

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

ESTUDO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL PARA AVALIAÇÃO DO CAMPO DE  
TEMPERATURA DE UMA JUNTA SOLDADA DO AÇO API 5L X80

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

TIAGO DE SOUSA ANTONINO

ORIENTADOR: Dr. RICARDO ARTUR SANGUINETTI FERREIRA

CO-ORIENTADOR: Dr. PABLO BATISTA GUIMARÃES

RECIFE, DEZEMBRO DE 2014

- A635e      Antonino, Tiago de Sousa.  
Estudo numérico-experimental para avaliação do campo de temperatura de uma junta soldada do aço API 5L X80. / Tiago de Sousa Antonino. - Recife: O Autor, 2014.  
115 folhas, il., color., foto., gráfs. e tabs.
- Orientador: Prof<sup>o</sup>. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira.  
Co-orientador: Prof.<sup>o</sup> Dr. Pablo Batista Guimarães.
- Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Pernambuco.  
CTG. Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, 2014.  
Inclui Referências bibliográficas e lista dos trabalhos produzidos.
1. Engenharia Mecânica. 2. Temperatura. 3. Ciclo térmico. 4. Soldagem. 5. Método GMAW. I. Ferreira, Ricardo A. S. (orientador). II. Guimarães, Pablo Batista (co-orientador). III. Título.
- 621 CDD (22. ed.)
- UFPE  
BCTG/2015-02

19 de dezembro de 2014.

“ESTUDO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL PARA AVALIAÇÃO DO CAMPO DE  
TEMPERATURA DE UMA JUNTA SOLDADA DO AÇO API 5L X80”

TIAGO DE SOUSA ANTONINO

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  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA  
MECÂNICA/CTG/EEP/UFPE

---

Prof. Dr. RICARDO ARTUR SANGUINETTI FERREIRA  
ORIENTADOR/PRESIDENTE

---

Prof. Dr. PABLO BATISTA GUIMARÃES  
CO-ORIENTADOR

---

Prof. Dr. JORGE RECARTE HENRÍQUEZ GUERRERO  
COORDENADOR DO PROGRAMA

BANCA EXAMINADORA:

---

Prof. Dr. RICARDO ARTUR SANGUINETTI FERREIRA (UFPE)

---

Prof. Dr. PABLO BATISTA GUIMARÃES (UFPE)

---

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

---

Prof. Dr. YOGENDRA PRASAD YADAVA (UFPE)

---

Prof. Dr. FRANCISCO ILO BEZERRA JÚNIOR (UPE)

---

Prof. Dr. JORGE LUÍS LAURIANO GAMA (IFAL)

*Porque Deus amou o mundo de tal maneira que deu seu Filho unigênito, para que todo aquele que nele crê não pereça, mas tenha a vida eterna.*

*João 3. 16*

## **AGRADECIMENTOS**

A Deus por tudo que ele fez, faz e fará por mim, pois sem a sua presença na minha vida nada poderia realizar;

Ao Professor Ricardo Sanguinetti, que além de um grande mestre, também um grande amigo e companheiro;

A meus pais, Djalma e Sônia, por todo amor, carinho e incentivo nos estudos;

A minha esposa, Poliana, minha grande companheira em todas as horas da minha vida;

Aos meus grandes amigos e irmãos: Everthon, Sheila, Timóteo, Rodrigo José, Igor, Heber, Marcelo Guerra, Paulo Bomfim, Petrônio, Álvaro, André, Urbano, Thiago Santos, Alcides, Renato, Adérito, Aníbal, Pablo, Carlo Reillen, Paternak, Roberto, Israel, Euclides, Eduardo, Edson, Manuel, Carlos, Dásio, etc;

Ao Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco e todos os professores;

Ao Laboratório de Energia Solar (LES) da Universidade Federal da Paraíba, em especial a Pedro e ao Professor Zaqueu;

Ao Departamento de Física (DF) da Universidade Federal de Pernambuco, em especial a Pablo e ao Professor Fernando Machado;

A CONFAB pelo material utilizado neste trabalho;

Aos técnicos Ivaldo e Janaína na realização das macrografias e micrografias;

A Capes pela bolsa de doutorado.

