

UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

ESTUDO DO CAMPO DE TEMPERATURA OBTIDO NUMERICAMENTE PARA
POSTERIOR DETERMINAÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS NUMA JUNTA
SOLDADA DE AÇO ASTM AH36

TESE SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO PARA A
OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA

PABLO BATISTA GUIMARÃES

ORIENTADOR: Dr. RICARDO ARTUR SANGUINETTI FERREIRA
CO-ORIENTADOR: Dr. JOSÉ MARIA ANDRADE BARBOSA

RECIFE, DEZEMBRO DE 2010

G963e Guimarães, Pablo Batista.

Estudo de campo de temperatura obtido numericamente para posterior determinação das tensões residuais numa junta soldada de aço ASTM AH36 / Pablo Batista Guimarães. - Recife: O Autor, 2010.

xi, 100 folhas, il : figs.

Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2010.

Orientador: Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira.

Inclui Bibliografia.

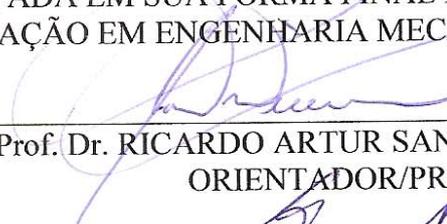
1. Engenharia Mecânica. 2.Campo de Temperatura. 3.Tensões

“ESTUDO DO CAMPO DE TEMPERATURA OBTIDO NUMERICAMENTE PARA
POSTERIOR DETERMINAÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS NUMA JUNTA SOLDADA
DO AÇO ASTM AH36”.

PABLO BATISTA GUIMARÃES

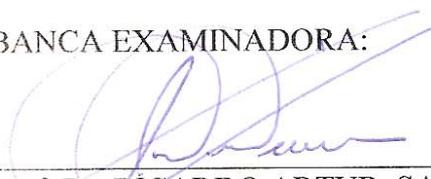
ESTA TESE FOI JULGADA ADEQUADA PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO DE DOUTOR
EM ENGENHARIA MECÂNICA

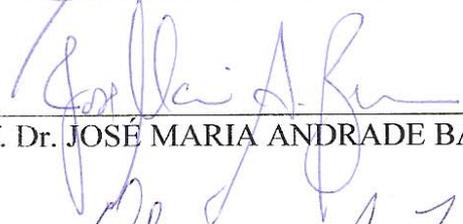
ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: ENGENHARIA DE MATERIAIS E FABRICAÇÃO
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA/CTG/EEP/UFPE

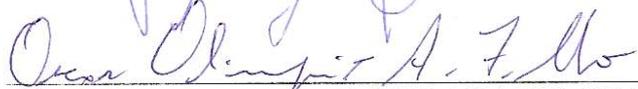

Prof. Dr. RÍCARDO ARTUR SANGUINETTI FERRERA
ORIENTADOR/PRESIDENTE


Prof. Dr. SEVERINO LEOPOLDINO URTIGA FILHO
COORDENADOR DO CURSO

BANCA EXAMINADORA:


Prof. Dr. RÍCARDO ARTUR SANGUINETTI FERREIRA (UFPE)


Prof. Dr. JOSÉ MARIA ANDRADE BARBOSA (UFPE)


Prof. Dr. OSCAR OLÍMPIO DE ARAUJO FILHO (UFPE)


Prof. Dr. YOGENDRA PRASAD YADAVA (UFPE)


Prof. Dr. JORGE LUÍS LAURIANO GAMA (IFAL)


Prof. Dr. THEÓFILO MOURA MACIEL (UFCG)

*A Deus, por ser a razão da nossa existência,
aquele que está presente conosco todos os dias
de nossas vidas e nos ama de maneira sem igual.*

*Ao Rei eterno, imortal, invisível, porém real;
Jesus Cristo, Deus único, a ele dedicamos o louvor.*

AGRADECIMENTOS

A minha amada esposa Fabiane Guimarães pelo seu apoio, carinho, paciência, incentivo em todos os momentos e pelas figuras realizadas no *AutoCAD*;

A Maria das Graças, minha querida mãe, presença constante em minha vida, pela educação, amor e dedicação que sempre teve por mim;

Ao professor Ricardo Sanguinetti por ter apostado na realização deste trabalho, nos orientando em todas as etapas do doutorado; por sua dedicação ao Departamento de Engenharia Mecânica - DEMEC e pelo seu incentivo;

Ao professor José Maria por todas as suas orientações e estar sempre disposto para tirar dúvidas que foram muito importantes para realização deste estudo;

Agradecemos pelo apoio financeiro da FACEPE (Fundação de Amparo à Ciência e Tecnologia do Estado de Pernambuco) a este trabalho;

Aos professores do DEMEC e, em especial, Paulo Marcelo, Yogendra P. Yadava e Tiago Rolim que realizou as medições na mesa de coordenadas e estes puderam transmitir um pouco dos seus conhecimentos que somados foram importantes para este estudo;

Ao Departamento de Engenharia Mecânica da UFPE (DEMEC), todos os seus funcionários pela contribuição prestada;

Ao Departamento de Engenharia Mecânica da UFCG, em especial ao prof. Theophilo Moura Maciel e ao doutorando Bruno Araújo pela realização dos ensaios com o difratômetro de raios-X;

Aos nossos amigos Adérito, Anibal, Duarte, Igor, Ladjane, Luciana, Luciete, Maria, Renato e Sheyla que fizeram parte da nossa sala de estudos e a Carlos Augusto pelo seu apoio e convívio desde os tempos da graduação;

A Jobson José, Jorge Severino, Rafael e Adeildo José pela ajuda na confecção e soldagem dos corpos de prova na Codistil-NE;

Aos meus avós José e Maria “in memorian”, minha tia Rosa e Amara que desde o meu nascimento sempre ajudaram na minha educação e sustento;

A todos que direta ou indiretamente contribuíram para a elaboração deste trabalho.

RESUMO

Neste trabalho foi desenvolvida uma metodologia numérico-experimental para determinar o campo de temperatura de uma junta soldada para posterior determinação das tensões residuais. Este modelo numérico se apóia no acoplamento de diferentes fenômenos físicos de natureza térmica, mecânica e metalúrgica presentes em uma operação de soldagem. As simulações numéricas foram realizadas através de um software baseado no método dos elementos finitos (MEF). Através do MEF consideraram-se aspectos que fazem a modelagem matemática do processo de soldagem complexa, tais como: as transformações de fase e as conseqüentes variações nas propriedades físicas e mecânicas dos materiais em função da temperatura, a transitoriedade e rapidez do processo de soldagem e os diferentes mecanismos de troca de calor com o meio (convecção e radiação), todos associados a uma elevada não-linearidade. A fonte de calor analítica utilizada para modelar o aporte térmico foi do tipo dupla elipsóide proposta por Goldak. Este modelo mostrou-se viável à aplicação na indústria devido seu controle através dos parâmetros de entrada do processo de soldagem, tais como: corrente e tensão elétrica e velocidade de soldagem. O material utilizado neste estudo foi composto por uma chapa de aço ASTM AH36, bastante empregado na indústria naval. Para validação deste modelo numérico-experimental, foi utilizado uma placa retangular de 60 mm x 50 mm, com 3mm de espessura, soldada pelo processo TIG e foram determinadas suas tensões residuais pelo consagrado método de difração de raios-X e alternativamente um novo método, desenvolvido na UFPE, de determinação de tensões residuais a partir de medidas dos deslocamentos de furos referenciados utilizando uma máquina de medição de coordenadas. Este estudo mostrou que é possível a otimização dos procedimentos de soldagem, seja pelo controle dos parâmetros ou pelo posicionamento das restrições; contribuindo para reduzir os níveis de tensão residual em juntas soldadas nas indústrias petroquímicas ou naval.

Palavras-chave: Campo de Temperatura, Tensões Residuais, Aço ASTM AH36

ABSTRACT

In this work we have developed a numerical-experimental methodology to determine the temperature field of a welded joint for subsequent determination of residual stresses. This numerical model is based on the coupling of different physical phenomena of thermal, mechanical and metallurgical nature present in a welding operation. Numerical simulations were performed using a software based on finite element method (FEM). Through the FEM considering aspects that make the mathematical modeling of complex welding process, such as changes in physical and mechanical properties of materials as a function of temperature, transience and speed of the welding process, phase transformations of the material, different mechanisms of heat exchange with the environment (convection and radiation), all associated with the high nonlinearity. The heat source used for analytical modeling of the heat input was of the type proposed by Goldak double ellipsoid. This model can be easily applied in industry because of its control through the input parameters of the welding process, such as current, voltage and welding speed. The material used in this study consisted of steel plate ASTM AH36, much used in ship building. To validate the numerical-experimental model, we used a rectangular plate of 60 mm x 50 mm, 3 mm thick, welded by TIG process and its residual stresses were determined using X-ray diffraction method and alternatively a new method, developed at UFPE, determination of residual stresses from measurements of the displacements of holes referenced using a coordinate measuring machine. This study showed that it is possible to optimize the welding procedures, either by controlling the parameters or the placement of restrictions, reducing the levels of residual stress in welded joints in petrochemical and shipbuilding industries.

Keywords: Temperature Field, Residual Stresses, ASTM AH36 Steel

ÍNDICE

1. INTRODUÇÃO	01
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	04
2.1 Soldagem pelo Processo TIG.....	04
2.2 Fluxo de Calor na Soldagem	06
2.2.1 <i>Fonte de Energia para Soldagem por Fusão</i>	<i>06</i>
2.2.2 <i>Energia de Soldagem (aporte térmico)</i>	<i>07</i>
2.3 Estudo Teórico do Fluxo de Calor	10
2.3.1 <i>Equações Básicas da Análise Térmica</i>	<i>10</i>
2.3.2 <i>Equação Básica de Transferência de Calor Aplicada a Soldagem</i>	<i>12</i>
2.3.3 <i>Espessura Relativa</i>	<i>14</i>
2.3.4 <i>Condução de Calor em Chapas Grossas (Fonte de Calor Pontual) ...</i>	<i>14</i>
2.3.5 <i>Condução de Calor em Chapas Finas (Fonte de Calor Linear)</i>	<i>16</i>
2.3.6 <i>Condução de Calor em Chapas de Espessuras Intermediárias.....</i>	<i>22</i>
2.3.7 <i>Distribuições de Temperatura (modelos de Rosenthal)</i>	<i>23</i>
2.4 Modelagem da Fonte de Calor	24
2.4.1 <i>Fonte Superficial Constante sobre um Disco de Raio R.....</i>	<i>24</i>
2.4.2 <i>Fonte Gaussiana Superficial.....</i>	<i>25</i>
2.4.3 <i>Fonte Volumétrica constante Sobre uma Semi-Esfera.....</i>	<i>25</i>
2.4.4 <i>Fonte Volumétrica Elipsoidal.....</i>	<i>26</i>
2.4.5 <i>Fonte Volumétrica Dupla Elipsoidal.....</i>	<i>27</i>
2.5 Estudo Prático do Fluxo de Calor.....	28
2.6 Solidificação da Zona Fundida	30
2.6.1 <i>Estrutura de Solidificação</i>	<i>31</i>
2.7 Ciclo Térmico	32
2.7.1 <i>Temperatura de Pico</i>	<i>34</i>
2.7.2 <i>Repartição Térmica.....</i>	<i>35</i>
2.7.3 <i>Velocidade de Resfriamento</i>	<i>35</i>
2.8 Zona Termicamente Afetada (ZTA).....	36

2.9 Tensões Residuais.....	38
2.9.1 <i>Tensões Residuais na Soldagem</i>	39
2.9.2 <i>Técnicas para Determinação das Tensões Residuais</i>	41
2.9.3 <i>Técnica do Furo Cego</i>	42
2.9.4 <i>Técnica da Remoção de Camadas.....</i>	42
2.9.5 <i>Técnica de Seccionamento.....</i>	44
2.9.6 <i>Técnica de Difração de Raios-X</i>	44
2.9.7 <i>Técnica de Difração de Nêutrons.....</i>	45
2.9.8 <i>Técnica de Ultra-Som</i>	46
2.9.9 <i>Modelagem do Problema Mecânico.....</i>	46
3. METODOLOGIA	48
3.1 Materiais.....	48
3.2 Métodos	48
3.2.1 <i>Malha de Elementos Finitos.....</i>	50
3.2.2 <i>Condições de Contorno</i>	51
3.2.2.1. <i>Térmicas.....</i>	51
3.2.2.2. <i>Mecânicas.....</i>	52
3.2.3 <i>Fonte de Calor</i>	53
3.2.4 <i>Equação Geral do Problema Térmico.....</i>	55
3.2.5 <i>Modelagem do Problema Mecânico.....</i>	56
3.2.6 <i>Comparação dos Resultados Numéricos com os Experimentais</i>	56
3.2.6.1 <i>Difração de Raios-X.....</i>	56
3.2.6.2 <i>Mesa de Coordenadas.....</i>	58
4. RESULTADOS E DISCUSSÃO	61
4.1 Campo de Temperatura	61
4.2 Campo de Deslocamento	71
4.3 Campo de Tensões Residuais	75
4.4 Comparação das Tensões Obtidas por Diferentes Métodos.....	82
5. CONCLUSÕES.....	88
6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	90
7. TRABALHOS PROPOSTOS	91
8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	93

SIMBOLOGIAS E SIGLAS

- A → Área [m^2];
 A_0 → Área de contato entre a fonte e a peça sendo soldada [m^2];
 a_f → Comprimento da poça de fusão - energia distribuída antes da tocha [m];
 a_r → Comprimento da poça de fusão - energia distribuída após a tocha [m];
 ASM → American Society for Materials;
 ASTM → American Society for Testing and Materials;
 AWS → American Welding Society;
 b → Semi-largura da poça de fusão [m];
 c → Profundidade da zona fundida [m];
 c_p → Calor específico [J/Kg.°C];
 d → Distância interplanar [m];
 df → Variação da deflexão pela usinagem de uma camada de espessura dh ;
 dh → Espessura da camada sendo usinada [m];
 E → Módulo de elasticidade de material [Pa];
 Eq. → Equação;
 EBW → Electron Beam Welding (soldagem com feixe de electrons);
 ESW → Eletroslag Welding (soldagem por eletroescória);
 f → Deflexão;
 f_f → Repartição de energia antes da tocha;
 f_r → Repartição de energia após a tocha;
 FCAW → Flux Cored Arc Welding (soldagem a arco com eletrodo tubular);
 G → Energia Livre [J/mol];
 GMAW → Gas Metal Arc Welding (soldagem a Arco com proteção gasosa);
 GTAW → Gas Tungsten Arc Welding (soldagem a Arco com eletrodo de tungstênio e proteção gasosa);
 H → Entalpia [J/mol];
 H_L → Aporte térmico líquido [J/m];
 H_T → Aporte térmico total [J/m];
 Δh_f → Calor latente de fusão [J/kg];
 h_c → Coeficiente de convecção livre [$W \cdot m^2 \cdot C^{-1}$];
 h → Espessura da chapa [m];
 h_f → Espessura final da peça [m];
 h_i → Espessura da peça antes da usinagem de qualquer camada [m];
 h' → Espessura da peça antes da remoção de uma camada de espessura dh [m];
 I → Corrente elétrica [A];
 k → Condutividade térmica [$W/m^{\circ}C$];
 K_0 → Função modificada de Bessel, de segunda espécie e ordem zero;

- K → Constante elasto-acústica [$\text{m}^3/\text{N}\cdot\text{s}$];
 L → Comprimento sob o qual a deflexão está sendo medida [m];
 LBW → Laser Beam Welding (soldagem a laser);
 m_w → Massa do metal que foi fundido para formar o cordão de solda [Kg];
 MB → Metal de base;
 n → Número quântico conhecido por ordem de difração;
 PAW → Plasma Arc Welding (soldagem a plasma);
 P_{esp} → Potência específica [W/m^2];
 P → Potência gerada pela fonte de calor [W];
 P → Penetração [mm];
 q → Taxa de transferência de calor [W];
 Q → Calor gerado pela fonte [J];
 Q → Calor trocado do sistema com a vizinhança [J];
 q_{ger} → Calor gerado no interior do elemento [W/m^3];
 q_{arc} → Potência gerada por unidade de volume através da fonte [W/m^3];
 q_0 → Fonte ou sorvedouro de calor [W/m^3];
 q → Quantidade total da energia disponível na fonte de calor linear [W/m];
 q → Calor gerado [W/m^3];
 q_f → Distribuição volumétrica de energia antes da tocha [W/m^3];
 q_r → Distribuição volumétrica de energia após a tocha [W/m^3];
 $q(x, y)$ → Potência por unidade de área da fonte superficial [W/m^2];
 $q(x, y, z)$ → Potência por unidade de volume da fonte volumétrica [W/m^3];
 R → Distância do ponto até as coordenadas móveis (chapa grossa) [m];
 R_k → Distâncias entre as fontes de calor real e imaginárias ao ponto P no espaço x, y, z [mm];
 r → Distância da fonte até as coordenadas móveis (chapa fina) [m];
 r → Reforço da junta soldada [m];
 S → Entropia [$\text{J}/\text{mol}\cdot\text{C}$];
 SAW → Submerged arc welding (soldagem a arco submerso);
 SMAW → Shielded metal-arc welding (soldagem com eletrodos revestidos);
 t → Tempo [s];
 t_c → Tempo de permanência acima da temperatura crítica [s];
 t_r → Tempo de resfriamento [s];
 T_0 → Temperatura inicial ou de pré-aquecimento [$^{\circ}\text{C}$];
 T_p → temperatura máxima atingida (pico) [$^{\circ}\text{C}$];
 T_c → Temperatura crítica [$^{\circ}\text{C}$];
 T_{∞} → Temperatura no infinito [$^{\circ}\text{C}$];
 T_E → Temperatura de equilíbrio [$^{\circ}\text{C}$];

- T_F → Temperatura de fusão [$^{\circ}\text{C}$];
 TIG → Tungsten Inert Gas (GTAW);
 U → Tensão elétrica [V];
 UFPE → Universidade Federal de Pernambuco;
 v → Velocidade de soldagem [m/s];
 V_0 → Velocidade de propagação da onda no meio isento de tensões [m/s];
 x, y, z → Coordenadas cartesianas triortogonais [m];
 ZF → Zona fundida;
 ZL → Zona de ligação;
 ZTA → Zona Termicamente Afetada;
 γ → Fase gama;
 y → Distância do ponto considerado à linha de fusão [mm];
 w → Largura do cordão [m];
 α → Difusividade térmica [m^2/s];
 α → Ângulo do chanfro da junta [rad];
 α → Coeficiente de dilatação linear [$^{\circ}\text{C}^{-1}$];
 θ → Semi-ângulo de difração do plano [rad];
 ε → Emissividade;
 ε_{El} → Deformação elástica;
 ε_{Pl} → Deformação plástica;
 ε_{VE} → Deformação visco-elástica;
 ε_T → Deformação térmica;
 ε_x → Deformação na direção da solda;
 ε_y → Deformação na normal a linha da solda;
 ϕ - Diâmetro do eletrodo [m];
 \emptyset → velocidade de resfriamento a partir da temperatura T [$^{\circ}\text{C}/\text{s}$];
 ρ → Massa específica [Kg/m^3];
 λ → Comprimento de onda do feixe incidente de raios-X [m];
 ρ^c → Calor específico volumétrico [J/m^3];
 τ → Espessura relativa;
 η → Rendimento térmico do processo de soldagem;
 η → Rendimento teórico ou eficiência de fusão do processo;
 σ → Constante de Stefan-Boltzmann [$\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{C}^{-4}$];
 σ_x → Tensão residual longitudinal - direção da solda [Pa];
 σ_y → Tensão residual transversal - direção normal à linha da solda [Pa];
 δ → Abertura da chapa [m];
 ∇T → Gradiente de temperatura [$^{\circ}\text{C}/\text{m}$];
 ∂U → Variação da energia interna [J];
 ν → Coeficiente de Poisson.

1. INTRODUÇÃO

Os processos de soldagem por fusão são amplamente utilizados para a fabricação em diversas aplicações de engenharia como as indústrias aeroespacial, automotiva e naval. O termo soldagem abrange uma vasta gama de diferentes processos utilizados na fabricação e recuperação de peças (Modenesi et al, 2006). Entre esses processos de união permanente de materiais, a soldagem TIG (Tungsten Inert Gas) que tem por princípio criar e manter um arco elétrico entre um eletrodo de tungstênio não-consumível e a peça (Gonçalves et al., 2006), teve grande desenvolvimento devido à necessidade de disponibilidade de processos eficientes para materiais de difícil soldabilidade, tais como alumínio e magnésio, notadamente na indústria da aviação no começo da segunda guerra mundial. Assim, com o seu aperfeiçoamento, surgiu um processo de alta qualidade e relativo alto custo, de uso em aplicações diversas (Bracarense, 2000 e Fonseca, 2004).

A multiplicidade de fenômenos que ocorrem durante um processo de soldagem e a heterogeneidade microestrutural resultante dificulta enormemente as análises teóricas e previsão de propriedades físicas e mecânicas das juntas soldadas. Estas microestruturas heterogêneas e complexas quando somadas às tensões residuais produzidas pela plastificação tornam mais difíceis as previsões das propriedades mecânicas de uma junta soldada. A tensão residual pode ser definida como qualquer tensão que existe no volume de um material sem aplicação de carga externa. O estado das tensões residuais representa fator importante que determina a capacidade de carga e vida útil da construção (Masubuchi, 1980 e Bhadeshia, 2004).

As tensões residuais exercem grande influência nas características de resistência mecânica e no funcionamento dos elementos de uma estrutura e surgem após diversos processos tecnológicos como soldagem, tratamento mecânico superficial e/ou tratamentos termoquímicos, podendo ser causada por deformação plástica heterogênea, ação térmica e/ou transformações de fase. As tensões residuais causam diversos inconvenientes na fabricação de equipamentos, como a formação de trincas em soldas, a corrosão do cordão sob tensão e a instabilidade dimensional.

Na década de 40, para a resolução do problema térmico, inicialmente eram propostos métodos analíticos, como o de Rosenthal (1946), que considerava uma fonte de calor concentrada (pontual ou linear). Segundo Depradeux (2003), estes modelos analíticos são bem adaptados apenas quando se considera o tamanho da zona fundida muito pequena em comparação com as dimensões da peça. Novas soluções analíticas vêm sendo propostas, as quais levam em consideração uma fonte de calor distribuída (Fassani & Trevisan, 2003).

As ferramentas de simulação são muito úteis para prever tensões residuais e distorções na soldagem na fase inicial do produto e desenvolvimento de processos de soldagem. Contudo, a complexidade dos processos de soldagem e as geometrias reais complexas dos componentes utilizados em engenharia tornaram a previsão das tensões residuais em soldagem uma tarefa muito difícil (Linnert, 1967 e Gery et al., 2005).

Atualmente existem trabalhos relativos a determinação das tensões residuais em aços austeníticos, por não apresentarem as inconvenientes transformações de fase no estado sólido ($\gamma-\alpha$), tão comuns nos outros aços, e que contribuem fortemente para geração de tensões devido a mudança de volume específico. No trabalho proposto foram consideradas as transformações de fase que ocorrem nos aços, como por exemplo, a transformação da austenita para ferrita, perlita, cementita ou martensita, que acontece com expansão do volume que será impedida pelas regiões não transformadas, adjacentes ao cordão de solda. Estas transformações de fase foram consideradas indiretamente através das propriedades físicas e mecânicas do material em função da temperatura (Bhadeshia, 2004 e Francis et al., 2007).

Neste trabalho foi desenvolvida uma metodologia numérica-experimental para determinar o campo de temperatura para posterior determinação das tensões residuais de uma junta soldada. O modelo numérico se apóia no acoplamento de diferentes fenômenos físicos de natureza térmica, mecânica e metalúrgica.

O objetivo deste estudo foi definir condições que permitam efetuar as operações de soldagem desenvolvendo menores níveis de tensões residuais, reduzindo o surgimento de trincas. Para modelar o aporte de calor foi utilizada uma fonte de calor analítica do tipo dupla elipsóide proposta por Goldak & Akhlaghi (2005). Este modelo mostrou-se viável à aplicação na indústria devido seu controle através dos parâmetros de entrada do processo de soldagem, tais como a corrente elétrica, a tensão elétrica e a velocidade de soldagem.

Todas as simulações numéricas apresentadas neste estudo foram realizadas através de um software baseado no método dos elementos finitos (MEF). Através do MEF podem ser considerados alguns aspectos que fazem a modelagem matemática do processo de soldagem complexa, tais como: as transformações de fase e as conseqüentes variações nas propriedades físicas e mecânicas dos materiais em função da temperatura, a transitoriedade e rapidez do processo de soldagem e os diferentes mecanismos de troca de calor com o meio (convecção e radiação), todos associados a uma elevada não-linearidade.

Para validação do modelo numérico-experimental, foi utilizado uma placa retangular de aço ASTM AH36, com 60mm x 50mm e 3mm de espessura, soldada pelo processo TIG. Nesta soldagem foi empregada uma junta de topo com chanfro do tipo i sem material de adição e foram determinadas suas tensões residuais a

partir de medidas por coordenadas dos deslocamentos de furos referenciados e pelo método de difração de raios-X.

Este estudo mostrou que é possível a otimização dos procedimentos de soldagem, seja pelo controle dos parâmetros ou pelo posicionamento das restrições; contribuindo para reduzir os níveis de tensão residual em juntas soldadas nas indústrias petroquímicas ou naval.

No segundo capítulo, foi apresentada a revisão bibliográfica onde temos um breve histórico do estado da arte mostrando os principais conceitos, iniciando com a soldagem pelo processo TIG e o estudo teórico/prático do fluxo de calor. Foi apresentado também a modelagem da fonte de calor e finalmente é mostrado o conceito de tensões residuais e as técnicas utilizadas para sua determinação. Este capítulo serviu de base para este estudo.

No terceiro capítulo foi apresentada a metodologia que contém o material empregado e os métodos que foram utilizados na realização deste trabalho. Este capítulo mostra a representação esquemática das etapas do estudo, a malha de elementos finitos e as condições de contorno (térmicas e mecânicas). A fonte de calor proposta por Goldak foi mostrada nesse capítulo com seus parâmetros geométricos, energéticos e relativos ao aporte térmico. Finalmente foi mostrada a equação geral do problema térmico e a modelagem do problema mecânico.

O quarto capítulo foi dedicado aos resultados que são acompanhados das suas respectivas discussões. Neste capítulo foram mostrados os campos de temperaturas, seguido dos ciclos térmicos para diferentes pontos. Em seguida foram mostrados os campos de deslocamentos e tensões residuais, e finalmente foi realizada uma comparação do modelo numérico de tensões residuais com as tensões obtidas experimentalmente pelo método de difração de raios-X e pela técnica de determinação das tensões residuais através de medidas por coordenadas dos deslocamentos de furos referenciados.

As conclusões deste estudo foram feitas no quinto capítulo e em seguida foram realizadas as sugestões para trabalhos futuros no sexto capítulo. O sétimo e oitavo capítulos mostram respectivamente os trabalhos propostos para publicações e a bibliografia consultada.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Soldagem pelo Processo TIG

O termo soldagem abrange uma vasta gama de diferentes processos utilizados na fabricação e recuperação de peças, entre os quais podemos destacar os processos de soldagem por fusão. Dentre estes, a soldagem a arco que utiliza como fonte de energia um arco elétrico são as de maior importância atualmente na indústria (Modenesi et al, 2006). Um dos processos a arco elétrico mais utilizado é a soldagem a arco com eletrodo de tungstênio e proteção gasosa (Gas Tungsten Arc Welding - GTAW) ou, como é mais conhecida no Brasil, TIG (Tungsten Inert Gas) é um processo que tem por princípio criar e manter um arco elétrico entre um eletrodo de tungstênio não-consumível e a peça. A proteção do eletrodo e da zona da solda é feita por um gás inerte. Este processo pode ser aplicado com ou sem a utilização de material de adição (Gonçalves et al 2008). Conforme mostrado pela figura 2.1.



Figura 2.1 - Figura esquemática do processo TIG (Fonseca, 2004).

Os gases normalmente empregados são argônio, hélio ou mistura destes, que têm como função formar e estabilizar o arco elétrico, além de proteger o metal em estado de fusão contra a contaminação de outros gases da atmosfera. O processo TIG teve grande desenvolvimento devido à necessidade de disponibilidade de processos eficientes para materiais de difícil soldagem, como o alumínio e magnésio, notadamente na indústria da aviação no começo da segunda guerra mundial. Assim, com o seu aperfeiçoamento, surgiu um processo de alta qualidade e relativo alto custo para uso em aplicações diversas. É geralmente utilizado para todos os aços, aços inoxidáveis, ferro fundido, cobre, latão, prata e ligas de titânio, níquel e alumínio (Bracarense, 2000 e Fonseca, 2004).

Os eletrodos para o processo TIG são varetas sinterizadas de tungstênio puro ou ligado ao tório ou zircônio, ambos na forma de óxidos. Os eletrodos não são consumíveis e tem o papel de servir como um dos terminais do arco que irá gerar o calor para o processo. O tungstênio possui ponto de fusão elevado próximo de 3400°C. Não há escória (pois não há fluxo) e o processo pode ser usado em todas as posições. É o mais lento de todos os processos manuais, porém o de melhor qualidade. O processo TIG é muito empregado em passes de raiz, produz soldas com boas propriedades mecânicas e ótimo acabamento, porém requer soldadores altamente qualificados.

Algumas variáveis como corrente elétrica, distância do eletrodo a peça, velocidade de soldagem, inclinação da tocha e vazão do gás, mostradas na figura 2.2, influenciam diretamente o processo de soldagem TIG.

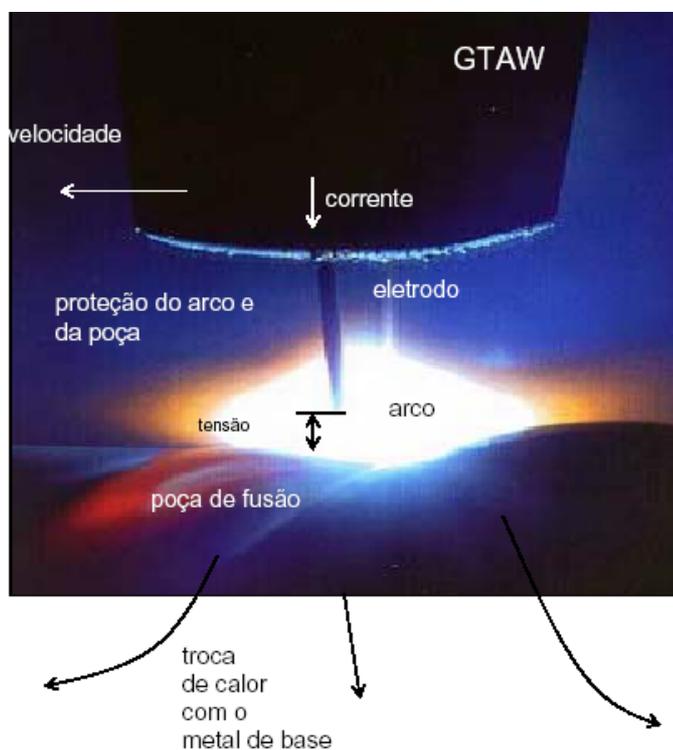


Figura 2.2 - Variáveis do processo de soldagem TIG (Zeemann, 2008).

A principal influência da corrente elétrica está no controle da penetração do cordão de solda, pois a penetração é diretamente proporcional à corrente elétrica e inversamente proporcional a velocidade de soldagem. Quanto maior a distância do eletrodo à peça maior área do metal de base é aquecida resultando num cordão mais largo. Quando a soldagem é efetuada com inclinação positiva em relação ao sentido de soldagem, o arco elétrico atua diretamente sobre a poça de fusão, aumentando a penetração. A vazão do gás é responsável por formar e estabilizar o arco, além da proteção adequada do eletrodo e da poça de fusão garantindo soldas de boa qualidade.

2.2 Fluxo de Calor na Soldagem

O fluxo de calor na soldagem pode ser dividido, de maneira simplificada, em duas etapas básicas: fornecimento de calor à junta e dissipação deste calor pela peça. Essa transferência de calor da fonte para a junta causa alterações de temperatura na solda e nas regiões adjacentes no metal de base, que dependem da forma com que o calor é difundido para o restante do material sendo soldado (Modenesi et al, 2006 e Marques et al., 2007). Estas variações de temperatura provocam transformações de fase durante a soldagem, alterando a microestrutura e provocando variações dimensionais resultando em efeitos indesejáveis, tais como: mudança nas propriedades mecânicas, físicas ou químicas; tensões residuais; distorções e formações de trincas (Okumura e Tanigushi, 1982 e Kou, 2003).

2.2.1 Fonte de Energia para Soldagem por Fusão

A soldagem por fusão é realizada pela aplicação de energia concentrada em uma região da junta onde será realizada a soldagem de forma a conseguir a fusão localizada, de preferência afetando ao mínimo o restante da peça (Modenesi, 2007). A fonte transfere energia à junta através da área de contato (A_0) entre a fonte e a peça, causando o aquecimento do material adjacente até a sua fusão. Nos metais devido a sua elevada condutividade térmica e sua grande diferença de temperatura entre regiões próximas e afastadas da região de contato, o calor tende a se difundir rapidamente para o restante da peça, resfriando e dificultando a fusão da região de contato e afetando termicamente regiões mais afastadas desta, conforme mostrado na figura 2.3.

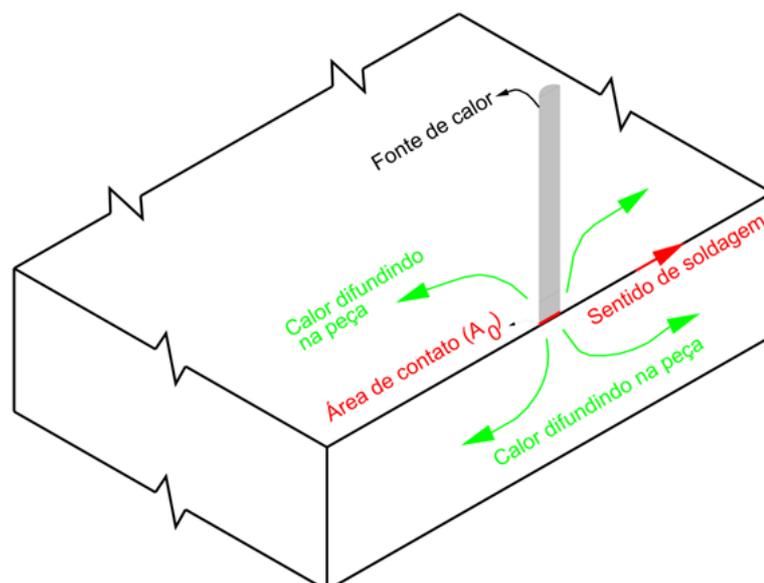


Figura 2.3 - Fluxo geral de calor na soldagem por fusão.

A soldagem por fusão busca garantir a fusão localizada do metal de base na região adjacente à área de contato, antes que o calor se difunda em grande quantidade para o restante da peça. Para tanto se busca uma fonte que forneça energia a uma taxa elevada em uma pequena área. Para caracterizar este processo, define-se a potência específica de uma fonte de energia, dada pela Eq. (2.1).

$$P_{esp} = \frac{\eta \cdot Q}{t \cdot A_0} \quad (2.1)$$

Onde:

P_{esp} → Potência específica [W/m²];

η → Rendimento térmico da fonte (processo);

Q → Calor gerado pela fonte [J];

t → Tempo de operação [s];

A_0 → Área de contato entre a fonte e a peça [m²].

Para soldagens feitas com arco elétrico, a equação da potência específica pode ser reescrita como a Eq. (2.2).

$$P_{esp} = \frac{\eta \cdot U \cdot I}{A_0} \quad (2.2)$$

Onde:

U → Tensão do arco [V];

I → Corrente de soldagem [A];

2.2.2 Energia de Soldagem (aporte térmico)

Quando o calor é fornecido a junta, um parâmetro importante para caracterizar o processo é a energia de soldagem (aporte térmico) definida como a quantidade de energia disponível à junta para a soldagem por unidade de comprimento da mesma, uma vez que a intensidade da fonte de calor em soldagem não é facilmente determinada em condições práticas (Wainer, Brandi e Mello, 1992 e Smartt, 1993). O aporte térmico (H) é dado pela Eq. (2.3).

$$H_T = \frac{Q}{L} \quad (2.3)$$

Onde:

L → Comprimento da junta [m];

Q → Calor gerado pela fonte [J];

Poderíamos ainda reescrever a Eq. (2.3) como sendo a razão entre a potência e a velocidade de soldagem, e finalmente para soldagens feitas com arco elétrico, o aporte térmico total (H_T), geralmente expresso em KJ/mm ou KJ/cm pode ser dado pela Eq. (2.4).

$$H_T = \frac{UI}{v} \quad (2.4)$$

Onde:

$H_T \rightarrow$ Aporte térmico total [J/m];

$U \rightarrow$ Tensão do arco [V];

$I \rightarrow$ Corrente de soldagem [A];

$v \rightarrow$ Velocidade de soldagem [m/s].

Considerando as perdas, podemos definir o rendimento térmico do processo, que no caso de uma soldagem por arco elétrico, corresponde à parte da energia disponível que é dissipada para a atmosfera sob a forma de calor irradiante e outra pequena fração perde-se por convecção no meio gasoso que protege a poça de fusão. Portanto, nem toda energia disponível é integralmente utilizada para fundir o metal de base e o eletrodo (Lancaster, 1999). Sendo essas perdas consideradas através da eficiência do arco ou rendimento térmico do processo. O aporte líquido de energia (H_L), pode ser calculado pela Eq. (2.5).

$$H_L = \frac{\eta UI}{v} \quad (2.5)$$

Onde η é o rendimento térmico do processo, a equação 2.5 traduz a energia realmente disponível para a soldagem. O restante da energia é a quantidade de energia por comprimento da junta que não foi transferida para a peça e representa as perdas do processo (Smartt, 1993).

O rendimento térmico é medido geralmente através de métodos calorimétricos, onde o calor transferido da fonte para peça pode ser transferido desta para um calorímetro e esse rendimento varia de acordo com o processo de soldagem utilizado (Kou, 2003), conforme mostrado na figura 2.4.

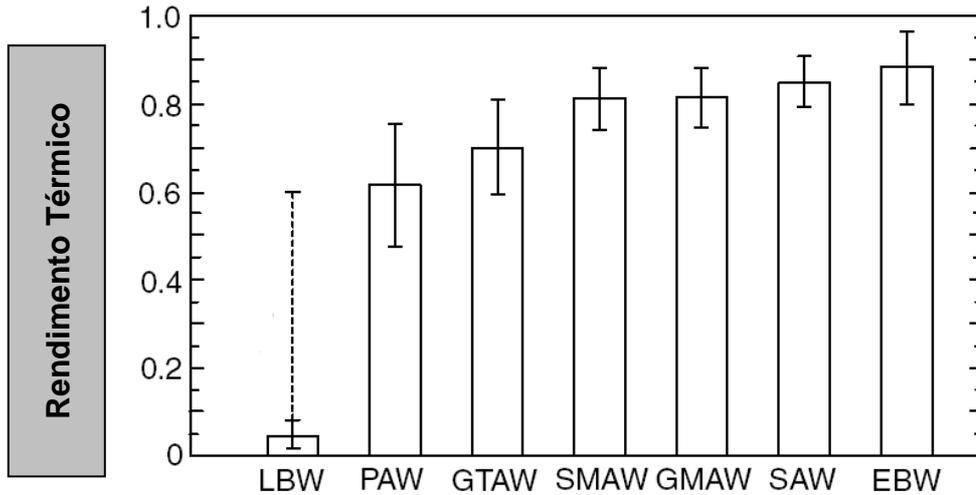


Figura 2.4 - Rendimento térmico para diferentes processos de soldagem (Kou, 2003)

Um outro parâmetro freqüentemente utilizado é o rendimento teórico ou eficiência de fusão do processo. Esta é definida como a razão entre a energia teórica mínima necessária para a obtenção do cordão de solda (isto é, a energia necessária para aquecer o material do cordão até a sua temperatura de fusão e fundi-lo) e a energia efetivamente gasta no processo (Modenesi et al., 2006). A eficiência de fusão é dada pela Eq. (2.6).

$$\eta_f = \frac{m_w [(h_{T_{Fusão}} - h_{T_{Inicial}}) + \Delta h_f]}{Q} \quad (2.6)$$

Onde:

m_w → Massa do metal que foi fundido para formar o cordão de solda [Kg];

$(h_{T_{Fusão}} - h_{T_{Inicial}})$ → Quantidade de energia necessária para aquecer o material do cordão desde a sua temperatura inicial até a sua temperatura de fusão [J/Kg];

Δh_f → Calor latente de fusão [J/kg].

Para a dissipação do calor pela peça, esta ocorre principalmente por condução das regiões aquecidas para o restante do material. A evolução de temperatura em diferentes pontos, devido à soldagem, pode ser estimada teórica ou experimentalmente (Marques et al., 2007).

