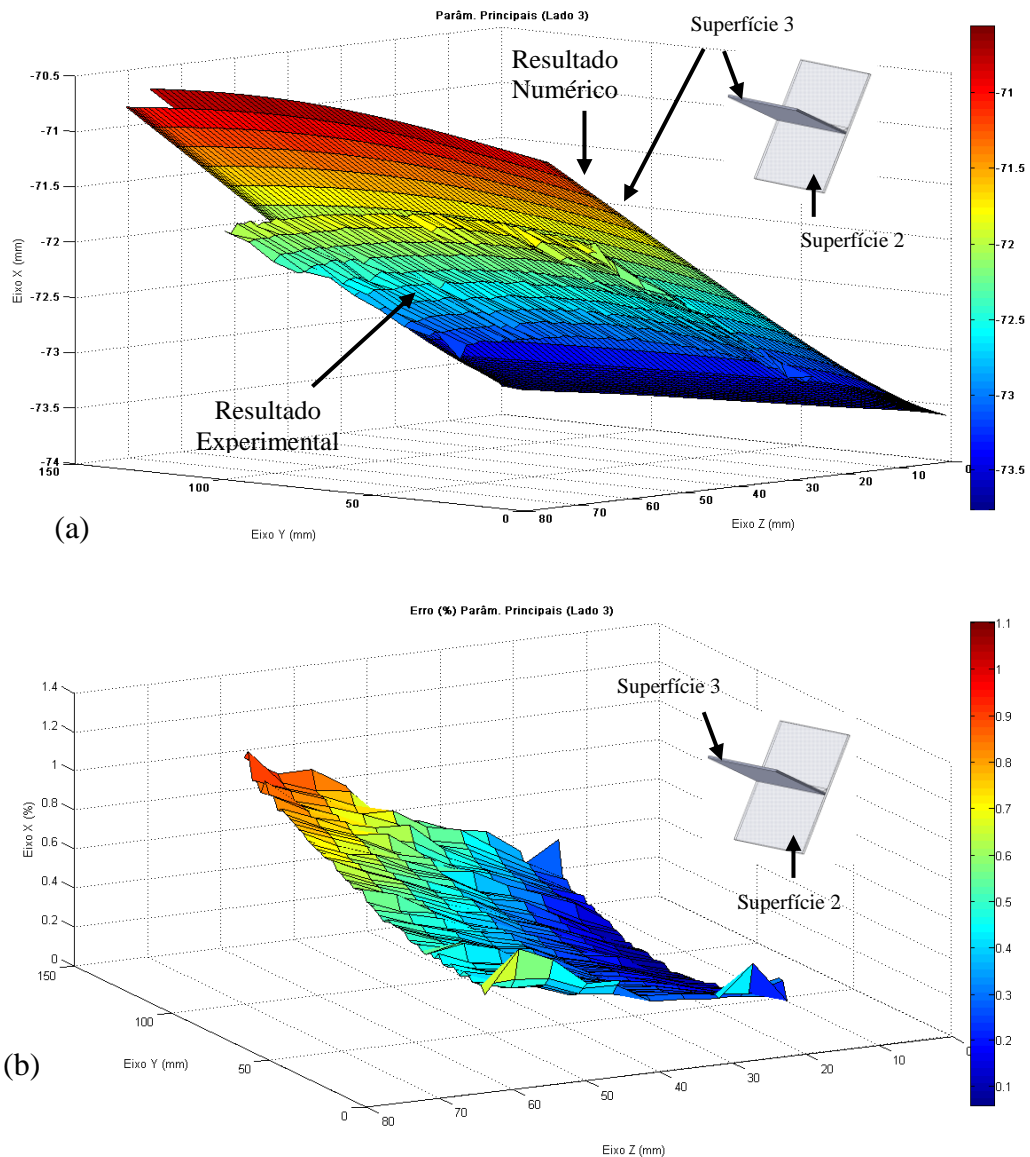


Figura 5.17 – Resultados da superfície 3 com parâmetros principais: (a) distorção, (b) erro percentual

O erro médio global da comparação de toda a peça (superfícies 1,2 e 3) para os parâmetros principais ficou em 5%. Este valor caracteriza uma boa aproximação.

A Figura 5.18 apresenta a forma final para os parâmetros alternativos das superfícies 1 e 2 do resultado experimental comparada com a forma final do modelo numérico. Da mesma forma que encontrado nas validações com parâmetros principais, a validação com parâmetros alternativos obteve boa aproximação na forma geométrica final.

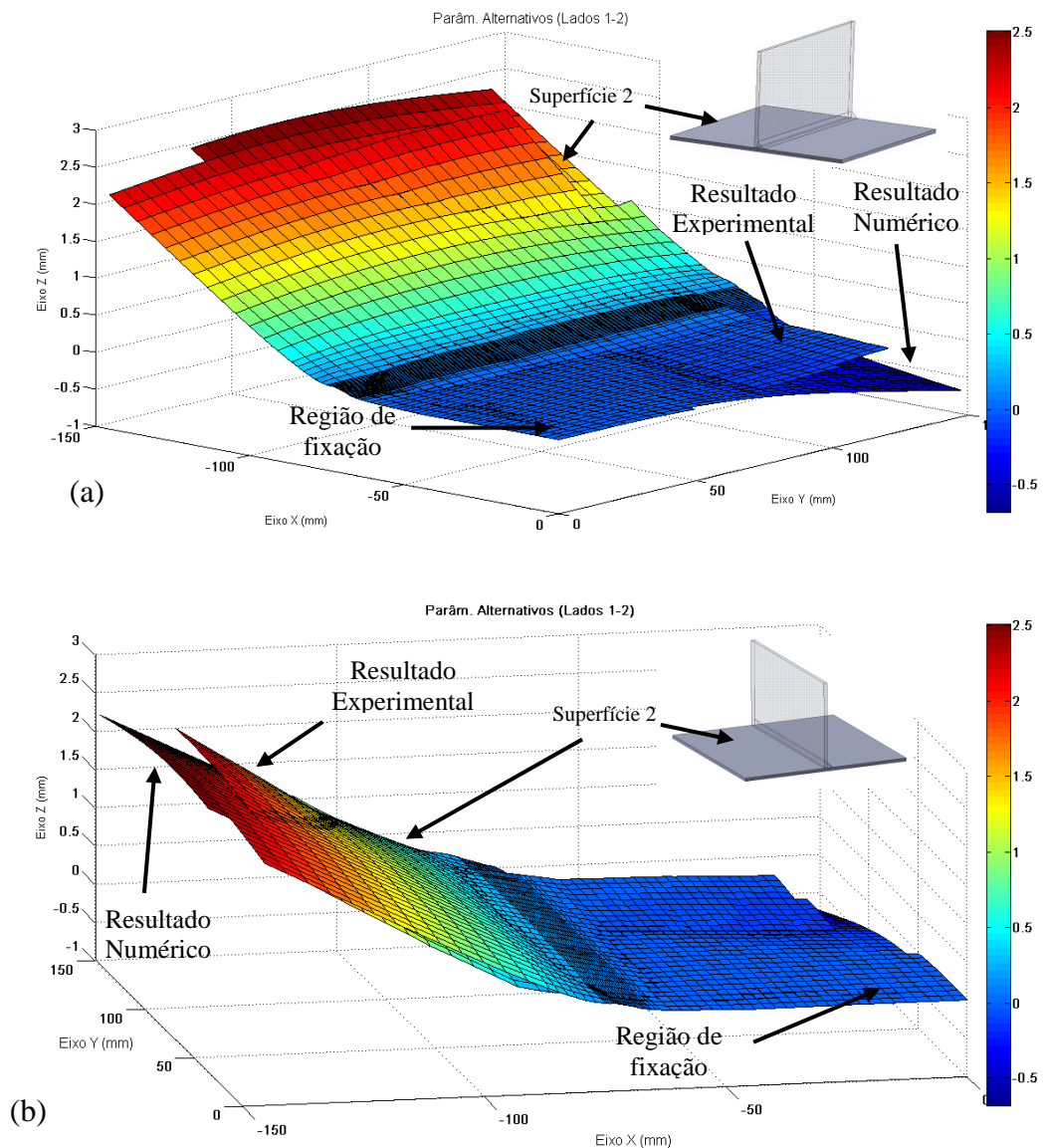


Figura 5.18 – Distorção nas superfícies 1 e 2 com parâmetros alternativos: (a) frontal, (b) rotacionado

A Figura 5.19 apresenta o erro percentual para os parâmetros alternativos da comparação das superfícies 1 e 2 dos resultados numéricos e experimentais. Neste caso, a região com a maior incidência de erro corresponde a uma extremidade da superfície onde o erro fica em torno de 12%.