## RESUMO

No processo de soldagem, o material passa por rápidos ciclos de aquecimento e resfriamento. Podem ocorrer modificações microestrutural nos materiais sujeitos a transformações de fase, resultando em alterações nas suas propriedades mecânicas. O conhecimento do ciclo térmico para um dado ponto da junta fornece informações importantes, tais como a temperatura de pico e a taxa de resfriamento, indicadores de eventuais transformações de fase no material soldado. Neste trabalho foi desenvolvida uma metodologia numérico-experimental para determinar o campo de temperatura gerado pela soldagem de uma junta empregando o processo GMAW. Utilizando o método de elementos finitos através do software comercial ABAQUS, este trabalho realiza uma análise térmica tridimensional de uma junta de topo do aço API 5L X80, de grande aplicação na indústria do petróleo e gás natural, validando o uso deste método numérico para prever o campo de temperatura gerado pela soldagem da junta. Uma subrotina em Fortran foi desenvolvida para modelar a fonte de calor em movimento utilizando a distribuição volumétrica de energia baseada na dupla-elipsoide de Goldak. Neste modelo numérico foram incluídos não linearidades no material tais como, propriedades termofísicas (coeficiente de dilatação térmica, calor específico, difusividade térmica e condutividade térmica) dependentes da temperatura, o calor latente do material, junto com complexas condições de contorno térmica (trocas de calor por convecção e radiação) e mecânica. O processo de soldagem simulado foi o GMAW utilizando um arame sólido “evenmatched” (metal de adição) e a mistura 25%CO<sub>2</sub> + 75%Ar como gás de proteção. Os resultados do campo de temperatura obtidos na simulação numérica foram comparados com resultados obtidos experimentalmente utilizando termopares colocados em pontos específicos da chapa para realização da soldagem. A junta soldada é de topo com chanfro em V e ângulo de bisel de 25° e composta de duas chapas de dimensões 150 mm x 80 mm x 7,5 mm. Este modelo mostrou-se viável à aplicação na indústria devido a sua capacidade em prever o campo de temperatura e consequentemente as tensões residuais podendo variar os parâmetros de entrada do processo de soldagem, tais como: corrente, tensão e velocidade de soldagem.

Palavras-chave: estudo numérico-experimental, campo de temperatura, processo de soldagem GMAW, aço API 5L X80.

## ABSTRACT

In the welding process, the material undergoes rapid cycles of heating and cooling. Microstructural changes can occur in the material subject to phase transformation, resulting in changes in their mechanical properties. Knowledge of the thermal cycle for a given point of the gasket provides important information such as the peak temperature and cooling rate, indicators of possible phase transformations in welded material. A numerical-experimental methodology to determine the temperature field generated by a welding joint using the GMAW process was developed in this work. Using the finite element method by the commercial software ABAQUS, this study performs a three-dimensional thermal analysis of a butt joint API 5L X80 steel, great application in the oil and natural gas industry, validating the use of this numerical method to predict temperature field generated by welding of the joint. A subroutine in Fortran was developed to model the heat source moving using the volumetric distribution of energy based on the double-ellipsoid of Goldak. Was included in this numerical model nonlinearities in the material such as thermophysical properties (thermal expansion coefficient, specific heat, thermal diffusivity and thermal conductivity) temperature dependent, material's latent heat, along with thermal boundary conditions (exchanges of heat by convection and radiation) and mechanical. The welding process simulated was GMAW using solid wire "evenmatched" (filler metal) and the mixture 25%CO<sub>2</sub> + 75%Ar as shielding gas. The results of the temperature field obtained from numerical simulation were compared with results obtained experimentally using thermocouples placed at specific points of the plate to perform the welding. The welded joint is butt V-notch and bevel angle 25° and is composed of two sheets of dimensions 150 mm x 80 mm x 7,5 mm. This model can be easily applied in industry due to its ability to predict the temperature field and residual stresses, can vary the input parameters of the welding process, such as current, voltage and welding speed.

**Keywords:** numerical-experimental study, temperature field, welding process GMAW, API 5L X80 steel.

## SUMÁRIO

|                                                         |          |
|---------------------------------------------------------|----------|
| <b>1. INTRODUÇÃO.....</b>                               | <b>1</b> |
| <b>2. OBJETIVO GERAL.....</b>                           | <b>3</b> |
| 2.1 Objetivos Específicos.....                          | 3        |
| <b>3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....</b>                    | <b>4</b> |
| 3.1 Aços Estruturais para Dutos .....                   | 4        |
| 3.1.1 Aços de Alta Resistência e Baixa Liga (ARBL)..... | 5        |
| 3.2 Processo GMAW ( <i>Gás Metal Arc Welding</i> )..... | 7        |
| 3.2.1 Vantagens e Limitações do Processo GMAW.....      | 10       |
| 3.2.2 Principais Variáveis do Processo.....             | 11       |
| 3.2.3 Controle do Processo GMAW.....                    | 12       |
| 3.3 Metalurgia da Soldagem.....                         | 12       |
| 3.3.1 Regiões da Junta Soldada.....                     | 13       |
| 3.3.2 Aporte Térmico.....                               | 13       |
| 3.3.3 Ciclos Térmicos.....                              | 14       |
| 3.3.4 Repartição Térmica.....                           | 16       |
| 3.3.5 Zona Termicamente Afetada (ZTA).....              | 17       |
| 3.3.6 Zona Fundida.....                                 | 19       |
| 3.3.7 Zona de Ligação.....                              | 20       |
| 3.4 Fluxo de Calor na Soldagem.....                     | 20       |
| 3.4.1 Estudo Teórico do Fluxo de Calor.....             | 20       |
| 3.4.1.1 Condução de Calor em Chapas Grossas.....        | 23       |
| 3.4.1.2 Condução de Calor em Chapas Finas.....          | 25       |