2.3. Estudo Teórico do Fluxo de Calor

2.3.1 Equações Básicas da Análise Térmica

Na condução térmica a taxa de transferência de calor por unidade de área é proporcional ao gradiente normal de temperatura, fundamentalmente ocorre uma transferência de energia da região de alta temperatura para a região de baixa temperatura (Holman, 1983). A Eq. (2.7) é conhecida como lei de Fourier da condução de calor.

$$q = -kA\nabla T \quad (2.7)$$

Onde:

$q \rightarrow$ Escoamento de calor [W];

$k \rightarrow$ Condutividade térmica do material [W/m°C];

$A \rightarrow$ Área [m²];

$\nabla T = \left(\frac{\nabla T}{\nabla x}, \frac{\nabla T}{\nabla y}, \frac{\nabla T}{\nabla z} \right) \rightarrow$ Gradiente de temperatura na direção do fluxo [°C/m].

Aplicando-se o princípio da conservação de energia e a lei de Fourier, determina-se a equação básica que governa a transferência de calor através de um sólido a qual associa a distribuição de temperatura dependente no espaço e no tempo. Consideraremos o volume elementar representado na figura 2.5.

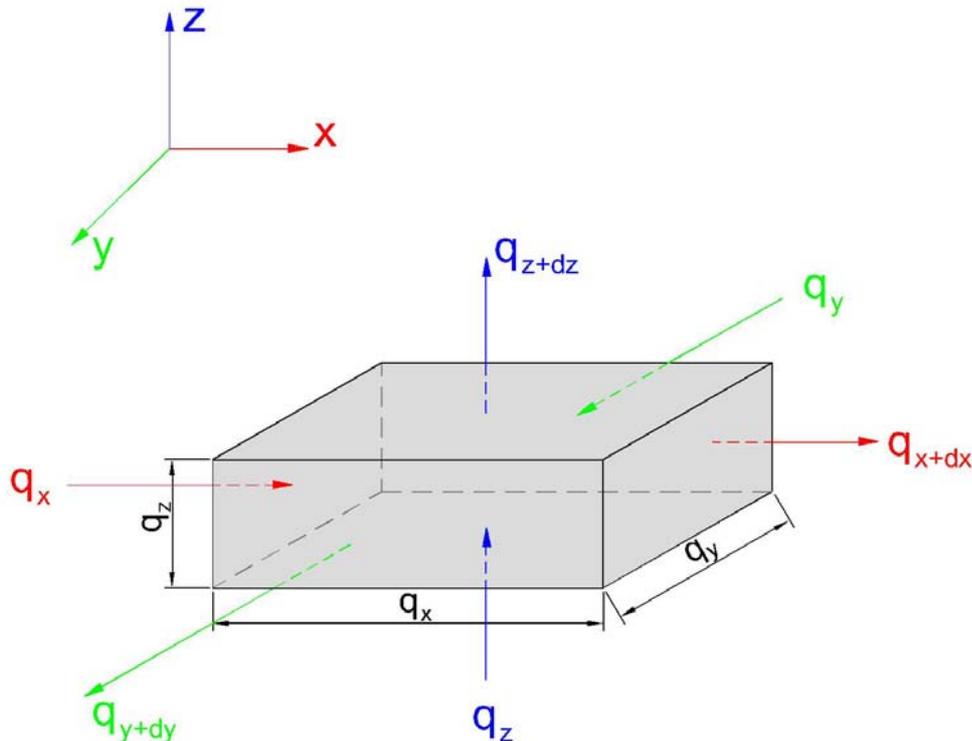


Figura 2.5 – Volume elementar para análise da condução tridimensional.

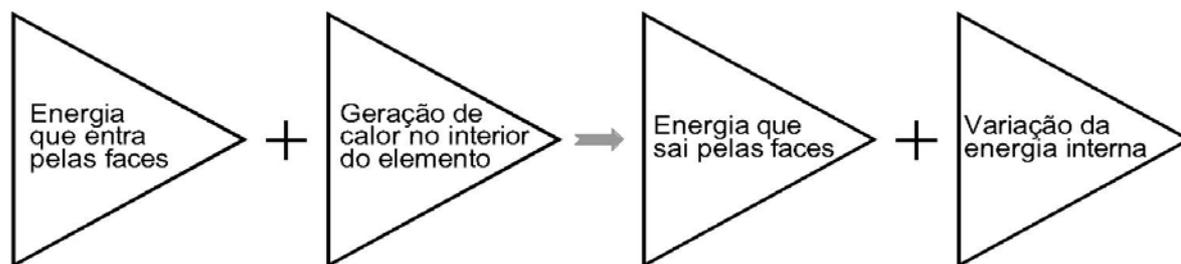


Figura 2.6 – Balanço de energia para análise da condução de calor.

Através do balanço de energia mostrado pela figura 2.6 e relacionando com as possíveis parcelas de energias envolvidas no processo, onde:

q_x, q_y, q_z → Taxas de transferência de calor que são conduzidas para dentro pelas faces nas direções x, y e z, respectivamente;

$q_{x+dx}, q_{y+dy}, q_{z+dz}$ → Taxas de transferência de calor que são conduzidas para fora pelas faces nas direções x, y e z, respectivamente;

q_{ger} → Calor gerado no interior do elemento;

∂U → Variação da energia interna.

Podemos escrever o balanço de energia dado pela Eq. (2.8).

$$q_x, q_y, q_z + q_{ger} = q_{x+dx}, q_{y+dy}, q_{z+dz} + \partial U \quad (2.8)$$

Combinando as relações básicas, considerando os calores latentes de fusão e solidificação iguais e fazendo-se as devidas simplificações na Eq. (2.8) obtemos a Eq. (2.9) que representa o princípio de uma análise de condução de calor através de um sólido, referido a um sistema cartesiano triortogonal (x,y,z) na qual associa a distribuição de temperatura dependente no espaço e no domínio do tempo (Araújo, 1982; Machado, 2000; Akbari et al., 2008).

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.9)$$

Onde:

T → Temperatura [°C];

x,y,z → Coordenadas cartesianas triortogonais [m];

t → Tempo [s];

$K_T \rightarrow$ Condutividade térmica do material dependente da temperatura [W/m°C];

$q_0 \rightarrow$ Fonte ou sorvedouro de calor [W/m³];

$\rho \rightarrow$ Massa específica do material [Kg/m³];

$C_p \rightarrow$ Calor específico do material [J/Kg.°C];

$\rho c \rightarrow$ Calor específico volumétrico [J/m³].

2.3.2 Equação Básica de Transferência de Calor Aplicada a Soldagem

No caso específico da soldagem, pode-se considerar para efeitos práticos a condutividade térmica constante e a inexistência de fontes ou sorvedouros no interior do material, ainda que os computadores mais modernos permitam efetuar cálculos mais apurados, considerando a variação daquela grandeza com a temperatura (Wainer, Brandi e Mello, 1992 e Lancaster, 1999). Podemos então reescrever a Eq. (2.9) como:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.10)$$

A Eq. (2.10) é conhecida como equação básica de Fourier e é empregada para estudar fenômenos térmicos na soldagem uma vez conhecida as condições iniciais e as condições de contorno de cada problema a ser analisado. Onde α é a difusividade térmica do material e quanto maior seu valor mais rapidamente o calor irá se difundir através do material. Podemos calcular a difusividade pela Eq. (2.11) a seguir.

$$\alpha = \frac{k}{\rho C_p} \quad (2.11)$$

Onde:

$\alpha \rightarrow$ Difusividade térmica do material [m²/s];

$\rho \rightarrow$ Massa específica do material [Kg/m³];

$C_p \rightarrow$ Calor específico do material [J/g.°C];

$k \rightarrow$ Condutividade térmica do material [W/m°C].

Conforme Fassani e Trevisan (2003), grande parte dos trabalhos publicados em transferência de calor para soldagem consideram que a fonte de calor está concentrada em um volume muito pequeno do material. Depois de tais considerações, são obtidas as soluções analíticas assumindo que a fonte de calor é reduzida a um ponto movendo na superfície da peça ou a uma linha, como propostos por Rosenthal (1946).

A figura 2.7 mostra uma fonte de calor que se move sobre coordenadas cartesianas triortogonais (x,y,z) , onde a distribuição de temperatura é constante para o observador que se movimenta junto a uma fonte de calor através da coordenada móvel w , com velocidade constante.

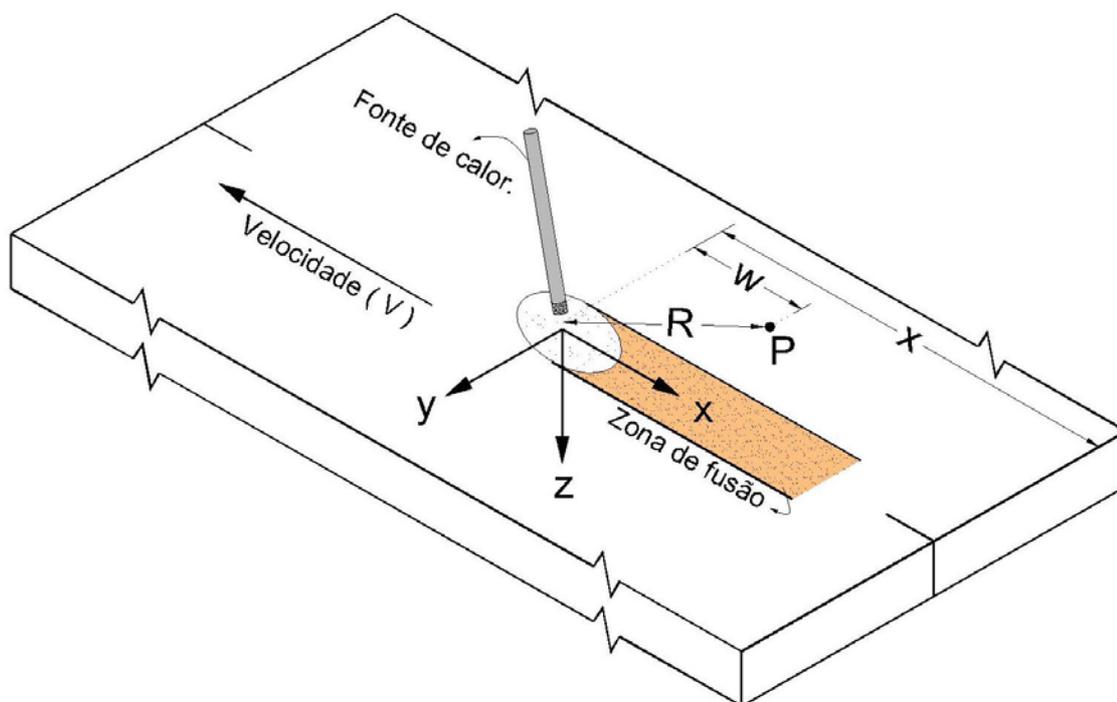


Figura 2.7 – Fonte de calor movendo-se sobre o sistema de coordenadas (x,y,z) .

Rosenthal propôs as seguintes hipóteses simplificadoras para as soluções analíticas (Ramanzini et al, 2006 e Goyal et al 2009):

- A fonte de calor (linear, pontual e plana) se deslocando a uma velocidade constante ao longo de uma chapa;
- As propriedades físicas do meio (peça) são constantes;
- As perdas de calor das superfícies do meio condutor para a atmosfera são desprezíveis;
- A soldagem é suficientemente longa para se atingir o estado quase-estacionário (distribuição de temperaturas constante para o observador que se movimenta junto com a fonte de calor);
- O calor gerado por efeito Joule é desprezível;
- As transformações de fase são desprezíveis.

2.3.3 Espessura Relativa

Através das hipóteses simplificadoras, Rosenthal encontrou as soluções analíticas para o fluxo de calor para chapas grossas, finas e intermediárias. Foi proposto um termo pratico adimensional conhecido como espessura relativa (τ) pelo qual pode-se classificar o tipo de chapa a ser analisada. Segundo Chon & Chin (1993), a espessura relativa pode ser obtida através da Eq. (2.12).

$$\tau = h \sqrt{\frac{\rho C_p (T_c - T_o)}{H_L}} \quad (2.12)$$

Onde:

h → Espessura da chapa [m];

ρ → Massa específica do material [Kg/m³];

C_p → Calor específico [J/Kg.°C];

T_o → Temperatura inicial (ambiente)[°C];

T_c → Temperatura critica [°C];

H_L → Aporte térmico liquido [J/m];

Conforme Adams (1958) e Linnert (1967), a chapa é considerada fina quando a espessura relativa é inferior a 0,6 e é considerada grossa quando a espessura relativa é superior a 0,9; Entretanto, para valores no intervalo $0,6 \leq \tau \leq 0,9$ a chapa poderia ser considerada intermediária, onde o fluxo de calor muda de tridimensional para temperaturas elevadas para bidimensional em temperaturas mais baixas. Porém, arbitrando a espessura relativa em 0,75 entre chapa fina e grossa não leva a erros superiores a 15% nos resultados, podendo ser adequada para várias aplicações.

2.3.4 Condução de Calor em Chapas Grossas (Fonte de Calor Pontual)

O regime quase-estacionário proposto por Rosenthal (1941), onde a distribuição de temperaturas é constante para o observador que se movimenta junto com a fonte de calor pontual a uma velocidade constante, é mostrado na figura 2.8.

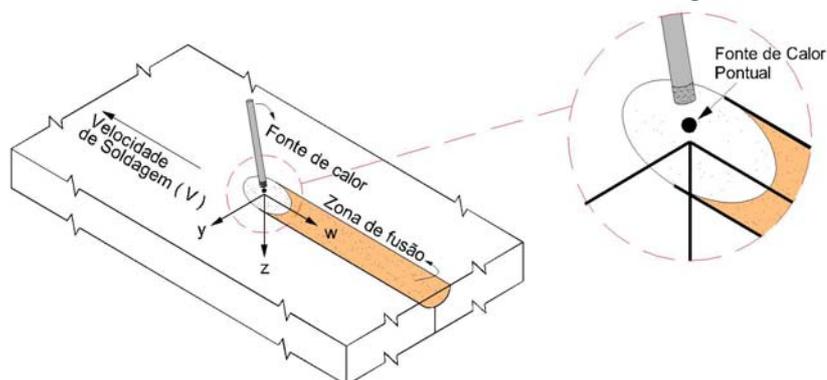


Figura 2.8 – Fonte de calor pontual para análise de fluxo de calor tridimensional.

Considerando-se a chapa de espessura infinita com uma fonte de calor pontual e transferindo a origem de coordenadas da chapa para a fonte de calor, matematicamente podemos substituir a coordenada x que está na direção da soldagem pela coordenada móvel w , sendo relacionadas conforme Eq. (2.13).

$$w = x - vt \quad (2.13)$$

Onde v é a velocidade de soldagem e t é o tempo. Considerando as hipóteses feitas por Rosenthal, podemos obter a equação que rege o regime quase-estacionário (Wainer et al., 1992), utilizando a coordenada móvel w , resultando na Eq. (2.14).

$$\frac{\partial^2 T}{\partial w^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{-v}{\alpha} \cdot \frac{\partial T}{\partial w} \quad (2.14)$$

Tomando como referência as coordenadas móveis, a temperatura de um ponto situado a uma distância R dessas coordenadas, fazendo uso do método de imagens para o cômputo das temperaturas (Goyal et al., 2009 e Wainer et al., 1992). A solução do problema para chapa grossa pode ser expresso pela Eq. (2.15).

$$T = T_0 + \frac{P}{2\pi k} e^{-\beta w} \left[\frac{e^{-\beta R}}{R} + \sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{e^{-\beta R_n}}{R_n} + \frac{e^{-\beta R'_n}}{R'_n} \right) \right] \quad (2.15)$$

Onde:

$T_0 \rightarrow$ Temperatura inicial da chapa [°C];

$P \rightarrow$ Potência gerada pela fonte de calor [W];

Consideraremos também para simplificação da expressão 2.15 as Eq. (2.16-19).

$$R_n = \sqrt{w^2 + y^2 + (2nh - z)^2} \quad (2.16)$$

$$R'_n = \sqrt{w^2 + y^2 + (2nh + z)^2} \quad (2.17)$$

$$\beta = \frac{v}{2\alpha} \quad (2.18)$$

$$R = \sqrt{w^2 + y^2 + z^2} \quad (2.19)$$

Onde:

R → Distância do ponto de interesse até a projeção do centro da fonte de calor na superfície da chapa [m];

h → Espessura da chapa [m].

Considerando uma situação aproximada da deposição de um cordão de solda, depois de atingido o regime de temperatura quase estacionária, a distribuição de temperatura pode ser dada pela Eq. (2.20).

$$T = T_0 + \frac{P}{2\pi kR} \exp\left[-\frac{v}{2\alpha}(w + R)\right] \quad (2.20)$$

Em uma distribuição de temperaturas tridimensional, o comportamento das linhas isotermas é mostrado esquematicamente na figura 2.9.

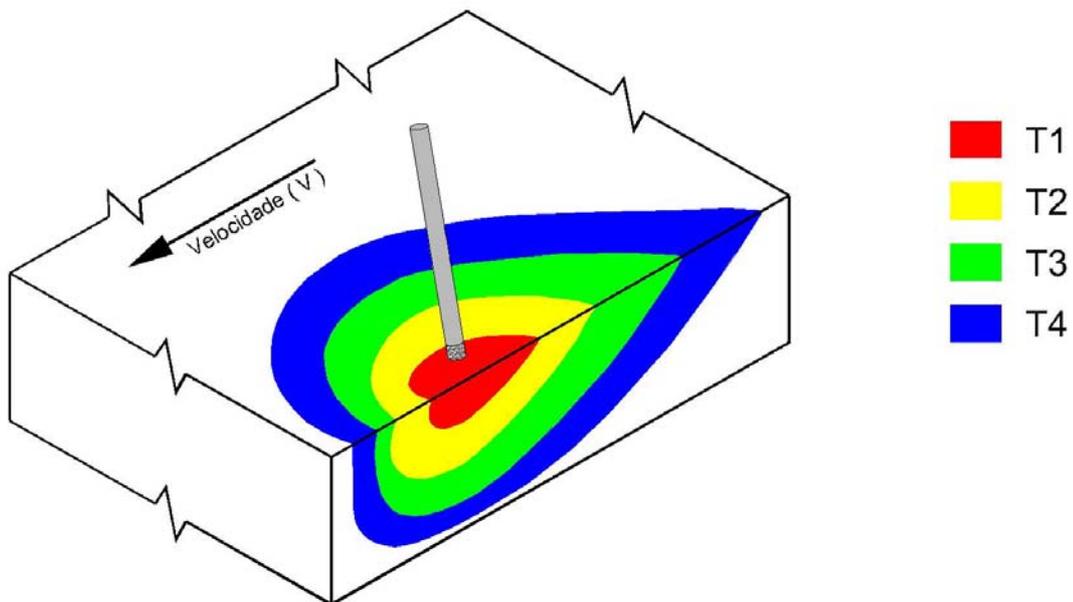


Figura 2.9 – Isotermas na soldagem de chapas grossas (fluxo de calor tridimensional).

2.3.5 Condução de Calor em Chapas Finas (Fonte de Calor Linear)

Para a modelagem de chapas finas também se considera o regime quase-estacionário proposto por Rosenthal (1941), onde a distribuição de temperaturas é constante para o observador que se movimenta junto a uma fonte de calor linear com velocidade constante, conforme mostrado pela figura 2.10.

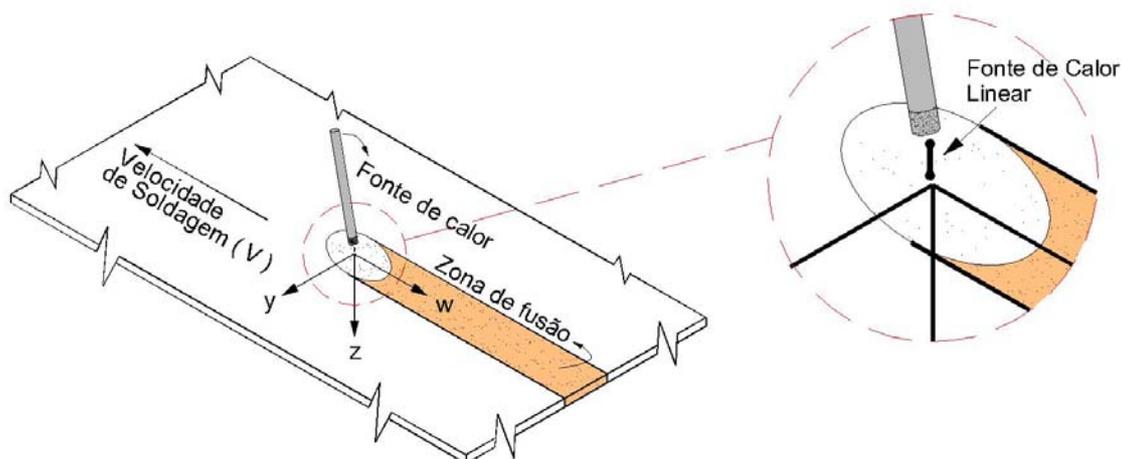


Figura 2.10– Fonte de calor linear para análise de fluxo de calor bidimensional.

Onde se considera que não há fluxo na direção da espessura da chapa e transferindo a origem de coordenadas da chapa para a fonte de calor linear, matematicamente também relacionadas pela Eq. (2.13), resultando numa condução que se processa nas direções x e y, caracterizando um fluxo bidirecional (Binda et al., 2004; Gonçalves et al., 2006 e Barroso et al., 2010).

Considerando as hipóteses feitas por Rosenthal (1946), podemos obter a equação que rege o regime quase-estacionário, utilizando a coordenada móvel w, resultando na Eq. (2.21).

$$\frac{\partial^2 T}{\partial w^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = \frac{v}{\alpha} \cdot \frac{\partial T}{\partial w} \quad (2.21)$$

Tomando como referência as coordenadas móveis, a temperatura de um ponto situado a uma distância r dessas coordenadas, a solução do problema para chapa fina pode ser expresso pela Eq. (2.22).

$$T = T_0 + \frac{q}{2\pi k} e^{-\beta w} K_0 \cdot \beta \cdot r \quad (2.22)$$

Onde:

T_0 → Temperatura inicial da chapa [°C];

q → Quantidade total da energia disponível na fonte de calor linear [W/m];

r → Distância do ponto de interesse até a linha de centro do cordão [m];

K_0 → Função modificada de Bessel, de segunda espécie e ordem zero.

A distância da fonte até as coordenadas móveis é dada pela Eq. (2.23), a quantidade total da energia disponível na fonte de calor linear é dada pela Eq. (2.24). Consideraremos também para simplificação da expressão 2.15 a Eq. (2.25).

$$r = \sqrt{w^2 + y^2} \quad (2.23)$$

$$q = \frac{P}{h} \quad (2.24)$$

$$\beta = \frac{v}{2\alpha} \quad (2.25)$$

Nesta modelagem a temperatura permanece constante ao longo da espessura da peça. Para solução do problema de chapas finas, representadas pela Eq. (2.22), utiliza-se à função modificada de Bessel, de segunda espécie e ordem zero, conforme mostrado na figura 2.11 (Lancaster, 1999 e Kou, 2003).

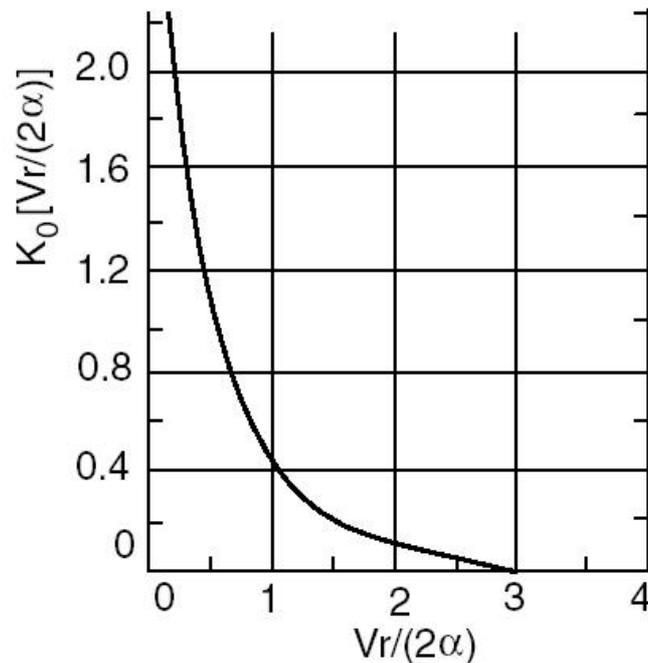


Figura 2.11-Função de Bessel modificada de segundo tipo e ordem zero (Kou, 2003).

Conforme Londoño (2001), quando r tende a infinito, $K_0\left(\frac{vr}{2\alpha}\right)$ tende a $\sqrt{\frac{\pi\alpha}{vr}} e^{-\frac{vr}{2\alpha}}$, logo podemos reescrever a Eq. (2.22) como a Eq. (2.26).

$$T = T_0 + \frac{q}{2\pi k} \sqrt{\frac{\pi\alpha}{vr}} e^{-\frac{v(w-r)}{2\alpha}} \quad (2.26)$$

Em uma distribuição de temperaturas bidimensional, o comportamento das linhas isotermas é mostrado esquematicamente na figura 2.12.

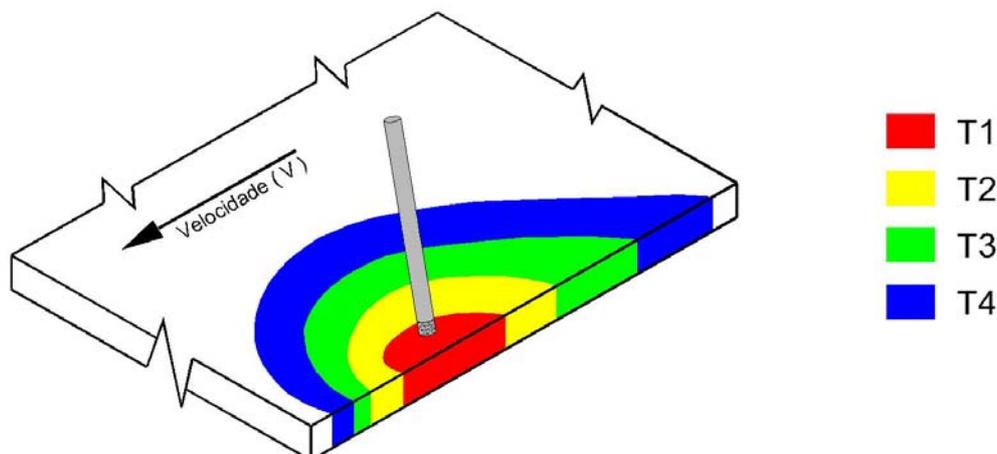


Figura 2.12 – Isotermas na soldagem de chapas finas (fluxo de calor bidimensional).

Os contornos das isotermas são influenciados diretamente pela velocidade de soldagem e pelas propriedades físicas do material (Chon & Chin, 1993), conforme mostram as figuras 2.13 e 2.14.

A figura 2.13 mostra que através do aumento da velocidade de soldagem os contornos das isotermas se alongam mais em direção ao sentido contrario a soldagem, afetando uma zona menor. Conforme mostrado na figura 2.14 o fluxo de calor se propaga para uma área maior quanto menor for a condutividade do material. Os contornos das isotermas também se alongam mais em direção do sentido contrario à soldagem para materiais também de menores condutividades térmicas, resultando em menores velocidades de resfriamento e melhor aproveitamento para a fusão localizada. Para materiais de elevada condutividade térmica, a fusão localizada é dificultada devido à rápida dissipação do calor, necessitando em alguns casos, de pré-aquecimento para obtenção de uma fusão adequada à soldagem. A tabela 2.1 mostra a condutividade térmica e a difusibilidade térmica para três diferentes materiais (Chon & Chin, 1993).

Tabela 2.1 – Propriedades físicas para comparação das isotermas de três materiais distintos(Chon & Chin, 1993).

<i>Material</i>	<i>Condutividade Térmica [W/m · K]</i>	<i>Difusibilidade Térmica [mm²/s]</i>
Aço inoxidável AISI 304	26	4,6
Aço de baixo carbono	50	7,5
Alumínio	347	80

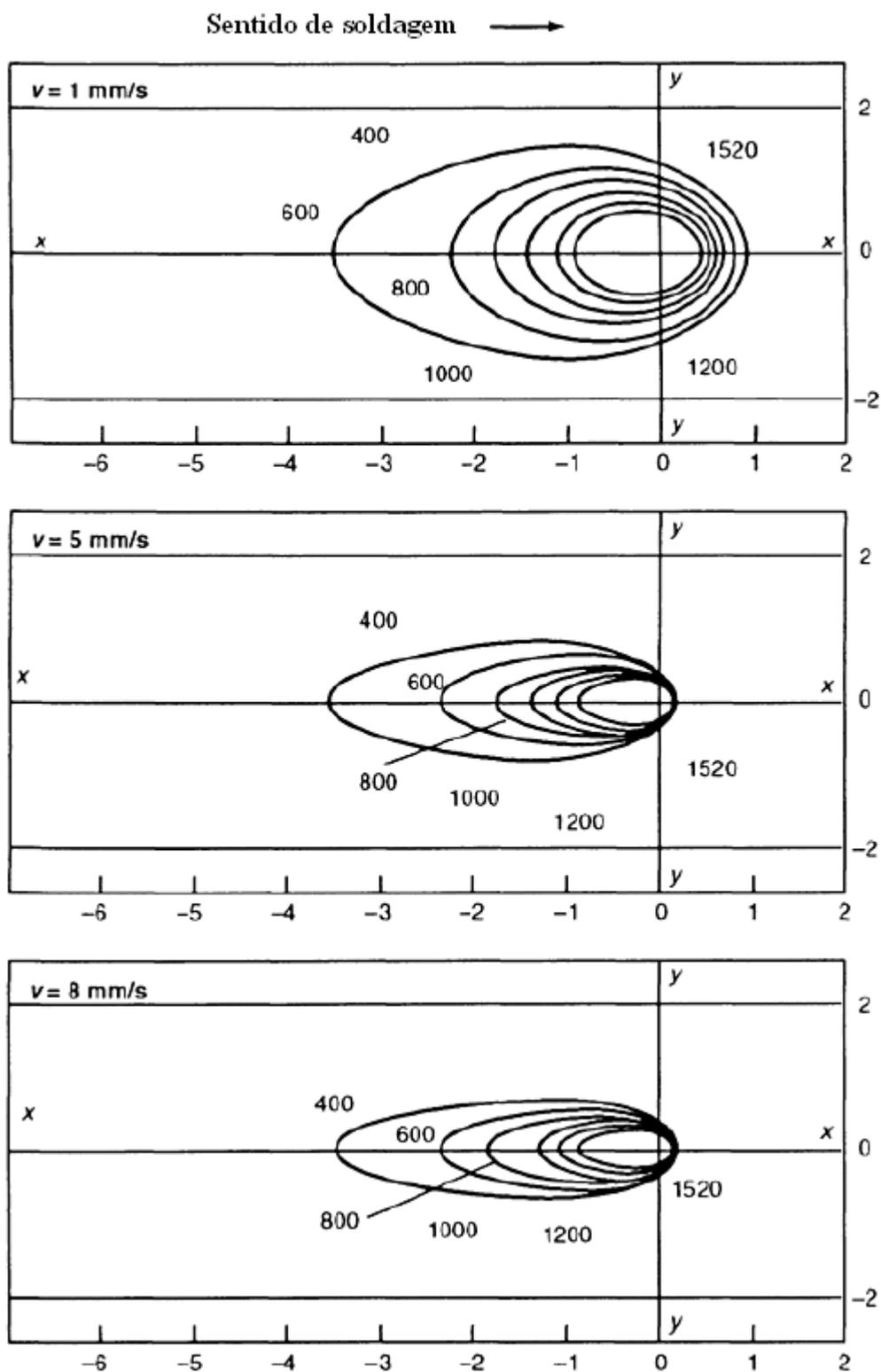


Figura 2.13 – Influência da velocidade de soldagem nas isotermas de um aço de baixa liga. Considerando $P=4,2 \text{ kW}$ e três diferentes velocidades [1m/s, 5m/s e 8m/s], (Chon & Chin, 1993).

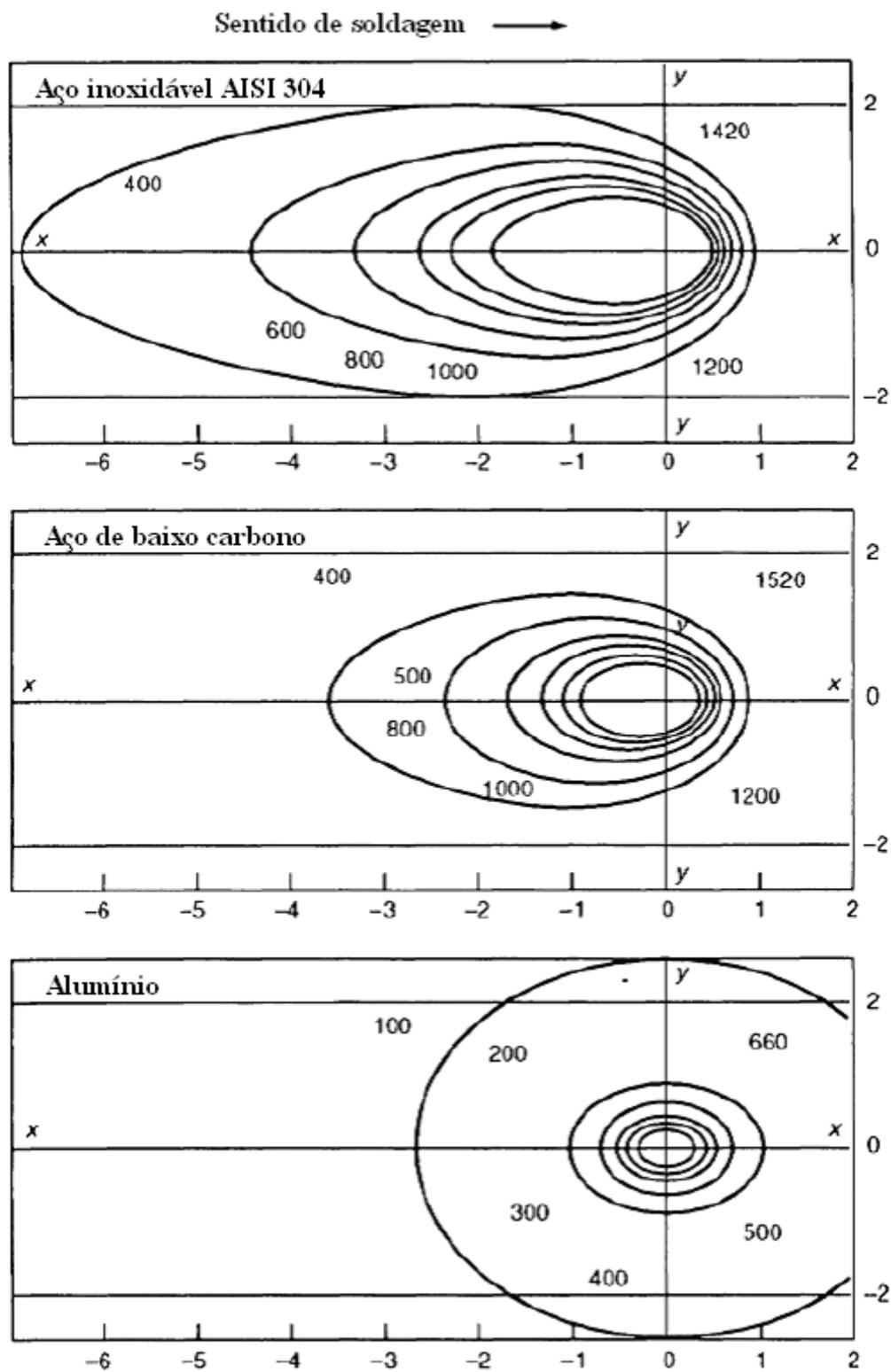


Figura 2.14 – Efeito das propriedades térmicas nas isotermas. Materiais: aço inoxidável AISI 304; aço de baixo carbono e alumínio. $P=4,2\text{kW}$ e $v=1,0\text{ mm/s}$, (Chon & Chin, 1993).

2.3.6 Condução de Calor em Chapas de Espessuras Intermediárias

Para o caso de uma chapa finita de espessura (h), não sendo suficientemente grossa ou fina e mantendo-se as hipóteses simplificadoras propostas por Rosenthal (1946). A partir da equação para chapas de espessuras infinitas, supondo que não ocorre transferência de calor nas superfícies da chapa. Esta situação é representada considerando-se fontes de calor imaginárias colocadas abaixo e acima simetricamente distribuídas a uma distância $2kh$ das superfícies onde a fonte de calor está localizada. A figura 2.15 representa o uso do método das imagens para solução do problema de chapa de espessura intermediária proposta por Rosenthal (1946).

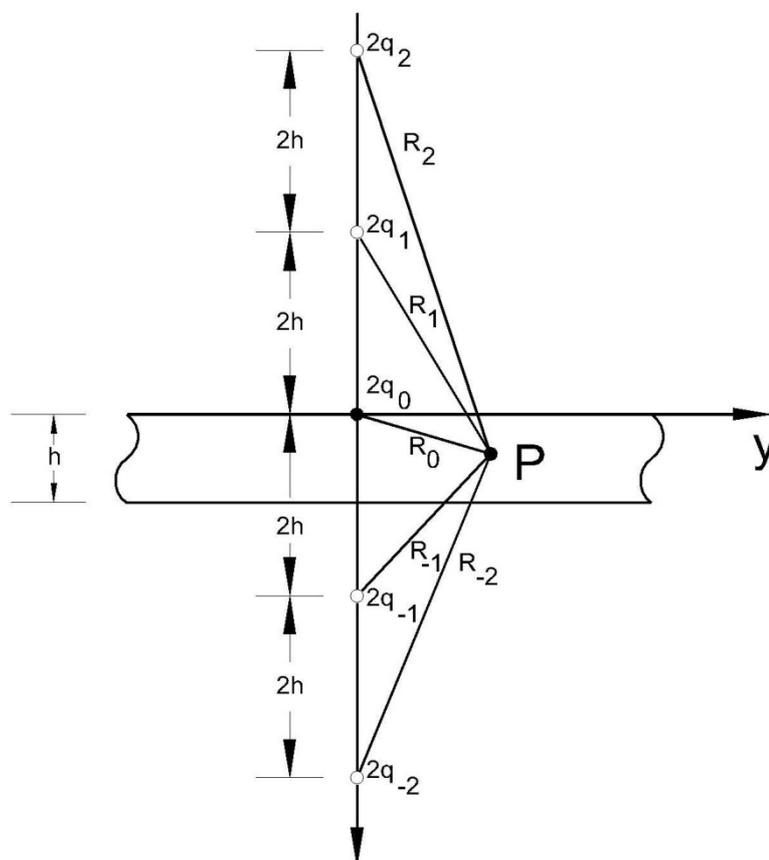


Figura 2.15 – Modelo de fluxo de calor - representação da fonte de calor real ($2q_0$) e fontes imaginárias ($2q_{-2}, 2q_{-1}, 2q_1, 2q_2$) baseado no método de imagens.

A solução do problema para chapa intermediária pode ser expresso pela Eq. (2.27), onde R_k são as distâncias entre as fontes de calor real e imaginárias ao ponto P no espaço x, y, z [mm].

$$T = T_0 + \frac{P}{2\pi k} e^{-\beta w} \cdot \sum_{k=-\infty}^{k=+\infty} \left[\frac{1}{R_k} e^{-\beta R_k} \right] \quad (2.27)$$

As distâncias entre as fontes de calor real e imaginárias ao ponto P no espaço x,y,z são dadas pela Eq. (2.28). Consideraremos também para simplificação da expressão 2.27 a Eq. (2.29).

$$R_k = \sqrt{w^2 + y^2 + (z - 2kh)^2} \quad (2.28)$$

$$\beta = \frac{v}{2\alpha} \quad (2.29)$$

2.3.7 Distribuições de Temperatura (modelos de Rosenthal)

Os modelos propostos por Rosenthal para os três tipos de chapas (grossa, fina e intermediária) possuem distribuições de temperatura, conforme mostrado na figura 2.16 em torno da poça de fusão, no plano xz . Os resultados das fontes pontuais de calor são mostrados através das figuras 2.16a e 2.16c e se assemelham junto da superfície superior da chapa e da fonte de calor, contudo na superfície inferior na figura 2.16c seu modelo (chapa intermediária) não considerava o fluxo de calor nesta superfície. Para a solução da equação para chapas finas (modelo bidimensional) mostrado na figura 2.16b, as isotermas são verticais, pois a variável z não é considerada neste modelo (Modenesi et al., 2006).