Já o erro médio dos parâmetros alternativos para a superfície 1 e 2 ficou em 4%.

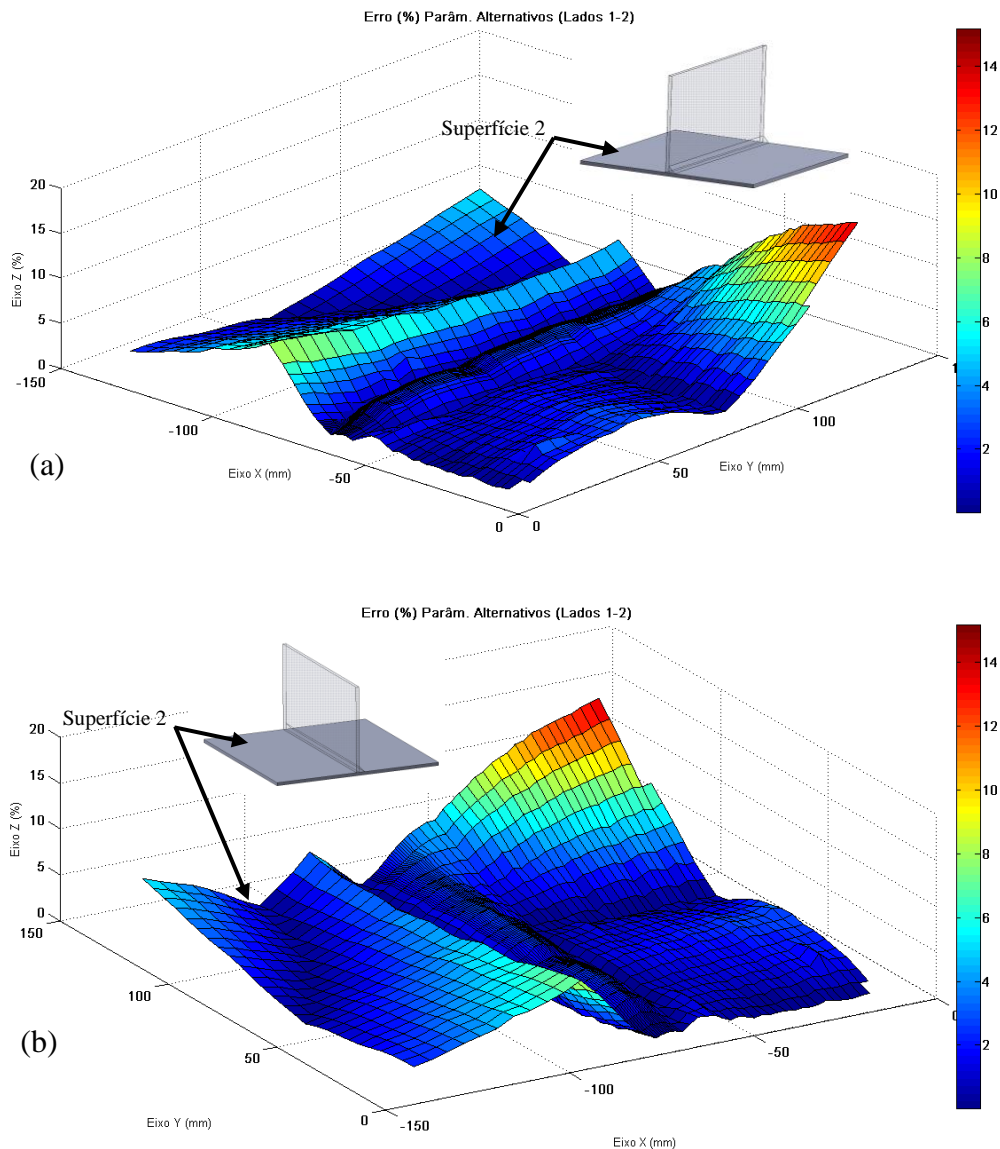


Figura 5.19 – Erro percentual nas superfícies 1 e 2 com parâmetros alternativos: (a) frontal, (b) rotacionado

Na Figura 5.20 verifica-se a forma final para os parâmetros alternativos da superfície 3 da forma final do modelo numérico comparada com o resultado experimental. Nesta comparação, a forma geométrica final apresenta-se bem próxima do experimento. O gráfico também apresenta o erro percentual da comparação das superfícies. Como se pode perceber, a região que apresenta maior incidência de erro refere-se a uma extremidade da superfície onde o erro fica em torno de 0,8%.

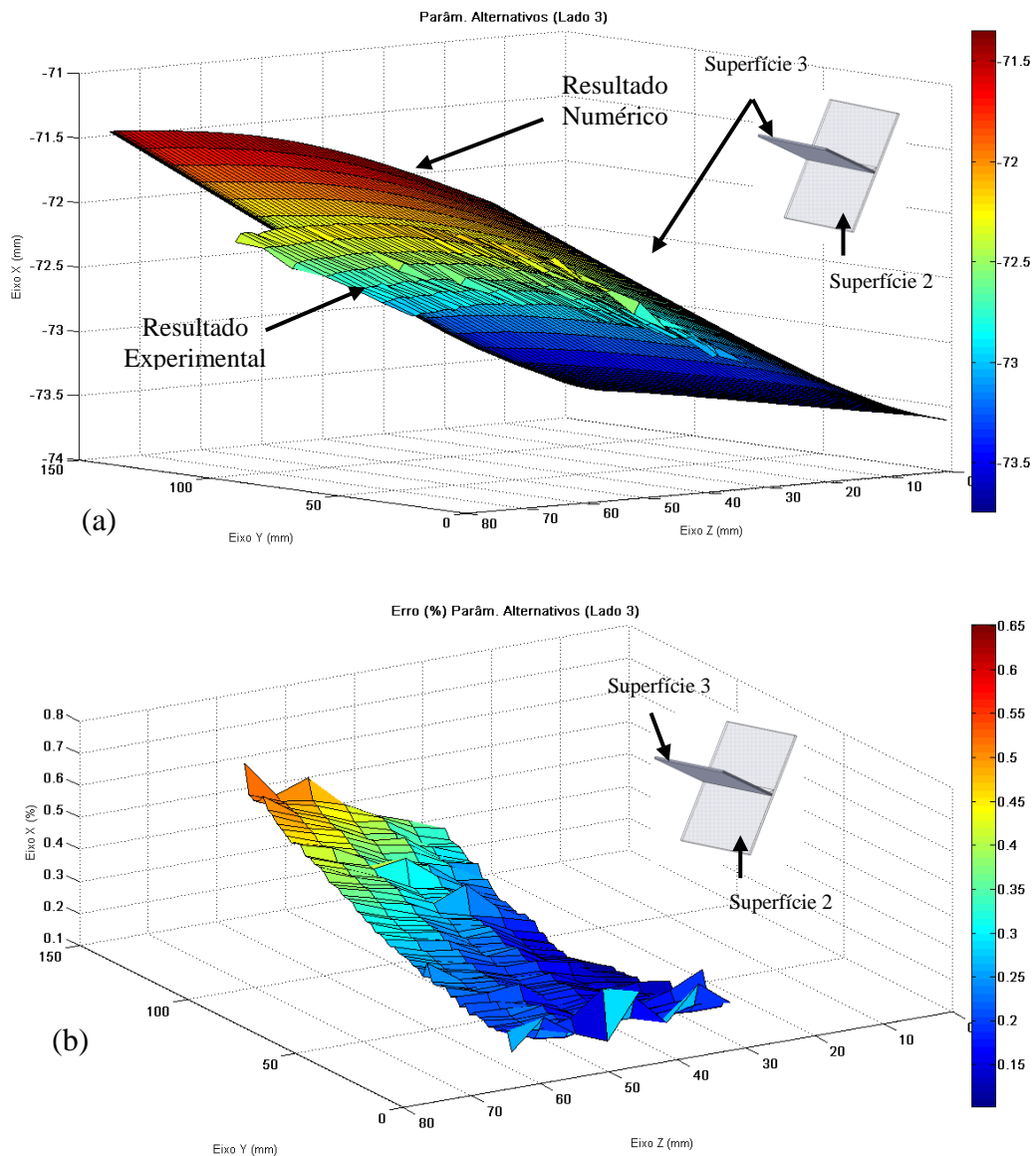


Figura 5.20 – Resultados da superfície 3 com parâmetros alternativos: (a) distorção, (b) erro percentual

O erro médio global da comparação de toda a peça (superfícies 1, 2 e 3) para os parâmetros alternativos ficou em 3%, constituindo uma boa aproximação, pois permite efetuar a previsão de resultados práticos ainda na fase de desenvolvimento tanto de componentes quanto de equipamentos industriais.