|           |                                                               |           |
|-----------|---------------------------------------------------------------|-----------|
| 3.4.1.3   | Condução de Calor em Chapas de Espessura Intermediária.....   | 26        |
| 3.4.1.4   | Resultados Obtidos dos Modelos de Rosenthal.....              | 27        |
| 3.5       | Modelos para Fontes de Calor de Soldagem.....                 | 28        |
| 3.5.1     | Fonte Superficial de Gauss.....                               | 29        |
| 3.5.2     | Fontes Volumétricas: Semi-esférica.....                       | 29        |
| 3.5.3     | Fontes Volumétricas: Elipsoidal.....                          | 30        |
| 3.5.4     | Fontes Volumétricas: Dupla Elipsoide.....                     | 30        |
| 3.6       | Modelagem do Material de Adição em Processos de Soldagem..... | 32        |
| 3.7       | Tensões Residuais em Soldagem.....                            | 33        |
| <b>4</b>  | <b>MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>                               | <b>36</b> |
| 4.1       | Materiais.....                                                | 36        |
| 4.1.1     | Metal de Base.....                                            | 36        |
| 4.1.2     | Consumíveis de Soldagem.....                                  | 37        |
| 4.1.2.1   | Metal de Adição.....                                          | 37        |
| 4.1.2.2   | Gás de Proteção.....                                          | 38        |
| 4.2       | Métodos.....                                                  | 38        |
| 4.2.1     | Modelagem por Elementos Finitos da Junta Soldada.....         | 38        |
| 4.2.1.1   | Modelo da Junta.....                                          | 39        |
| 4.2.1.2   | Considerações sobre a Análise Térmica.....                    | 40        |
| 4.2.1.3   | Propriedades Térmofísicas do Aço API 5L X80.....              | 40        |
| 4.2.1.3.1 | Coeficiente de Dilatação Térmica.....                         | 40        |
| 4.2.1.3.2 | Calor Específico.....                                         | 41        |
| 4.2.1.3.3 | Difusividade e Condutividade Térmica.....                     | 42        |
| 4.2.1.4   | Coeficiente de Convecção Térmica.....                         | 45        |
| 4.2.1.5   | Malha de Elementos Finitos.....                               | 46        |
| 4.2.1.6   | Modelo da Fonte de Calor.....                                 | 47        |
| 4.2.1.7   | Condições de Contorno.....                                    | 49        |
| 4.2.1.7.1 | Térmica.....                                                  | 49        |
| 4.2.1.7.2 | Mecânica.....                                                 | 50        |
| 4.2.2     | Metodologia Experimental.....                                 | 50        |

|          |                                                                                      |    |
|----------|--------------------------------------------------------------------------------------|----|
| <b>5</b> | <b>RESULTADOS E DISCUSSÃO</b>                                                        | 52 |
| 5.1      | Propriedades Termofísicas do Aço API 5L X80                                          | 52 |
| 5.1.1    | Coeficiente de Dilatação Térmica                                                     | 52 |
| 5.1.2    | Calor Específico                                                                     | 55 |
| 5.1.3    | Difusividade e Condutividade Térmica                                                 | 59 |
| 5.2      | Coeficiente de Convecção Térmica                                                     | 62 |
| 5.3      | Campo de Temperatura da Junta Soldada (Técnica <i>Element Death / Element Born</i> ) | 63 |
| 5.4      | Comparação dos Resultados Numéricos com Experimentais                                | 75 |
| <b>6</b> | <b>CONCLUSÕES</b>                                                                    | 83 |
| <b>7</b> | <b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b>                                              | 85 |
| <b>8</b> | <b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>                                                    | 86 |
| <b>9</b> | <b>TRABALHOS PRODUZIDOS</b>                                                          | 94 |
| 9.1      | Artigos Publicados em Periódicos                                                     | 94 |
| 9.2      | Trabalhos Publicados em Anais de Congressos                                          | 95 |