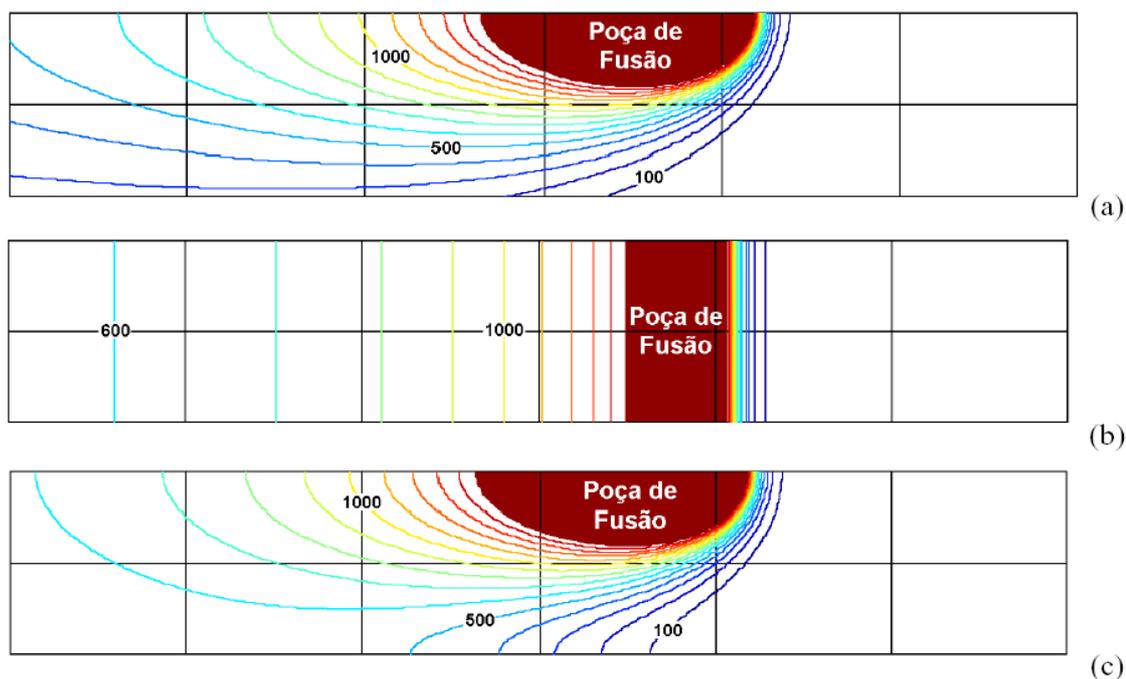


Figura 2.16 – Modelos de Rosenthal de distribuição de temperaturas no plano xz em torno da poça de fusão. Material: aço carbono (chapa de 10mm de espessura). Energia de soldagem: 0,6 kJ/mm. Modelos para chapas: a) grossa: Eq. (2.20); b) fina: Eq. (2.22) e c) intermediária: Eq. (2.27), (Modenesi et al., 2006).

2.4 Modelagem da Fonte de Calor

A modelagem da fonte de calor é um ponto muito importante na simulação de um processo de soldagem. Os modelos analíticos que consideram fontes de calor pontuais são bem adaptados apenas quando se considera o tamanho da zona fundida muito pequena em comparação com as dimensões da peça (Depradeux & Jullien, 2003). Novas soluções analíticas vêm sendo propostas, as quais levam em consideração uma fonte de calor distribuída (Fassani & Trevisan, 2003 e Francis, 2007). De uma maneira prática podemos associar o arco elétrico a uma fonte de calor distribuída que possibilite determinar o campo de temperatura presente durante uma operação de soldagem (Danis, 2008). As principais fontes analíticas expressas na literatura para modelar o aporte térmico, podem ser superficiais ou volumétricas e são apresentadas a seguir:

2.4.1 Fonte Superficial Constante sobre um Disco de Raio R

Esse tipo de fonte representa um fluxo superficial constante sobre um disco de raio R, conforme mostra a figura 2.17, e sua fonte é definida analiticamente pela Eq. (2.30) (Depradeux, 2004).

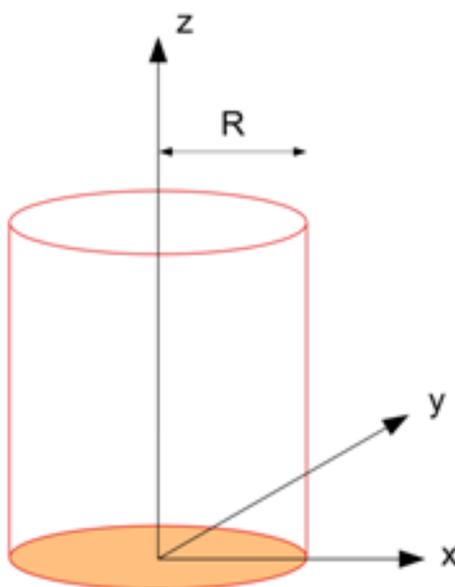


Figura 2.17 – Fonte Superficial Constante sobre um Disco de Raio R

$$q(x, y) = \frac{\eta UI}{\pi R^2} \quad (2.30)$$

2.4.2 Fonte Gaussiana Superficial

A fonte gaussiana proposta por Rykalyne em 1957, provem de uma fonte gaussiana infinita, onde freqüentemente se utiliza um raio limite (Danis, 2008). Esta fonte considera um arco elétrico em forma de sino, conforme mostra a figura 2.18. Essa fonte é definida analiticamente pela Eq. (2.31) (Gabriel et al., 2002).

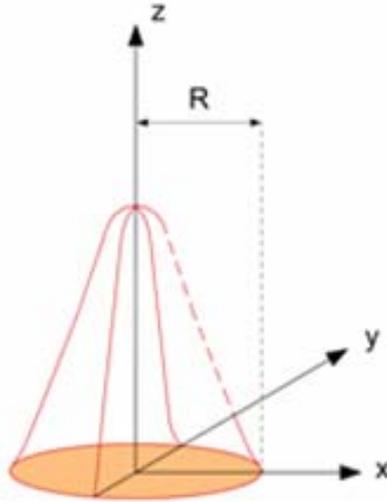


Figura 2.18 – Fonte Gaussiana Superficial Finita sobre um Disco de Raio R

$$q(x, y) = \frac{3\eta UI}{\pi R^2} \exp\left[\frac{-3(x^2 + y^2)}{R^2}\right] \quad (2.31)$$

Sendo R é o raio do disco onde 95% da energia de soldagem é depositada e pode ser ajustado juntamente com o rendimento da fonte para se obter a melhor correlação possível entre os resultados numéricos e experimentais.

2.4.3 Fonte Volumétrica constante Sobre uma Semi-Esfera

Esse tipo de fonte representa um fluxo volumétrico constante sobre uma semi-esfera de raio R_e , conforme mostra a figura 2.19, e sua potência pode ser dada pela Eq. (2.32).

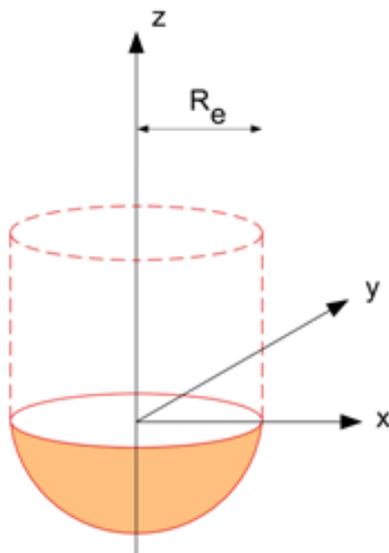


Figura 2.19 – Fonte Volumétrica constante Sobre uma Semi-Esfera de Raio R_e

$$q(x, y, z) = \frac{3\eta UI}{2\pi R_e^3} \quad (2.32)$$

2.4.4 Fonte Volumétrica Elipsoidal

Esta fonte de energia considera uma gaussiana 3D finita sobre uma elipsóide de raio a , b e c . conforme mostra a figura 2.20. Essa fonte é definida analiticamente pela Eq. (2.33).

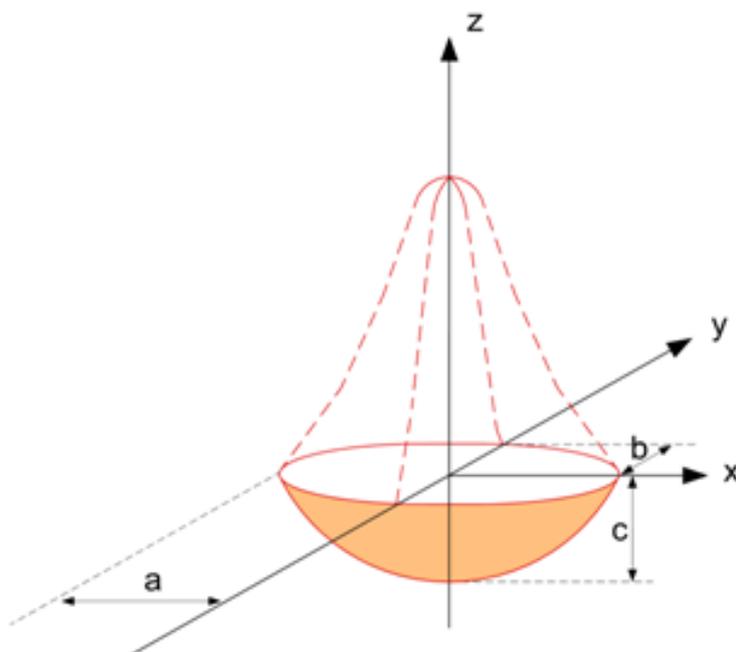


Figura 2.20 – Fonte Volumétrica Gaussiana 3D sobre uma Elipsoidal e raios a , b e c .

$$q(x, y, z) = \frac{\eta UI}{abc\pi\sqrt{\pi}} \cdot 6\sqrt{3} \cdot \exp\left(\frac{-3x^2}{a^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right) \quad (2.33)$$

2.4.5 Fonte Volumétrica Dupla Elipsoidal

Esta fonte foi proposta por Goldak e atualmente é a mais adequada para processos TIG, nela considera-se uma gaussiana 3D finita sobre uma dupla elipsóide, conforme mostra a figura 2.21. Essa fonte é definida analiticamente pelas Eq. (2.34) e (2.35) (Goldak & Chakravarti, 1984 e Goldak & Akhlaghi, 2005).

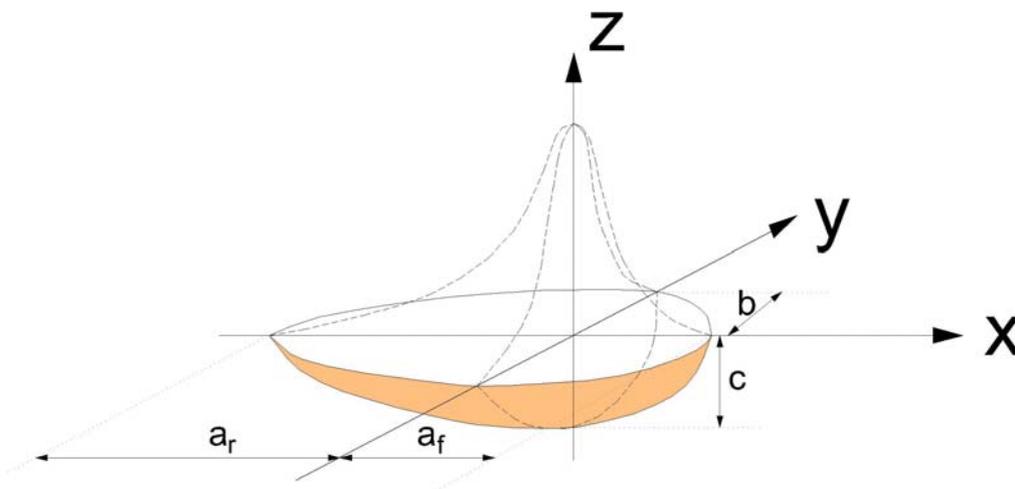


Figura 2.21 – Fonte Volumétrica Gaussiana 3D sobre uma Dupla Elipsoidal e raios a, b e c.

$$q_f(x, y, z) = f_f \frac{\eta UI}{a_f bc\pi\sqrt{\pi}} \cdot 6\sqrt{3} \cdot \exp\left(\frac{-3x^2}{a_f^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right) \quad (2.34)$$

$$q_r(x, y, z) = f_r \frac{\eta UI}{a_r bc\pi\sqrt{\pi}} \cdot 6\sqrt{3} \cdot \exp\left(\frac{-3x^2}{a_r^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right) \quad (2.35)$$

Onde:

$q_f \rightarrow$ Distribuição volumétrica de energia antes da tocha [W/m^3];

$q_r \rightarrow$ Distribuição volumétrica de energia após a tocha [W/m^3];

$f_f \rightarrow$ Repartição de energia antes da tocha;

$f_r \rightarrow$ Repartição de energia após a tocha;

$a_f \rightarrow$ Comprimento da poça de fusão - energia distribuída antes da tocha [m];

$a_r \rightarrow$ Comprimento da poça de fusão - energia distribuída após a tocha [m];

$b \rightarrow$ Semi-largura da poça de fusão [m];

$c \rightarrow$ profundidade da zona fundida [m].

Os parâmetros U , I , η estão ligados diretamente ao procedimento de soldagem, enquanto que b e c são os parâmetros geométricos da fonte e podem ser determinados através de exame metalográfico. Os outros parâmetros a_f , a_r , f_f e f_r , são obtidos com a ajuda dos parâmetros b e c e das relações existentes dentro da literatura, conforme mostram as Eq. (2.36), (2.37) e (2.38) (Gery et. al., 2005 e Goldak & Akhlaghi, 2005).

$$f_f + f_r = 2 \quad (2.36)$$

$$f_f = \frac{2 \cdot a_f}{a_f + a_r} \quad (2.37)$$

$$f_r = \frac{2 \cdot a_r}{a_f + a_r} \quad (2.38)$$

2.5 Estudo Prático do Fluxo de Calor

A multiplicidade de fenômenos envolvidos num processo de soldagem e a heterogeneidade microestrutural resultante do gradiente de temperaturas dificultam enormemente as análises teóricas e as previsões das propriedades físicas e mecânicas das juntas soldadas. Métodos experimentais podem ser utilizados para simularem ciclos térmicos de maneira controlada em um corpo de prova. A aplicação de ciclos térmicos rápidos com aquecimento em forno elétrico e resfriamento induzido num equipamento tipo “gleeble” possibilita a simulação de um processo de soldagem, reproduzindo as condições termodinâmicas das sub-regiões das ZTA's. (Cerjak et al., 1999 e Silva et al., 2008). A figura 2.22 mostra esquematicamente um equipamento simulador de ciclos térmicos.

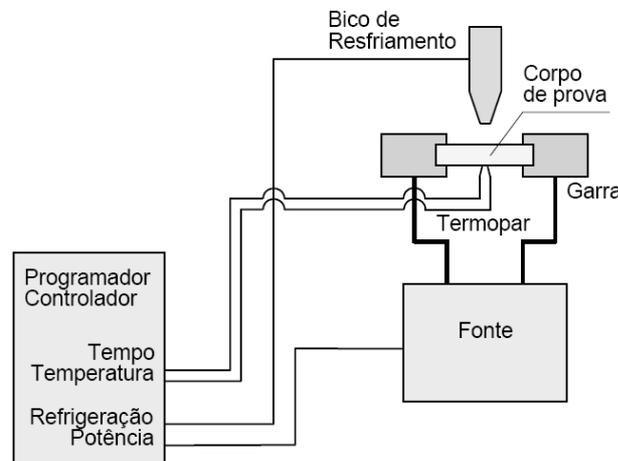


Figura 2.22 – Diagrama esquemático de um equipamento simulador de ciclos térmicos (Modenesi et al., 2006).

Para simulação dos ciclos térmicos de soldagem, Silva et al (2008) desenvolveram um equipamento capaz de reproduzir resfriamentos rápidos a diferentes velocidades. O equipamento é constituído de dois blocos de aço que atuam como substrato de massa infinita que possibilitam retirada de calor a partir de diferentes temperaturas imediatamente após aquecimento. O aquecimento é feito em fornos elétricos de alta potência para possibilitar ciclos térmicos rápidos e o resfriamento no equipamento (Gleeble) foi monitorado por termopar do tipo cromel-alumel (K) com registrador digital com interface para microcomputador. Foram levantadas curvas de resfriamentos de amostras retiradas de tubos de aço API 5L – Grau 70, aquecidas até temperaturas máximas de 700°C, 800°C, 900°C e 1200°C e resfriadas em gleeble. Os ciclos térmicos obtidos em “gleeble” foram equivalentes aos obtidos por soldas reais, no que diz respeito aos fatores que têm influencia nos ciclos, como a temperatura máxima e a velocidade de resfriamento.

Conforme McGlone (1982), os modelos de Rosenthal aplicados a uma situação específica, constituem a técnica de modelamento empírico mais utilizada para estudar a relação entre as variáveis de soldagem e parâmetros indicadores do formato do cordão, como: penetração(p), largura do cordão(w) e reforço(r) conforme mostrado pela figura 2.23.

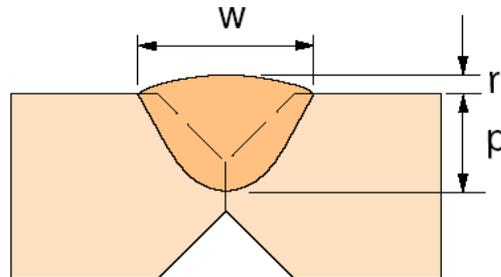


Figura 2.23 - Parâmetros indicadores do formato do cordão (McGlone, 1982)

As Eq. (2.39 - 2.41) mostram as relações qualitativas entre as variáveis de soldagem e os parâmetros indicadores do formato do cordão.

$$w \propto \frac{U \cdot I \cdot \phi}{v \cdot \alpha} \quad (2.39)$$

$$p \propto \frac{I \cdot \alpha}{v \cdot \phi} \quad (2.40)$$

$$r \propto \frac{I}{U \cdot v \cdot \alpha \cdot \phi} \quad (2.41)$$

Onde:

w → Largura do cordão [m];;

p → Penetração [m];

r → Reforço [m];

U → Tensão do arco [V];

I → Corrente de soldagem [A];

ϕ → Diâmetro do eletrodo [m];

v → Velocidade de soldagem [m/s];

α → Ângulo do chanfro [°].

As relações representadas pelas Eq. (2.30-2.32) permitem fazer previsões simples e qualitativas. Podemos observar que todos os parâmetros decrescem com o aumento da velocidade de soldagem e crescem diretamente proporcionais com o aumento da corrente de soldagem, conforme mostrado na tabela 2.2. Porém, essas relações não permitem previsões quantitativas das dimensões do cordão de solda.

Tabela 2.2 – Variações dos parâmetros indicadores do formato do cordão com as variáveis de soldagem.

Parâmetros	Variáveis de Soldagem				
	$U \uparrow$	$I \uparrow$	$\phi \uparrow$	$v \uparrow$	$\alpha \uparrow$
w	↑	↑	↑	↓	↓
p	-----	↑	↓	↓	↑
r	↓	↑	↓	↓	↓

2.6 Solidificação da Zona Fundida

Transformação de fase é uma alteração no número e/ou na natureza das fases que constituem a microestrutura de uma liga e ainda pode ser entendida como sendo a evolução ou rearranjo de uma configuração instável ou metaestável de um sistema (átomos ou íons de moléculas) para uma outra configuração mais estável e de menor energia (Callister, 2002 e Ferreira, 2002).

A solidificação é uma transformação de fase que ocorre na passagem do estado líquido para o sólido, envolvendo uma mudança na estrutura cristalina. É geralmente acompanhada por uma contração de volume, não maior que 6% no caso de metais e ligas comercialmente mais comuns (Wainer et. al, 1992). A solidificação dos metais ocorre através do processo de nucleação e crescimento.

A nucleação e o crescimento ocorre na maioria das transformações difusionais em sólidos e apresentam como principal característica a variação da sua energia interna, indicando através desse aporte de energia o início e fim da transformação. O núcleo se forma primeiro e pode crescer ou não, dependendo do seu tamanho. Se o núcleo se formar no interior do líquido, sem a interferência de agentes externos, a nucleação é dita homogênea. Caso ela se forme na presença de impurezas ou superfícies externas é dita heterogênea (Ferreira, 2002).

2.6.1 Estrutura de Solidificação

O mecanismo de solidificação da zona de fusão na soldagem pode ser considerado similar ao que ocorre durante a fundição dos metais, conforme mostrado pela figura 2.24, diferindo apenas nos seguintes pontos (Okumura e Tanigushi, 1982):

- Maior velocidade de solidificação;
- Movimentação da fonte de calor;
- Fusão e solidificação ocorrendo simultaneamente;
- A solidificação da zona de fusão se inicia nos contornos do metal de base correspondente a sua fronteira com a zona de fusão e deve haver uma perfeita ligação intercrystalina do metal fundido com o metal de base.

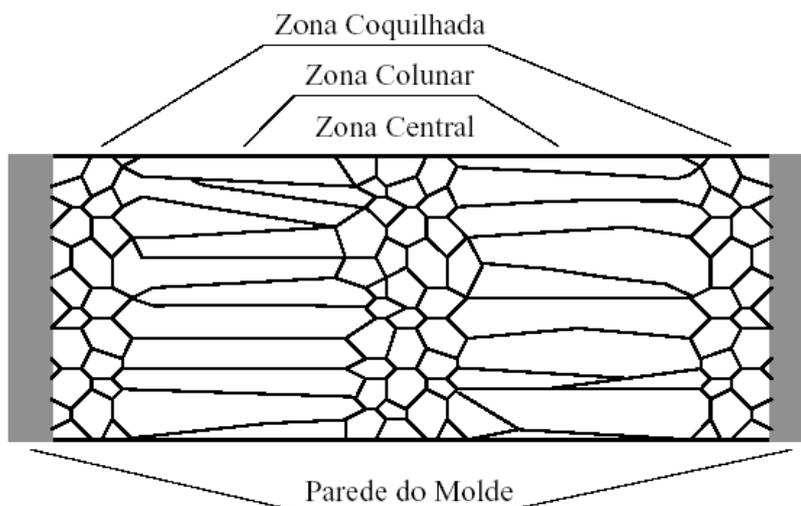


Figura 2.24 – Seção esquemática de uma peça fundida, mostrando suas três regiões características (Marques et al., 2007).

Em um cordão de solda, o metal líquido da poça de fusão em contato com o metal de base (“parede do molde”) não é fortemente super-resfriado, pois o metal de base foi aquecido até a sua temperatura de fusão pela fonte de calor. Assim a formação de um grande número de novos grãos não tende a ocorrer. A zona coquilhada não é formada e o cordão de solda é constituído predominantemente na maioria dos casos por uma zona colunar. A solidificação se desenvolve como um prolongamento dos grãos da zona de ligação. Os grãos se solidificam adotando a mesma orientação cristalina e o tamanho dos grãos parcialmente fundidos ou não fundidos. Os contornos de grãos ultrapassam a zona de ligação, assegurando a continuidade metálica ao nível da estrutura cristalina. Este comportamento é conhecido como epitaxia. Durante a etapa final de solidificação ocorre à nucleação de novos grãos, facilitada pela rejeição de solutos e impurezas, ocorrendo também na parte central da peça um arrefecimento aproximadamente igual em todas as direções, formando novos grãos que tendem a crescer com formato equiaxial na zona central (Marques, 2007). Durante a solidificação pode ocorrer diversos defeitos, como segregação, porosidades e trincas em função da velocidade de solidificação e da estrutura final do metal de solda (Okumura e Tanigushi, 1982).

2.7 Ciclo Térmico

A passagem da fonte de calor durante a operação de soldagem, provoca variações de temperatura nos diversos pontos da junta. Os ciclos térmicos sofridos em cada ponto do material soldado determinam as transformações microestruturais, e conseqüentemente as propriedades esperadas para uma junta (Zeemann & Emygdio, 2001). Considerando um ponto de uma junta soldada, definido pela sua distância ao centro da solda e pela sua posição em relação à espessura, a variação de temperatura (T) em função do tempo (t) é o ciclo térmico no ponto considerado, conforme mostrado na figura 2.25.

A figura 2.25(a) mostra esquematicamente uma curva de ciclo térmico para um cordão de solda, onde:

T_p → Temperatura máxima atingida (pico) [°C];

T_c → Temperatura crítica [°C];

t_c → Tempo de permanência acima da temperatura crítica [s];

\emptyset → velocidade de resfriamento à partir da temperatura T [m/s].

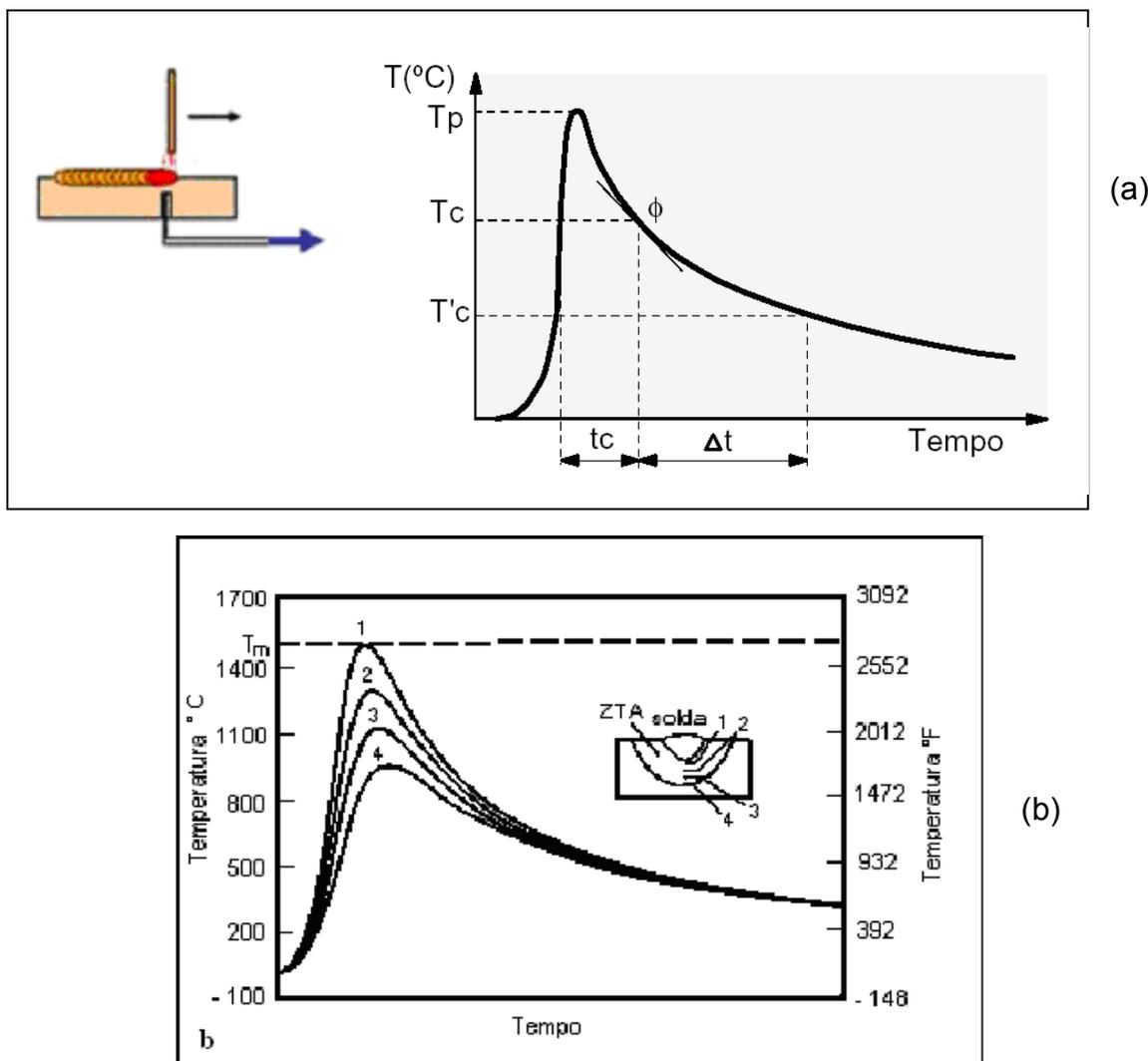


Figura 2.25 – (a) Curva esquemática de um ciclo térmico; (b) Variações de temperatura ao longo de uma junta, (Zeemann & Emygdio, 2001).

A figura 2.25(b) mostra que à medida que o ponto considerado se afasta da solda, a temperatura máxima é decrescente e atingida com um certo atraso. O tempo de permanência acima de uma dada temperatura decresce no mesmo sentido. Teoricamente as velocidades de resfriamento decrescem à medida que a distância aumenta. Entretanto do ponto de vista prático e para a faixa de temperatura onde ocorrem os principais fenômenos de transformações microestruturais, pode-se considerar a velocidade de resfriamento como constante em toda extensão da zona termicamente afetada. A forma de dissipação de calor muito influencia o ciclo térmico no que diz respeito ao resfriamento e à velocidade de resfriamento (ϕ), que é dada pela tangente à curva $T \times t$ e assume seus valores mais elevados quando o componente a ser soldado apresenta dimensões que proporcionem uma troca de calor em regime tridimensional, (Zeemann & Emygdio, 2001).

2.7.1 Temperatura de Pico

A temperatura de pico atingida pelo ponto, a velocidade de resfriamento e o tempo de permanência acima de uma temperatura crítica, são características importantes do ciclo térmico de soldagem (Marques, 2007).

A temperatura de pico determina a extensão da ZTA (zona termicamente afetada) durante a soldagem e tem grande influência nas transformações microestruturais nesse ponto. Conforme Adams (1958), a temperatura de pico, para soldagem de topo, em um passe com penetração total, é dada por:

$$\frac{1}{T_p - T_0} = 5,44 \frac{\pi \cdot k \cdot \alpha}{P \cdot v} \left[2 + \left(\frac{v \cdot y}{2\alpha} \right)^2 \right] + \frac{1}{T_f - T_0} \quad (2.42)$$

Onde:

T_p → Temperatura máxima atingida (pico) [°C];

T_0 → Tempo inicial ou de pré-aquecimento [°C];

T_f → Temperatura de fusão do material [°C];

y → Distância do ponto considerado à linha de fusão [m];

α → Difusividade térmica do material [m²/s];

c → Calor específico do metal [J/Kg.°C];

ρ → Massa específica do material [Kg/m³];

P → Potência gerada pela fonte de calor [W];

k → Condutividade térmica do material [W/m°C].

A Eq. (2.42) é utilizada para cálculo da temperatura de pico, em °C, para chapa grossa (fluxo de calor tridimensional). A temperatura de pico para chapas finas, considerando o fluxo de calor bidimensional, pode ser dada pela Eq. (2.43).

$$\frac{1}{T_p - T_0} = 4,13 \frac{\rho \cdot c \cdot h \cdot y}{H_L} + \frac{1}{T_f - T_0} \quad (2.43)$$

Onde:

ρc → Calor específico volumétrico [J/m³];

h → Espessura da chapa [m];

H_L → Aporte térmico líquido [J/m].

2.7.2 Repartição Térmica

A repartição térmica é uma função obtida à partir da análise de todos os pontos obtidos através do ciclo térmico, mostrando assim a variação da temperatura de pico com a distância ao centro do cordão de solda na direção perpendicular a este, conforme mostrado esquematicamente pela figura 2.26.

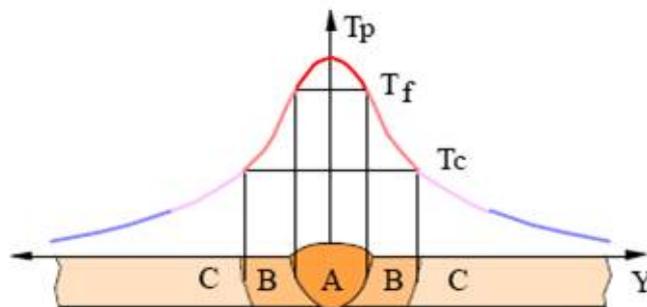


Figura 2.26 – Curva esquemática de repartição térmica para um cordão de solda mostrando três regiões de uma solda por fusão. A – Zona Fundida (ZF), B – Zona Termicamente Afetada (ZTA) e C – Metal de Base (MB), (Marques et al., 2007).

Com a obtenção dos ciclos térmicos e da repartição térmica, torna-se viável o estudo das transformações metalúrgicas no estado sólido correntes numa junta soldada. O ciclo térmico possibilita a interpretação ou previsão das transformações, enquanto que a repartição térmica permite determinar a extensão das zonas onde se passam tais fenômenos (Cunha, 1989).

2.7.3 Velocidade de Resfriamento

A velocidade de resfriamento (ϕ) pode ser obtida pela derivada (ou inclinação) em uma determinada temperatura (T) da curva de resfriamento (Marques, 2007). A velocidade de resfriamento baseada nas equações de Rosenthal, pode ser obtida através da Eq. (2.44) (Liu et al., 1993, Chon et al., 1993 e Kou, 2003).

$$\phi = \frac{2\pi k(T - T_0)}{H_L} \quad (2.44)$$

A Eq. (2.44) é utilizada para cálculo da velocidade de resfriamento (ϕ) dada em °C/s, para chapa grossa, ao longo do eixo da solda, considerando $y=z=0$ e $R=x$ (fluxo de calor tridimensional). A velocidade de resfriamento em chapas finas, considerando o fluxo de calor bidimensional, pode ser dada pela Eq. (2.45).

$$\phi = 2\pi k \rho c \left(\frac{h}{H_L} \right) (T - T_0)^3 \quad (2.45)$$

Baseando-se nas Eq. (2.44 e 2.45) notamos que a velocidade de resfriamento varia diretamente com a espessura da peça, isto é, quanto maior a espessura maior a velocidade de resfriamento. Entretanto, a variação tem um limite. A partir de uma determinada velocidade de resfriamento, por mais que se aumente a espessura, a velocidade de resfriamento não se altera, conforme mostrada na figura 2.27. A velocidade de resfriamento varia inversamente com a energia de soldagem, e mais significativamente em chapas de espessura menor. E, finalmente, a velocidade de resfriamento varia inversamente com a temperatura inicial da peça sendo soldada.

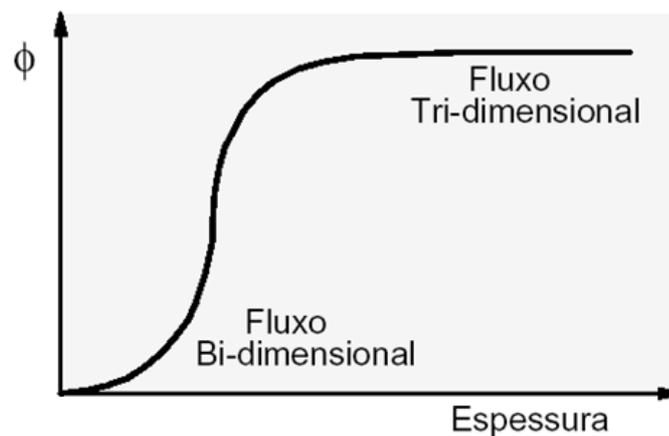


Figura 2.27 – Variação da velocidade de resfriamento (ϕ) a uma dada temperatura com a espessura da chapa (Modenesi et al., 2006).

2.8 Zona Termicamente Afetada (ZTA)

A ZTA é a região próxima à zona fundida que foi afetada pelo calor da solda, cuja microestrutura depende fundamentalmente dos ciclos térmicos e da repartição térmica, do processo e dos procedimentos de soldagem (Lancaster, 1999 e Kou, 2003). Segundo Marques et al. (2007), no caso de metais não transformáveis no estado recozido, a mudança estrutural mais marcante será o crescimento de grão adjacente a zona fundida. Caso o material esteja encruado, além de uma zona de crescimento de grão, surgirá uma região recristalizada localizada um pouco mais afastada da zona de fusão. Em metais transformáveis, como aços carbono, aços de baixa-média liga, ferro fundido e algumas ligas de cobre e titânio, a ZTA será mais complexa e apresentará diversas regiões características, conforme mostrado esquematicamente pela figura 2.28.

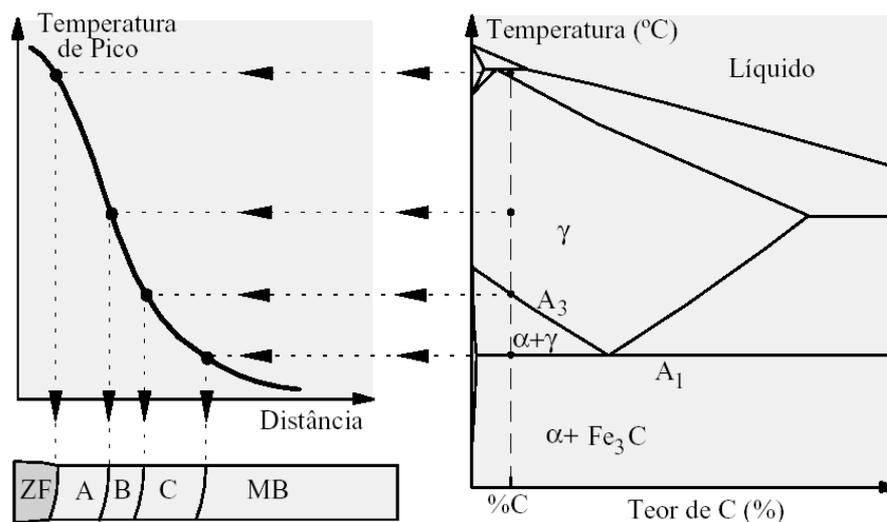


Figura 2.28 – Estrutura esquemática da ZTA de um aço de baixo carbono. ZF - Zona Fundida, A – Região de crescimento de grão, B – Região de refino de grão, C – Região intercrítica, MB - Metal de Base (Marques, 2007).

- A região de crescimento de grão (A) é a mais grosseira que se desenvolve próxima ao cordão de solda, em temperaturas de pico superiores a 1200°C . Em aços essa região torna-se austenítica durante o aquecimento e em função da velocidade de resfriamento e da composição química do aço pode-se aumentar sua temperabilidade. Esta região é caracterizada por uma microestrutura rica em constituintes aciculares como bainita e martensita. Esta região da ZTA constitui-se um local comum para o aparecimento de descontinuidades e mudança nas propriedades mecânicas, tendendo a ser a região mais problemática da ZTA.
- A Região de refino de grão (B) tende a formar grãos menores. Desenvolve-se em uma faixa acima da temperatura de transformação (A_3), normalmente temperaturas de pico próximas ou superiores as comumente utilizadas na normalização entre 900°C e 1200°C . Esta região, geralmente é caracterizada por uma estrutura fina de ferrita e perlita.
- A Região intercrítica (C) é submetida a temperaturas de pico entre A_3 e A_1 (723°C - temperatura eutetóide), somente parte do material é austenitizada. Esta região é caracterizada pela transformação parcial da estrutura original do metal de base.

2.9 Tensões Residuais

A tensão residual pode ser definida como qualquer tensão que existe no volume de um material sem aplicação de carga externa (Masubuchi, 1980). O estado das tensões residuais representa fator importante que determina a capacidade de carga e vida útil da construção. As tensões residuais exercem grande influência nas características de resistência mecânica e no funcionamento dos elementos de uma estrutura e surgem após diversos processos tecnológicos como soldagem, tratamento mecânico superficial e/ou tratamentos termoquímicos, podendo ser causada por deformação plástica heterogênea, ação térmica e/ou transformações de fase. Uma vez que as tensões residuais existem na ausência de uma solicitação externa, pode-se afirmar que o sistema é auto-equilibrado e a força e o momento(M), resultantes destas tensões em uma dada seção da peça, devem ser nulos conforme as Eq. (2.46) e (2.47).

$$\int_A \vec{\sigma} \cdot d\vec{A} = 0 \quad (2.46)$$

$$\int_A dM = 0 \quad (2.47)$$

As tensões residuais podem ser classificadas de acordo com a porção de material na qual elas podem ser observadas (Masubuchi, 1980 e Francis et al., 2007) e são divididas em três tipos:

- Tipo I – Tensões Residuais Macroscópicas que se estendem sobre grandes porções volumétricas quando comparadas com o tamanho do grão, agindo sobre no mínimo vários grãos de material. Normalmente são originadas em materiais deformados plasticamente de maneira não uniforme, como as tensões residuais oriundas de processos de soldagem devido ao complexo campo de temperatura que se desenvolve em função da posição e do tempo.
- Tipo II - Tensões Residuais Microestruturais que cobrem a distância de um grão ou parte de um grão. Desenvolvem-se durante a deformação elastoplástica de um material policristalino cuja resistência ao escoamento e ao encruamento dependem da orientação cristalográfica.
- Tipo III - Tensões residuais micro-localizadas que ocorrem entre distâncias interatômicas e são equilibradas sobre uma pequena parte do grão.

2.9.1 Tensões Residuais na Soldagem

Na soldagem por fusão a arco elétrico, a energia é concentrada em uma região da junta onde será realizada a soldagem enquanto que o restante do material permanece em temperaturas bem inferiores, gerando um complexo campo de temperaturas em função da posição e do tempo que produz uma distribuição de temperatura não-uniforme e transiente (variável com o tempo). Desta forma, com a dilatação natural das partes aquecidas, a qual é restringida pelas regiões adjacentes menos aquecidas, são geradas deformações elásticas e plásticas não uniformes. As deformações plásticas são responsáveis por grande parte das tensões residuais de soldagem. Outro fator que pode levar ao aparecimento de tensões residuais são as variações de volume (expansão ou contração) que ocorrem durante as transformações de fase no estado sólido (Gurova et al., 2008 e Castello et al. 2008).