5.2 Segunda etapa – Casos de simulação

Esta seção apresenta a elaboração de oito casos de estudo, com vistas a encontrar o conjunto de parâmetros que apresente a menor e a maior distorção. Convém lembrar que a criação dos casos partiu da combinação de três variáveis: a) variação da velocidade mantendo a mesma energia de soldagem; b) sequência de soldagem (sentido “vai-volta” ou “vai-vai”);

c) tempo de resfriamento entre filetes. O resultado dessa combinação foi apresentado na Tabela 4.7 e é replicado a seguir.

Tabela 5.1 – Casos de simulação

Casos de Simulação	Velocidade de Soldagem		Seqüência de Soldagem		Tempo de Resfriamento	
	A1	A2	B1	B2	C1	C2
1	A1		B1		C1 ¹	
2	A1		B1		C2	
3	A1		B2		C1 ²	
4	A1		B2		C2	
5	A2		B1		C1 ¹	
6	A2		B1		C2	
7	A2		B2		C1 ²	
8	A2		B2		C2	

A1 : $U=20\text{ V}$ $I=125\text{ A}$ $v_s=4,5\text{ mm/s}$

A2 : $U=23,3\text{ V}$ $I=185\text{ A}$ $v_s=7,5\text{ mm/s}$

B1 : vai-volta

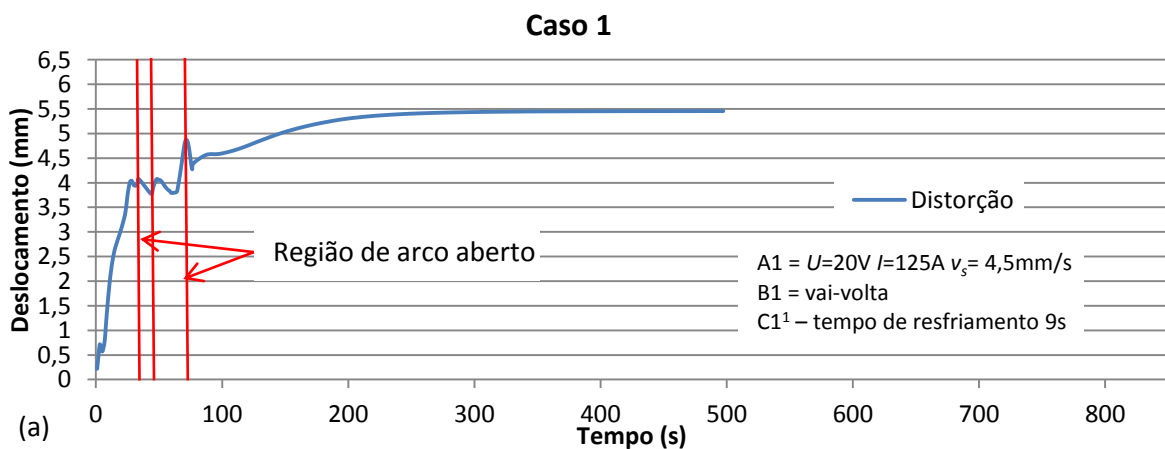
B2 : vai-vai

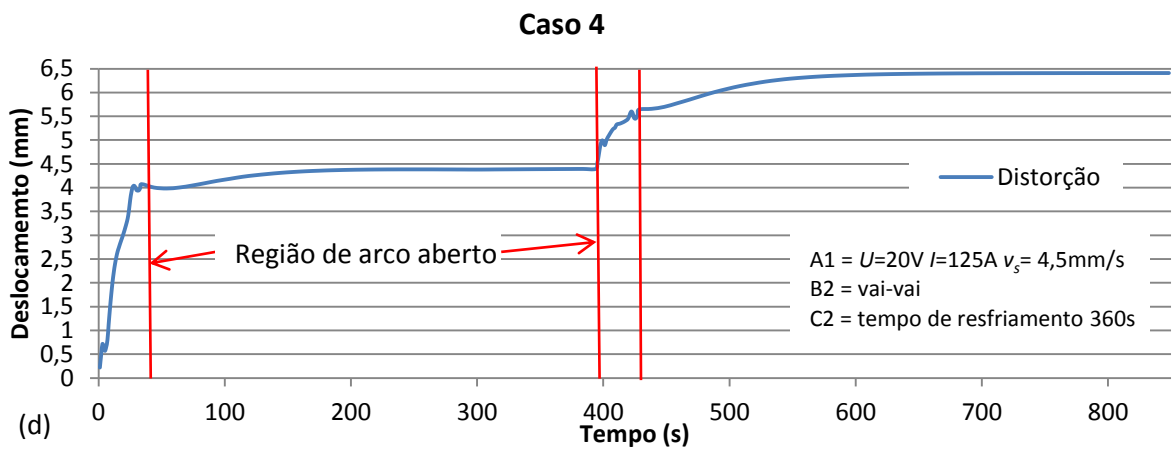
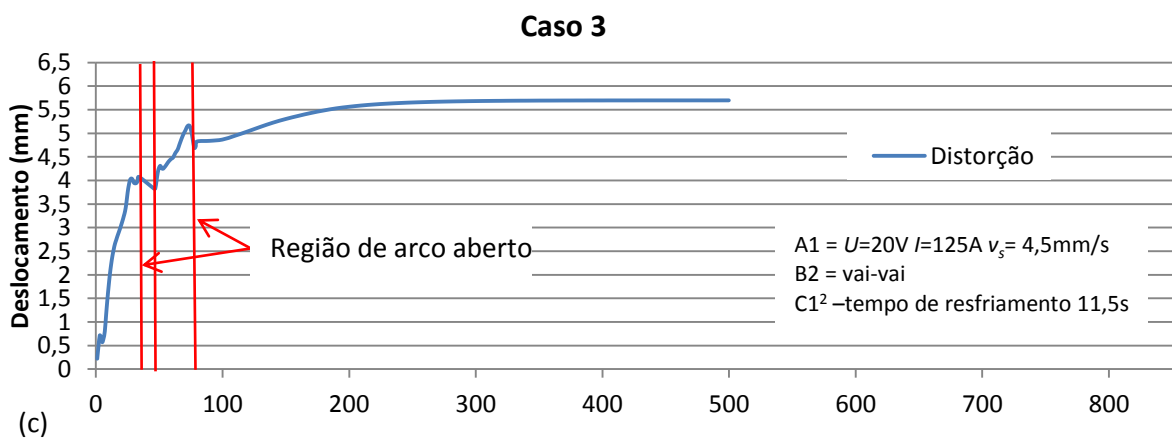
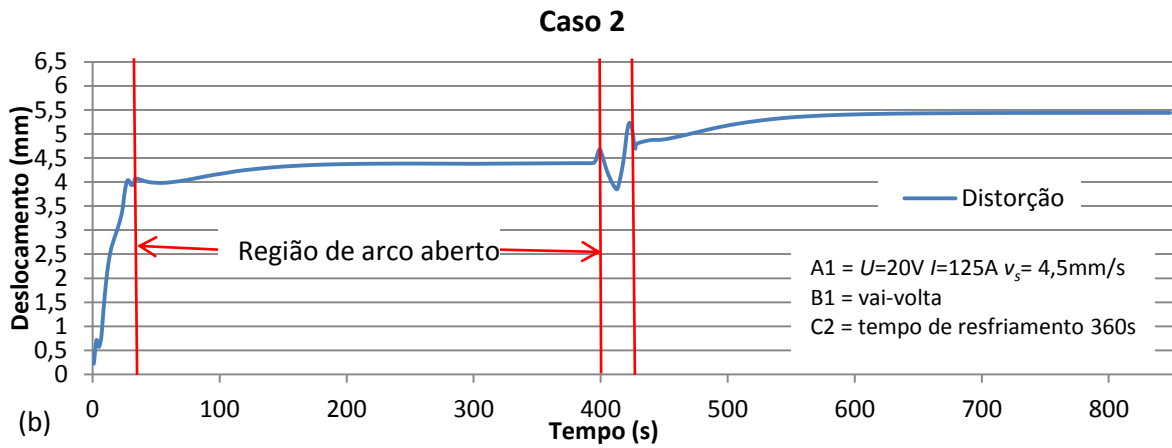
C1¹ : 9 s tempo de movimentação do robô