Em síntese, na soldagem considera-se o surgimento de tensões residuais devido:

- Contração no resfriamento de regiões diferentemente aquecidas e plastificadas (deformações plásticas heterogêneas);
- Resfriamento superficial mais intenso;
- Transformações de fase;

A figura 2.29 mostra o desenvolvimento de tensões residuais longitudinais durante a soldagem, onde a área ainda não afetada pelo calor (seção A-A'), não possui variações de temperaturas e o material permanece sem tensões. Próximo à poça de fusão (seção B-B') o material aquecido tende a se expandir sendo, contudo, restringido pelas regiões mais frias da peça, gerando, assim, tensões de compressão em regiões próximas a Z.F. e tensões de tração nas regiões um pouco mais afastadas. Quando o seu limite de escoamento é atingido, o material aquecido deforma-se plasticamente em compressão. Na poça de fusão, como o material está líquido, as tensões são nulas. Com o resfriamento e após a solidificação da solda, o material passa a se contrair, sendo novamente impedido pelas regiões mais frias e afastadas da solda. Surgem assim tensões de tração junto ao cordão e compressão nas regiões mais afastadas (seção C-C'). Estas tensões aumentam de intensidade levando ao escoamento da região aquecida. Após o resfriamento completo (seção D-D'), as tensões residuais no centro da solda chegam a níveis próximos ao limite de escoamento do material.

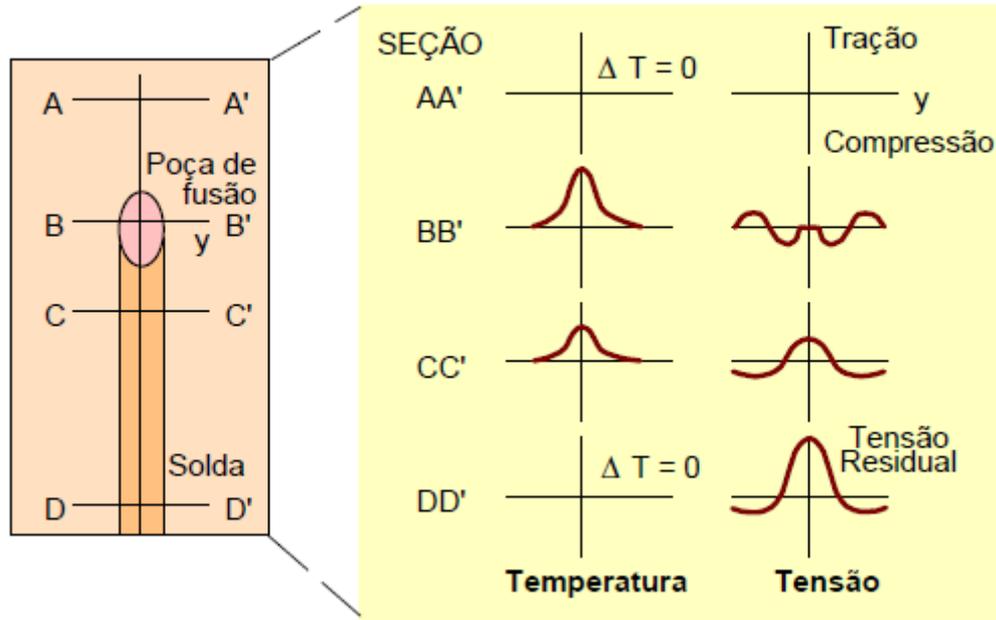


Figura 2.29 – Desenvolvimento de tensões residuais longitudinais durante a soldagem (Modenesi, 2001).

A distribuição de tensões longitudinais pode ser aproximada empiricamente pela Eq. (2.48) (Masubuchi, 1980).

$$\sigma_x = \sigma_m \left[1 - \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right] \exp \left[- \frac{1}{2} \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right] \quad (2.48)$$

Onde:

σ_x → Tensão residual longitudinal na direção x [Pa];

b → Largura do pico de tensões de tração que depende das condições de soldagem e do material [m];

σ_m → Tensão máxima (no centro da solda) em geral, próximo do limite de escoamento do material [Pa];

y → Distância do ponto considerado à linha de fusão [m].

Devido ao resfriamento superficial mais intenso, sendo este não homogêneo ao longo da espessura, será estabelecido um gradiente de temperatura ao longo da espessura da peça, que aliado ao gradiente de temperatura nas direções longitudinal e transversal ao cordão provoca tensões residuais ao longo da espessura. As tensões residuais tendem a aumentar para chapas de maior espessura por apresentarem maior gradiente térmico, considerando unicamente o efeito do resfriamento mais rápido na superfície.

As variações de volume (expansão ou contração) que ocorrem durante as transformações de fase no estado sólido também podem levar ao surgimento das tensões residuais. Em aços, a transformação da austenita para ferrita, perlita, cementita ou martensita, ocorre com expansão do volume que será impedido pelas regiões não transformadas, adjacentes ao cordão de solda (Francis et al., 2007). A intensidade das tensões residuais no cordão de solda está relacionada com o grau de restrição da estrutura mecânica, que geralmente é total na direção longitudinal dos cordões de solda.

2.9.2 Técnicas para Determinação das Tensões Residuais

Diversas técnicas podem ser utilizadas para determinação das tensões residuais, entre elas estão às técnicas destrutivas (ou semi-destrutivas que depende da extensão danificada da peça) e as técnicas não-destrutivas. São consideradas técnicas destrutivas aquelas que na coleta de informações para análise das tensões residuais compromete a utilização do componente medido. As técnicas semi-destrutivas introduzem algum dano no equipamento, porém não compromete sua utilização e por fim, as técnicas não-destrutivas não precisam da remoção de material e não provocam nenhum tipo de dano no equipamento.

Geralmente hipóteses simplificadoras dos modelos são usadas para a análise dos dados experimentais para determinação das tensões residuais, assumindo que:

- Material é isotrópico;
- Não existe criação de novas tensões devido a técnica de medição utilizada;
- O campo de tensões é localmente uniforme;
- Na maior parte dos casos assume-se a existência de estado plano de tensões no ponto de medição.

Entre as principais técnicas para determinação das tensões residuais, podemos destacar a do furo cego, de remoção de camadas, por seccionamento, por difração de raios-X, por difração de nêutrons e por ultra-som.

2.9.3 Técnica do Furo Cego

É considerado o método mais utilizado para medição de tensões residuais. Nesta técnica um pequeno furo não passante é usinado na região a ser estudada. Baseando-se no princípio de que a superfície livre de um furo é livre de tensões normais radiais e tensões de cisalhamento, é colocado um extensômetro próximo ao furo usinado, que medirá a deformação causada pelo alívio de tensões devido a usinagem. Esta técnica pode ser destrutiva ou semi-destrutiva e as tensões residuais são relacionadas as deformações através das equações da teoria da elasticidade.

Através das equações propostas por Kirsch, formuladas em 1898, para determinação de concentração de tensões em um ponto P (r, θ) ao redor de um furo passante em uma placa infinita carregada biaxialmente, combinadas com as equações constitutivas de Hooke, pode-se chegar a Eq. (2.49) que rege as deformações na borda do furo.

$$\varepsilon_r = (A + B \cos 2\theta)\sigma_1 + (A - B \cos 2\theta)\sigma_2 \quad (2.49)$$

As constantes A e B são conhecidas como coeficientes de alívio e são dadas por:

$$A = -\frac{1-\nu}{2E} \left(\frac{R}{r} \right)^2 \quad (2.49a)$$

$$B = -\frac{1+\nu}{2E} \left[\frac{4}{1+\nu} \left(\frac{R}{r} \right)^2 - 3 \left(\frac{R}{r} \right)^4 \right] \quad (2.49b)$$

Na técnica de furo cego incremental o furo é usinado através de pequenos incrementos e a deformação aliviada é medida em três direções por um extensômetro de resistência elétrica especial ou por um sensor ótico (Lu, 1996).

O diâmetro médio do furo utilizado é de 1,8mm e a profundidade analisada depende das dimensões do extensômetro, sendo em geral 40% do seu diâmetro. Durante o processo de usinagem o extensômetro especial grava as deformações a cada passo em três direções conhecidas. A partir destes dados é possível calcular as tensões residuais assumindo-se um estado plano de tensões (Martins et al., 2004).

2.9.4 Técnica da Remoção de Camadas

Também conhecida como método das deflexões, esta técnica é uma das mais antigas na medição de tensões residuais, aplicando-se basicamente a componentes

planos, tais como barras retangulares ou chapas. Esta técnica consiste nas medições das deflexões de uma peça, após remoções graduais de camadas do material avaliado. É baseada no princípio de que a deflexão varia após a retirada de uma camada de material tensionado, normalmente por usinagem química, para evitar introdução de tensões e melhor controle da espessura removida. Essas deflexões ocorrem porque a peça busca uma nova posição de equilíbrio estático para os esforços internos. A partir destas distorções da peça (curvatura) são extraídas informações qualitativas. Para as análises quantitativas, poderá ser aplicada essa técnica em conjunto com a difração de raios-X, para maior precisão nas medidas das deformações (Lu, 1996). Desconsiderando as tensões residuais ao longo da espessura do material às tensões existentes em cada camada antes da usinagem podem ser dadas pela Eq. (2.50) e seus parâmetros envolvidos mostrados esquematicamente pela figura 2.30.

$$\sigma_e = -\frac{4}{3} \cdot \left(\frac{E}{1-\nu} \right) \left[\left(\frac{h_f}{L} \right)^2 \frac{df}{dh_f} - 6 \frac{h_f}{L^2} (f_{e_i} - f_e) - \frac{2}{h^2} \int_{h_i}^{h_f} h' df \right] \quad (2.50)$$

Onde:

$E \rightarrow$ Módulo de elasticidade de material [Pa];

$\nu \rightarrow$ Coeficiente de poisson;

$L \rightarrow$ Comprimento sob o qual a deflexão está sendo medida [m];

$h_f \rightarrow$ Espessura final da peça [m];

$h_i \rightarrow$ Espessura da peça antes da usinagem de qualquer camada [m];

$h' \rightarrow$ Espessura da peça antes da remoção de uma camada de espessura dh [m];

$df \rightarrow$ Variação da deflexão pela usinagem de uma camada de espessura dh ;

$dh \rightarrow$ Espessura da camada sendo usinada [m];

$f \rightarrow$ Deflexão;

$f_{ei}, f_e \rightarrow$ Deflexões inicial e final, respectivamente.

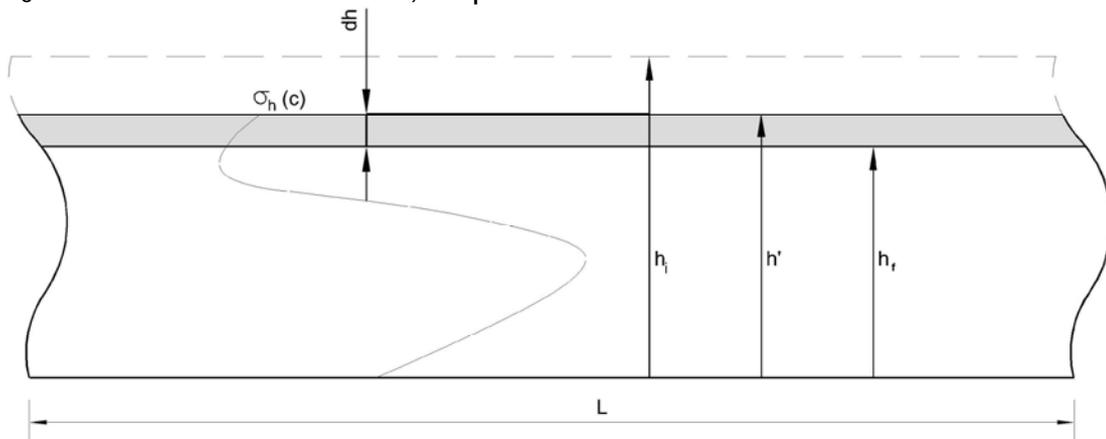


Figura 2.30 – Representação esquemática dos parâmetros envolvidos na técnica da remoção de camadas.

2.9.5 Técnica de Seccionamento

É uma técnica destrutiva que possui como princípio a criação de superfícies livres, para promover a redistribuição das tensões residuais existentes na região seccionada da peça e então possibilitar sua determinação.

As tensões residuais podem ser obtidas pela medição da abertura da chapa, conforme mostra a figura 2.31. Esta técnica é bastante similar à técnica da remoção de camadas (Lu, 1996).

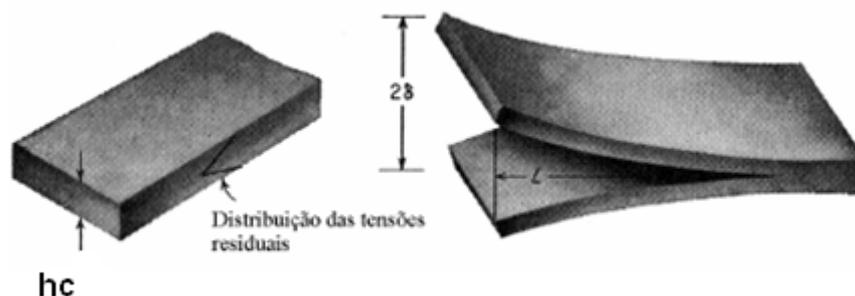


Figura 2.31 – Representação esquemática da técnica de seccionamento (Soares, 2003).

Para a figura 2.31 a tensão longitudinal pode ser relacionada a abertura, δ , através da Eq. (2.51).

$$\sigma = \frac{Eh\delta}{2L^2(1-\nu^2)} \quad (2.51)$$

Onde:

E → Módulo de elasticidade de material [Pa];

h → Espessura da chapa [m];

δ → Abertura da chapa [m];

ν → Coeficiente de Poisson.

2.9.6 Técnica de Difração de Raios-X

A difração de raios-X é uma técnica bastante utilizada na investigação científica das propriedades dos materiais. A difração pode ser usada para a identificação das estruturas cristalinas, para a medição dos parâmetros de rede, para identificação e quantificação das fases presentes, para análise química e finalmente, para a medição de tensões residuais, além de um grande número de outras utilizações (Ferreira, 2002).

Os raios-X são uma forma de radiação eletromagnética que possuem elevadas energias e curtos comprimentos de onda da ordem de magnitude dos espaçamentos atômicos nos sólidos (Callister, 2002). O feixe de raios-X é considerado uma função de onda interagindo com material e o cristal pode se comportar como uma grade de difração, desde que o feixe de raios-x tenha um comprimento de onda compatível com o parâmetro da rede. Este feixe deve ter um único comprimento de onda (monocromático) e obedece a lei de Bragg, mostrada pela Eq. (2.52).

$$n\lambda = 2 \cdot d \cdot \text{sen}\theta \quad (2.52)$$

Onde:

$n \rightarrow$ Número quântico, conhecido por ordem de difração;

$\lambda \rightarrow$ Comprimento de onda do feixe incidente de raios-X;

$d \rightarrow$ Distância interplanar;

$\theta \rightarrow$ Semi-ângulo de difração do plano.

Quando um material policristalino de granulométrica fina está isento de tensões a distância interplanar não varia com a orientação destes planos. A técnica de difração de raios-X é aplicada com o objetivo de medir as distâncias interplanares que foram alteradas devido a deformações e à partir daí calcular as tensões residuais presentes. Essa técnica não destrutiva segundo Campos et al (2006), permite diferenciar dois tipos principais de tensões residuais. As macro tensões (deslocamento do pico de Difração de Raios-X) e micro tensões (alargamento do pico de Difração de Raios-X).

O método de medição de tensões por difração de raios-X é um método conclusivo e de alta precisão. Atualmente, este método está sendo utilizado com maior frequência por causa do desenvolvimento de novos tipos de aparelhos e equipamentos portáteis (Monin et al., 2000 e Assis et al., 2000).

2.9.7 Técnica de Difração de Nêutrons

O princípio básico da difração de nêutrons é o mesmo da difração de raios-X. O método se baseia na variação das distâncias entre planos medidas com as tensões atuantes no espécime. A capacidade de penetração dos raios nêutrons é maior do que a dos raios-X, o que permite a análise de porções maiores. Entre as desvantagens desta técnica podemos destacar o alto custo do equipamento e a indisponibilidade de fontes de nêutrons. Além da precisão insuficiente na determinação do campo de tensão com a profundidade (Lu, 1996).

2.9.8 Técnica de Ultra-Som

Estas técnicas são baseadas na variação da velocidade propagação de ondas num meio devido a presença de tensões neste meio. Esta variação pode ser conceitualmente descrita através da Eq. (2.53).

$$V = V_0 + K\sigma \quad (2.53)$$

Onde:

V_0 → Velocidade de propagação da onda no meio isento de tensões [m/s];

σ → Tensão atuante [Pa];

K → Parâmetro que depende do material, conhecido como constante elasto-acústica $\left[\frac{m^3}{N \cdot s} \right]$.

As técnicas de medição de tensões com ultra-som baseiam-se no fato de que a velocidade de propagação das ondas ultra-sônicas varia aproximadamente de formar linear com o nível de tensões do espécime avaliado. O procedimento experimental geral da técnica consiste em um transdutor que emite ondas, as quais atravessam uma região do material (não necessariamente toda a espessura) e são detectadas por outro transdutor. Este tipo de arranjo é chamado de “pitch-catch”. Contrariamente, se o mesmo transdutor emite e recebe as ondas, recebe o nome de pulso-eco (Rodrigues, 2007).

2.9.9 Modelagem do Problema Mecânico

As variações de temperatura provocam deformações, devido ao fenômeno de dilatação térmica. As deformações irreversíveis são acompanhadas de uma plastificação do material, resultando então em uma dissipação de energia sob a forma de calor no material que, se levada em conta em um modelo numérico, deve ser acrescido mais um termo de fonte na equação de calor para realizar um acoplamento termo-mecânico. Entretanto, de um modo geral, uma deformação plástica de 1% em uma solitação de 400 MPa, é apenas responsável por uma elevação de temperatura da ordem de um grau que pode ser considerada desprezível em relação as temperaturas de um processo de soldagem (Kerrouault, 2000; Danis, 2008). O problema termo-mecânico de soldagem pode ser tratado como um acoplamento fraco, que consiste em resolver o problema térmico que servirá como carregamento para o calculo mecânico. Dentro destas condições a mecânica não exerce influência sobre o campo térmico.

As tensões residuais podem ser obtidas a partir das deformações geradas durante uma operação de soldagem. Estas deformações podem ser de natureza elástica, plástica, visco-elásticas e térmicas, portanto, a deformação total pode ser determinada pela Eq. (2.54).

$$\varepsilon_{Total} = \varepsilon_{El} + \varepsilon_{Pl} + \varepsilon_{VE} + \varepsilon_T \quad (2.54)$$

Onde:

ε_{El} → Deformação elástica;

ε_{Pl} → Deformação plástica;

ε_{VE} → Deformação visco-elástica;

ε_T → Deformação térmica.

As deformações elásticas e plásticas podem ser obtidas por ensaio de tração, as visco-elásticas por ensaio de fluência e as deformações térmicas, podem ser obtidas em função do coeficiente de dilatação térmica, conforme Eq. (2.55).

$$\varepsilon_T = \alpha \cdot (T - T_0) \quad (2.55)$$

3. METODOLOGIA

3.1 Materiais

Para comparação do modelo numérico-experimental proposto, foi utilizado uma placa retangular de aço ASTM AH36, fornecida pelo Estaleiro Atlântico Sul, com 60mm x 50mm e 3mm de espessura soldada pelo processo TIG. A tabela 3.1 mostra a composição química da liga.

Tabela 3.1 – Composição química da amostra do aço ASTM AH-36 (Tsirkas et al., 2003).

C	Cr	Mn	Ni	Si	V	Al	Cu	S	P	Sn	Nb
0,130	0,026	1,418	0,012	0,346	0,056	0,028	0,015	0,007	0,023	0,002	0,020

3.2 Métodos

A simulação computacional para determinação do campo de temperatura e tensões residuais foi realizada através do software Abaqus, que é um sistema computacional de simulação em engenharia baseado no método dos elementos finitos (MEF). Uma análise utilizando o Abaqus geralmente consiste de três etapas distintas: pré-processamento, simulação e pós-processamento (Hibbit, 2007), conforme mostrado através da figura 3.1.

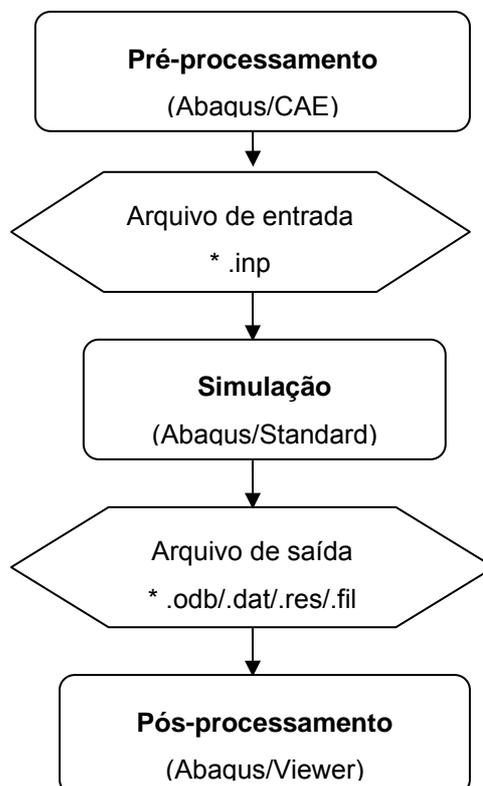


Figura 3.1 – Etapas para modelagem computacional através do Abaqus.

O Pré-processamento foi realizado através do modulo Abaqus/CAE que consiste de uma interface gráfica que permitiu a definição da geometria e geração da malha de elementos finitos do problema. Também foi realizada uma descrição completa do modelo numérico, tais como propriedades físicas e mecânicas do material variando com a temperatura, aplicações de cargas e condições de contorno. A simulação foi realizada através do modulo Abaqus/Standard (método implícito) para obter a solução numérica do problema. As saídas do modelo foram armazenadas em arquivos binários do tipo (*.odb/.dat/.res/.fil) prontos para o pós-processamento, onde foram avaliados os resultados após a simulação utilizando o modulo Abaqus/Viewer, que permitiu utilizar recursos gráficos e de animações para interpretação dos resultados numéricos (Hibbit, 2007). A metodologia empregada nesta simulação numérica de soldagem será descrita nos próximos itens e as etapas deste estudo são mostradas conforme figura 3.2.

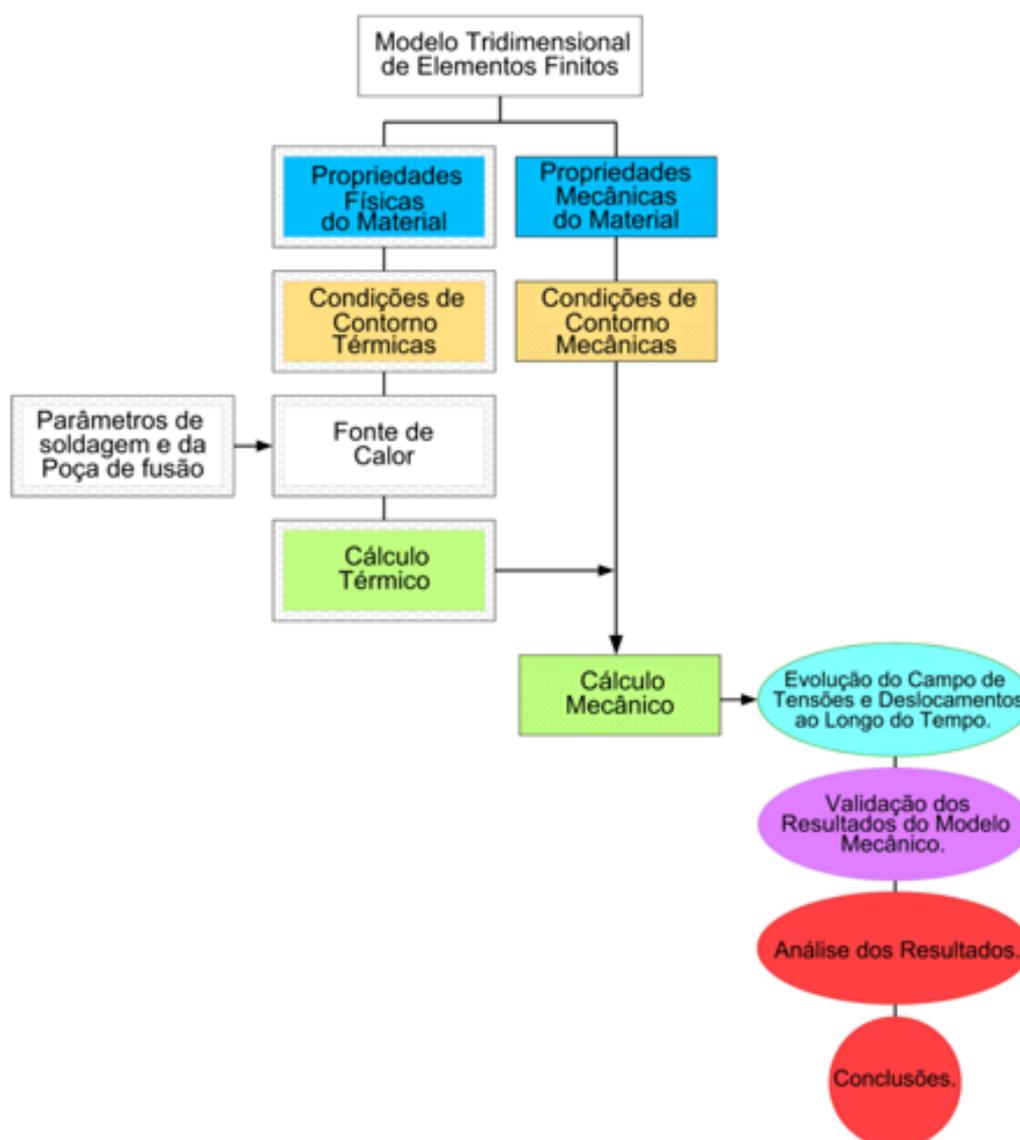


Figura 3.2 – Representação esquemática das etapas do estudo para modelagem numérica em soldagem

3.2.1 Malha de Elementos Finitos

A placa foi dividida em elementos do tipo DC3D8 para o modelo térmico e mecânico, pois permite o acoplamento mecânico e térmico. A malha possui 18.788 elementos e 24.210 nós que foram determinados após teste de convergência da solução do problema. Essa malha teve um maior refinamento na zona fundida e zona termicamente afetada (ZTA) por serem regiões em que ocorrem os fenômenos de maior importância na soldagem. Esse refinamento da malha é mostrado pela figura 3.3 e tabela 3.2.

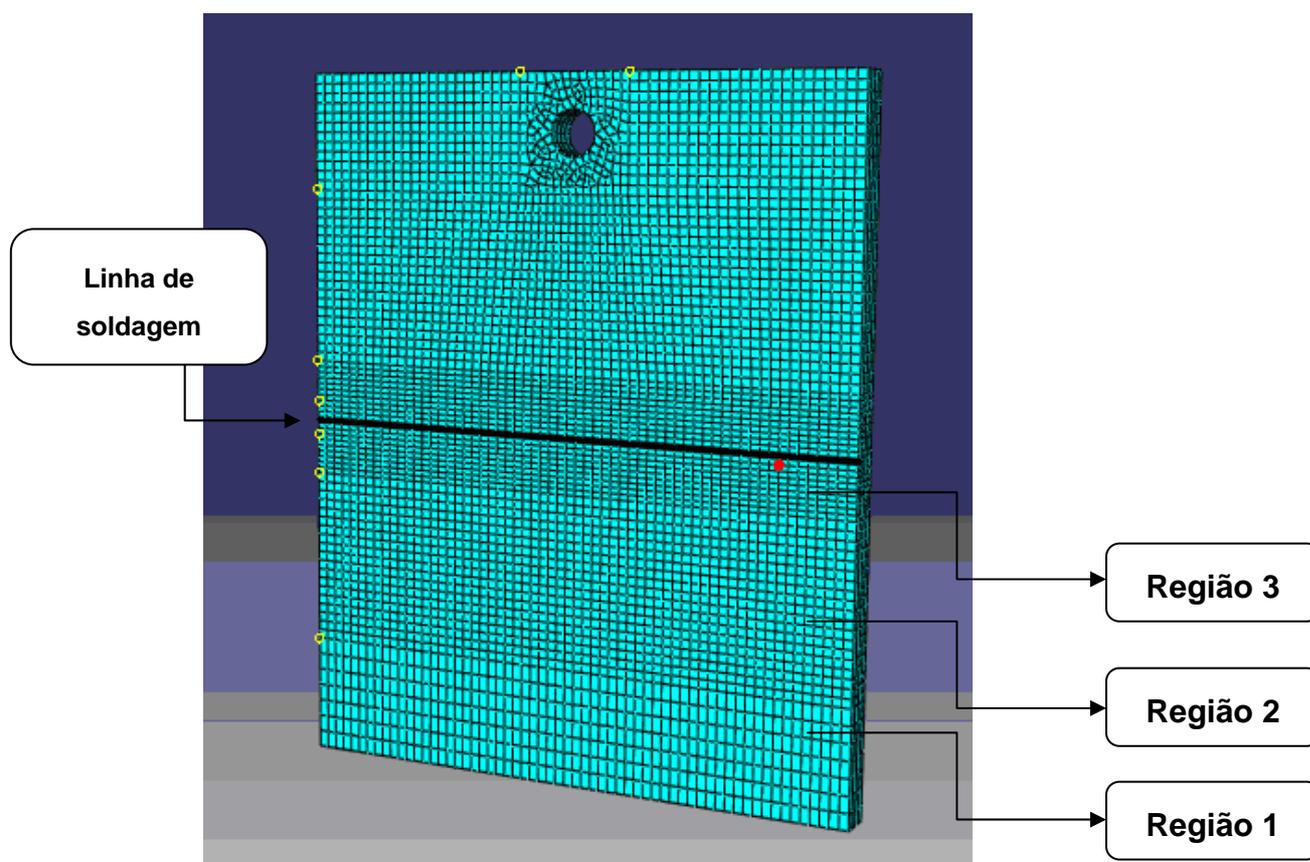


Figura 3.3 – Malha e suas regiões utilizadas para solução do problema térmico e mecânico

Tabela 3.2 – Elementos que compõem a malha para cálculo pelo MEF

	Região 1	Região 2	Região 3
Número de Elementos	4336	9272	4880

Esses elementos são contínuos - 3D, de formulação linear e possuem cada um 8 nós, conforme mostrado na figura 3.4. Para todos os elementos foram utilizadas espessuras de 1mm, permanecendo sempre 3 elementos ao longo da espessura da placa.

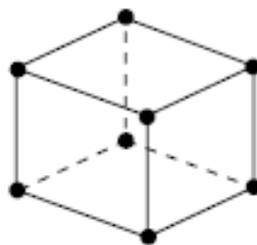


Figura 3.4 – Elemento DC3D8 - 8 nós e formulação linear (Hibbit, 2007).

3.2.2 Condições de Contorno

3.2.2.1. Térmicas

Foram consideradas as trocas de calor por convecção e radiação durante a operação de soldagem. Essas condições de contorno térmicas foram introduzidas no modelo em cinco faces da placa soldada com exceção da face inferior que fica apoiada na mesa durante a operação de soldagem. As trocas de calor por convecção e radiação foram expressas pelas Eq. (3.1) (Lei de Newton) e Eq. (3.2) (Lei de Stefan Boltzmann), respectivamente.

$$q_c = h_c(T - T_0) \quad (3.1)$$

$$q_R = \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T^4 - T_\infty^4) \quad (3.2)$$

Foram utilizados os valores obtidos na literatura para modelar as trocas de calor e suposto uma convecção livre em torno da placa. Os valores dos parâmetros utilizados para as condições de contorno térmicas são mostrados na tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Parâmetros para determinação das trocas de calor por convecção/radiação.

T_0	Temperatura ambiente	25°C
σ	Constante de Stefan-Boltzmann	$5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}$
ε	Emissividade	0,7

Os valores do coeficiente de convecção (h_c), calor específico (C_p) e condutividade térmica (k) utilizados neste trabalho são mostrados em função da temperatura na figura 3.5 (Tsirkas et al., 2003). A partir desses gráficos foram obtidos os valores para serem utilizados no ABAQUS.

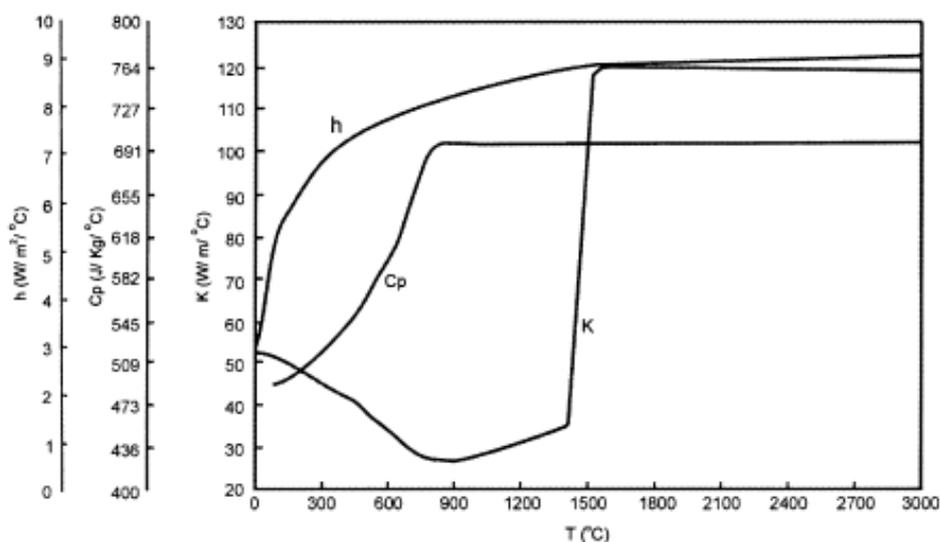


Figura 3.5 – Variação das propriedades do material (aço ASTM AH36) – h_c (coeficiente de convecção), C_p (calor específico) e K (Condutividade térmica) em função da temperatura (Tsirkas et al., 2003).

3.2.2.2. Mecânicas

Foi estabelecida apenas uma condição de contorno mecânica, pois a placa foi presa mediante um furo de 4 mm de diâmetro engastado, como se estivesse fixada por parafuso, conforme mostrado na figura 3.6 (Danis, 2008). Neste modelo não foi utilizada hipótese de simetria para melhor visualização dos campos de temperatura, deslocamentos e tensões devido à condição de contorno mecânica ser assimétrica.

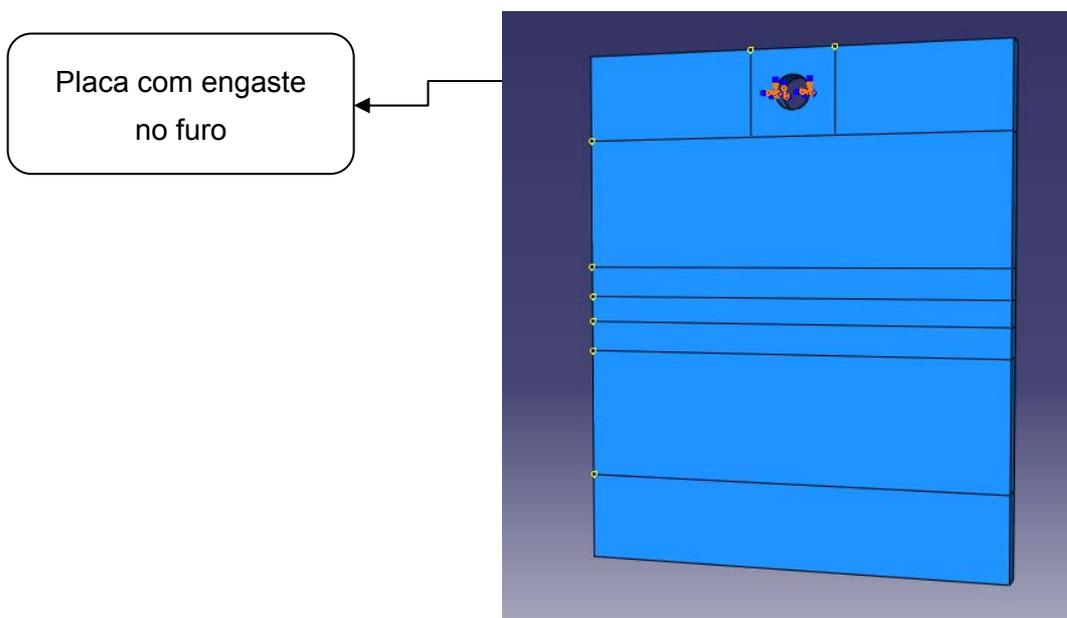


Figura 3.6 – Condição de contorno mecânica assegurada por engaste no furo.

Os valores das propriedades mecânicas em função da temperatura utilizadas neste trabalho são mostradas na figura 3.7 (Tsirkas et al., 2003). A partir desses gráficos foram obtidos os valores para serem utilizados no ABAQUS.

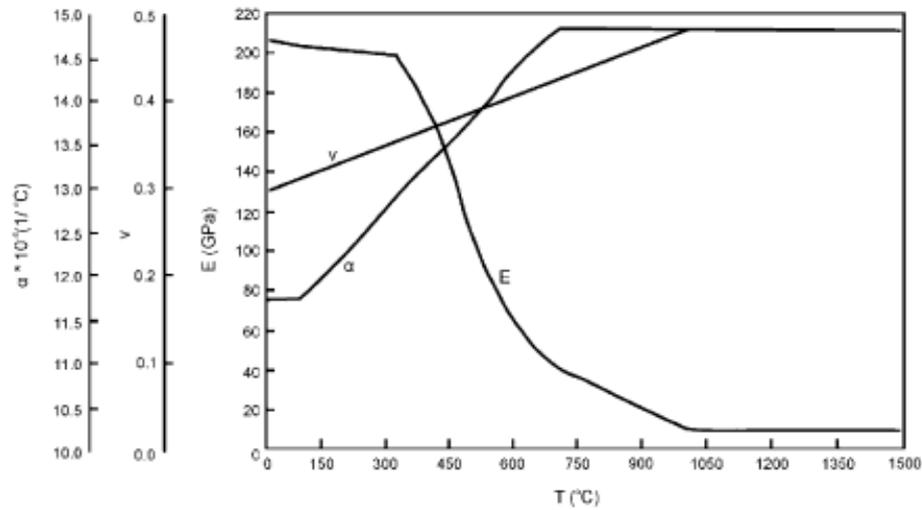


Figura 3.7 – Variação das propriedades mecânicas do material(aço ASTM AH36) - α (Coeficiente de dilatação linear), ν (Coeficiente de Poisson) e E (Modulo de elasticidade) em função da temperatura (Tsirkas et al., 2003).

3.2.3 Fonte de Calor

A fonte utilizada neste estudo foi a dupla elipsoide proposta por Goldak, conforme mostrado na figura 3.8 e essa fonte foi definida analiticamente pelas Eq. (3.3) e (3.4) (Goldak & Chakravarti, 1984; Goldak & Akhlaghi, 2005).

$$q_f(x, y, z) = f_f \frac{\eta UI}{a_f b c \pi \sqrt{\pi}} \cdot 6\sqrt{3} \cdot \exp\left(\frac{-3x^2}{a_f^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right) \quad (3.3)$$

$$q_r(x, y, z) = f_r \frac{\eta UI}{a_f b c \pi \sqrt{\pi}} \cdot 6\sqrt{3} \cdot \exp\left(\frac{-3x^2}{a_r^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right) \quad (3.4)$$

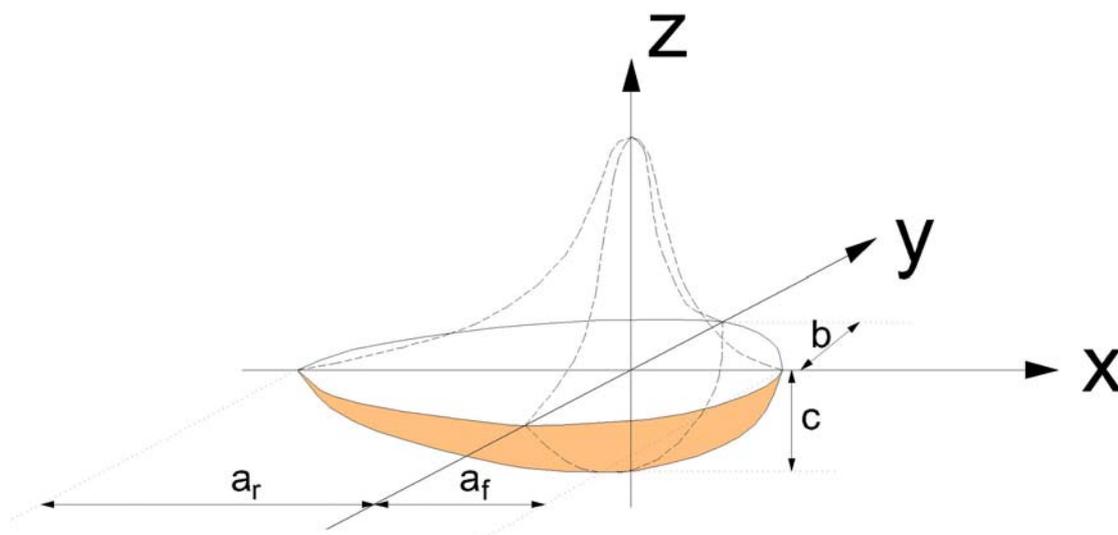


Figura 3.8 – Representação esquemática da fonte dupla elipsóide.

Para as simulações numéricas realizadas neste trabalho o valor da tensão elétrica foi mantida constante e igual a 14V. Foi aplicada uma variação na corrente elétrica entre 142 e 162. A velocidade de soldagem virtual foi mantida constante e igual a 0,001 m/s. Os parâmetros do aporte térmico são mostrados através da tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Parâmetros do aporte térmico utilizados na simulação numérica.

Corrente (A)	Tensão(V)	Rendimento (%)	Velocidade (m/s)
142	14	80	0,001
152	14	80	0,001
162	14	80	0,001

Devido à incerteza do rendimento térmico estimado em 80%, foram realizadas simulações e determinados os campos de temperatura para três diferentes rendimentos (60%, 70% e 80%) todos para uma corrente de soldagem de 152A.

Os parâmetros geométricos a_f , a_r , b , c e os parâmetros energéticos f_f e f_r , foram obtidos com o auxílio das relações existentes dentro da literatura (Gery et. al, 2005; Goldak & Akhlaghi, 2005; Danis, 2008) e são mostrados pela tabela 3.5. Para modelar o deslocamento da fonte de calor foi desenvolvida uma sub-rotina definida pelo usuário em FORTRAN do tipo DFLUX (Hibbit, 2007). Essa função permite determinar a posição da tocha em função do tempo e calcular o aporte de calor em todos os pontos da placa.

Tabela 3.5 – Parâmetros geométricos e energéticos da fonte de calor (Gery et. al, 2005; Goldak & Akhlaghi, 2005; Danis, 2008).

Parâmetro	Valor
a_f	0,001m
a_r	0,002m
b	0,002m
c	0,003m
f_f	0,6
f_r	1,4

3.2.4 Equação Geral do Problema Térmico

A solução do problema térmico pode ser dada pela Eq. (3.5).

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.5)$$

Onde K , \dot{q} , ρ e c são a condutividade térmica, geração de calor, massa específica e calor específico, respectivamente. A geração de calor pode ser dada pela Eq. (3.6), considerando a convecção, e a radiação escoamentos de energia por volume através da superfície.

$$\dot{q} = q_{arc} - q_i - \frac{\int h(T - T_0) dA}{\int dV} - \frac{\int \sigma \varepsilon (T^4 - T_\infty^4) dA}{\int dV} \quad (3.6)$$

Sendo q_{arc} a potência gerada por unidade de volume através da fonte proposta por Goldak e q_i representa a energia absorvida durante a transformação de fase. Assim podemos reescrever a Eq. (3.5) e a solução do problema térmico foi obtida a partir da Eq. (3.7).

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial x} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \\ & + \frac{f \cdot \eta UI}{abc\pi\sqrt{\pi}} \cdot 6\sqrt{3} \cdot \exp\left(\frac{-3(x-vt)^2}{a^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right) - q_i - \\ & - \frac{\int h_c(T - T_0) dA}{\int dV} - \frac{\int \sigma \varepsilon (T^4 - T_\infty^4) dA}{\int dV} = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \end{aligned} \quad (3.7)$$

3.2.5 Modelagem do Problema Mecânico

O modelo utilizado para determinação das tensões residuais foi o elasto-plástico com encruamento isotrópico e essas tensões foram obtidas a partir das deformações geradas durante a operação de soldagem. Essas deformações foram consideradas de natureza elásticas, plásticas e térmicas, logo a deformação total foi determinada pela Eq. (3.8).

$$\varepsilon_{Total} = \varepsilon_{El} + \varepsilon_{Pl} + \varepsilon_T \quad (3.8)$$

As deformações elásticas e plásticas foram obtidas por ensaio de tração (Tsirkas et al., 2003), e as deformações térmicas foram obtidas em função do coeficiente de dilatação térmica em função da temperatura, através da Eq. (3.9).

$$\varepsilon_T = \alpha \cdot (T - T_0) \quad (3.9)$$

3.2.6 Comparação dos Resultados Numéricos com os Experimentais

Para comparação do modelo numérico com os valores experimentais foi empregada uma chapa com 60mm x 50mm e 3mm de espessura, soldada pelo processo TIG. A corrente utilizada para soldagem foi de 152A e a velocidade média aproximadamente de 0,001 m/s (manual). Nesta soldagem foi empregada uma junta de topo, com chanfro do tipo I, sem material de adição e gás de proteção argônio.

O modelo numérico de tensões residuais foi comparado com o método de medição de tensões utilizando difração de raios-X e alternativamente comparado com o método de determinação das tensões residuais a partir de medições de coordenadas.

3.2.6.1 Difração de Raios-X

Foi utilizado um difratômetro portátil para determinação das tensões em condições de campo pertencente à Universidade Federal de Campina Grande-UFCG conforme mostrado na figura 3.9.



Figura 3.9 – Difratorômetro portátil de Raios-X

Para as análises foi utilizado o aplicativo “Stress Analyser Stressrad” específico para difratometro de raios-X portátil que possibilitou a construção dos difratogramas, ajustes das curvas, localização dos picos e calcular as tensões residuais transversais e longitudinais.

Estas tensões foram determinadas em sete diferentes pontos, conforme mostrado na figura 3.10. Antes de realizar a medição das tensões residuais os corpos de prova passaram por um processo de decapagem eletrolítica e limpeza com uma solução de Nital 2% (ácido nítrico + álcool) para remoção de uma camada de material, na ordem de décimos de milímetros para eliminar possíveis tensões residuais superficiais induzidas por processos prévios de fabricação. No processo eletrolítico foi utilizada uma corrente de 19 A durante 20 minutos.

A tensão de operação foi de 25 kV e a corrente de 50 mA. O método de medição utilizado foi o do $\sin^2\psi$, com medidas realizadas para $\psi = 0^\circ, 20^\circ, 30^\circ, 35^\circ$ e 45° , considerando-se a radiação $\text{CrK}\alpha$ e deformação dos planos $\{211\}$ utilizando-se um feixe monocromático com comprimento de onda $\lambda=2,2911 \text{ \AA}$. O Conjunto tubo de raio-X/detector foi montado sobre o corpo de prova a ser medido conforme sugerido por Lu et al. (1996) e Murugan et al. (2001).

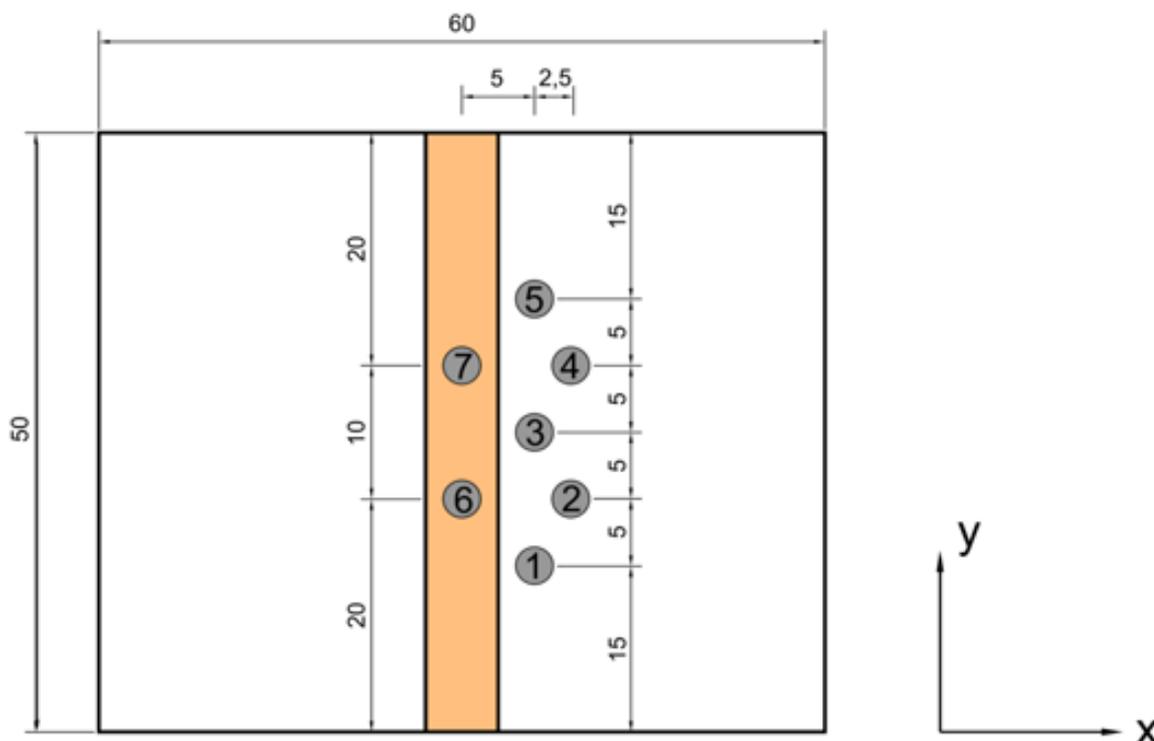


Figura 3.10 – Representação esquemática da posição dos pontos medidos por difração de raios-X e dos centros dos furos feitos na chapa soldada para medição de coordenadas.

3.2.6.2 Mesa de Coordenadas

Uma metodologia alternativa, ainda em desenvolvimento na UFPE, baseada nos deslocamentos sofridos pelos centros de furos referenciados de 3,125 mm (1/8") de diâmetro por 2 mm de profundidade sobre a superfície de uma chapa após a soldagem e medidos por uma máquina de medição de coordenadas foi utilizada para comparar o campo de tensões residuais. A posição dos centros dos furos de sete diferentes pontos são mostrados esquematicamente na figura 3.10. Após a furação do material e medição das coordenadas dos centros dos furos foi realizado tratamento de recozimento para alívio das tensões residuais a uma temperatura de 680°C durante 30 minutos, com resfriamento ao ar, visando possibilitar a medição dos deslocamentos dos centros destes furos provocado pelo alívio das tensões. O tratamento térmico foi realizado em um forno tipo mufla, monitorado com termopares do tipo cromel-alumel com incerteza de medição $\pm 3^{\circ}$ K.

Foi utilizada uma máquina de medição de coordenadas modelo CRYSTA 574 com CNC, certificada e calibrada pela RBC 7035/2005 do Laboratório de Metrologia da Universidade Federal de Pernambuco – UFPE para determinação dos deslocamentos dos centros dos furos para posterior relação com as tensões residuais, conforme mostrada na figura 3.11.

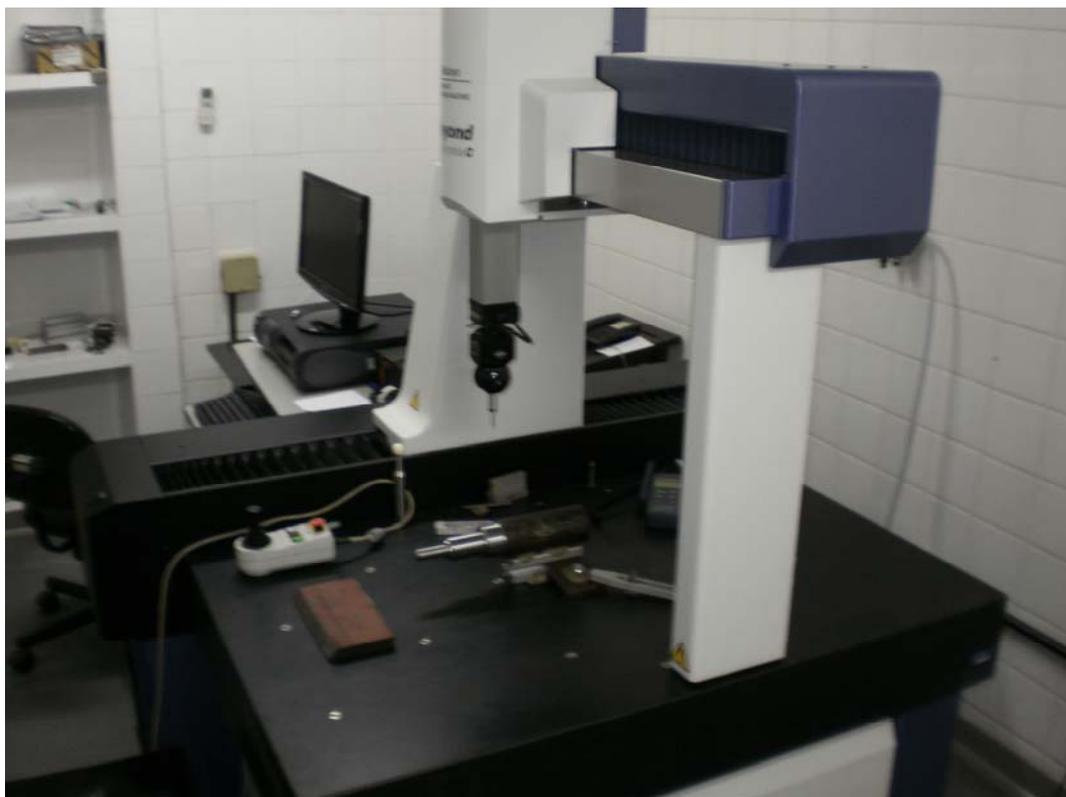


Figura 3.11 – Máquina de medição de coordenadas modelo CRYSTA 574 com CNC.

As tensões residuais longitudinais e transversais ao cordão de solda foram obtidas pelas Eq. (3.14) e (3.15) (Okumura e Tanigushi, 1982).

$$\sigma_y = \frac{E}{1-\nu^2} (\varepsilon_y + \nu\varepsilon_x) \quad (3.14)$$

$$\sigma_x = \frac{E}{1-\nu^2} (\varepsilon_x + \nu\varepsilon_y) \quad (3.15)$$

Onde:

σ_y → Tensão residual longitudinal - direção da solda [Pa];

σ_x → Tensão residual transversal - direção normal à linha da solda [Pa];

ε_x → Deformação na direção da solda;

ε_y → Deformação na normal a linha da solda;

ν → Coeficiente de Poisson;

E → Modulo de Elasticidade [Pa].

Os ciclos térmicos, os deslocamentos e as tensões residuais em função do tempo serão apresentados nos resultados para pontos situados a 2mm (ponto A), 5mm (ponto B) e 8mm (ponto C) do centro do cordão de solda e referenciados no sistema de coordenadas cartesianas conforme mostrado esquematicamente pela figura 3.12.

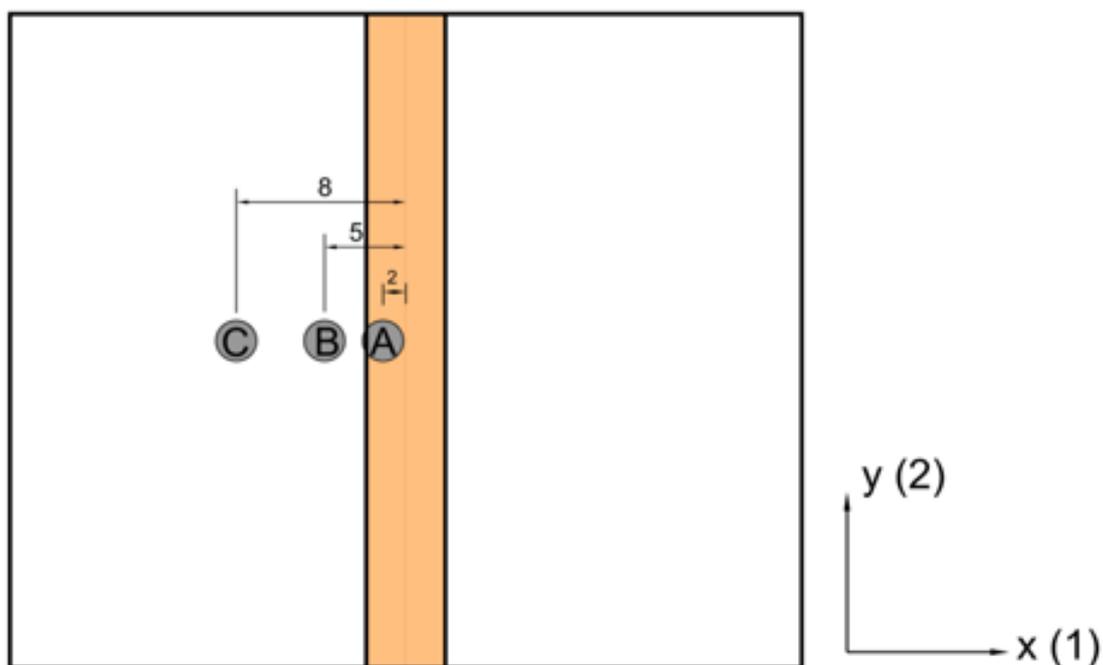


Figura 3.12 – Representação esquemática dos pontos de referência a serem utilizados na determinação dos ciclos térmicos, deslocamentos e tensões residuais referenciados no sistema de coordenadas cartesianas.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Campo de Temperatura

A soldagem virtual teve duração de 50 segundos. A evolução do campo de temperatura para correntes de 142A, 152A e 162A são mostrados através da figura 4.1, 4.2 e 4.3 respectivamente.

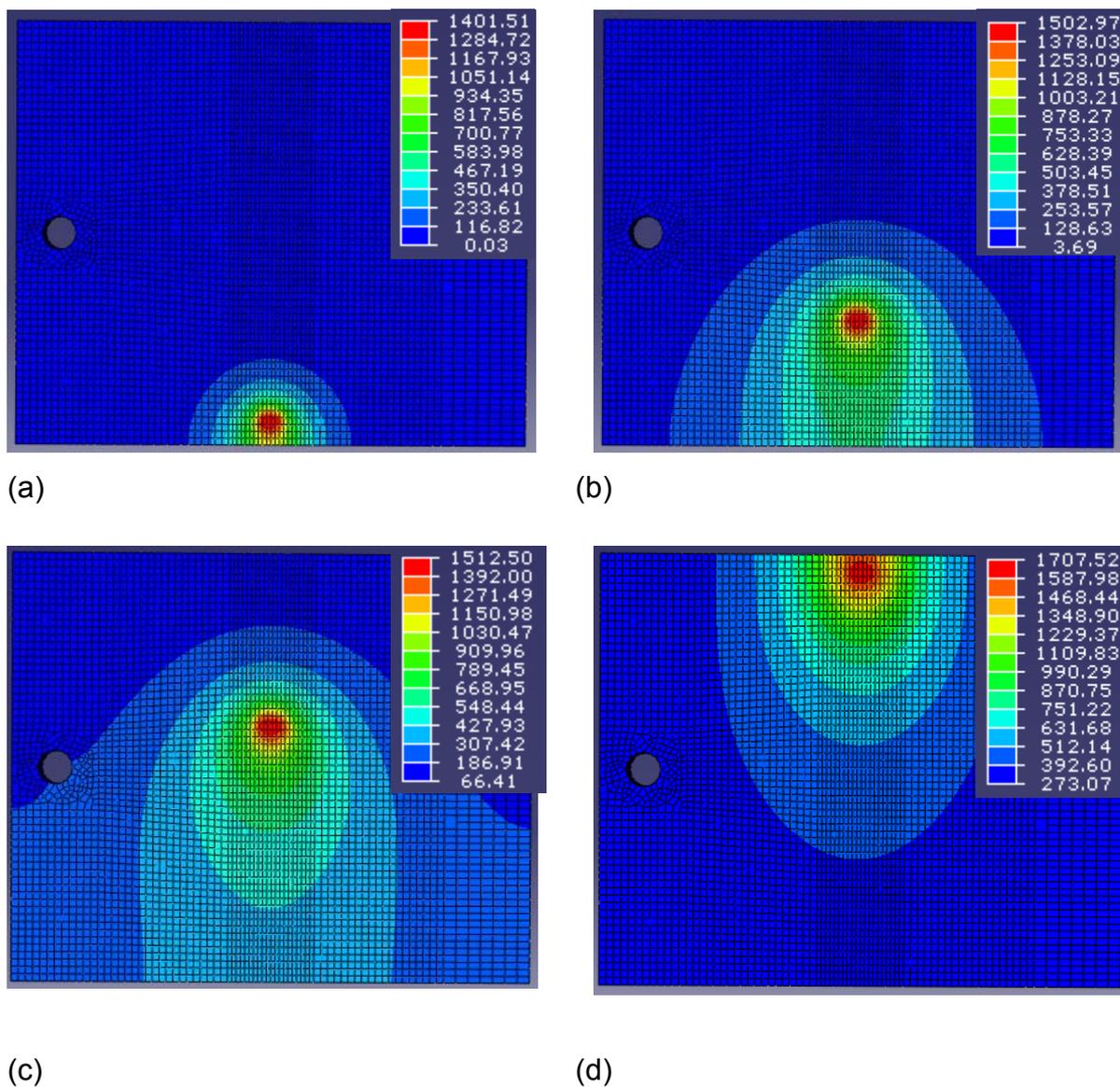
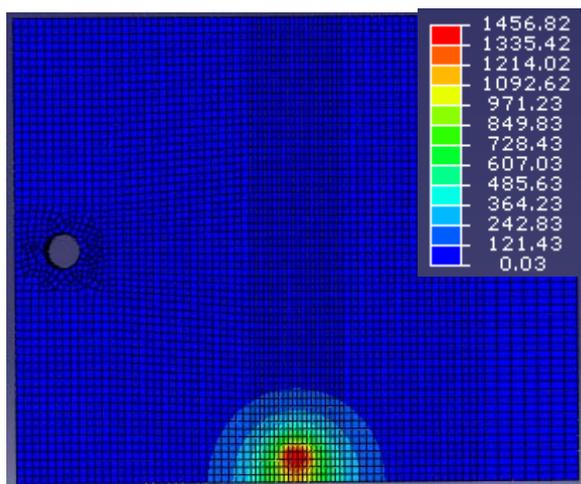
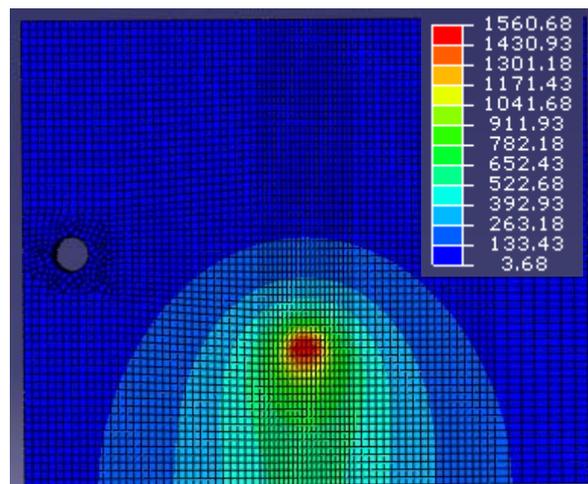


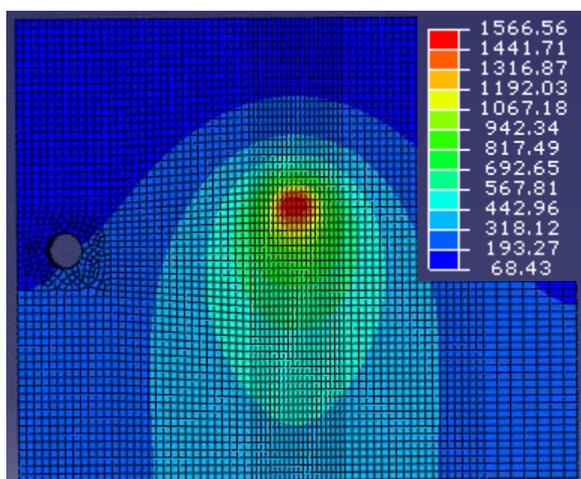
Figura 4.1 – Evolução do campo de temperatura [°C] para uma corrente de 142A em função do tempo de soldagem (a) 3 s; (b) 15 s; (c) 30 s e (d) 50 s.



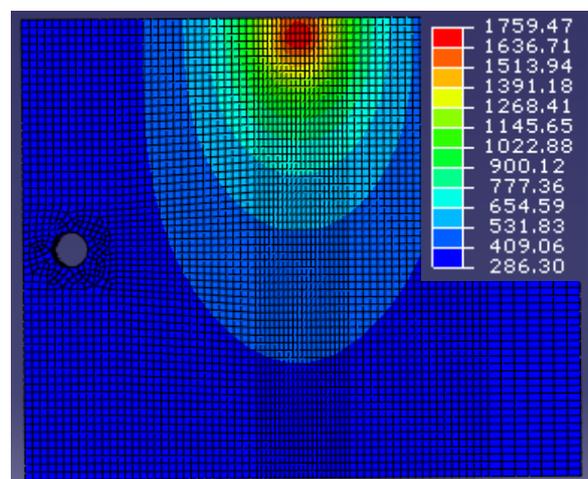
(a)



(b)

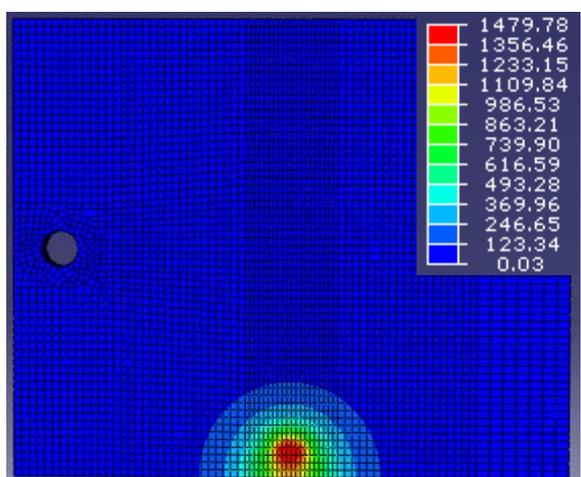


(c)

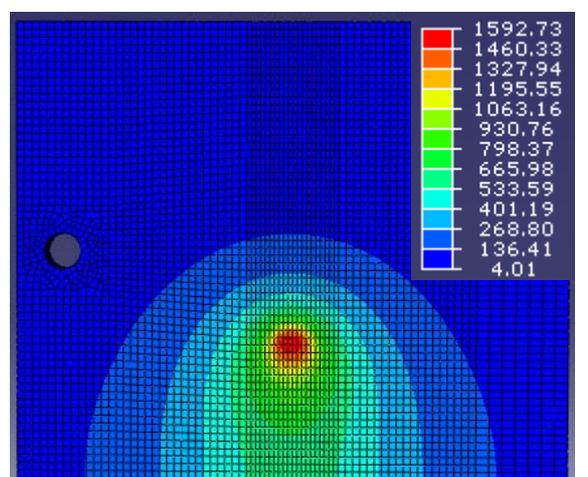


(d)

Figura 4.2 – Evolução do campo de temperatura [°C] para uma corrente de 152A em função do tempo de soldagem (a) 3 s; (b) 15 s; (c) 30 s e (d) 50 s.



(a)



(b)

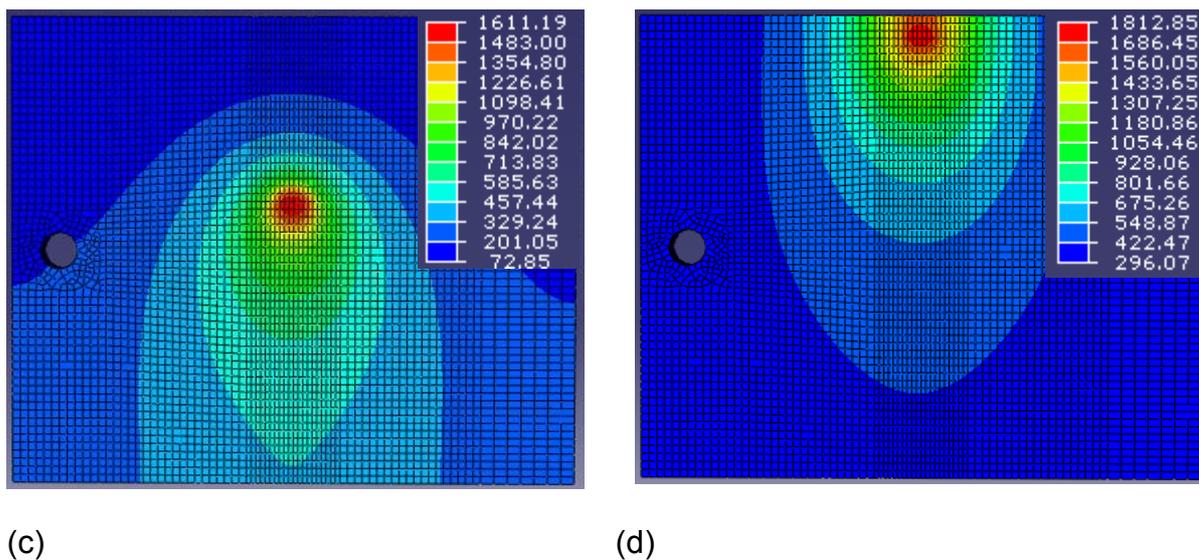


Figura 4.3 – Evolução do campo de temperatura [°C] para uma corrente de 162A em função do tempo de soldagem (a) 3 s; (b) 15 s; (c) 30 s e (d) 50 s.

As figuras 4.4, 4.5 e 4.6 mostram o campo de temperatura em corte no sentido longitudinal a solda após 25s de soldagem para uma corrente de 142A, 152A e 162A, respectivamente.

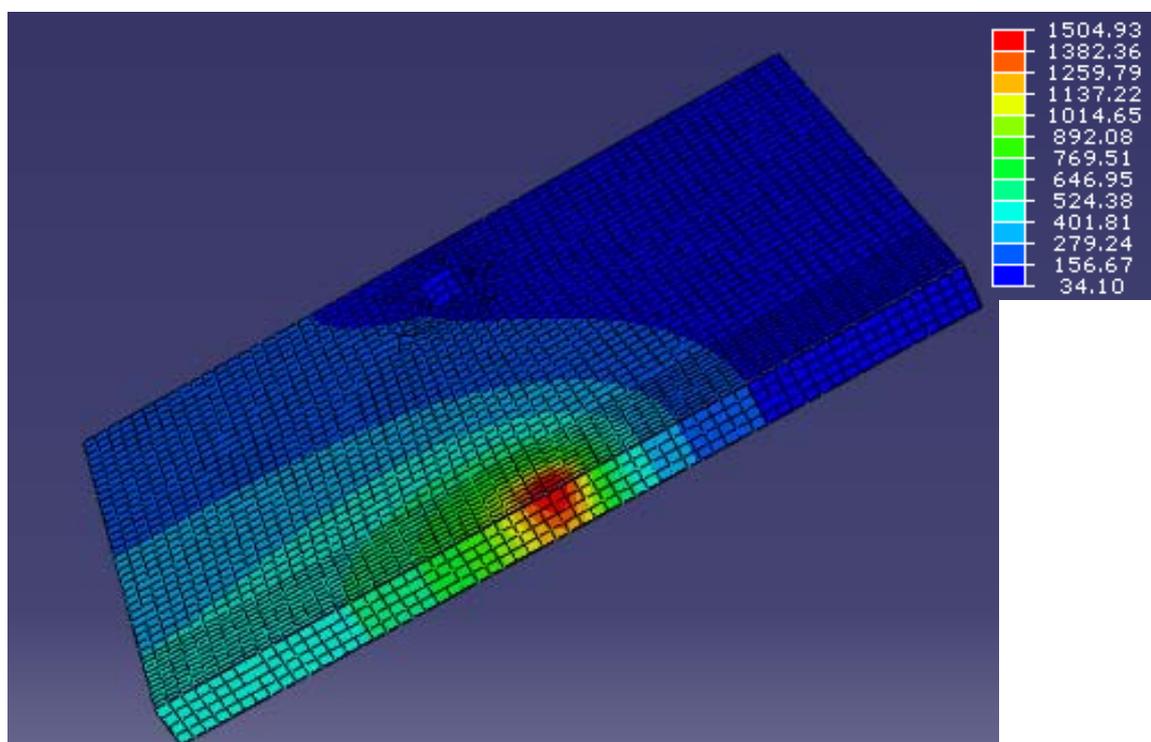


Figura 4.4 – Campo de temperatura [°C] em corte no sentido longitudinal a solda após 25s e corrente de 142A.

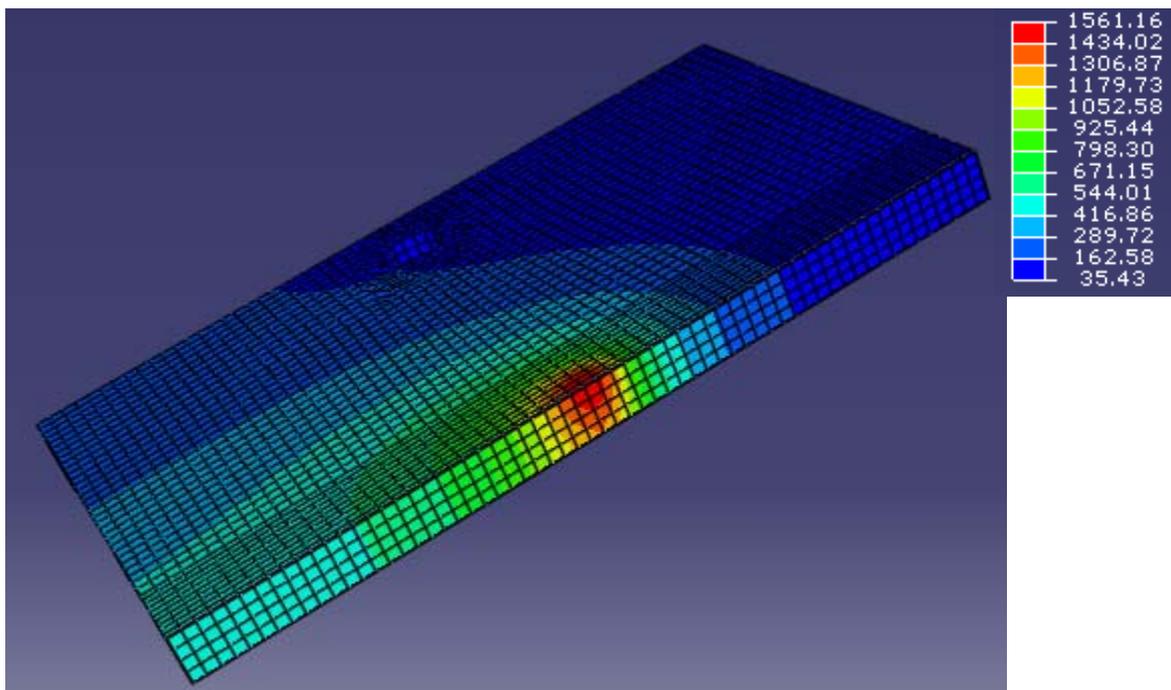


Figura 4.5 – Campo de temperatura [°C] em corte no sentido longitudinal a solda após 25s e corrente de 152A.

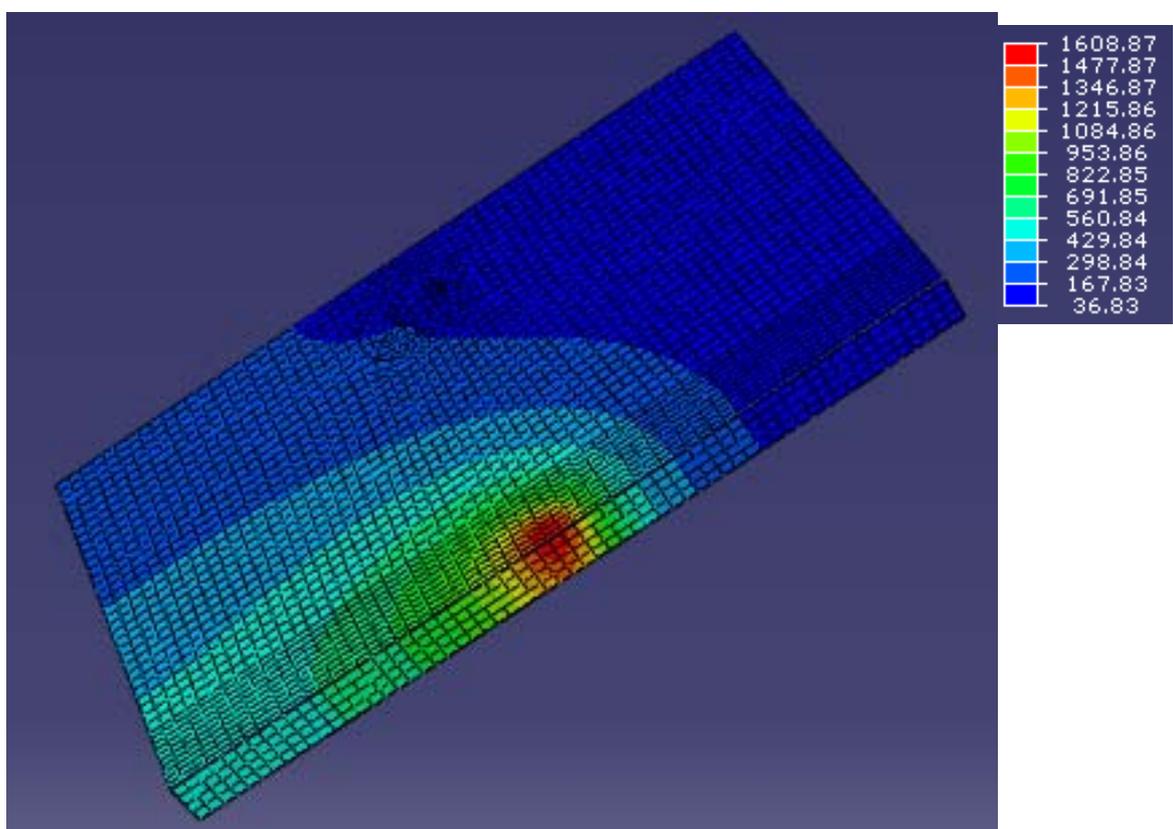
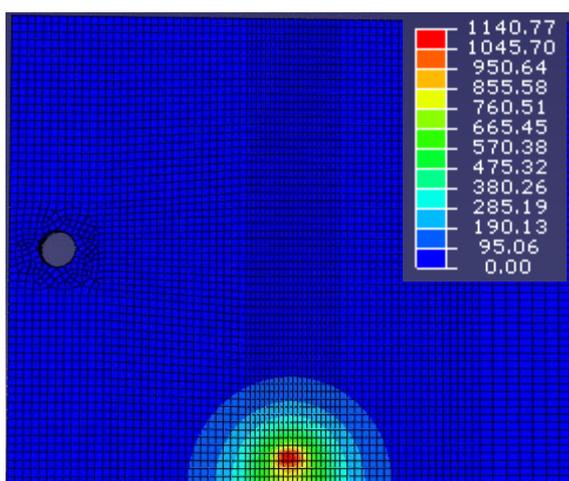


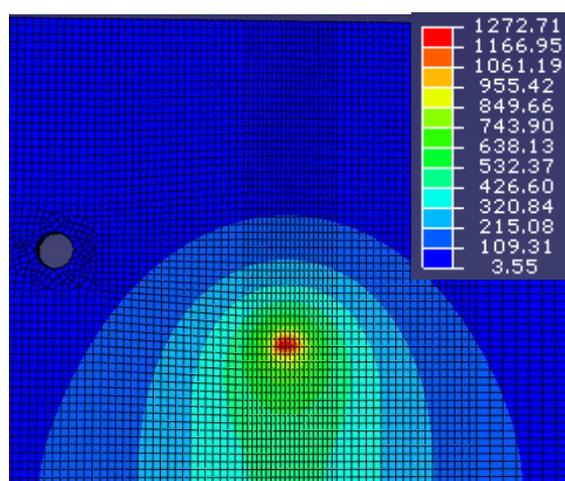
Figura 4.6 – Campo de temperatura [°C] em corte no sentido longitudinal a solda após 25s e corrente de 162A.

A evolução do campo de temperatura é influenciada pelos parâmetros da fonte de calor e o aporte térmico de soldagem. Os contornos deste campo são influenciados diretamente pela velocidade de soldagem e pelas propriedades físicas do material. A velocidade virtual de soldagem empregada foi de 1 mm/s e conforme mostrado pelas figuras 4.1, 4.2 e 4.3 podemos observar que a Zona Termicamente Afetada (ZTA) é maior e possui maior temperatura de pico para a corrente de 162A, devido seu maior aporte térmico. Através do aumento da velocidade de soldagem os contornos das isotermias tendem a se alongar mais em direção ao sentido contrario a soldagem, afetando uma zona menor (Chon & Chin, 1993). Entretanto neste trabalho a velocidade virtual de soldagem foi mantida constante. As figuras 4.4, 4.5 e 4.6 mostram o campo de temperatura para um tempo de 25 s com a chapa sendo atravessada em toda sua espessura pelo fluxo de calor, gerando uma deformação praticamente homogênea ao longo da espessura. Nesta modelagem a temperatura permanece praticamente constante ao longo da espessura da peça conforme solução do problema de chapas finas propostas por Rosenthal (1941). O campo de temperatura e os ciclos térmicos mostram-se com comportamentos bastante satisfatórios com os valores encontrados dentro da literatura e esta distribuição de temperatura serviu de base para obtenção das tensões residuais (Barsoum e Lundback, 2009; Wang et al., 2009).