C1² : 11,5 s tempo de movimentação do robô

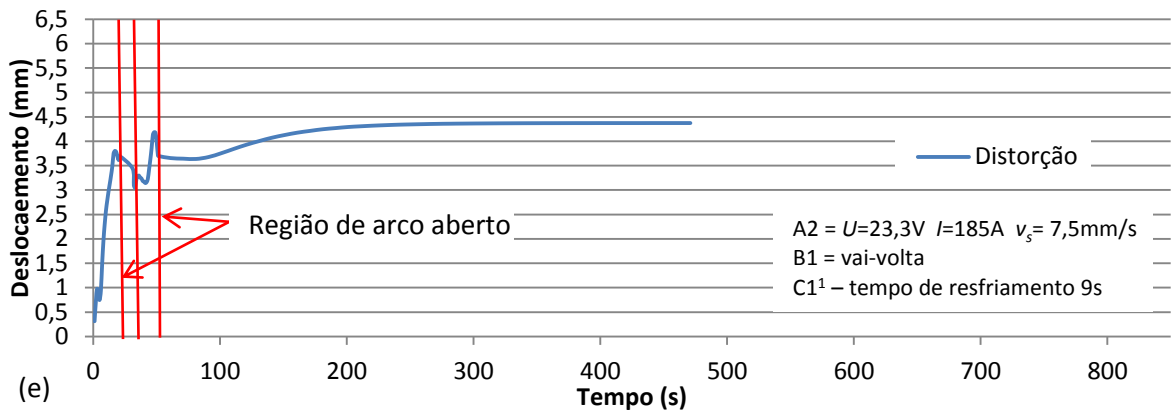
C2 : tempo de resfriamento 360 s

A Figura 5.21 apresenta graficamente os resultados gerais desta etapa, ou seja, o histórico de distorção e temperatura em relação ao tempo de cada caso de simulação gerado. Como se pode observar, a distorção se desenvolve a uma taxa significativamente alta durante a soldagem, e continua evoluindo após o fim desta ação. Para que, em situações de produção, as distorções sejam minimizadas, a fixação ou restrição durante o processo de soldagem deve ser mantida por um período após a soldagem.

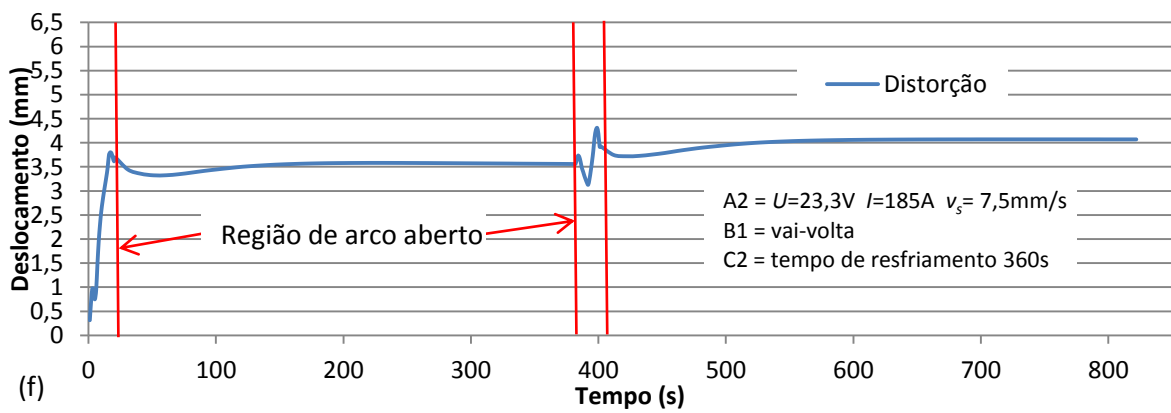




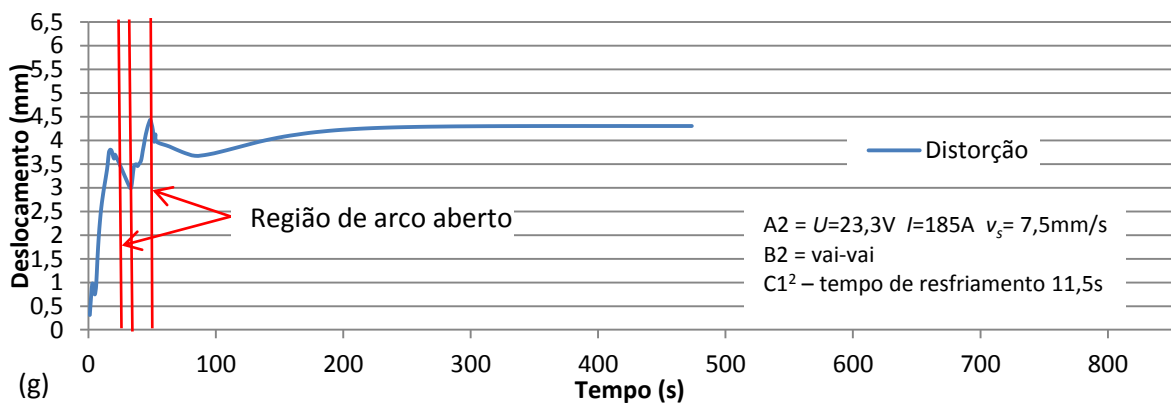
Caso 5



Caso 6



Caso 7



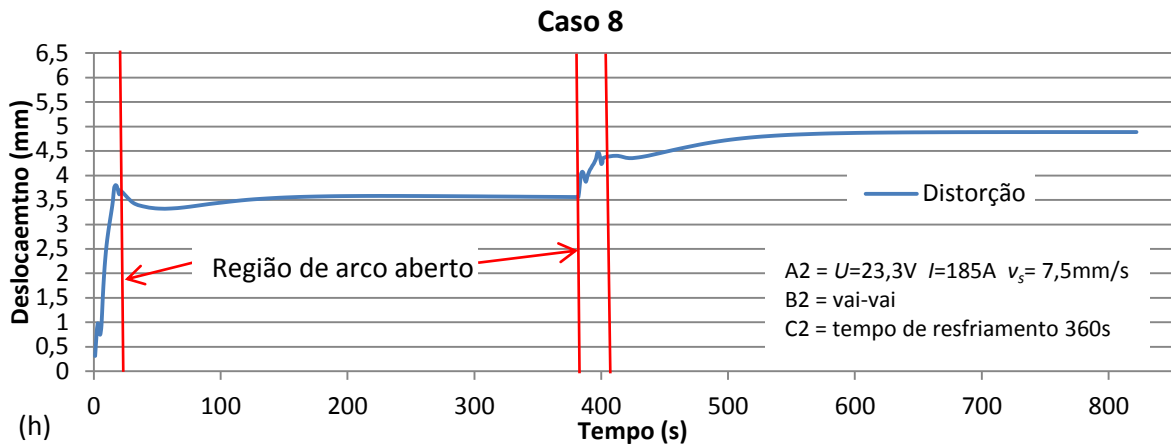


Figura 5.21 – Histórico de distorção versus tempo dos oito casos

Uma vez apresentados os resultados gerais, os próximos itens tratam sobre a análise dos casos em estudo no que se refere a cada variável.

5.2.1 Quanto à velocidade de soldagem

Nesta análise considerou-se apenas a alteração do parâmetro de velocidade. Notou-se que os casos que utilizam os parâmetros alternativos de velocidade (casos 5, 6, 7 e 8) apresentaram menores distorções máximas ante seus pares (casos 1, 2, 3 e 4).

Tabela 5.2 – Variante velocidade de soldagem

	Velocidade Principal A1 ($v_s = 4,5\text{mm/s}$)	Velocidade Alternativa A2 ($v_s = 7,5\text{mm/s}$)
Caso	1	5
Distorção Máxima Final (mm)	5,46	4,37
Caso	2	6
Distorção Máxima Final (mm)	5,44	4,31
Caso	3	7
Distorção Máxima Final (mm)	5,70	4,43
Caso	4	8
Distorção Máxima Final (mm)	6,41	4,89

Considerando-se que a repartição térmica de uma junta soldada é representada pelas máximas temperaturas atingidas ao longo da seção transversal da junta, e que ela tem influência direta na microestrutura da junta (FBTS, 2000), percebe-se que a repartição térmica

ficou mais concentrada na zona fundida no parâmetro alternativo, isto devido a maior velocidade de soldagem, apresentando, conseqüentemente, uma zona termicamente afetada menor.

5.2.2 Quanto à sequência de soldagem

Nesta análise foi considerada apenas a alteração do parâmetro de sequência de soldagem. Quanto à sequência de soldagem, cada vez mais utilizada na diminuição de tensões residuais por ser um método simples e bastante eficiente, observou-se que os casos que utilizam os parâmetros de sequência “vai - volta” (casos 1, 2, 5 e 6) apresentaram menores distorções máximas quando comparados aos casos de sequência “vai - vai” (3, 4, 7 e 8).