O Campo de temperatura com as hipóteses simplificadoras feitas por Rosenthal para chapas finas é mostrado através da figura 4.7. Neste modelo foram desconsideradas as trocas de calor por convecção e radiação, as propriedades do material foram consideradas constantes, isto é, não variaram em função da temperatura e foram desconsideradas as transformações de fase do material.



(a)



(b)

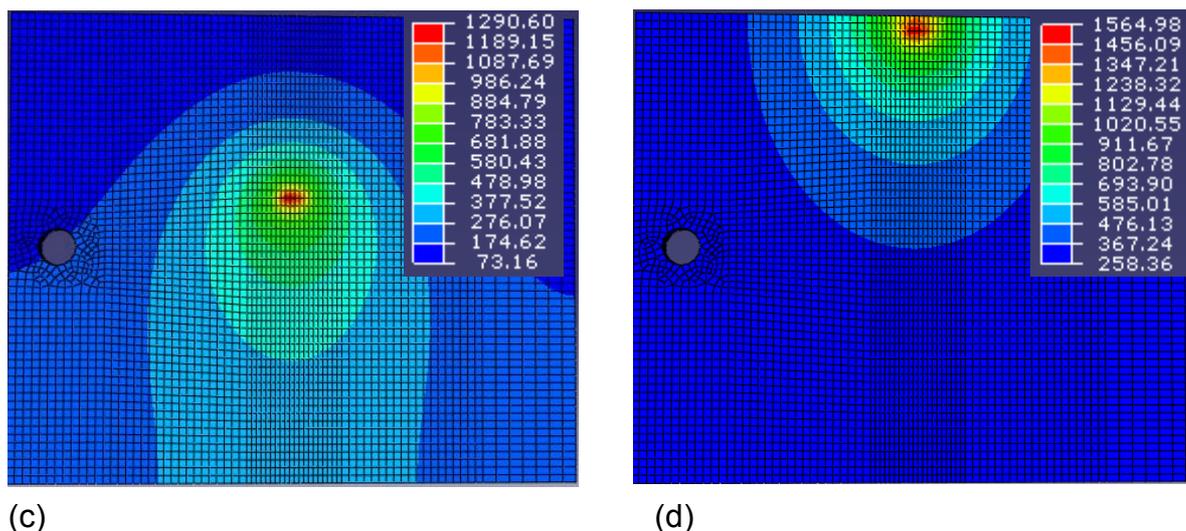
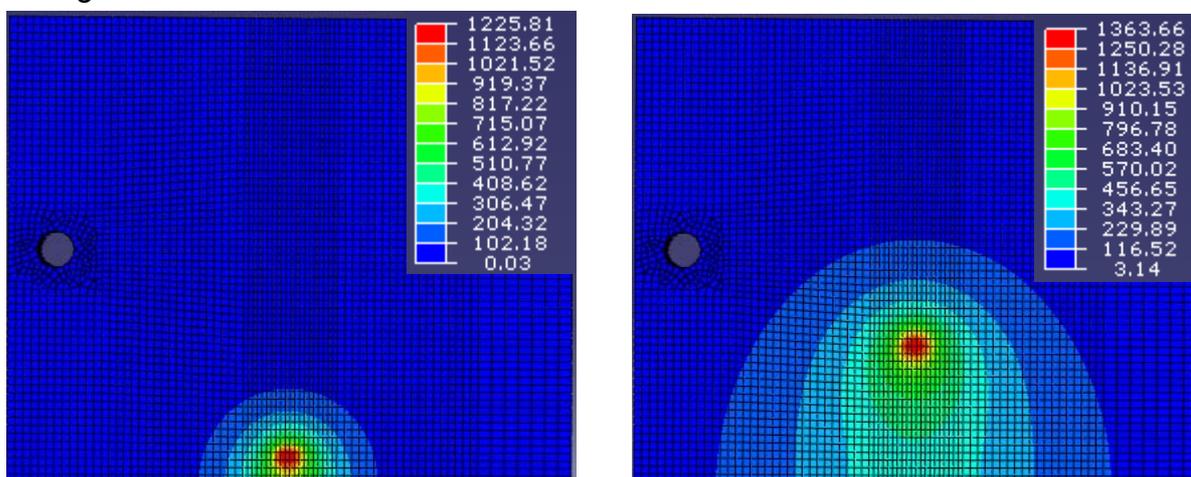
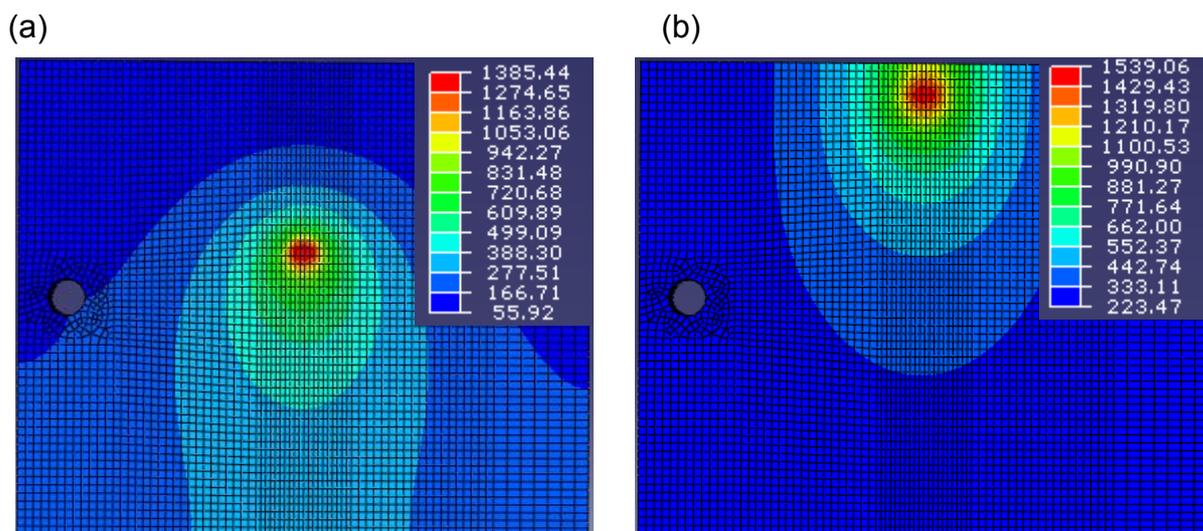


Figura 4.7 – Evolução do campo de temperatura [°C] com as hipóteses simplificadoras propostas por Rosenthal, para uma corrente de 152A em função do tempo de soldagem (a) 3 s; (b) 15 s; (c) 30 s e (d) 50 s.

Foi observado que o campo de temperatura da figura 4.7 com as hipóteses simplificadoras apresenta valores de temperatura bem inferiores aos obtidos pelo modelo numérico proposto por este trabalho mostrado através da figura 4.2. Em ambos os campos de temperatura a corrente de soldagem empregada foi de 152A. Com as simplificações a temperatura máxima atingida foi de 1565°C enquanto que no nosso trabalho foi de 1759°C para um tempo de 50s. A temperatura máxima atingida pelo nosso modelo é 12,4% maior que o obtido com as simplificações no tempo de 50 s, porém essa diferença tende a aumentar para tempos inferiores. Para o tempo de 3 segundos essa diferença chega a 27,7% fazendo com que através das simplificações o material não chegasse a fundir na maioria do tempo.

As figuras 4.8, 4.9 e 4.10 mostram o campo de temperatura para os rendimentos térmicos de 60%, 70% e 80% respectivamente, todos para uma corrente de soldagem de 152A.





(c)  (d) 

Figura 4.8 – Evolução do campo de temperatura [°C] para um rendimento térmico de 60% em função do tempo de soldagem (a) 3 s; (b) 15 s; (c) 30 s e (d) 50 s.

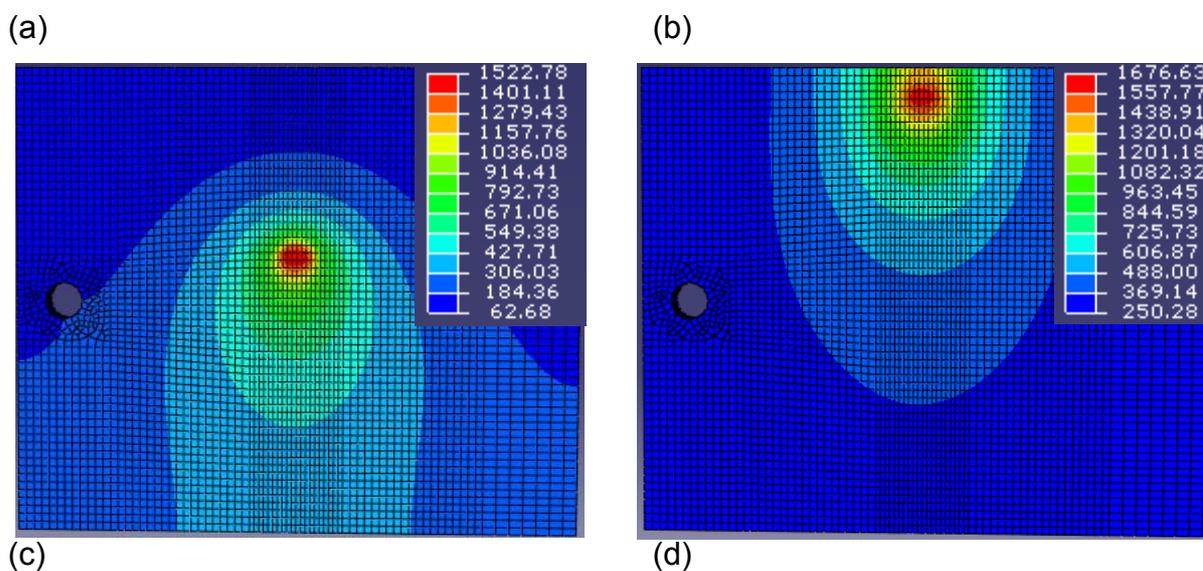
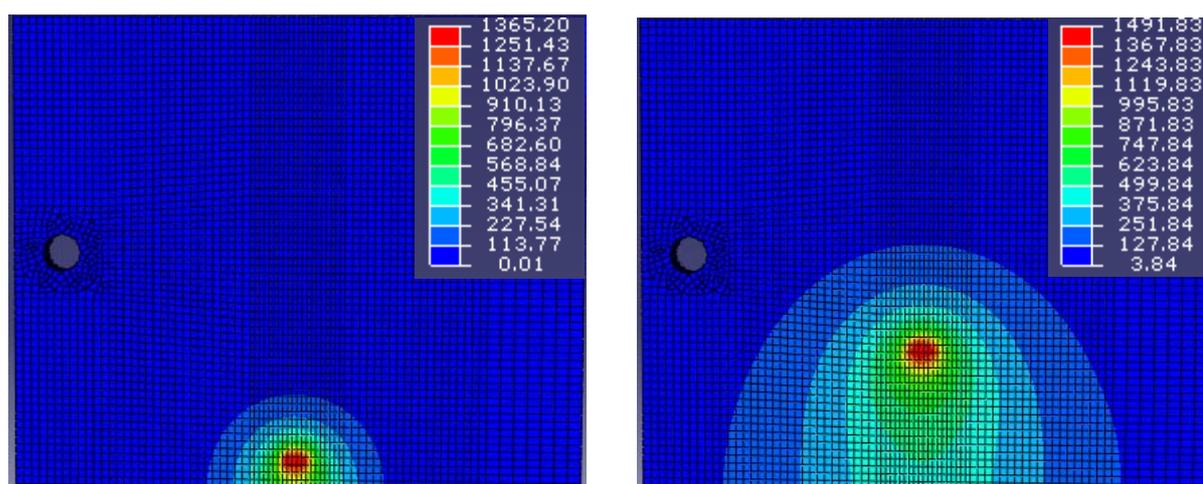


Figura 4.9 – Evolução do campo de temperatura [°C] para um rendimento térmico de 70% em função do tempo de soldagem (a) 3 s; (b) 15 s; (c) 30 s e (d) 50 s.

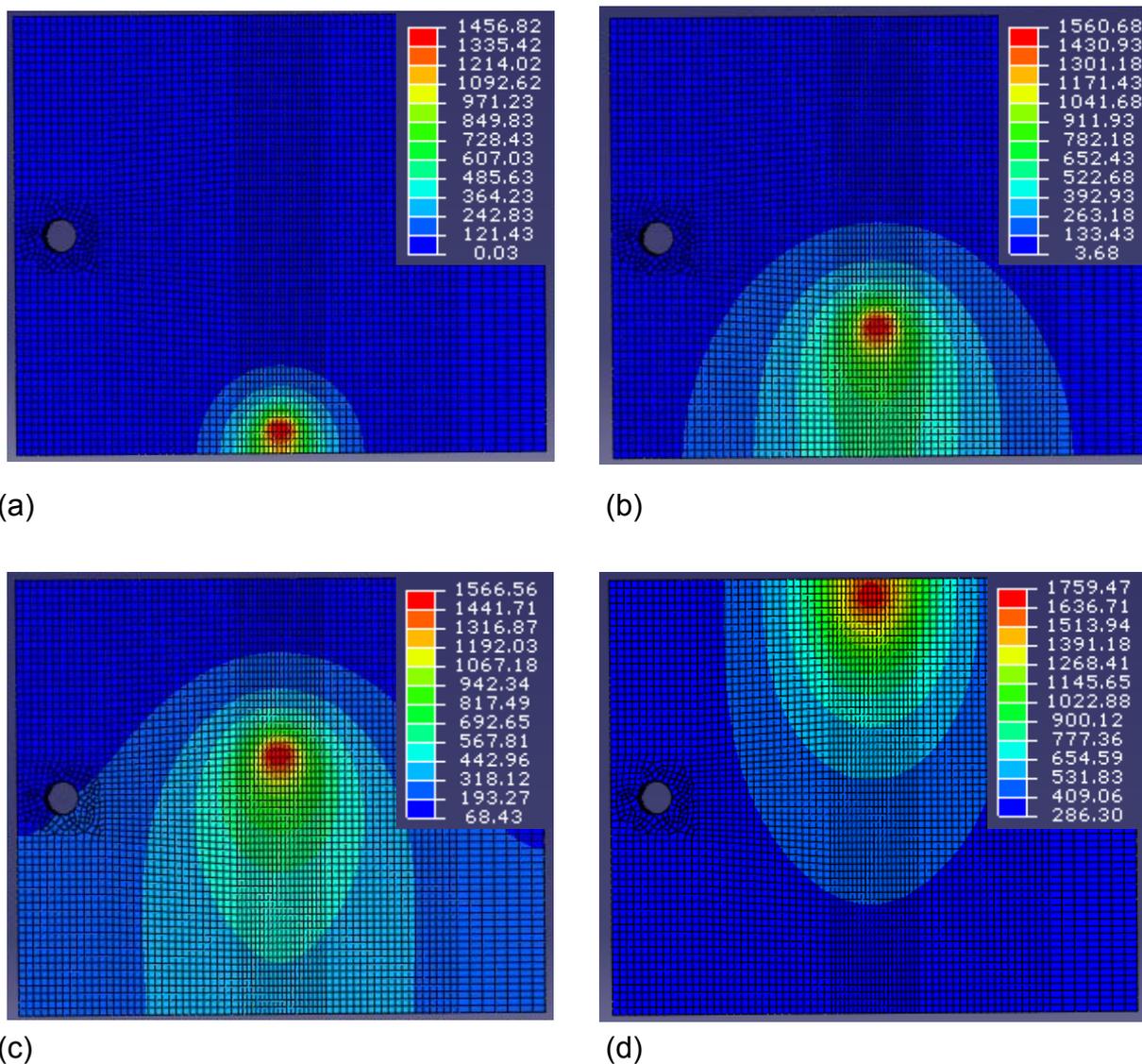


Figura 4.10 – Evolução do campo de temperatura [°C] para um rendimento térmico de 80% em função do tempo de soldagem (a) 3 s; (b) 15 s; (c) 30 s e (d) 50 s.

Observa-se que quanto maior o rendimento térmico maiores são as temperaturas obtidas em função do tempo de soldagem. Para o rendimento térmico de 60% o aporte térmico para a soldagem é pequeno e o material não atinge a temperatura de fusão até os primeiros 30s após o início da soldagem. Para o rendimento de 70% só é atingida a temperatura de fusão após 4 segundos, justificando assim a escolha do rendimento térmico de 80% para o cálculo dos ciclos térmicos que serviram de base para determinação dos campos de deslocamento e das tensões residuais.

Os ciclos térmicos virtuais são apresentados a seguir para distâncias de 2mm, 5mm e 10 mm do centro do cordão de solda (pontos A, B e C), conforme mostrado na figura 3.10 para correntes de soldagem de 142A, 152A e 162A, conforme mostra as figuras 4.11, 4.12 e 4.13, respectivamente.

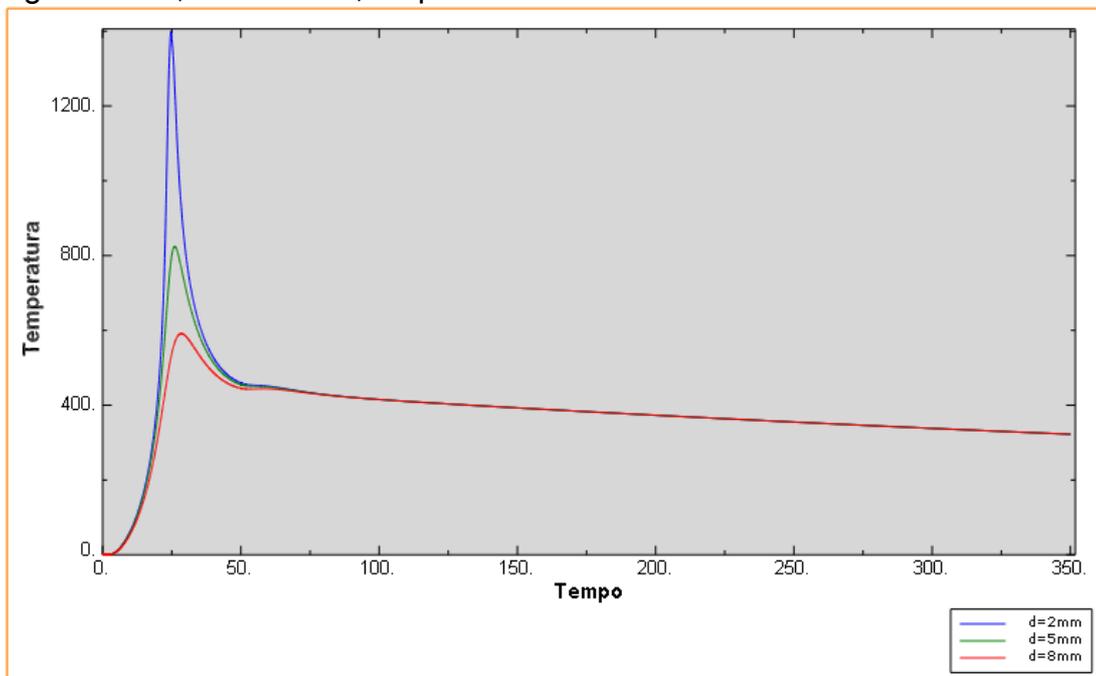


Figura 4.11 – Ciclos térmicos para corrente de soldagem de 142A, de um ponto no centro da chapa, localizado a 2mm, 5mm e 8mm do centro do cordão de solda (Temperatura [°C] e tempo [s]).

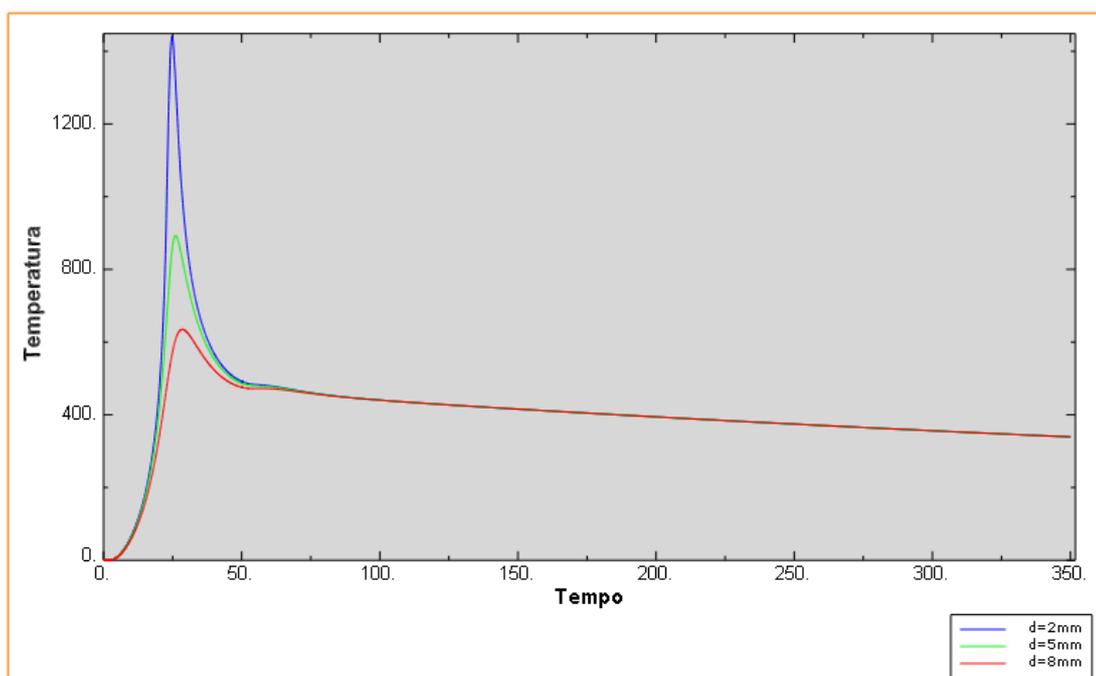


Figura 4.12 – Ciclos térmicos para corrente de soldagem de 152A, de um ponto no centro da chapa, localizado a 2mm, 5mm e 8mm do centro do cordão de solda (Temperatura [°C] e tempo [s]).

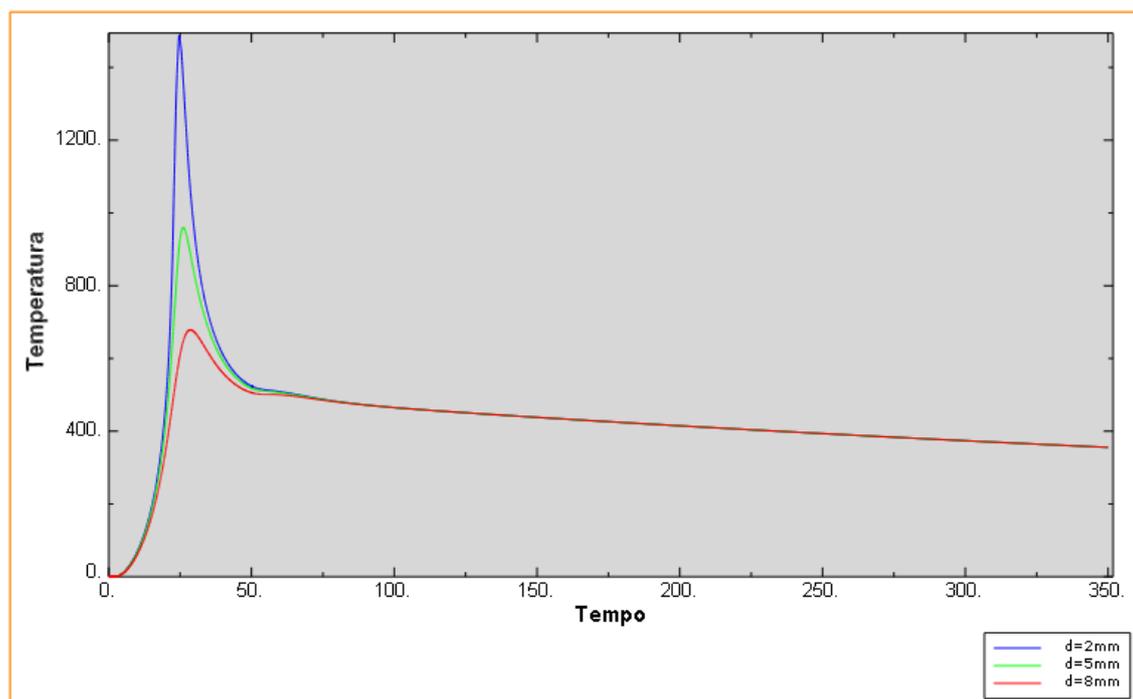


Figura 4.13 – Ciclos térmicos para corrente de soldagem de 162A, de um ponto no centro da chapa, localizado a 2mm, 5mm e 8mm do centro do cordão de solda (Temperatura [°C] e tempo [s]).

Esses ciclos a cada ponto do material soldado determinam as transformações microestruturais, e conseqüentemente as propriedades esperadas para uma junta. A temperatura máxima atingida para estes pontos foram 1399,1°C; 1441,3°C e 1486,9°C para pontos distanciados de 2 mm do cordão de solda em função da corrente de soldagem que foram respectivamente 142A, 152A e 162A. Observa-se que quanto maior a corrente de soldagem, maior foi a temperatura obtida para o ponto. Para distâncias de 5 mm do cordão de solda as temperaturas máximas foram 824,2°C; 892,7°C e 959,4°C e para distâncias de 8 mm as temperaturas máximas foram 591,3°C; 634,7°C e 678,3°C. Observa-se que quanto mais afastado o ponto do centro do cordão a temperatura é menor. Através destes ciclos pode-se prever as transformações que acontecerão na microestrutura. O campo de temperatura e os ciclos térmicos mostram-se com comportamentos bastante satisfatórios com os valores encontrados dentro da literatura e esta distribuição de temperatura serviu de base para obtenção das tensões residuais. Na literatura encontramos modelos que não levam em conta as transformações de fase do material, como as que ocorrem nos aços por não apresentarem as inconvenientes transformações de fase no estado sólido ($\gamma-\alpha$).

4.2 Campo de Deslocamento

O campo deslocamento virtual no sentido longitudinal após resfriamento da peça são mostrados através das figuras 4.14, 4.15 e 4.16, para as correntes de 142A, 152A e 162A respectivamente.

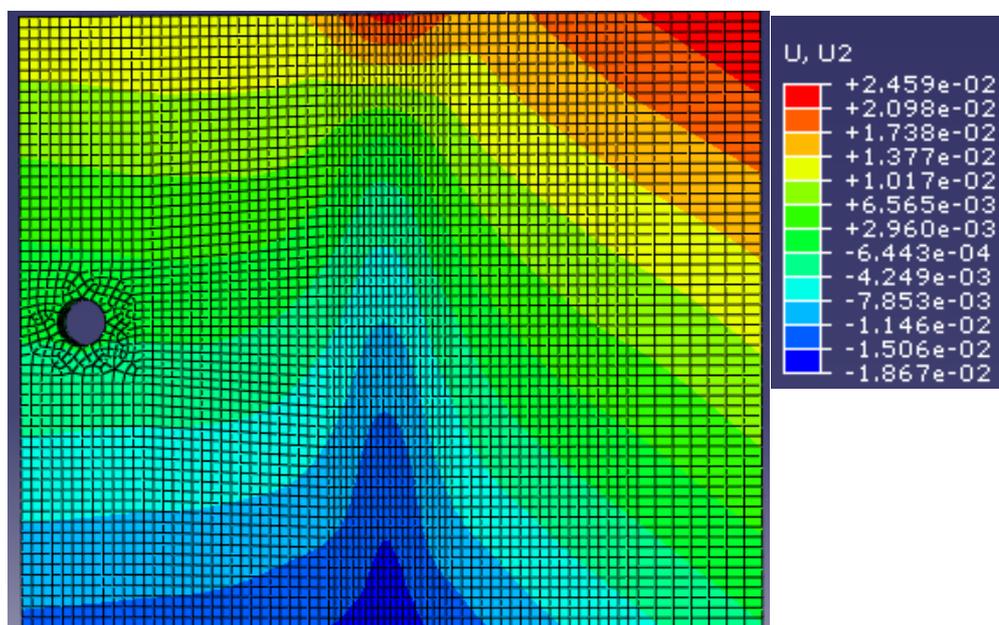


Figura 4.14 – Campo de deslocamento no sentido longitudinal, em mm, para corrente de soldagem de 142A.

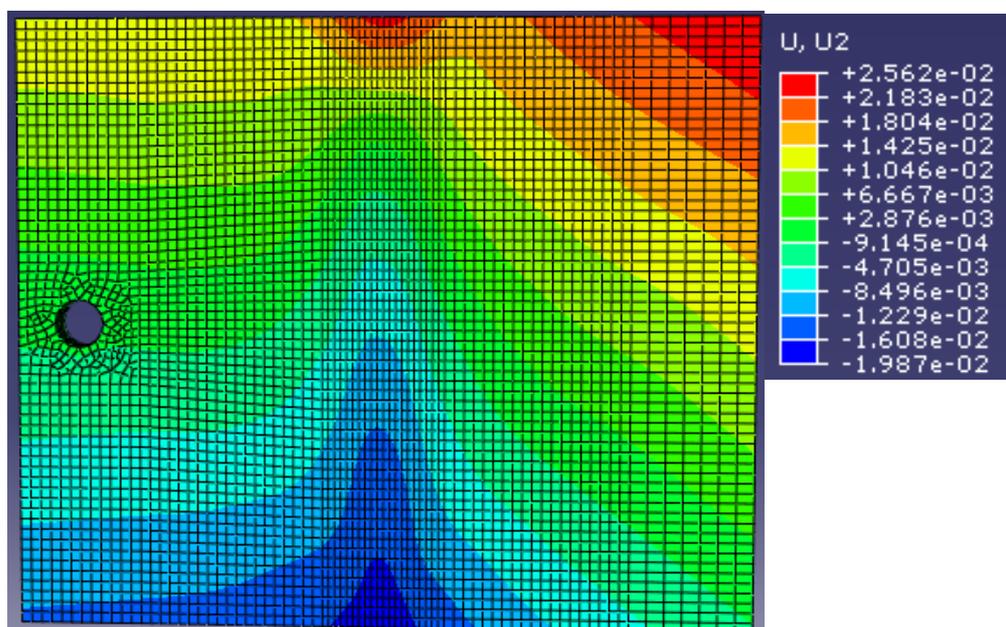


Figura 4.15 – Campo de deslocamento no sentido longitudinal, em mm, para corrente de soldagem de 152A.

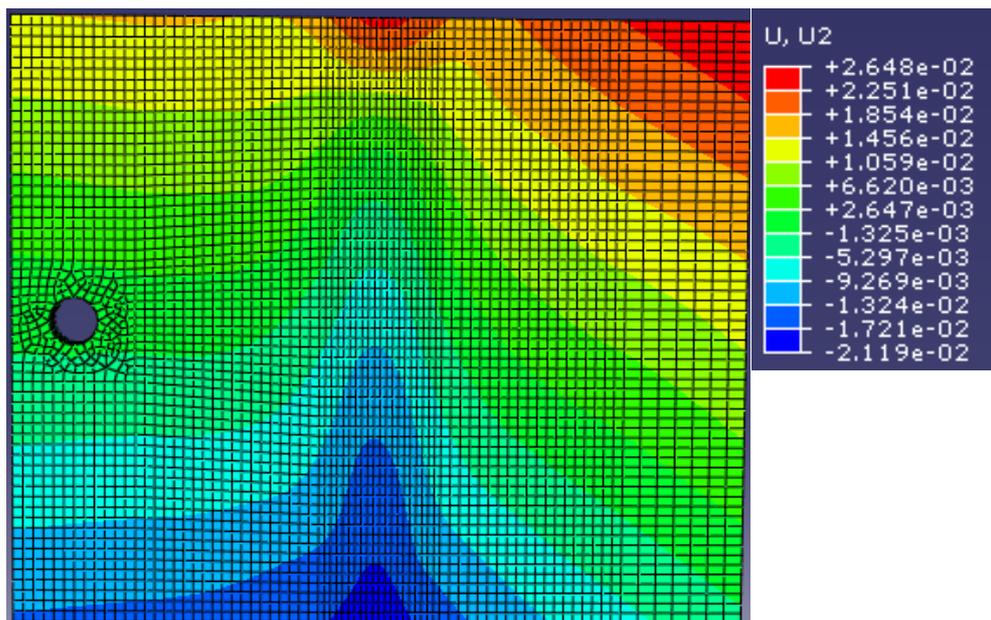


Figura 4.16 – Campo de deslocamento no sentido longitudinal, em mm, para corrente de soldagem de 162A.

O campo de deslocamento virtual no sentido transversal após resfriamento da peça são mostrados através das figuras 4.17, 4.18 e 4.19, para as correntes de 142A, 152A e 162A respectivamente.

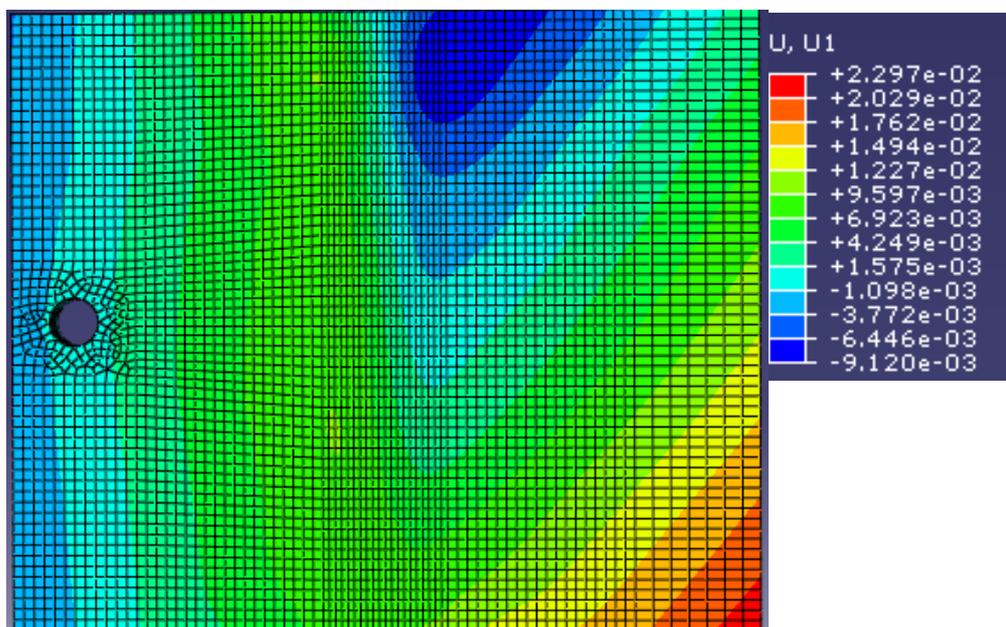


Figura 4.17 – Campo de deslocamento no sentido transversal, em mm, para corrente de soldagem de 142A.

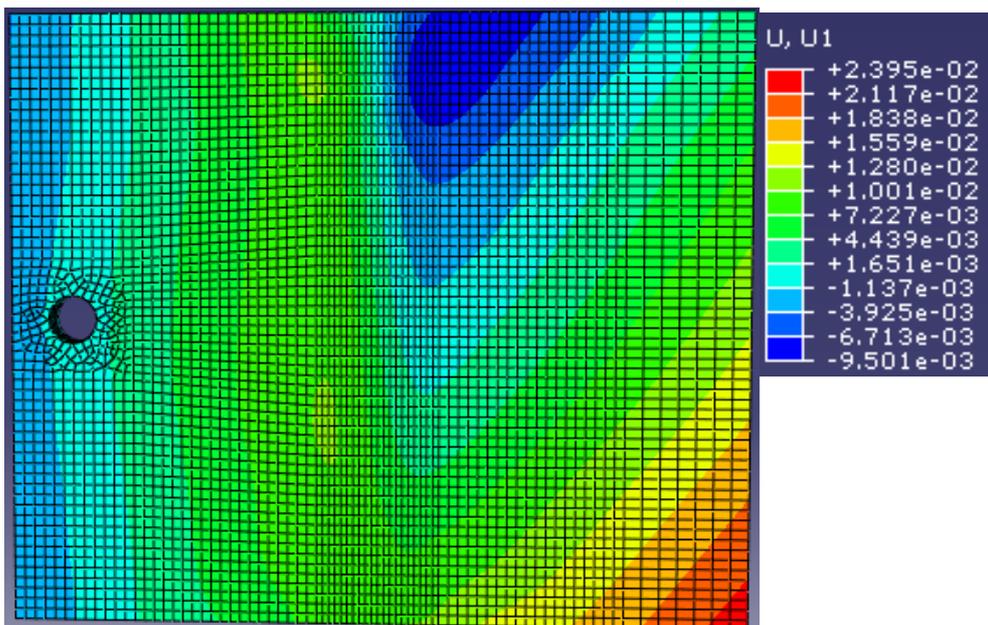


Figura 4.18 – Campo de deslocamento no sentido transversal, em mm, para corrente de soldagem de 152A.

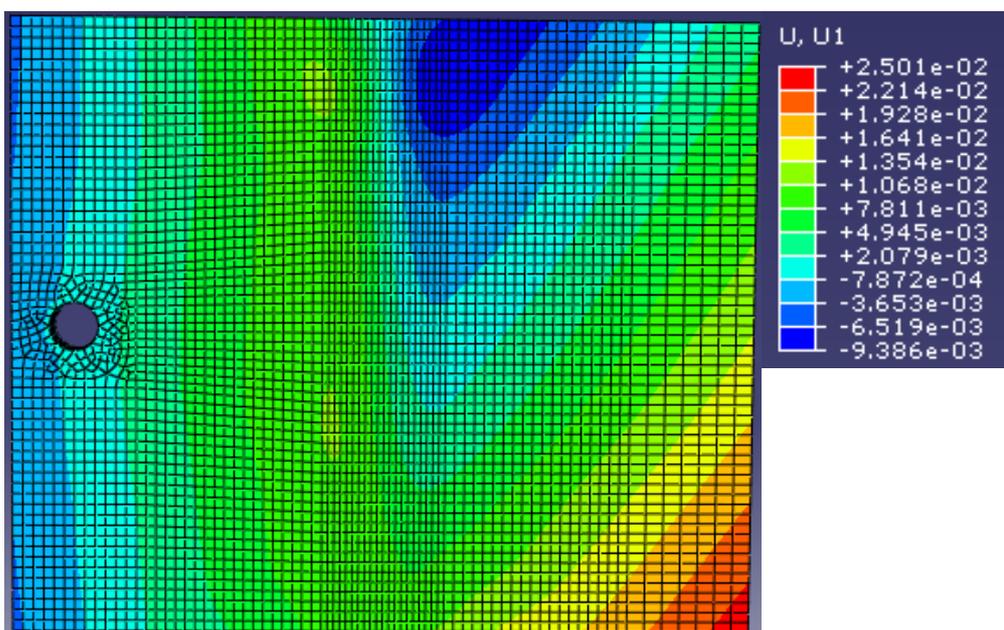


Figura 4.19 – Campo de deslocamento no sentido transversal, em mm, para corrente de soldagem de 162A.

A magnitude do deslocamento virtual resultante (U), em milímetros, em função do tempo, em segundos, de um ponto situado a 2 mm do centro do cordão, ponto A, conforme mostrado na figura 3.10. Os deslocamentos virtuais U_1 , U_2 , U_3 nos sentidos transversal, longitudinal e em relação a espessura, respectivamente são mostrados pelas figuras 4.20, 4.21 e 4.22 em função da corrente de soldagem.

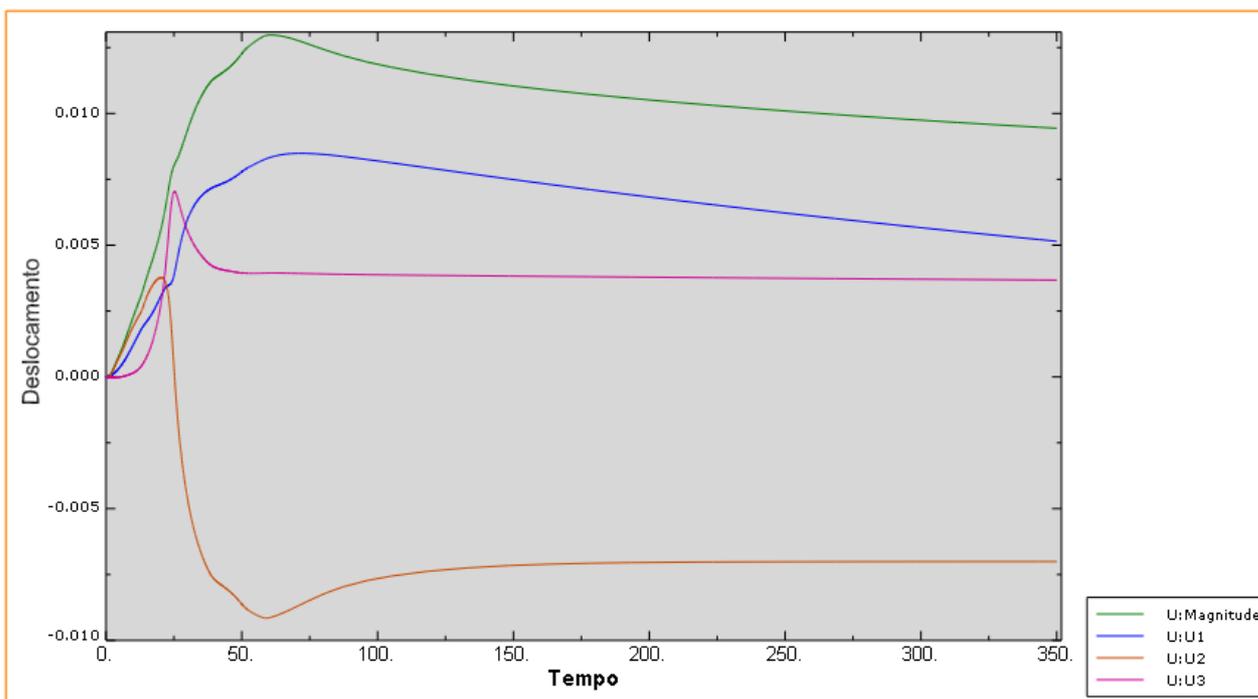


Figura 4.20 – Deslocamento, em mm, em função do tempo, em segundos, para corrente de 142A.

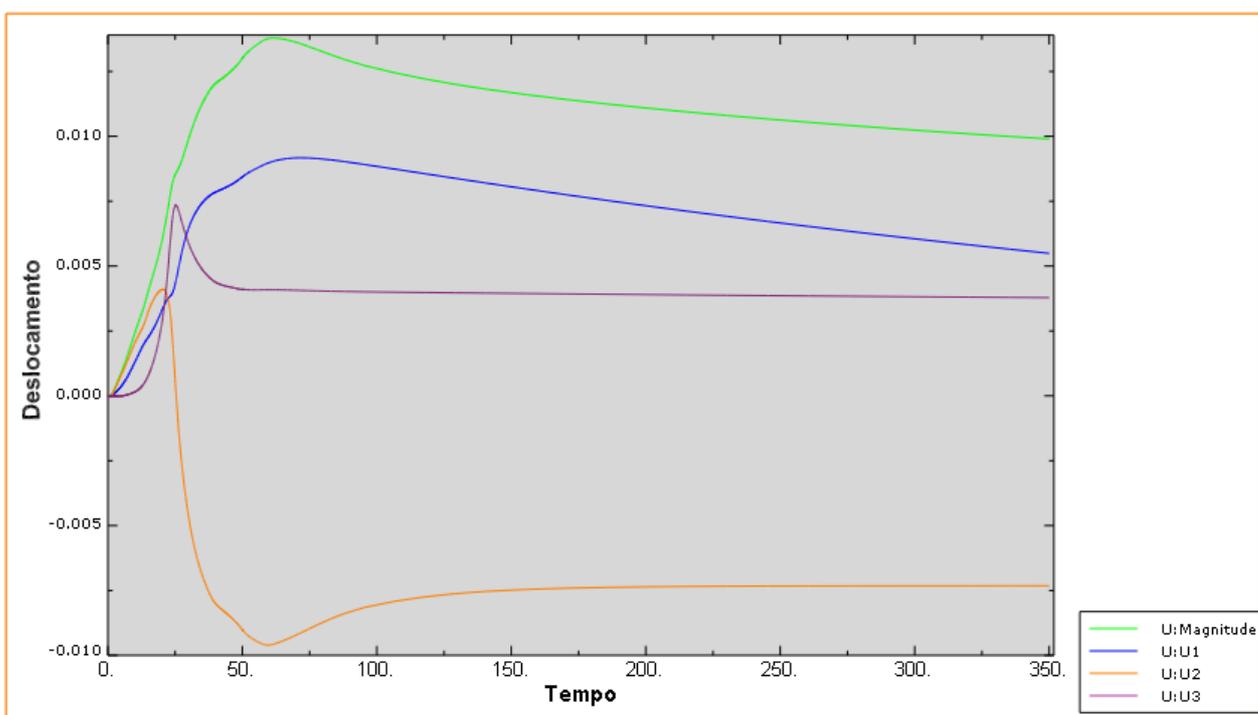


Figura 4.21 – Deslocamento, em mm, em função do tempo, em segundos, para corrente de soldagem de 152A.

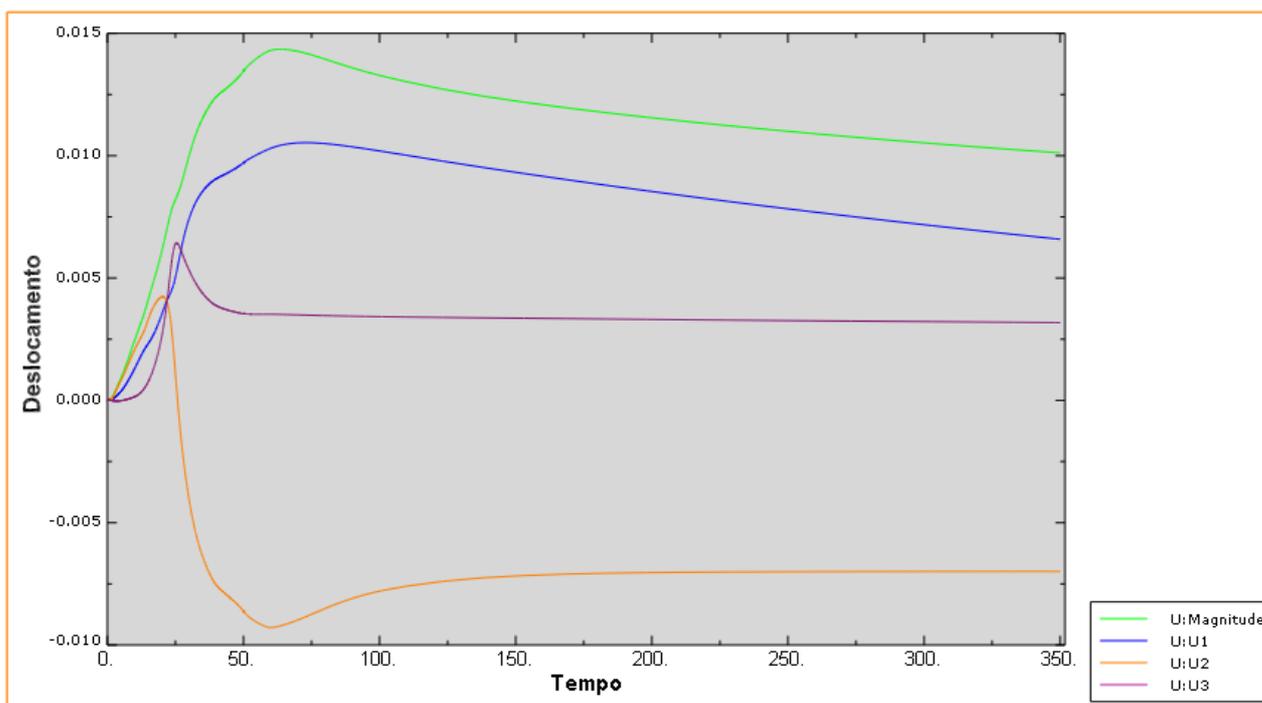


Figura 4.22 – Deslocamento, em mm, em função do tempo, em segundos, para corrente de soldagem de 162A.

O campo de deslocamento no sentido longitudinal (U_2) tende a ser maior em pontos mais afastados do cordão de solda e contrários à restrição imposta a placa, devido esta permanecer engastada, conforme mostra a figura 4.14, 4.15 e 4.16. Para uma corrente de soldagem de 142A o deslocamento máximo no sentido longitudinal chega a 0,026 mm e 0,023 mm no sentido transversal e estes valores tendem a aumentar para valores maiores de corrente elétrica. Para o ponto situado a 2 mm do centro do cordão de solda o deslocamento máximo foi de 0,01mm no sentido longitudinal a solda para uma corrente de 162A.

4.3 Campo de Tensões Residuais

Os campos de tensões virtuais no sentido longitudinal ao cordão de solda após resfriamento da placa são mostrados nas figuras 4.23, 4.25 e 4.27 e a variações destas tensão com o tempo para um ponto situado a 2mm do centro do cordão de solda, conforme mostrado na figura 3.10, são mostrados nas figuras 4.24, 4.26 e 4.28.

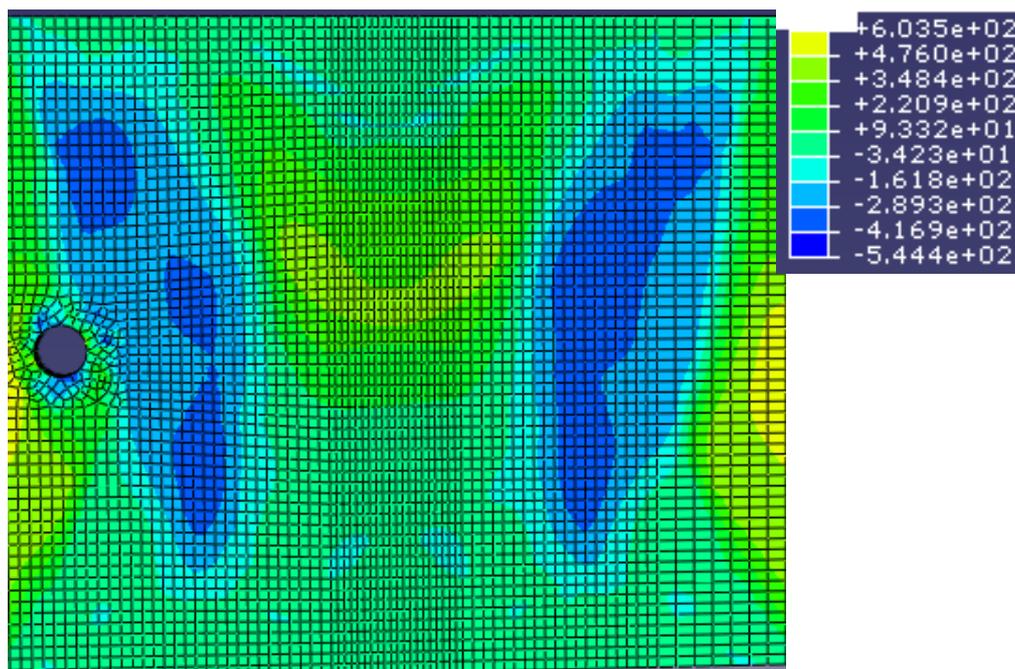


Figura 4.23 – Campo de Tensões Residuais, em MPa, no sentido longitudinal a soldagem para uma corrente de 142A.

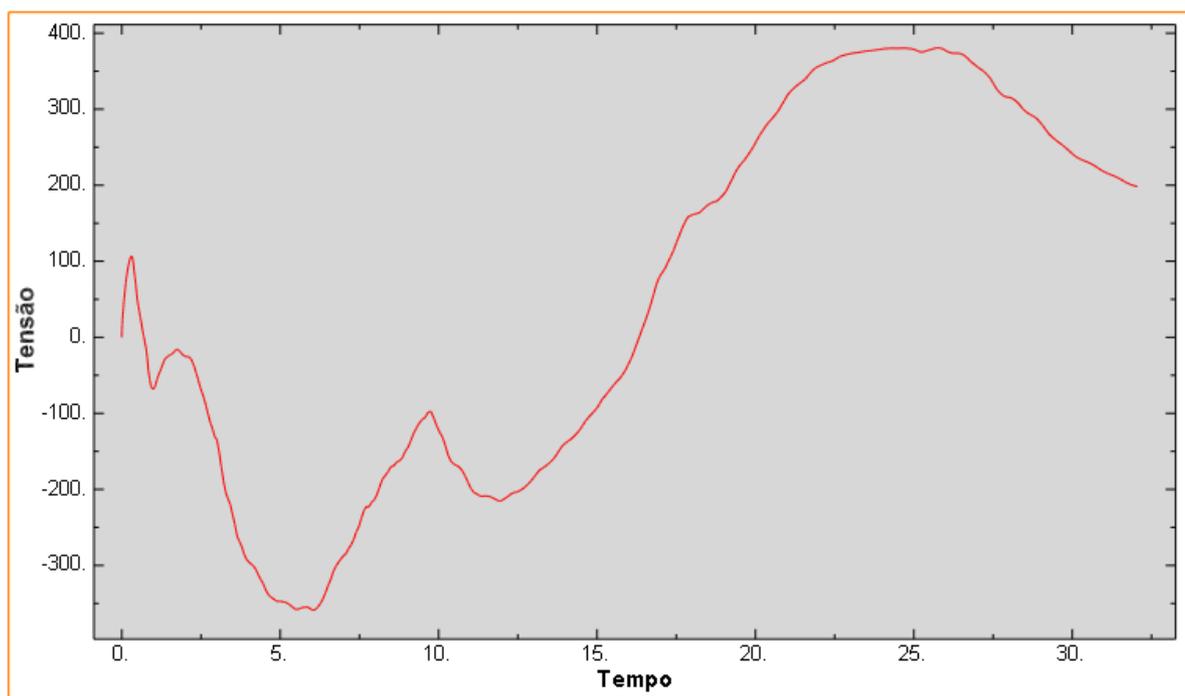


Figura 4.24 – Tensão em MPa ao longo do tempo de soldagem, em segundos, no sentido longitudinal de um ponto no centro da chapa a 2 mm do cordão da solda para uma corrente de 142A.

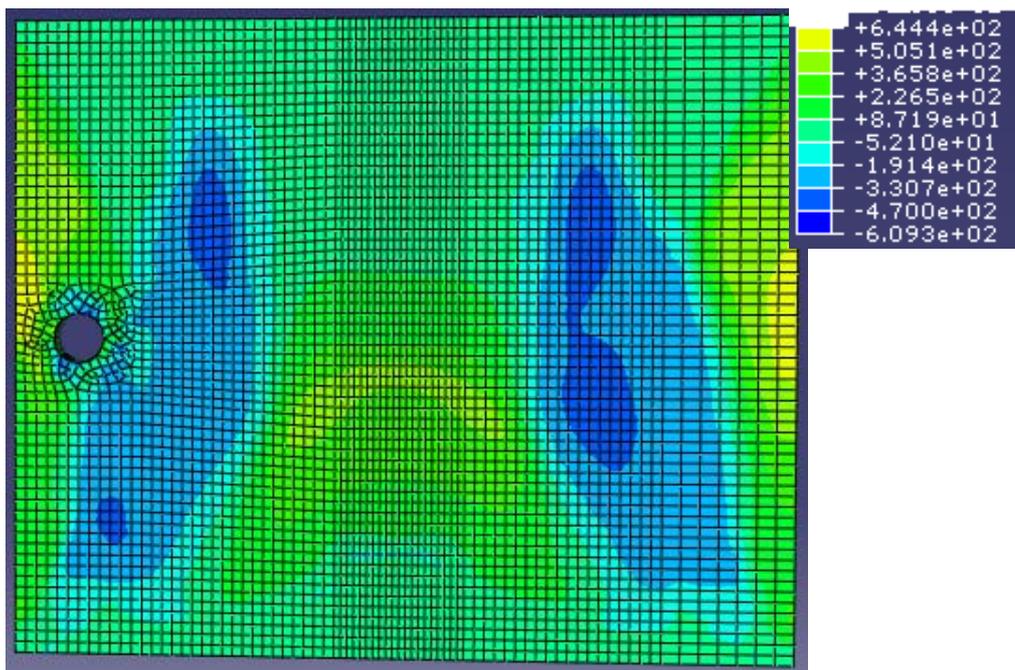


Figura 4.25 – Campo de Tensões Residuais, em MPa, no sentido longitudinal a soldagem para uma corrente de 152A.

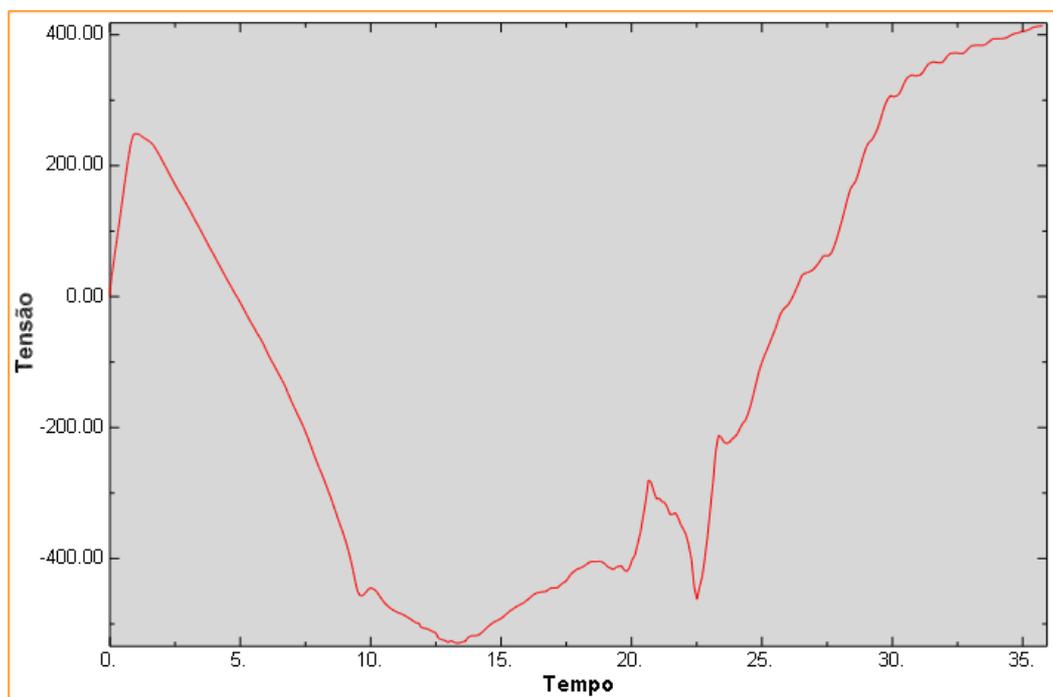


Figura 4.26 – Tensão em MPa ao longo do tempo de soldagem, em segundos, no sentido longitudinal de um ponto no centro da chapa a 2 mm do cordão da solda para uma corrente de 152A.

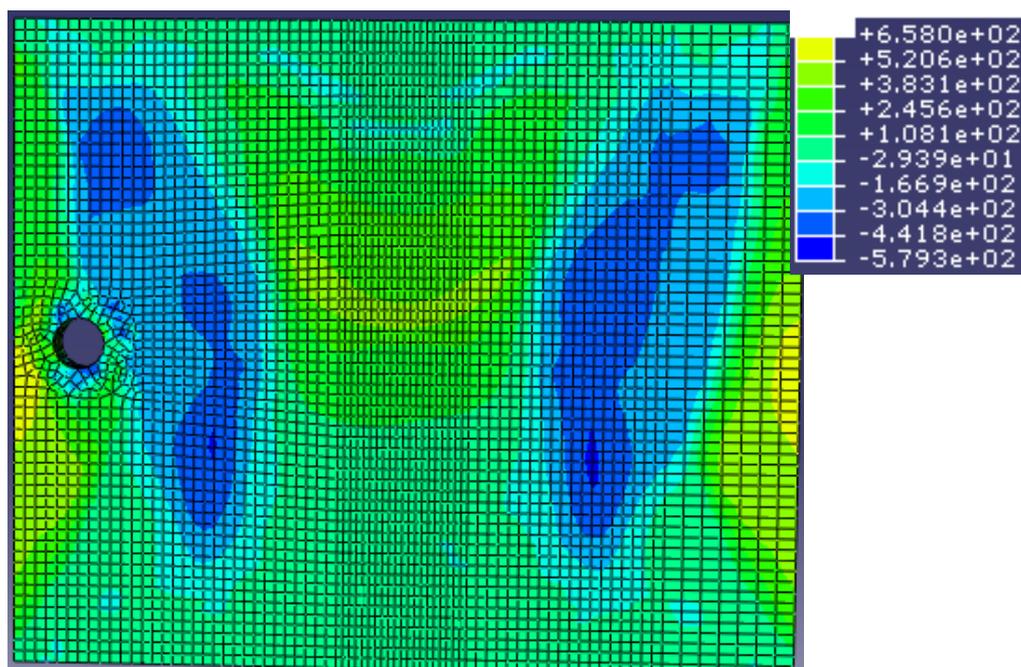


Figura 4.27 – Campo de Tensões Residuais, em MPa, no sentido longitudinal a soldagem para uma corrente de 162A.

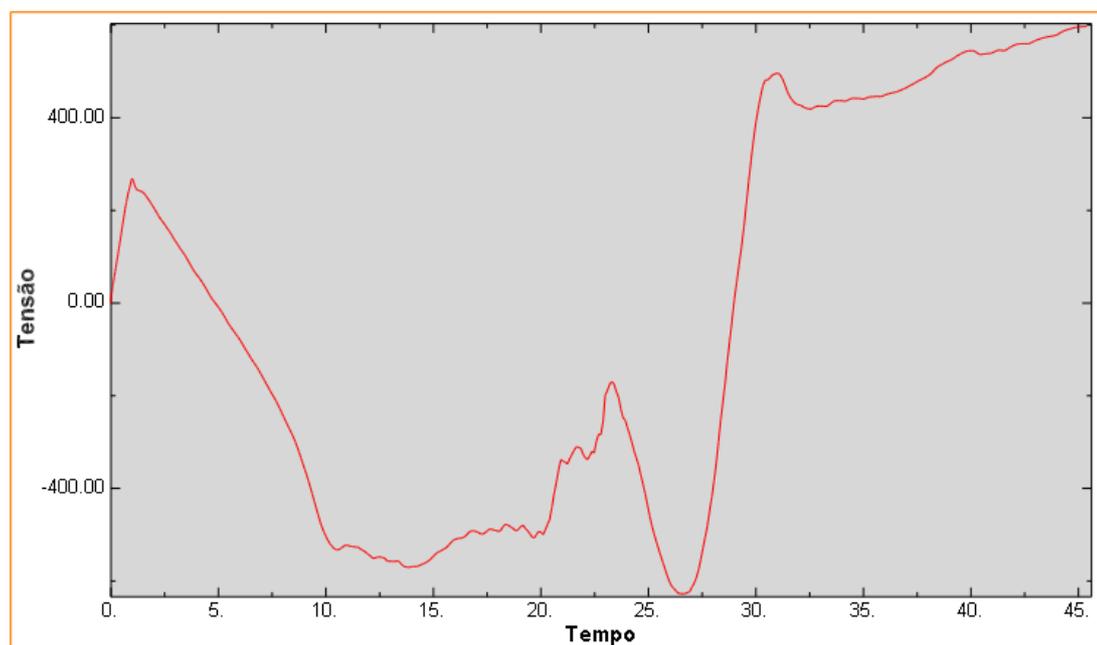


Figura 4.28 – Tensão em MPa ao longo do tempo de soldagem, em segundos, no sentido longitudinal de um ponto no centro da chapa a 2 mm do cordão da solda para uma corrente de 162A.

Os campos de tensões virtuais no sentido transversal ao cordão de solda após resfriamento da placa são mostrados nas figuras 4.29, 4.31 e 4.33 e a variações destas tensão com o tempo para um ponto situado a 2mm do centro do cordão de solda, conforme mostrado na figura 3.10, são mostrados nas figuras 4.30, 4.32 e 4.34.

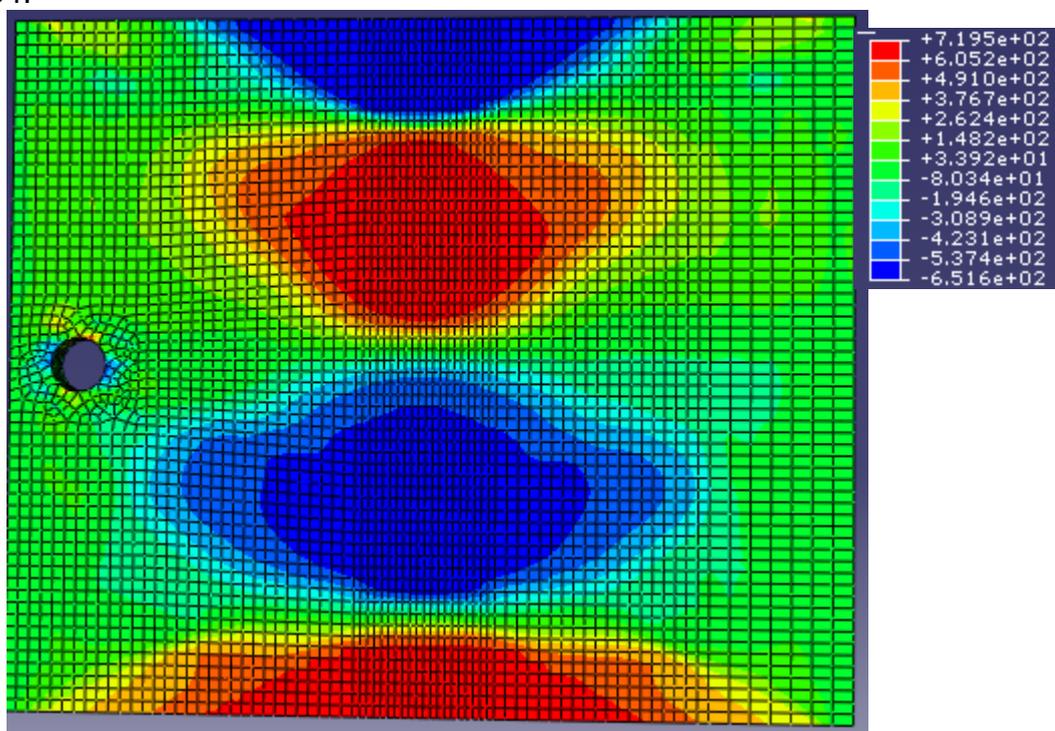


Figura 4.29 – Campo de Tensões Residuais, em MPa, no sentido transversal a soldagem para uma corrente de 142A.

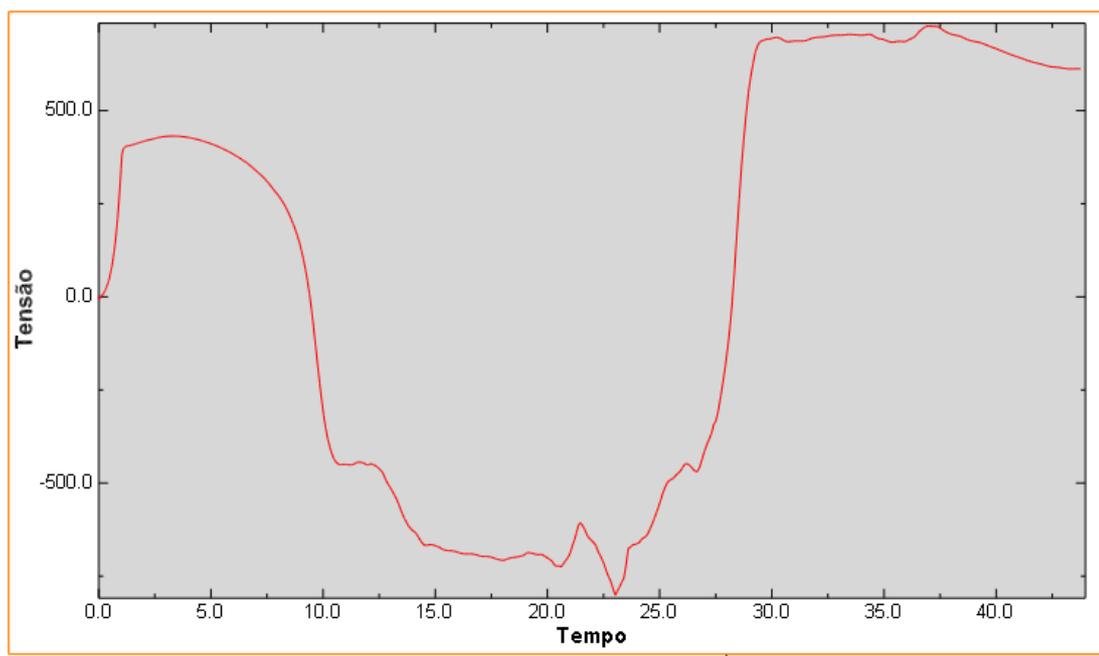


Figura 4.30 – Tensões em MPa ao longo do tempo de soldagem, em segundos, no sentido transversal de um ponto a 2mm do centro da solda para uma corrente de 142A.

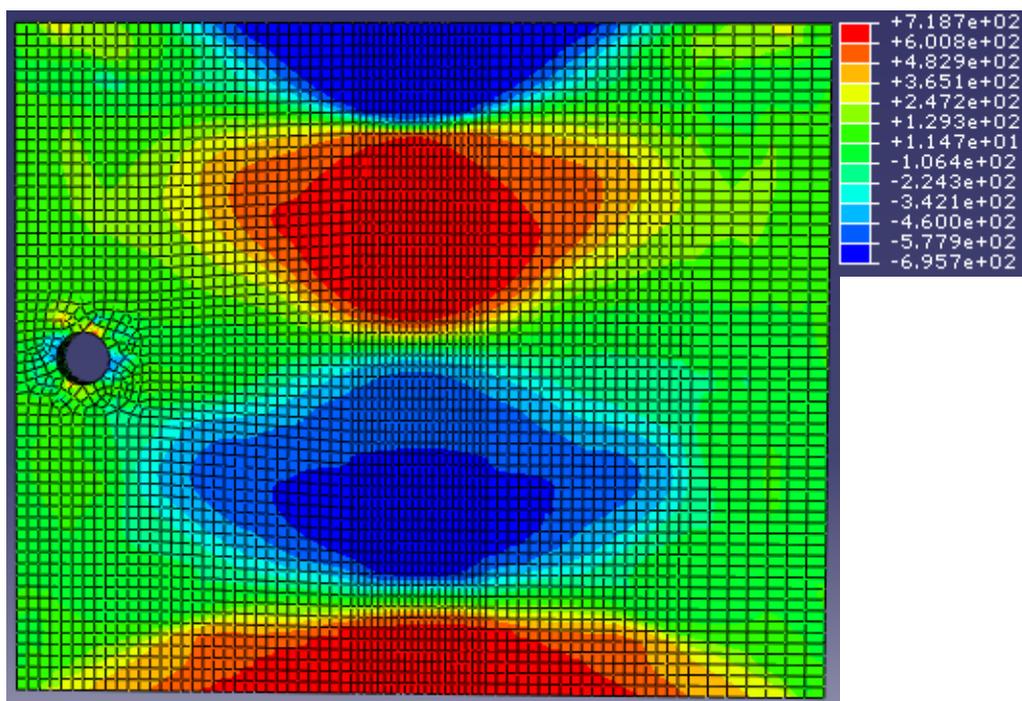


Figura 4.31 – Campo de Tensões Residuais, em MPa, no sentido transversal a soldagem para uma corrente de 152A.

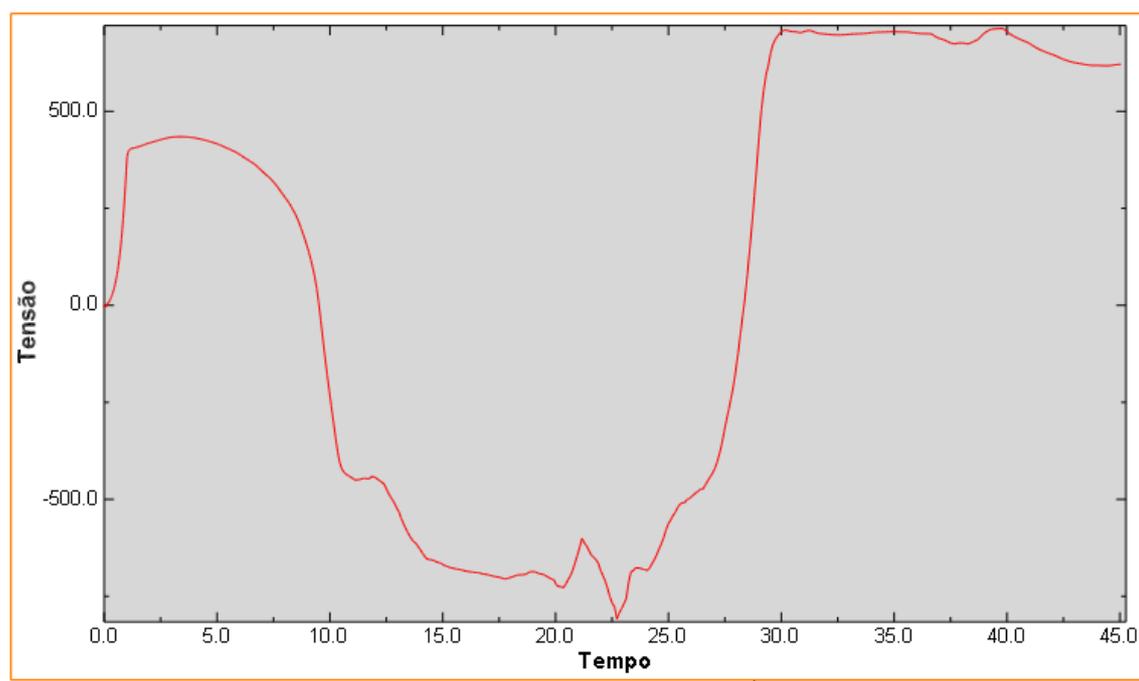


Figura 4.32 – Tensões em MPa ao longo do tempo de soldagem, em segundos, no sentido transversal de um ponto a 2mm do centro da solda para uma corrente de 152A.

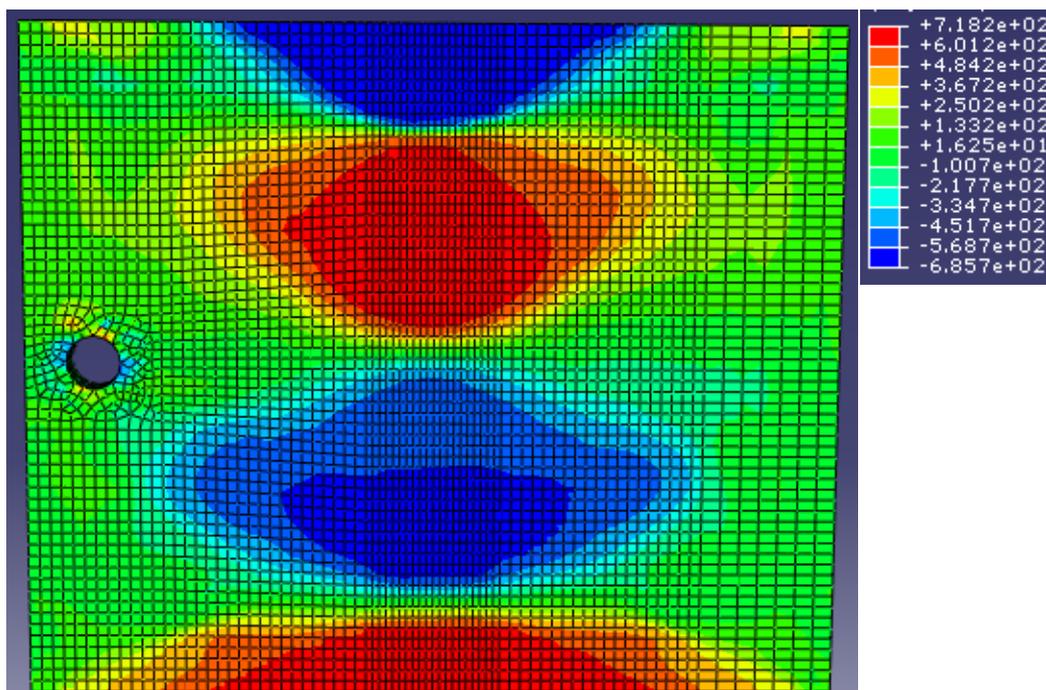


Figura 4.33 – Campo de Tensões Residuais, em MPa, no sentido transversal a soldagem para uma corrente de 162A.

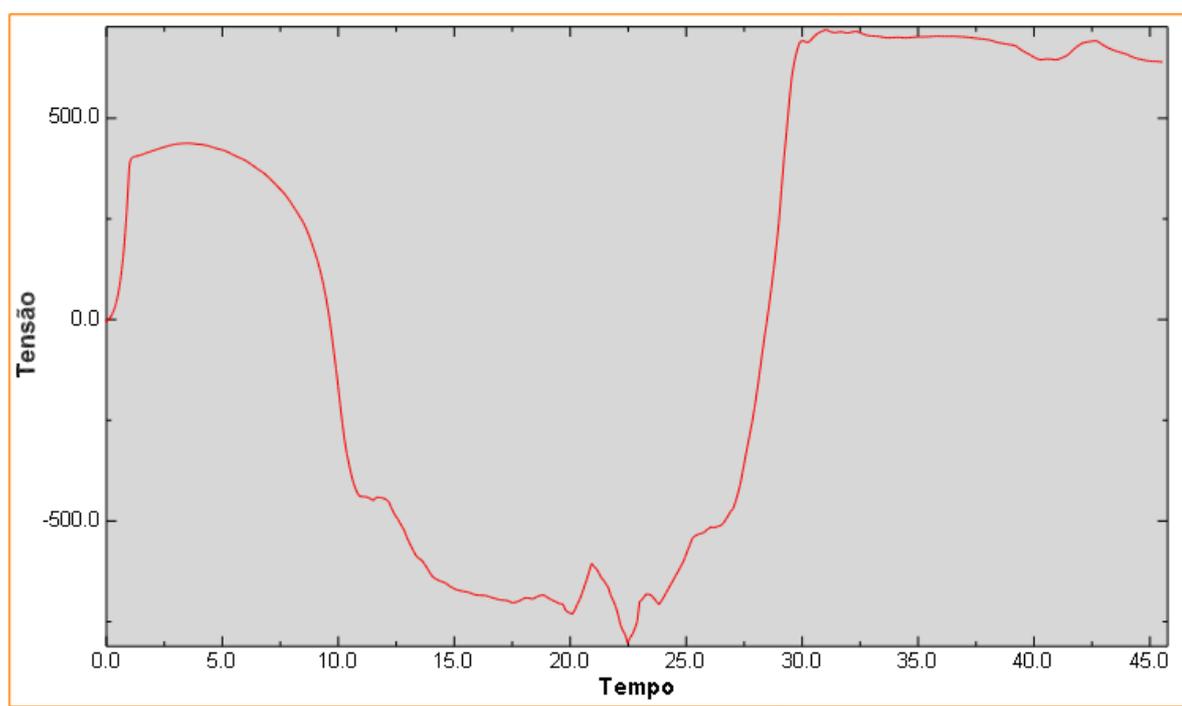


Figura 4.34 – Tensões em MPa ao longo do tempo de soldagem, em segundos, no sentido transversal de um ponto a 2mm do centro da solda para uma corrente de 162A.

Com o resfriamento e após a solidificação da solda, o material passa a se contrair sendo impedido pelas regiões mais frias e afastadas da solda, dando origem a tensões de tração junto ao cordão e compressão nas regiões mais afastadas. Quanto ao comportamento dessas tensões este modelo utilizando o ABAQUS mostra-se coerente do ponto de vista trativo e compressivo. Após o resfriamento completo, as tensões residuais no cordão de solda chegam a níveis de mesma ordem de grandeza do limite de escoamento do material (430 MPa), porém neste modelo alguns pontos estão próximos do limite de resistência do material (620 MPa) necessitando de ajustes complementares. As figuras 4.24, 4.26 e 4.28 mostram o comportamento da tensão longitudinal em função do tempo de um ponto a 2 mm do centro da solda. Através destes gráficos pode-se determinar o tempo exato da mudança entre os comportamentos de tração e compressão sofridos pela placa. As figuras 4.23, 4.25 e 4.27 mostram o campo de tensão longitudinal após resfriamento para correntes de 142A, 152A e 162A respectivamente. Esses valores de tensões no sentido longitudinal após o resfriamento aumentam à medida que temos um aumento da corrente de soldagem.

4.4 Comparação das Tensões Obtidas por Diferentes Métodos

Os resultados pontuais das tensões residuais no sentido longitudinal a soldagem para pontos de 1 a 7 são mostrados através da tabela 4.1. Os resultados das incertezas de medições ($U_{95\%}$) foram calculados conforme ABNT / INMETRO (2003).

Tabela 4.1 – Comparação das tensões residuais, em módulo, no sentido longitudinal a solda por diferentes métodos.

Ponto	<i>Difração de Raios-X</i> [MPa]	<i>Mesa de coordenadas</i> [MPa]	<i>Modelo numérico</i> [MPa]
1	52 ^{±17}	101,9 ^{±3,4}	169,1
2	206 ^{±21}	141,9 ^{±4,5}	188,1
3	49 ^{±22}	189,0 ^{±6,7}	154,9
4	188 ^{±52}	235,6 ^{±7,7}	166,8
5	19 ^{±10}	181,5 ^{±6,8}	26,3
6	316 ^{±53}	293,6 ^{±8,2}	237,1
7	257 ^{±57}	312,1 ^{±9,6}	135,2

Os resultados pontuais das tensões residuais no sentido transversal a soldagem para pontos de 1 a 7 são mostrados através da tabela 4.2. Os resultados das incertezas de medições ($U_{95\%}$) foram calculados conforme ABNT / INMETRO (2003).

Tabela 4.2 – Comparação das tensões residuais, em módulo, no sentido transversal a solda por diferentes métodos.