Tabela 5.3 – Variante sequência de soldagem

	Sequência de Soldagem “vai - volta” (B1)	Sequência de Soldagem “vai - vai” (B2)
Caso	1	3
Distorção Máxima Final (mm)	5,46	5,70
Caso	2	4
Distorção Máxima Final (mm)	5,44	6,41
Caso	5	7
Distorção Máxima Final (mm)	4,37	4,43
Caso	6	8
Distorção Máxima Final (mm)	4,31	4,89

Assim como Tajima *et al.* (2007), que concluíram que a soldagem intermitente paralela e a soldagem intermitente zig-zag apresentam menor nível de tensões residuais, neste trabalho, a sequência “vai volta” apresentou menores níveis de tensões residuais, conseqüentemente, seu alívio resultou em menores distorções.

5.2.3 Quanto ao tempo de resfriamento

A Tabela 5.4 apresenta a comparação dos resultados quanto à variável tempo de resfriamento.

Tabela 5.4 – Variável intervalo de resfriamento

	Tempo de Resfriamento “sem intervalo” (C1)	Tempo de Resfriamento “com intervalo” (C2)
Caso	1 ¹	2
Distorção Máxima Final (mm)	5,46	5,44
Caso	3 ²	4
Distorção Máxima Final (mm)	5,70	6,41
Caso	5 ¹	6
Distorção Máxima Final (mm)	4,37	4,31
Caso	7 ²	8
Distorção Máxima Final (mm)	4,43	4,89

Caso¹ : 9 s tempo de movimentação do robô

Caso² : 11,5 s tempo de movimentação do robô

C2 : tempo de resfriamento 360 s

Neste caso os resultados não foram unânimes devido à influência indireta exercida pela sequência de soldagem. Pois a sequência “vai volta” tende a apresentar melhores resultados quando realizada com intervalo entre filetes. Neste sentido, a sequência “vai - vai” apresentaria menor distorção quando realizada sem intervalo. Todavia, essas diferenças são consideradas insignificantes, estando dentro de uma margem de erro esperada.

Essa não unanimidade dos resultados se deve ao autoequilíbrio das tensões residuais provenientes do processo de soldagem. Pois quando a sequência é “vai volta” as distorções decorrentes do primeiro passe se estabilizam e, posteriormente, a tensão residual já desenvolvida atua no corpo restringindo a evolução das distorções durante a soldagem do próximo filete no sentido contrário.

No caso da sequência de soldagem “vai - vai”, seu resultado tende a ser melhor sem intervalo, pois as tensões residuais que não estão totalmente desenvolvidas durante a soldagem do próximo filete o ajudam a conter a evolução destas tensões. Com o intervalo de tempo entre filetes todas as tensões residuais decorrentes do primeiro filete já estão totalmente desenvolvidas e como o próximo filete ocorre no mesmo sentido de soldagem as tensões subsequentes tendem a se somar, amplificando as distorções já desenvolvidas.

5.2.4 Resultado geral

Ao se analisar os casos para estudo percebe-se que o que resultou em menor distorção foi o caso 6 (velocidade mais rápida, sequência “vai-volta” e com intervalo de resfriamento) no qual a distorção máxima apresentada foi de 4,31 mm. Já o caso com maior distorção foi o caso 4 (velocidade mais lenta, sequência “vai-vai” e com intervalo de resfriamento) que teve distorção máxima de 6,41 mm.

6 CONCLUSÕES

A determinação das distorções de soldagem é um problema multidisciplinar complexo visto que muitas áreas estão envolvidas. Contudo, no modelo aqui apresentado adotou-se satisfatoriamente uma série de simplificações (decorrentes do eletromagnetismo, da dinâmica dos fluidos e das alterações microestruturais) envolvidas durante a soldagem.

Dos dois conjuntos de parâmetros adotados na soldagem para o mesmo aporte térmico, denominados de principais e alternativos, os parâmetros alternativos, que correspondem a uma solda mais rápida, se mostraram mais adequados considerando a menor distorção apresentada.

Na modelagem computacional da soldagem de chapas consideradas finas (3 mm), a fonte de calor com perfil do tipo duplo elipsoide definido através da equação de Goldak *et al.* (1984), se mostrou suficiente na execução do modelamento térmico transiente e na transmissão do fluxo de calor, o qual foi verificado experimentalmente através da medição do histórico das temperaturas e distorções.

Como resultado dos casos estudados o que apresentou menor distorção foi o caso 6 (velocidade mais rápida, sequência “vai-volta” e com intervalo de resfriamento). Já o caso que apresentou maior distorção foi o caso 4 (velocidade mais lenta, sequência “vai-vai” e com intervalo de resfriamento).

De forma geral, a comparação ponto a ponto entre os resultados numéricos e experimentais possibilitou avaliar que os modelos térmico e estrutural desenvolvidos pelo método dos elementos finitos apresentam resultados coerentes com os obtidos experimentalmente.

6.1 Sugestões para trabalhos futuros

Como sugestão para trabalhos futuros, propõe-se:

- realizar estudo valendo-se de outro modelo de fonte de calor, a exemplo dos tipos gaussiana e duplo elipsóide cilíndrica;
- replicar o estudo utilizando o aporte de calor por temperatura prescrita;
- alterar o elemento utilizado, de segunda ordem (20 nós) para um de primeira ordem (8 nós), na tentativa de reduzir o custo computacional;

- simular com materiais de composições mais complexas como materiais de alta liga;
- simular outro processo de fabricação (diferente de MIG/MAG);
- realizar testes experimentais e numéricos com soldagem multipasse;
- utilizar materiais de base mais espessos, visto que o acréscimo da espessura influi significativamente nas distorções;
- replicar este estudo com foco na análise de tensão residual.

De maneira geral, propõe-se avançar nos estudos a respeito de distorções e tensões residuais, decorrentes da soldagem, estendendo o escopo de investigação a outros tipos de juntas o que possibilitará a ampliação dos dados e a comparação com os resultados obtidos neste estudo.

REFERÊNCIAS

ALLEN, J. **Job knowledge for welders**. 2004. Disponível em TWI: <<http://www.twi.co.uk/technical-knowledge/job-knowledge/distortion-prevention-by-design-034>>. Acesso em: 23/09/2013.

ANSYS. **Ansys Help 14.5**. Disponível em: Ansys Workbench (version 14.5.1). Acesso em: 18/08/2013.

AWS (American Welding Society). Gas metal arc welding. **Welding Handbook (v. 2)**. 8.ed. Miami: AWS, 1995.

AWS (American Welding Society). **Welding Handbook: welding technology (v. 1)**. 8. ed. Miami: AWS, 1991.

AZAR, A. S.; AS, S. K.; AKSELSEN, O. M. Determination of welding heat source parameters from actual bead shape. **Computational Materials Science**, v. 54, p. 176-182, 2012.

BELGO. **Arames para soldagem MIG-MAG de aços ao carbono**. Disponível em: <<http://www.belgobekaert.com.br/Produtos/Documents/Folder-Solda.pdf>> Acesso em: 25/09/2013.

CHANG, P. H.; TENG, T. L. Numerical and experimental investigations on the residual stresses of the butt-welded joints. **Computational Materials Science**, v.29, p. 511-522. 2004.

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.

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.; MURAKAWA, H.; LIANG, W. Numerical simulation of welding distortion in large structures. **Computer methods in applied mechanics and engineering**, v. 196, n. 45, p. 4613- 4627, 2007.

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: 17/09/2013.

ESAB (Soldagem e Corte Brasil). **Segmento transporte, soluções completas em soldagem e corte de metais.** Publicação 04/2011. Disponível em: <http://www.esab.com.br/br/por/Produtos/upload/1901510_REV2_CATALOGOAUTOMOTIVO_PT.pdf> Acesso em: 25/09/2013.

ESAB (Soldagem e Corte Brasil). **Metalurgia da soldagem** (apostila). Contagem: ESAB, 2004.

EASTERLING, K. **Introduction to the Physical Metallurgy of Welding.** Londres: BMM, 1983.

FALLAHI, A.; JAFARPUR, K.; NAMI, M. R. Analysis of welding conditions based on induced thermal irreversibilities in welded structures: Cases of welding sequences and preheating treatment. **Scientia Iranica**, v. 18, n.3, p. 398-406, 2011.

FBTS (Fundação Brasileira de Tecnologia da Soldagem). **Curso de inspetor de soldagem** (apostila). Rio de Janeiro: FBTS, 2000.

FRONIUS. **Fontes de solda MIG/MAG.** Disponível em: <http://www.fronius.com/cps/rde/xchg/SID-61A5140A-87E83EFC/fronius_brasil/hs.xsl/40_3067.htm#.UnAQV_msiM4> Acesso em 29/10/2013.

GERDAU. **Arame para Solda Oxi Gerdau.** Disponível em: <<http://www.gerdau.com.br/produtos-e-servicos/produtos-por-aplicacao-detalhe-produto.aspx?familia=234>> Acesso em 25/09/2013.

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.

HANSEN, J. L. **Numerical Modelling of Welding Induced Stresses.** Tese (Doutorado) – Technical University of Denmark/ Department of Manufacturing Engineering and Management, Denmark, 2003.

IRVING, B. Shielding gases are the key to innovations in welding. **Welding Journal**, p. 37-41, jan. 1999.

JOSHI, S.; HILDEBRAND, J.; ALORAIER, A. S.; RABCZUK, T. Characterization of material properties and heat source parameters in welding simulation of two overlapping beads on a substrate plate. **Computational Materials Science**, v. 69, p. 559-565, 2013.

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.

KONG, F.; MA, J.; KOVACEVIC, R. Numerical and experimental study of thermally induced residual stress in the hybrid laser–GMA welding process. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 211, p. 1102-1111, 2011.

KOU, S. **Welding Metallurgy**. 2. ed. New York: John Wiley & Sons, 2003.

LABTESTE (Laboratório Metalúrgico). **Ensaios de macrografia**. Disponível em: <<http://labteste.com.br/soldagem.asp>> Acesso em: 28/11/2013.

LAMPMAN, S. **Weld Integrity and Performance**. Materials Park, Ohio: ASM International, 1997.

MACHADO, I. G. **Soldagem e técnicas conexas: processos**. Porto Alegre: [s.n], 1996.

MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J.; BRACARENCE, A. Q. **Soldagem: fundamentos e tecnologia**. 3. ed. Belo Horizonte: Editora UFMG, 2009.

MASUBUCHI, K. **Analysis of Welded Structures**. 1. ed. Elmsford: Pergamon, 1980.

MATWEB (Material Property Data). Disponível em: <<http://www.matweb.com/>> Acesso em: 04/03/2013.

MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V.; SANTOS, D. B. **Introdução à metalurgia da soldagem**. Belo Horizonte: UFMG, 2006.

MOREIRA, P. M., FRAZÃO, O.; TAVARES, S. M.; FIGUEREDO, M. A.; RESTIVO, M. T.; SANTOS, J. L., CASTRO, P. M. S. T. 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.

NERIS, M. M. **Soldagem dos metais**. Santos: Universidade Santa Cecília, 2012.

OXIBRAS. **Gases de proteção**. Disponível em: <http://oxibras.com.br/prod_gases_cilindros.html>. Acessado em 08/10/2013.

QUITES, A. M. **Introdução à soldagem a arco voltaico**. 2. ed. Florianópolis: Soldasoft, 2002.

RADAJ, D. **Welding residual stress and distortion**. DVS Verlag, 2003.

RIBEIRO, J. E. **Caracterização Experimental e Numérica de Campos de Tensões Residuais Provocadas por Processos de Fabrico**. Tese (Doutorado) – Universidade do Porto (UP)/ Faculdade de Engenharia, Portugal, 2006.

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.

SENAI (Serviço Nacional de Aprendizagem Industrial). **Soldagem – coleção tecnológica**. SENAI: São Paulo, 1997.

SIMION, C. **Distortions Generated by Welding Process Using ANSYS-FEA**. In: 2006 INTERNATIONAL ANSYS CONFERENCE, 2 - 4 mai. 2006, Pittsburgh, PA. Disponível em: <<http://www.ansys.com/staticassets/ANSYS/staticassets/resourcelibrary/confpaper/2006-Int-ANSYS-Conf-335.pdf>>. Acesso em 10/09/2013.

SOARES, M. C. B. V. **Influência das tensões residuais no comportamento em fadiga e fratura de ligas metálicas**. Tese (Doutorado) – Universidade de São Paulo/Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, São Paulo, 1998.

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.

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, n. 8, p. 523-538, 2001. ISSN 0308-0161. Disponível em: <[http://dx.doi.org/10.1016/S0308-0161\(01\)00074-6](http://dx.doi.org/10.1016/S0308-0161(01)00074-6)>.

TWI, **Job Knowledge for Welders**, Part 34, Welding Institute, Cambridge, UK, 1998.

VAKILI-TAHAMI, F.; ZIAEI-ASL, A. Numerical and experimental investigation of T-shape fillet welding of AISI 304 stainless steel plates. **Materials and Design**, v. 47, p. 615-623, 2013.

WITHERS, P. J.; BHADSHIA, H. K. Residual stress - Part 1 - Measurement techniques. **Materials Science and Technology**, v. 17, p. 355-365, 2001.

YASKAWA. **MA1400**. Disponível em: <<http://www.motoman.com/datasheets/MA1400.pdf>> Acesso em: 12/11/2013.

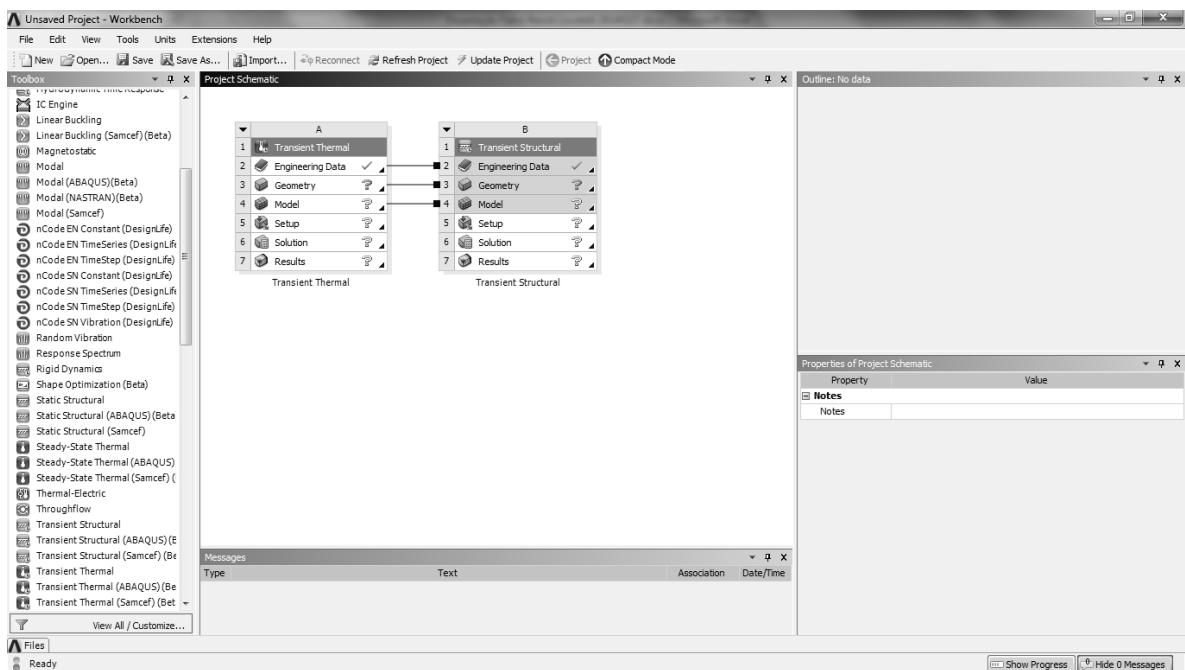
ZEISS. **Máquinas de medição por coordenadas**. Disponível em: <http://metrology.zeiss.com/industrial-metrology/pt_br/produtos/folhetos.html?catalog=CONTURAG2> Acesso em 04/12/2013.

ZHU, X. K.; CHAO, Y. J. Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation. **Computers & Structures**, v. 80, p. 967-976, 2002.

APÊNDICE 1 – MODELO NUMÉRICO

O modelo numérico utilizado neste trabalho foi desenvolvido no programa de elementos finitos Ansys 14.5, na plataforma Workbench, e é apresentado a seguir, de forma detalhada e sequencial. A estrutura inicial de desenvolvimento deste modelo utilizou como base o modelo desenvolvido por Vetturazzi (2013)¹ em seu estudo sobre deformações em estruturas soldadas.