Ponto	Difração de Raios-X [MPa]	Mesa de coordenadas [MPa]	Modelo numérico [MPa]
1	97 ^{±30}	214,5 ^{±5,1}	170,2
2	35 ^{±3}	236,3 ^{±6,4}	85,8
3	40 ^{±15}	446,5 ^{±10,8}	155,6
4	117 ^{±40}	484,5 ^{±11,2}	266,3
5	136 ^{±19}	493,3 ^{±11,4}	404,5
6	334 ^{±23}	368,6 ^{±9,6}	584,7
7	310 ^{±58}	542,9 ^{±12,8}	549,5

As figuras 4.35 e 4.36 mostram respectivamente o comportamento das tensões longitudinais e transversais a solda medidas em sete diferentes pontos, obtidos pelos métodos de difração de raios-X e através do modelo numérico.

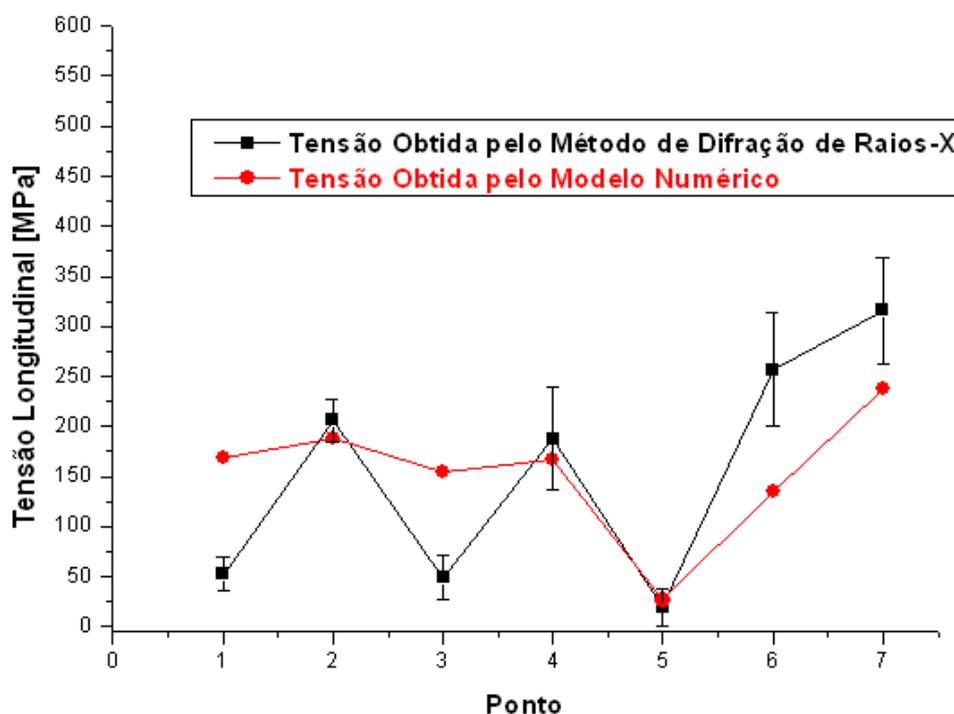


Figura 4.35 – Comportamento das tensões residuais no sentido longitudinal obtidos pelos métodos de difração de raios-X e através do modelo numérico.

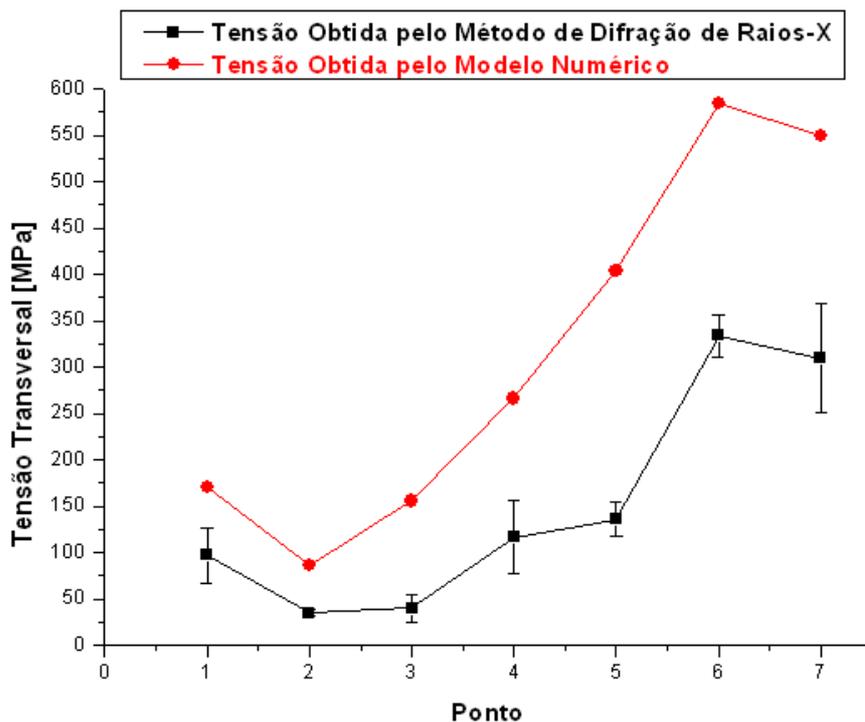


Figura 4.36 – Comportamento das tensões residuais no sentido transversal obtidos pelos métodos de difração de raios-X e através do modelo numérico.

As figuras 4.37 e 4.38 mostram respectivamente o comportamento das tensões longitudinais e transversais a solda medidas em sete diferentes pontos, obtidos pelos métodos de medição em mesa de coordenadas e através do modelo numérico.

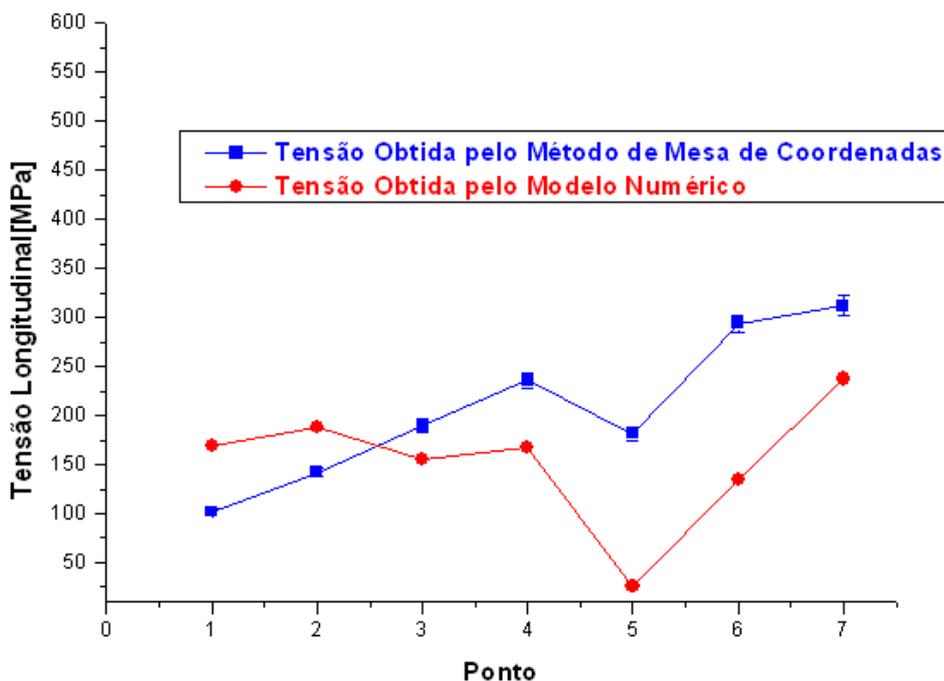


Figura 4.37 – Comportamento das tensões residuais no sentido longitudinal obtidos pelos métodos de medição em mesa de coordenadas e através do modelo numérico.

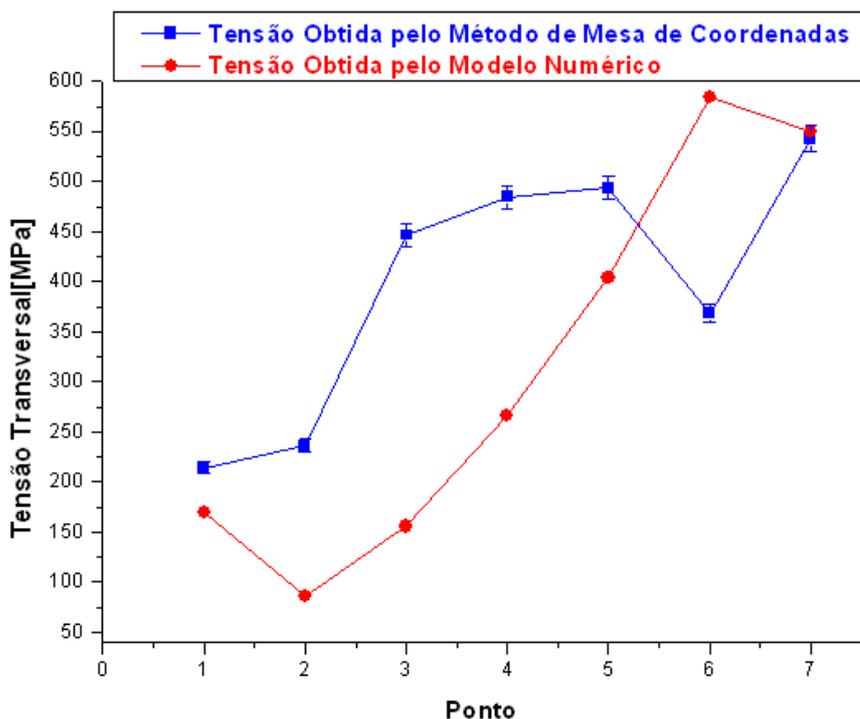


Figura 4.38 – Comportamento das tensões residuais no sentido transversal obtidos pelos métodos de medição em mesa de coordenadas e através do modelo numérico.

As figuras 4.39 e 4.40 mostram respectivamente o comportamento das tensões longitudinais e transversais a solda medidas em sete diferentes pontos, obtidos pelos métodos de medição em mesa de coordenadas, difração de raios-X e através do modelo numérico.

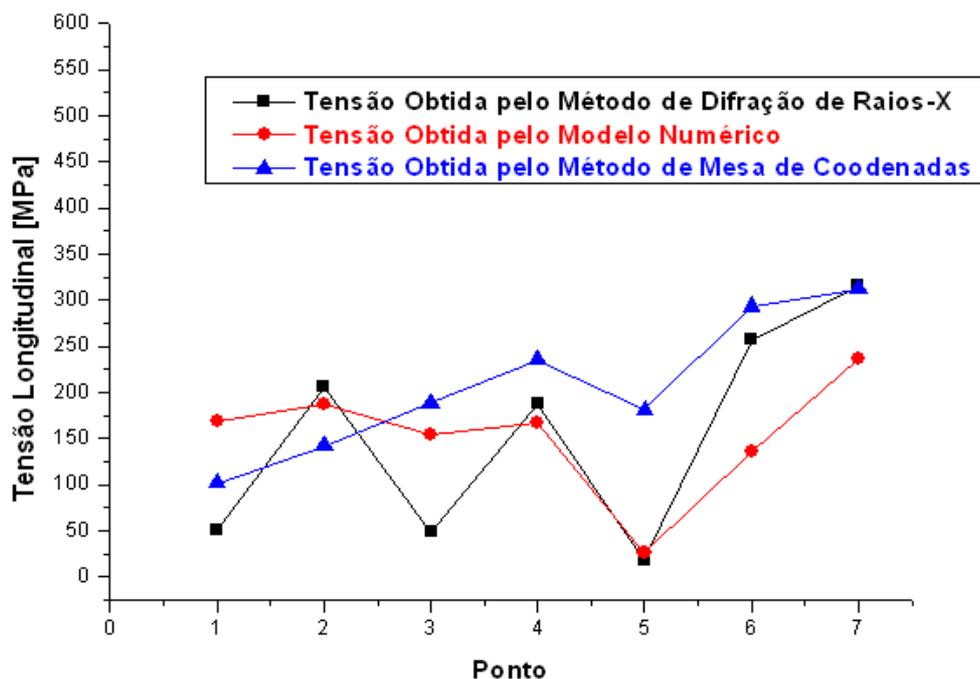


Figura 4.39 – Comportamento das tensões residuais no sentido longitudinal obtidos pelos métodos de medição em mesa de coordenadas, difração de raios-X e através do modelo numérico.

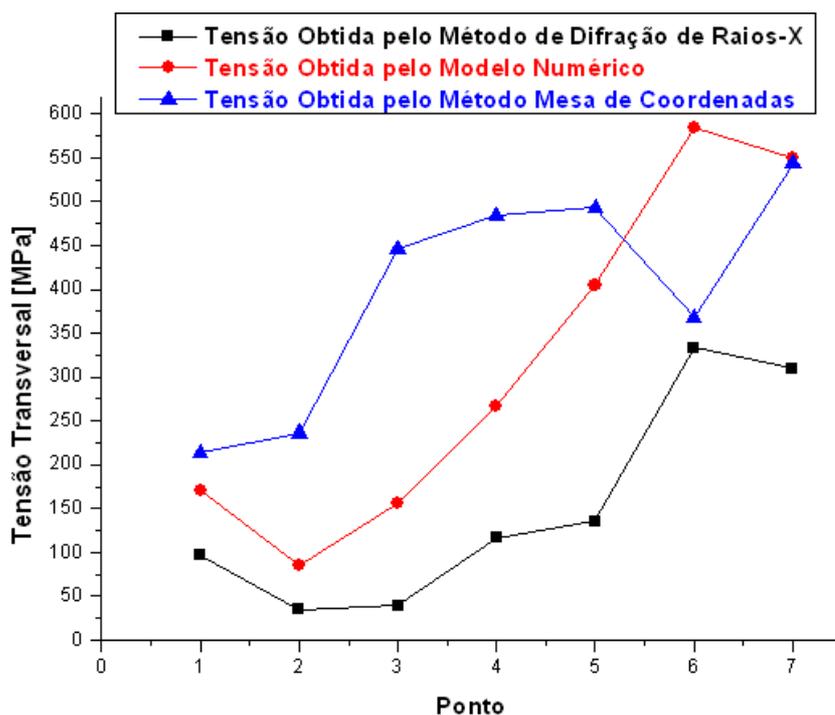


Figura 4.40 – Comportamento das tensões residuais no sentido transversal obtidos pelos métodos de medição em mesa de coordenadas, difração de raios-X e através do modelo numérico.

As tensões residuais longitudinais, conforme mostrado na figura 4.35, para os pontos 2, 4 e 5 possuem valores encontrados no modelo numérico dentro da incerteza de medição produzida pelo método de difração de raios-X. Os pontos 1, 3, 6 e 7 possuem valores encontrados no modelo numérico fora da incerteza de medição produzida pelo método de difração de raios-X. Porém, do ponto de vista comportamental o modelo de tensões residuais é satisfatório, pois a maioria dos pontos possuem praticamente o mesmo comportamento dos medidos por difração de raios-x que é um dos métodos mais confiáveis da atualidade (Monin et al., 2000 e Assis et al., 2000). O modelo possui valores superiores em relação aos medidos experimentalmente por difração de raios-X devido o fato de que a placa soldada possa ter sofrido recristalização durante o período de resfriamento após soldagem. Deve-se ressaltar que o processo de soldagem utilizado foi manual fazendo com que a energia absorvida durante a soldagem não seja uniforme e possua influência direta no campo de tensões.

Nota-se através da figura 4.35 que os pontos 4, 6 e 7 possuem uma incerteza de medição bastante elevada obtida pela técnica de medição de tensões utilizando difração de raios-X. Os pontos 6 e 7 foram medidos no centro do cordão de solda justificando assim a elevada barra de erro devido a irregularidades da superfície do cordão de solda.

Para as tensões residuais transversais, conforme mostrado na figura 4.36, todos os pontos possuem valores encontrados no modelo numérico fora da incerteza de medição produzida pelo método de difração de raios-X, porém o comportamento encontrado através do modelo numérico é semelhante ao do medido através da difração de raios-X.

As tensões residuais longitudinais, conforme mostrado na figura 4.37, a partir do ponto 3 possuem valores encontrados no modelo numérico com mesmo comportamento dos valores obtidos através da metodologia utilizando a máquina de medição de coordenadas. Estes pontos do modelo numérico tiveram valores sempre abaixo dos encontrados pelo método de mesa de coordenadas.

As tensões residuais transversais, conforme mostrado na figura 4.38, possuem pontos com algumas divergências nos comportamentos do modelo numérico com valores obtidos através da metodologia utilizando a máquina de medição de coordenadas. O ponto 6 apresentou um valor no modelo numérico muito superior ao obtido através da medição por mesa de coordenadas. Todos os outros pontos do modelo numérico tiveram valores sempre abaixo dos encontrados pelo método de mesa de coordenadas. Deve-se ressaltar que a metodologia de determinação das tensões empregando uma máquina de medição de coordenadas é um método alternativo, ainda em desenvolvimento na UFPE.

As figuras 4.39 e 4.40 mostram um comparativo dos três métodos de obtenção das tensões residuais, o modelo numérico tende a possuir valores maiores que os obtidos por difração de raios-X e menores que os obtidos pelo método da mesa de coordenadas.

O campo de tensões residuais em uma junta soldada é de grande importância para otimizar os procedimentos de soldagem praticados atualmente nas indústrias. Este modelo numérico devido a complexidade dos fenômenos envolvidos durante uma operação de soldagem ainda necessita de ajustes complementares.

Deve-se considerar ainda que o acoplamento termo-mecânico não deve ter sido satisfatório. Dificilmente as entalpias das transformações de fase seriam acopladas adequadamente a algumas propriedades mecânicas. O calor absorvido por uma transformação de fase endotérmica não é contabilizado no balanço de energia embora a transformação tenha grande repercussão nas propriedades mecânicas.

5. CONCLUSÕES

O campo de temperatura com as hipóteses simplificadoras propostas por Rosenthal apresenta valores de temperatura bem inferiores aos obtidos pelo modelo numérico proposto por este trabalho. A temperatura máxima atingida pelo nosso modelo é 12,4% maior do que o obtido com as simplificações no tempo de 50 s, porém essa diferença tende a aumentar para tempos inferiores. Para o tempo de 3 segundos essa diferença de temperatura chega a 27,7%.

A temperatura máxima atingida foi de 1399,1°C; 1441,3°C e 1486,9°C para pontos distanciados de 2 mm do cordão de solda em função da corrente de soldagem que foram respectivamente 142A, 152A e 162A.

Para distâncias de 5 mm do cordão de solda as temperaturas máximas foram 824,2°C; 892,7°C e 959,4°C e para distâncias de 8 mm as temperaturas máximas foram 591,3°C; 634,7°C e 678,3°C em função da corrente de soldagem que foram respectivamente 142A, 152A e 162A.

O campo de deslocamento tende a ser maior em pontos mais afastados do cordão de solda e contrários a restrição imposta a placa, devido esta permanecer engastada. Para uma corrente de soldagem de 142A o deslocamento máximo no sentido longitudinal chega a 0,026 mm e 0,023 mm no sentido transversal e estes valores tendem a aumentar para valores maiores de corrente elétrica.

No comparativo dos três métodos de obtenção das tensões residuais, o modelo numérico tende a possuir valores maiores que os obtidos pelo método de difração de raios-X e menores que os obtidos pelo método da mesa de coordenadas.

Após o resfriamento completo, as tensões residuais no centro do cordão de solda chegam a níveis de mesma ordem de grandeza do limite de escoamento do material (430 MPa) previsto dentro da literatura, porém neste modelo alguns pontos estão muito próximos do limite de resistência do material (620 MPa) necessitando de ajustes complementares.

Do ponto de vista comportamental o modelo proposto de tensões residuais é satisfatório, pois a maioria dos pontos possuem praticamente o mesmo comportamento dos medidos por difração de raios-X que é um dos métodos mais confiáveis da atualidade. Os valores das tensões residuais após o resfriamento aumentam à medida que temos um aumento da corrente de soldagem devido o maior aporte térmico.

Os pontos sobre o cordão de solda possuem incertezas de medição superiores aos demais pontos devido a irregularidade da superfície do cordão quando se utiliza o método de difração de raios-X.

Apesar do método de medição por mesa de coordenadas estar ainda em desenvolvimento, os valores obtidos por este método são menos susceptíveis a variações causadas por defeitos superficiais do que o método de difração de raios-X.

Como a determinação das tensões residuais por mesa de coordenadas é um método não destrutivo e mais simples de se executar que o método do furo cego, e de custo menor que o método de difração de raios-X, pode vir a ser bastante usado nos ensaios de medição de tensões.

A determinação do campo de temperatura na soldagem TIG pode ser simulada utilizando o *ABAQUS* para posterior determinação das tensões residuais considerando os efeitos termo-mecânicos. Pode-se considerar ainda os efeitos das transformações de fases ($\gamma-\alpha$) durante a soldagem virtual uma vez que o modelo apresentou resultados consistentes com os experimentos.

6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Determinar numericamente o campo de temperatura e tensões residuais, realizando simulações utilizando material de adição e soldagem multipasse, levando-se em conta os efeitos das transformações de fase e utilização de chapas de maiores espessuras.

Fazer validação do campo de temperatura comparando os gráficos de ciclos térmicos para pontos localizados na ZTA do modelo numérico com as curvas obtidas experimentalmente através de um registrador de temperatura.

7. TRABALHOS PROPOSTOS

GUIMARÃES, P. B.; PEDROSA, P. M. A.; YADAVA, Y. P.; SIQUEIRA FILHO, A. V.; BARBOSA, J. M. A.; FERREIRA, R. A. S. **Comparative Study of Temperature Fields Obtained Numerically According to the Welding Current**. Materials & Design. 2010.

GUIMARÃES, P. B.; PEDROSA, P. M. A.; YADAVA, Y. P.; SIQUEIRA FILHO, A. V.; BARBOSA, J. M. A.; FERREIRA, R. A. S. **Determination of the Residual Stresses from a Temperature Field Obtained Numerically**. Materials & Design. 2010.

GUIMARÃES, P. B.; PEDROSA, P. M. A.; YADAVA, Y. P.; BARBOSA, J. M. A.; FERREIRA, R. A. S. **Determinação Numérica do Campo de Temperatura de uma Junta Soldada de Aço ASTM AH36**. Anais do CONEM - VI Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. Campina Grande-PB, 2010.

GUIMARÃES, P. B.; PEDROSA, P. M. A.; YADAVA, Y. P.; BARBOSA, J. M. A.; FERREIRA, R. A. S. **Determinação das Tensões Residuais a partir de um Campo de Temperatura Obtido Numericamente**. Anais do CONEM - VI Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. Campina Grande - PB, 2010.

GUIMARÃES, P. B.; PEDROSA, P. M. A.; YADAVA, Y. P.; SIQUEIRA FILHO, A. V.; BARBOSA, J. M. A.; FERREIRA, R. A. S. **Estudo Comparativo dos Campos de Temperatura Obtidos Numericamente em Função da Corrente de Soldagem**. Anais do 19ºCBECimat - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais. Campos do Jordão-SP, 2010.

SIQUEIRA FILHO, A. V.; ROLIM, T. L.; YADAVA, Y. P.; CARDOSO, F. I. B.; GUIMARÃES, P. B.; FERREIRA, R. A. S. **Estudo Comparativo das Tensões Residuais por Mesa de Coordenadas e DR-X em uma Junta Soldada**. Anais do 19ºCBECimat - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais. Campos do Jordão - SP, 2010.

RESUMOS

GUIMARÃES, P. B.; PEDROSA, P. M. A.; YADAVA, Y. P.; SIQUEIRA FILHO, A. V.; BARBOSA, J. M. A.; FERREIRA, R. A. S. ***Obtaining Temperature Fields as a Function of Efficiency TIG Welding by Numerical Modeling.*** In: 21st International Congress of Mechanical Engineering - COBEM. Natal-Brazil, October 24-28, 2011.

GUIMARÃES, P. B.; PEDROSA, P. M. A.; YADAVA, Y. P.; SIQUEIRA FILHO, A. V.; BARBOSA, J. M. A.; FERREIRA, R. A. S. ***Comparative Study of Levels of Residual Stresses Obtained Numerically as a Function of Welding Current.*** In: 21st International Congress of Mechanical Engineering - COBEM. Natal-Brazil, October 24-28, 2011.

SIQUEIRA FILHO, A. V.; ROLIM, T. L.; YADAVA, Y. P.; CARDOSO, F. I. B.; GUIMARÃES, P. B.; FERREIRA, R. A. S. ***Development of a Metodology for Measuring Residual Stresses After Welding through Displacement of Points in the Coordinated Table.*** In: 21st International Congress of Mechanical Engineering - COBEM. Natal-Brazil, October 24-28, 2011.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT/INMETRO. *Guia para a Expressão da Incerteza de Medição (GUM)*. Terceira edição brasileira em língua portuguesa. ABNT, INMETRO, Rio de Janeiro. 2003. 120 p.

ADAMS JR, C. M. *Cooling rates and peak temperatures in fusion welding*. Welding Journal, Vol. 37. 1958. p. 210-215.

AKBARI M. S. A. A.; MIRESMAEILI, R. *Experimental and numerical analyses of residual stress distributions in TIG welding process for 304L stainless steel*. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 208, p. 383–394, 2008.

ARAÚJO, C. *Transmissão de Calor*. 2. ed. LTC - Livros Técnicos e Científicos, Rio de Janeiro. 1982. p. 18-23.

ASSIS, J. T.; MONIN, V.I; PEREIRA, F.R. *Portable minidiffractometer for measurements in-laboratory and in-field conditions*. Abstracts of 49th Denver Xray Conference, Denver. p.219, 2000.

BARROSO, A.; CAÑAS, J.; PICÓN, R.; PARÍS, C.; MÉNDEZ, C.; UNANUE, I. *Prediction of welding residual stresses and displacements by simplified models. Experimental validation*. Materials and Design. Vol. 31. p. 1338–1349, 2010.

BARSOUM, Z.; LUNDBACK, A. *Simplified FE welding simulation of fillet welds – 3D effects on the formation residual stresses*. Engineering Failure Analysis. Vol 16. p. 2281-2289, 2009.

BHADESHIA, H. K. D. H. *Developments in martensitic and bainitic steels: role of the shape deformation*. Materials Science and Engineering. Vol 378, p. 34–39, 2004.

BINDA, B.; CAPELLO, E.; PREVITALI, B. *A semi-empirical model of the temperature field in the AISI 304 laser*. welding Journal of Materials Processing Technology. Vol 155, p. 1235–1241, 2004.

BRACARENSE, A. Q. *Processo de Soldagem TIG – GTAW*. Universidade Federal de Minas Gerais. DEM, Belo Horizonte - MG, p. 1-22, 2000. Disponível em: <<http://www.infosolda.com.br/download/61dpb.pdf>>. Acesso em: 01/04/2009.

BUSCHIAZZO, A. A. *Crescimento de Trincas por Fadiga em Juntas Soldadas Circunferenciais de Aço da Classe API 5L X70 para Risers*. Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da COOPE/UFRJ. 2006

CALLISTER, W.D. *Ciência e Engenharia dos Materiais: Uma Introdução*. LTC, Rio de Janeiro, 2002. p. 169-197.

CAMPOS, M. F.; MACHADO, R.; HIRSCH, T. *Tensões Residuais em Aços Avaliados por Difração de Raios-X: Diferença entre Micro e Macro Tensões Residuais*. III Workshop sobre textura. São paulo, p. 115-131, 2006.

CASTELLO, X.; GUROVA, T.; ESTEFEN, S. *Simulação das Tensões Residuais de Chapas Soldadas na Construção Naval*. Anais do SOBENA – Sociedade Brasileira de Engenharia Naval. p. 01-05, 2008.

CERJAK, H., NAGEL, G., PRADER, R. *Quantification of the toughness distribution in a heavy section submerged arc multilayer reactor pressure vessel weldment*. Nuclear Engineering and Design. Vol. 190. p. 29–39, 1999.

CHON, L. T.; CHIN, M. T. *Heat Flow in Fusion Welding - Engineering Solutions and Empirical Correlation*. ASM Handbook, Vol 6, p. 26-45, 1993.

CHON, L. T.; CHIN, M. T. *Heat Flow in Fusion Welding - Parametric Effects*. ASM Handbook. Vol 6. p. 46-5, 1993.

CIESLAK, M. J. *Cracking Phenomena Associated With Welding*. ASM Handbook. Vol 6, p. 241-245, 1993.

CUNHA, L. J. G. *Solda: Como, Quando e Por Quê*. Ed. D.C. Luzzatto. 1989. 260p.

DANIS, P. Y. *Étude de la soudabilité d'un superalliage base nickel fortement chargé en éléments durcissants titane et aluminium: l'inconel 738*. França, 2008. 193p. (These L'Université Bordeaux 1).

DEPRADEUX, L.; JULLIEN, J. F. *Experimental and numerical simulation of thermomechanical phenomena during a TIG welding process*. International Conference on Thermal Process Modelling and Computer Simulation N°2, Nancy, vol. 120, p. 697-704, 2003.

DEPRADEUX, L. *Simulation Numérique du Soudage – Acier 316L, Validation Sur Cas Tests de Complexité Croissante*. INSA Lion - França, 2004. PhD Thesis.

EASTERLING, K. E. - *Introducion to the Physical Metallurgy of Welding*. London, Butterworths & Co. Ltd. 1983, 232p.

ESTEFEN, S.; GUROVA, T.; CASTELLO, X.; LEONTIEV, A. *Analise de Evolução do Estado das Tensões Residuais de Soldagem*. Conferência de Tecnologia de Soldagem e Inspeção. SENAI-RJ. p. 1001-1008, 2008.

FERREIRA, R. A. S. *Transformação de Fase; Aspectos Cinéticos e Morfológicos*. Editora Universitária UFPE, Recife-PE, 2002. p.157-191.

FASSANI, R. N. S.; TREVISAN, O. V. *Analytical Modeling of Multipass Welding Process with Distributed Heat Source*. Journal of the Braz. Soc. of Mech. Sci. & Eng. Vol. XXV, No. 3, p. 302-305, 2003.

FONSECA, A. S. *Soldagem TIG*. SENAI - Centro de Formação Profissional "Aloysio Ribeiro de Almeida. Varginha – MG, p. 6-29, 2004. Disponível em: <www.oxigenio.com/oxi/dbc/download_senai_soldagem_tig.htm>. Acesso em: 01/04/2009.

FRANCIS, J. A.; BHADESHIA, H. K. D. H.; WITHERS, P. J. *Welding residual stresses in ferritic power plant steels*. Materials Science and Technology. vol. 23, p. 1009-1020, 2007.

GABRIEL, F.; TKATSCHENKO, I.; BLANCHOT, O. *Comparaison Thermique de Quatre Modèles de Souce de Chaleur pour la Simulation de soudage TIG*. Soudage et techniques connexes. vol 5. p. 15-20, 2002.

GERY, D.; LONG, H.; MAROPOULOS, P. *Effects of welding speed, energy input and heat source distribution on temperature variations in butt joint welding*. Journal of Materials Processing Technology. vol. 167. p. 393–40, 2005.

GOLDAK, J. CHAKRAVARTI, A. *A new finite element model for welding heat sources*. Metallurgical Transactions. Vol. 15. p. 299-305, 1984.

GOLDAK, J. A.; AKHLAGHI, M. *Computational Welding Mechanics*. Spring - New York. 2005, p. 30-35.

GONÇALVES, C. V.; VILARINHO, L. O.; SCOTTI, A.; GUIMARÃES, G. *Estimation of heat source and thermal efficiency in GTAW process by using inverse techniques*. Journal of Materials Processing Technology . vol. 172, p. 42-51, 2006.

GOYAL, V. K.; GHOSH, P. K.; SAINI, J. S. *Analytical studies on thermal behaviour and geometry of weld pool in pulsed current gas metal arc welding*. Journal of Materials Processing Technology. vol. 209, p.1318-1336, 2009.

GUROVA, T.; QUARANTA, F.; ESTEFEN, S. *Monitoramento do Estado de Tensões Residuais Durante a Fabricação de Navios*. SOBENA – Sociedade Brasileira de Engenharia Naval. p. 01-09, 2008.

HARVEY, D. S. *Fundamentals of Weld Solidification*. ASM Handbook. Vol 6, p. 110-113, 1993.

HIBBIT, KARLSSON & SORENSON Inc. *Abaqus Getting Started with Abaqus – Keywords Edition - Versão 6.7*. USA. Section 1-4;8-10, 2007.

HIBBIT, KARLSSON & SORENSON Inc. *Abaqus Getting Started with Abaqus – Interactive Edition - Versão 6.7*. USA. Section 1-4;8-10, 2007.

HIBBIT, KARLSSON & SORENSON Inc. *Abaqus / CAE User's Manual - Versão 6.7*. USA. Section 1-8, 2007.

HIBBIT, KARLSSON & SORENSON Inc. *Abaqus User Subroutines Reference Manual - Version 6.7*. USA. “DFLUX” Section 1.1.3, “USDFLD” Section 1.1.40, 2007.

HOLMAN, J. P. *Transferência de Calor*. Ed. McGraw-Hill, São Paulo. 1983. p.1-20.

KERROUAULT. *Fissuration à Chaud en Soudage d'un acier inoxydable austénitique*. PhD Thesis, Centrale Paris, 2000.

KOU, S. *Welding Metallurgy*. John Wiley & Sons, New York, 2003. 473p.

LANCASTER, J. F. *Metallurgy of Welding*. 6^a.ed. Abington Publishing, Cambridge, England, 1999. p. 128-168.

LINNERT, G. E. – *Welding Metallurgy*. American Welding Society, New York, 1967, p. 631.

LIU, S.; BRANDI, S. D.; THOMAS, R. D. *ASM Handbook*. Vol. 6, ASM International, Materials Park, 1993, p. 270.

LONDOÑO, A.J.R. *Precipitação de fases intermetálicas e de austenita secundária na ZAC de soldagens multipasse de aços inoxidáveis duplex*. Tese de Doutorado, Escola Politécnica, USP-SP, São Paulo, Brasil, Outubro de 2001, p. 5-10.

LU, J. *Handbook of Measurement of Residual Stresses*. Ed. SEM - Society for Experimental Mechanics. EUA. vol 1, p. 238, 1996.

LU, J., BOUHELIER, C., LIEURADE, H. P., BARALLE, D., MIEGE, B., FLEVANOT, J. F. *Study of Residual Welding Stress Using Step-by-step Hole Drilling and Xray Diffraction Method*. *Welding in the World*. vol. 33, p. 118-128, 1994.

MALISKA, C. *Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional*, Ed. LTC, 1995. 424p.

MACHADO, I. G. *Condução do Calor na Soldagem – Fundamentos & Aplicações*. Associação Brasileira de Soldagem, 2000. 119p.

MACHERAUCH, E.; KLOOS, K. H. *Origin Measurement and Evaluation of Residual Stresses*. *Proceedings of the International Conference on residual stress*. Alemanha, p. 3-26, 1986.

MARQUES, P.V.; MODENESI, P.J.; BRACARENSE, A.Q. *Soldagem: Fundamentos e Tecnologia*. Belo Horizonte: Ed. UFMG. 2007. p.51-125.

MARTINS, C. O. D.; STROHAECKER, T. R.; ROCHA, A. S.; HIRSCH, T. K. *Comparação entre Técnicas de Análise de Tensões Residuais em Anéis de Rolamento do Aço ABNT 52100*. *Revista Matéria*, vol 9, p. 23 – 31, 2004.

MASUBUCHI, K. *Analysis of Welded Structures. Residual Stress and Distortion and Their Consequences*. Pergamon Press, Oxford-New York. p. 33,1980.

MCGLONE, J. C. *Weld bead geometry prediction - a review*, *Metal Construction*, July, 1982, p. 378-384.

MODENESI, P. J. *Introdução à Física do Arco Elétrico e suas Aplicações na Soldagem dos Metais*. Universidade Federal de Minas Gerais, DEM, Belo Horizonte - MG, 2007, Cap. 2,15. p. 2-6; 130-139.

MODENESI, P. J. MARQUES, P. V. *Introdução aos Processos de Soldagem*. Universidade Federal de Minas Gerais, DEM, Belo Horizonte - MG, 2006, Cap. 1-6. p. 01-20.

MODENESI, P. J. *Soldabilidade de Algumas Ligas Metálicas*, UFMG, 2008. Disponível em: <www.demet.ufmg.br/grad/disciplinas/emt019/metais_soldab.pdf>. Acesso em: 02/01/2009.

MODENESI, P. J; MARQUES, P. V; SANTOS, D. B. dos. – *Introdução à Metalurgia da Soldagem*. Universidade Federal de Minas Gerais. DEM, Belo Horizonte - MG, 2006, Cap. 3. p 1-29.

MODENESI, P. J. *Efeitos Mecânicos do Ciclo Térmico*. UFMG, 2001. Disponível em: <www.demet.ufmg.br/grad/disciplinas/emt019/tensao_residual.pdf>. Acesso em: 05/05/2008.

MODENESI, P. J. *Soldabilidade dos Aços Transformáveis*. UFMG, 2004. Disponível em: <www.demet.ufmg.br/labs/soldagem/textos/metferritic.pdf>. Acesso em: 14/05/2008.

MONIN, V.I.; TEODOSIO, J.R.; GUROVA, T. *A portable X-ray apparatus for both stress measurements and phase analysis under field conditions*. Advances in X-ray Analysis, Vol.43. p.66-71, 2000.

MURUGAN, S.; RAU, S. K.; KUMAR, P. V.; JAYAKUMAR, V.; BALDEV, R.; BOSE, M. S. C. *Temperature Distribution and Residual Stresses Due to Multipass Welding in Type 304 Stainless Steel and Low Carbon Steel Weld Pads*. International Journal of Pressure Vessels and Piping. Vol. 78, p. 307-317, 2001.

MYHR, O. R.; GRONG, O. *Dimensionless maps for heat flow analyses in fusion welding*. Acta Metallurgia Materia, vol. 38, p. 449-460, 1990.

NGUYEN, N. T.; OHTA, A.; MATSUOKA, K.; SUZUKI, N.; MAEDA, Y. *Analytical solutions for transient temperature of semi infinite body subjected to 3-D moving heat sources*. Welding Journal. Vol 78, p. 26–41, 1999.

OKUMURA, T.; TANIGUSHI, C. *Engenharia de soldagem e aplicações*. Rio de Janeiro. Editora Livros Técnicos e Científicos, 1982. 456p.

RAMANZINI, R.; PAUCAR CASAS, W. J. *Distribuição do Campo de Temperaturas num Protótipo Virtual de Junta Soldada Multipasse*. Anais do 17º CBECIMat - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais. PR, Brasil. p. 7791-7800, 2006.

RODEIRO, P. F. *Análise de distribuição de temperaturas e tensões residuais em soldas do tipo ring-weld*. Escola Politécnica, USP-SP, São Paulo, 2003. Dissertação (Mestrado em Engenharia Naval)

RODRIGUES, L. D. *Medição de Tensões Residuais em Tubos Visando a Determinação de Esforços em Dutos Enterrados*. Dissertação de Mestrado, Pontifícia Universidade Católica, PUC-RJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2007.p. 29-46.

ROSENTHAL, D. *Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting*, *Weld. J.* vol. 20, p. 220–234, 1941.

ROSENTHAL, D. *The theory of moving sources of heat and its applications to metal treatments*. Transactions of the ASME vol. 68, p. 849–866, 1946.

SILVA Jr, L. A.; ASSUNÇÃO, T. L.; YADAVA, Y. P.; SANGUINETTI FERREIRA, R. A. *Estudo das condições de resfriamento nem “gleeble” para simular transformações de fase na zona termicamente afetada do aço API 5L X70*. Anais do 18º CBECIMat - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais. Porto de Galinhas, PE, Brasil, p.1-11, 2008.

SMARTT, H. B. *Transfer of Heat and Mass to the Base Metal in Gas-Metal Arc Welding*. ASM Handbook. Vol 6, p. 71-72, 1993.

SOARES, A. C. C. *Avaliação dos efeitos da plasticidade na medição de tensões residuais pela técnica do furo cego*. Tese de Doutorado, Pontifícia Universidade Católica, PUC-RJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2003.p. 35-54.

TSIRKAS, S. A.; PAPANIKOS, P.; KERMANIDIS, T. H. *Numerical Simulation of the Laser Welding Process in butt-joint specimens*. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 134. pp. 59–69, 2003.

VERHOEVEN, J. D. *Fundamentals of Physical Metallurgy*. John Willey & Sons, New York, 1975. p. 217-362

ZEEMANN, A. EMYGDIO, P. R. O. *Básico de Soldagem*, Tecmetal, 2001. Disponível em: <http://www.tecmetal.com.br/downloads/cimatec_BR/bs.pdf>. Acesso em: 07/04/2008.

ZEEMANN, A. *Noções de Soldagem*. Curso Debret - Tecmetal, p. 12, 2008. Disponível em: <www.tecmetal.com.br/downloads/debret/DEBRET08.pdf>. Acesso em: 25/02/2009.

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

WANG, S.; GOLDAK, J.; ZHOU, J.; TCHERNOV, S.; DOWNEY, D. *Simulation on the thermal cycle of a welding process by space–time convection–diffusion finite element analysis*. International Journal of Thermal Sciences. Vol. 48. p.936–947, 2009.