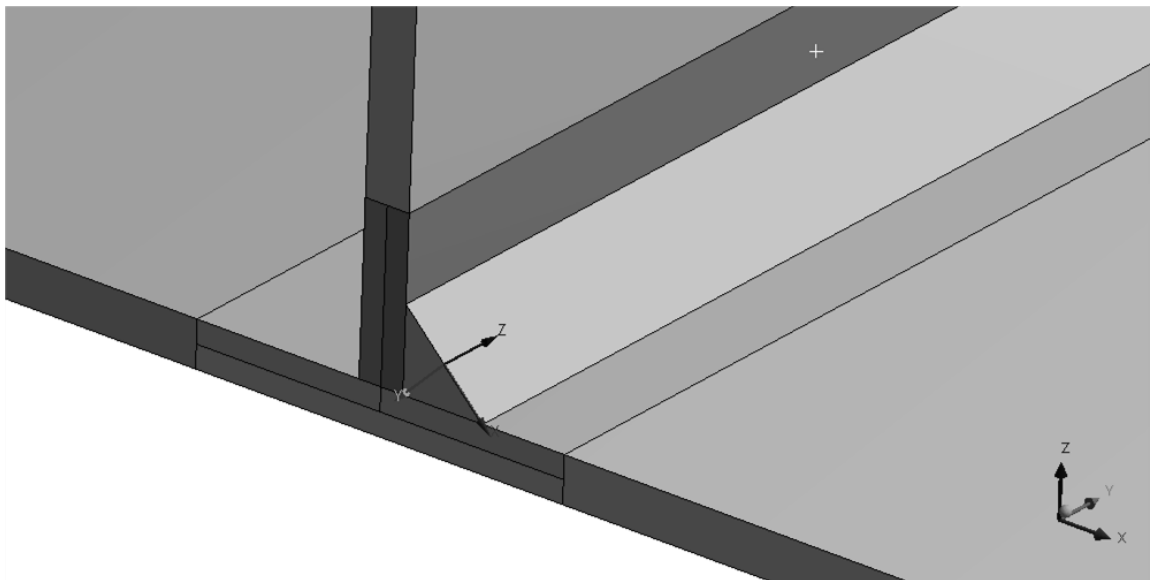
- 1) Na área de trabalho do Workbench, criar uma análise térmica transiente clicando e arrastando uma análise “*Transient Thermal*” para a área do “*Project Schematic*”;
- 2) Arrastar e soltar um sistema “*Transient Structural*” para a célula “*Model*” da análise térmica transiente;



- 3) Verificar o sistema de unidades definido. Em “*Units*” e redefinir se necessário;
- 4) Editar o “*Engineering Data*” e duplicar o material “*Structural Steel*” e renomear para “*AISI 1020 térmico*”;

¹ VETTURAZZI, R. **Deformações em estruturas soldadas: avaliação comparativa entre o método de elementos finitos e a análise real aplicado em aço de baixo carbono e aço de alta resistência.** Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação) Universidade de Caxias do Sul (UCS)/ Centro de Ciências Exatas e Tecnologia, Caxias do Sul, 2013.

- 5) Editar o material “AISI 1020 térmico” aplicando suas respectivas propriedades conforme Tabela 4.2, , em função da temperatura, e Tabela 4.3;
- 6) Após definido o material, retornar ao projeto “*Return Project*”;
- 7) Na análise térmica importar a geometria previamente preparada em um programa de CAD. Na célula “*Geometry*”, botão direito do mouse “*Import Geometry*” → “*Browse...*”;
- 8) Em “*Model*” clicar duas vezes para abrir o Mechanical;
- 9) Em “*Geometry*” → “*Material*” → “*Assignment*” selecionar o “AISI 1020 térmico” para todos os componentes;
- 10) Em “*Coordinate System*” criar uma coordenada local no início do filete de solda com “*Insert*” → “*Coordinate System*”. Definindo o sistema de coordenada em “*Coordinate System*” → “*Manual*”. Em “*Coordinate System ID*” → “12”, em “*Origin*” → “*Defined by*” selecionar aresta de topo do filete de solda onde será o início da soldagem. Em “*Principal Axis X*” → “*Defined by*” → “*Geometry Selection*” selecionar a mesma aresta e aplicar. Em “*Orientation about principal axis*” → “*Axis Z*” em “*Defined by*” → “*Global Y axis*”. Ficando assim definida:



- 11) Em “*Connections*” → “*Contacts*” criar todos os contatos necessários a peça;
- 12) Em “*Mesh*” efetuar as definições de malha conforme seção 4.3.5;
- 13) Em “*Model*” → “*Insert*” → “*Named Selection*”. Renomear para “WELD” e selecionar o filete de solda e a ZAC;
- 14) Em “*Transient Thermal*” → “*Analysis Settings*” → “*Auto Time Stepping*” definir Off;
- 15) Em “*Transient Thermal*” → “*Analysis Settings*” → “*Time Step*” definir 10 s;

- 16) Em “*Transient Thermal*” → “*Insert*” → “*Convection*” aplicar as respectivas definições conforme seção 4.3.3;
- 17) Em “*Transient Thermal*” → “*Insert*” → “*Commands*”. Renomear para “Parâmetros” e aplicar programação conforme Apêndice 2;
- 18) Em “*Transient Thermal*” → “*Insert*” → “*Commands*”. Renomear para “Fluxo de calor” e aplicar programação conforme Apêndice 3;
- 19) Em “*Transient Thermal*” → “*Solution*” → “*Insert*” → “*Commands*”. Renomear para “*Save Results Thermals*” e aplicar a seguinte programação:
/COPY,file,rth,,modelo1_termico,rth,..\. \ !COPIA OS DADOS PARA
POSTERIORMENTE SEREM LIDOS
- 20) Em “*Transient*” → “*Analysis Settings*” → “*Auto Time Stepping*” definir Off;
- 21) Em “*Transient Thermal*” → “*Analysis Settings*” → “*Time Step*” definir 1 s;
- 22) Em “*Transient*” → “*Insert*” → “*Fixed Support*” → “*Geometry*”. Aplicar as respectivas definições conforme seção 4.3.9;
- 23) Em “*Transient*” → “*Insert*” → “*Commands*”. Renomear para “*Read Results Thermals*” e aplicar programação conforme Apêndice 4;
- 24) Aplicar as definições de tipo de resultado requerido e resolver o modelo.

APÊNDICE 2 – PARÂMETROS DE ENTRADA

Os parâmetros de entrada utilizados na análise numérica são apresentados a seguir e correspondem a tensão, corrente, velocidade de soldagem e rendimento térmico, juntamente com a temperatura ambiente de 23°C.

!DEFINICAO DE PARÂMETROS

U = 20
I = 125
MI = 0.9

! TENSÃO (VOLT)
! CORRENTE (AMPERE)
! EFICIENCIA (-)

L_SOLDA = 150E-3

! COMPR. SOLDA

V1 = 4.5E-3
V2 = 4.5E-3
T1 = 9
T2 = 420

! VEL. SOLDAGEM (m/s)

! TIME DE RESFRIAMENTO (s)

Q = U*I*MI

! ENTRADA DE CALOR (W)

A = 4.5E-3
B = 3E-3
C1 = 2E-3
C2 = 9E-3

! DIMENSAO DOS ELIPSOIDES (m)

FF = 0.6
FR = 1.4

! FRACAO DE CALOR

TAU1 = 1
TEMPO_SOLDA1 = (L_SOLDA/V1)+TAU1
TTEMPO1 = TEMPO_SOLDA1 + T1
IT1 = 1

! FATOR DE ATRASO (s)

! TEMPO DE SOLDA (s)

! TEMPO TOTAL (s)

! INCREMENTO DE TEMPO (s)

PI = 3.1416
e = 2.7183

! CONSTANTES

APÊNDICE 3 – FLUXO DE CALOR

Este apêndice apresenta a rotina adotada na análise numérica que, entre outras possibilidades, pode ser empregada na seleção de filetes para aplicação de aporte térmico, na determinação de *substeps* necessários para a obtenção do resultado térmico, na aplicação do carregamento térmico e na execução do resfriamento, conforme tempo previamente definido.

```

!APLICACAO - 1 FILETE

CMSEL,S,FILLET2           !SELECIONA O SEGUNDO FILETE
EKILL,ALL                 !MATA OS ELEMENTOS SELECIONADOS

NSLE,S                    !SELECIONA OS NOS DOS ELEMENTOS SELECIONADOS
D,ALL,TEMP,23            !APLICA A TEMPERATURA NOS NOS SELECIONADOS
ALLSEL

ESEL,S,TYPE,,MYCONT1     !SELECIONA O CONTATO
ESEL,A,TYPE,,MYTARG1     !SELECIONA O CONTATO
ESEL,A,TYPE,,MYCONT2
ESEL,A,TYPE,,MYTARG2

EKILL,ALL                 !MATA OS ELEMENTOS SELECIONADOS (CONTATOS)
ALLSEL

CMSEL,S,WELD             !SELECIONA O FILETE DE SOLDA

*GET,EMIN1,ELEM,,NUM,MIN !OBTÉM O ELEMENTO DE MENOR NUMERO
*GET,EMAX1,ELEM,,NUM,MAX !OBTÉM O ELEMENTO DE MAIOR NUMERO
ALLSEL

NPT1 = TEMPO_SOLDA1/IT1  !DEFINE QUANTIDADE DE SUBSTEPS
STEMPO = 0               !DEFINE O TEMPO INICIAL

!APLICACAO DO LOOP

*DO,ii,1,NPT1,1          !LOOP DE APLICACAO DE CARREGAMENTO

    STEMPO = STEMPO + IT1 !ACIONA UM PASSO AO TEMPO
    TIME,STEMPO           !DEFINE O TEMPO ATUAL
    CSYS,12               !DEFINE A COORDENADA DE ORIENTACAO

    LC = V1*STEMPO        !DEFINE A POSICAO ATUAL

    *DO,jj,EMIN1,EMAX1,1 !LOOP DE APLICACAO DE CARREGAMENTO

        *GET,X,ELEM,jj,CENTR,X !ARMAZENA A POSICAO ATUAL DA COORDENADA X
        *GET,Y,ELEM,jj,CENTR,Y !ARMAZENA A POSICAO ATUAL DA COORDENADA Y
        *GET,Z,ELEM,jj,CENTR,Z !ARMAZENA A POSICAO ATUAL DA COORDENADA Z

        CSI = Z + V1*(TAU1-STEMPO) !CALCULA A POSICAO CSI

        *IF,Z,GT,LC,THEN      !DEFINE AS CONDICAOES PARA GOLDAK

            C = C1
            F = FF

        *ELSE

            C = C2
            F = FR

        *ENDIF                !GOLDAK

    QF = 6*(3**0.5)*F*Q/(A*B*C*PI*(PI**0.5))*(e**-3*((X/A)**2)+(Y/B)**2)+(CSI/C)**2)

    BFE,jj,HGEN,,QF         !APLICACAO DE CALOR AOS ELEMENTOS

```



```
*ENDDO
CSYS,0
SOLVE

*ENDDO
!APLICACAO DE RESFRIAMENTO POS 1 FILETE

CMSEL,S,WELD
BFEDELE,,ALL,,ALL
ALLSEL

TIME,TTEMPO1
DELTIM,IT1*10
SOLVE

!FINALIZA O LOOP DE APLICACAO
!DEFINE A COORDENADA DE ORIENTACAO

!FINALIZA O LOOP DE APLICACAO

!SELECIONA O FILETE DE SOLDA
!EXCLUI TODAS APLICACOES DE CARREGAMENTO

!DEFINE TEMPO TOTAL
!DEFINE PASSO DE TEMPO POSTERIOR
```


APÊNDICE 5 – LEITURA DOS PONTOS E AVALIAÇÃO DAS SUPERFÍCIES

Abaixo se apresenta o algoritmo desenvolvido no programa MatLab para a leitura dos pontos coletados por medição varredura. Esta leitura possibilita a verificação das distorções, a criação das superfícies e a avaliação comparativa entre as superfícies.

Algoritmo Principal:

```

%% analise da chapa 3

%% lados 1-2
[xsi,ysi] = gridansys(); %carrega malha

c3i = dlmread('iChapa3.txt',' '); c3i = c3i(:,1:3); %le pontos iniciais
c3f = dlmread('fChapa3.txt',' '); c3f = c3f(:,1:3); %le postos finais

%
%           x       y       z
Ec3i = matriz_euler(-0.0035,-0.0005,0); %ajusta a rotacao dos pontos
inicias
c3ic = Ec3i*c3i'-0.07; % ajusta a altura dos pontos inicias
Ec3f = matriz_euler(-0.002,-0.001,0); % ajusta a rotacao dos pontos finais
c3fc = Ec3f*c3f'+0.1481; %ajusta a altura dos pontos finais

[xc3,yc3,zc3] = csurf(c3ic',c3fc',1,2,xsi,ysi); %compara superficie final -
inicial
figure; surf(xc3,yc3,zc3); %plota superficie resultante

c3n = dlmread('Chapa 3 L1-2 deform. numerico.txt',' '); % le pontos
resultado numerico
[xn3,yn3,zn3] = isurf(c3n,1,2,xsi,ysi); %plota superficie numerico
hold on; surf(xn3,yn3,zn3); title('Parâm. Principais (Lados 1-2)'); %titulo
grafico

%calculo do erro lados 1-2
erro = abs(100*(zc3-zn3)./(zn3)); %avalia erro

figure; surf(xc3,yc3,erro); %plota erro
title('Erro (%) Parâm. Principais (Lados 1-2)'); colorbar; %titulo grafico
erro

erromedio = nanmean(reshape(erro,numel(erro),1)); %média do erro

%% Lado 3
[x3,y3] = gridansys3(); %carrega malha lado 3
l3i = dlmread('iChapa3 L3.txt',' '); l3i = l3i(:,1:3); %le pontos iniciais
l3f = dlmread('fChapa3 L3.txt',' '); l3f = l3f(:,1:3); %le pontos finais
l3n = dlmread('Chapa 3 L3 deform. numerico.txt',' '); %le pontos numérico

%
%           x       y       z
El3i = matriz_euler(-0.004,0.0095,0); %ajusta a rotacao dos pontos inicias
l3ic = El3i*l3i'-0.14; l3ic = l3ic'; %ajusta altura dos pontos inicias
El3f = matriz_euler(-0.008,0.008,0); %ajusta a rotacao dos pontos finais
l3fc = matriz_euler(0,-0.03,0)*(El3f*l3f')-0.5; l3fc = l3fc'; %ajusta a
rotacao dos pontos finais

```

```

[xl3,y13,z13] = csurf(l3ic,l3fc,2,3,x3,y3); z13 = z13-73.625; %compara
superficie final - inicial
figure; surf(xl3,y13,z13); %plota superficie resultante

[xl3n,y13n,z13n] = isurf(l3n,2,3,x3,y3); %plota superficie numérico
hold on; surf(xl3n,y13n,z13n); title('Parâm. Principais (Lado 3)'); %titulo
grafico

% calculo do erro lado 3
errol3 = abs(100*(z13-z13n)./(z13n)); %avalia erro lado 3
figure; surf(xl3,y13,errol3); %plota erro lado 3
title('Erro (%) Parâm. Principais (Lado 3)'); colorbar; %titulo grafico
erro

erromediol3 = nanmean(reshape(errol3,numel(errol3),1 )); %media do erro

erromediofinal = (erromediol3+erromedio)/ 2 %media do erro geral

```

Sub-rotina gridansys:

```

function [xsi,ysi] = gridansys()
x = sort(dlmread('vetx.txt',' '));
y = sort(dlmread('vety.txt',' '));
[xsi,ysi] = meshgrid(x,y);

```

Sub-rotina matriz_euler:

```

% Matriz de rotação de euler
function E = matriz_euler(theta,phi,psi) % roll pitch yaw
% de acordo com Batalha (2009)
B = [1 0 0
      0 cos(theta) sin(theta)
      0 -sin(theta) cos(theta)];
C = [cos(phi) 0 -sin(phi)
      0 1 0
      sin(phi) 0 cos(phi)];
D= [cos(psi) sin(psi) 0
     -sin(psi) cos(psi) 0
     0 0 1];
E = B*C*D;

```

Sub-rotina csurf:

```

% comparar duas superficies
function [xi,yi,zi] = csurf(p1,p2,X,Y,xi,yi)
% p1, p2, pontos iniciais e finais
% X, Y, eixos
% xi, yi, meshgrid onde será avaliado
if X+Y==3
    Z=3;
elseif X+Y==4
    Z=2;
elseif X+Y==5
    Z=1;
end

```

```

zi1 = griddata(p1(:,X),p1(:,Y),p1(:,Z),xi,yi);
zi2 = griddata(p2(:,X),p2(:,Y),p2(:,Z),xi,yi);
zi = zi2-zi1;

```

Sub-rotina isurf:

```

% superficie original
function [xi,yi,zi] = isurf(p1,X,Y,xi,yi)
nx = 100;
ny = 100;

if X+Y==3
    Z=3;
elseif X+Y==4
    Z=2;
elseif X+Y==5
    Z=1;
end
zi = griddata(p1(:,X),p1(:,Y),p1(:,Z),xi,yi);

```

Sub-rotina gridansys3:

```

function [xsi,ysi] = gridansys3()
x = sort(dlmread('grid lado 3y.txt',' '));
y = sort(dlmread('grid lado 3z.txt',' '));
[xsi,ysi] = meshgrid(x,y);

```