## LISTA DE FIGURAS

|                                                                                                                                                                                                                                                                             |    |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Figura 3.1 – Representação esquemática do processo GMAW (adaptado de Modenesi e Marques, 2006).....                                                                                                                                                                         | 8  |
| Figura 3.2 – Esquema das regiões de uma junta soldada.....                                                                                                                                                                                                                  | 13 |
| Figura 3.3 – Esquema mostrando as variações de temperatura com o tempo em diferentes pontos ao longo de uma junta soldada (Zeemann e Emygdio, 2001).....                                                                                                                    | 15 |
| Figura 3.4 – Esquema da repartição Térmica (FBTS, 2000).....                                                                                                                                                                                                                | 17 |
| Figura 3.5 – Esquema da repartição Térmica x Diagrama de Fases (AWS, 1995).....                                                                                                                                                                                             | 17 |
| Figura 3.6 – Esquema mostrando a influência do pré-aquecimento na largura e na dureza da zona termicamente afetada. Caso 1 sem pré-aquecimento onde B – A corresponde à largura da ZTA. Caso 2 com pré-aquecimento onde C – A corresponde à largura da ZTA (AWS, 1995)..... | 18 |
| Figura 3.7 – Esquema mostrando o crescimento competitivo de grãos na zona fundida (Kou, 1987).....                                                                                                                                                                          | 19 |
| Figura 3.8 – Esquema do crescimento epitaxial, solidificação da zona fundida (FBTS, 2000).....                                                                                                                                                                              | 20 |
| Figura 3.9 – Esquema do sistema de coordenadas utilizado para a obtenção do estado quasi-estacionário (Modenesi <i>et al.</i> , 2011).....                                                                                                                                  | 22 |
| Figura 3.10 – Esquema das simplificações geométricas para representar a forma da fonte de calor (Modenesi <i>et al.</i> , 2011).....                                                                                                                                        | 22 |
| Figura 3.11 – Ilustração esquemática das isothermas na soldagem de chapas grossas (três dimensões) (Guimarães, 2010).....                                                                                                                                                   | 24 |
| Figura 3.12 – Esquema da distribuição de temperaturas (estado quasi-estacionário) na deposição de um cordão sobre uma chapa espessa de aço. $P = 4,2 \text{ kW}$ e $v = 1 \text{ mm/s}$ (Modenesi <i>et al.</i> , 2011).....                                                | 25 |
| Figura 3.13 – Ilustração esquemática das isothermas na soldagem de chapas finas (duas dimensões) (Guimarães, 2010).....                                                                                                                                                     | 26 |
| Figura 3.14 – Gráfico da função modificada de Bessel de segundo tipo e ordem zero.....                                                                                                                                                                                      | 26 |
| Figura 3.15 – Ilustração esquemática dos resultados dos modelos de Rosenthal. a) Chapa grossa, b) chapa fina e c) chapa intermediária (Modenesi <i>et al.</i> , 2011).....                                                                                                  | 27 |

|                                                                                                                                                                                  |    |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Figura 3.16 – Esquema de uma fonte de Gauss (adaptado de Danis, 2008).....                                                                                                       | 29 |
| Figura 3.17 – Esquema de uma fonte Semi-Esférica (adaptado de Depradeux, 2003).....                                                                                              | 30 |
| Figura 3.18 – Esquema de uma fonte Elipsoidal (adaptado de Depradeux, 2003).....                                                                                                 | 30 |
| Figura 3.19 – Esquema de uma fonte Dupla Elipsoidal ou fonte de Goldak (adaptado de Depradeux, 2003).....                                                                        | 31 |
| Figura 3.20 – Técnica <i>element death / element born</i> (Chiumenti <i>et al.</i> 2010).....                                                                                    | 32 |
| Figura 3.21 – Esquema da distribuição de temperatura e de tensão durante a soldagem (AWS, 1991).....                                                                             | 35 |
| Figura 4.1 - Tubo de aço API 5L X80 cedido pela TENARIS CONFAB.....                                                                                                              | 36 |
| Figura 4.2 – Etapas para simulação numérica no ABAQUS (Hibbit, 2007).....                                                                                                        | 38 |
| Figura 4.3 - Esquema com a sequência do presente trabalho.....                                                                                                                   | 39 |
| Figura 4.4 - Netzsch Microflash LFA 457.....                                                                                                                                     | 43 |
| Figura 4.5 – Porta amostras.....                                                                                                                                                 | 44 |
| Figura 4.6 - Tela do software de análise PROTEUS.....                                                                                                                            | 45 |
| Figura 4.7 – Esquema do elemento DC3D8 (Hibbit, 2007).....                                                                                                                       | 46 |
| Figura 4.8 – Ilustração da malha utilizada na simulação numérica.....                                                                                                            | 47 |
| Figura 4.9 – Macrografia da junta soldada do aço API 5L X80 (caso 1: corrente de 169 A, tensão de 25 V e velocidade de soldagem de 3 mm/s).....                                  | 48 |
| Figura 4.10 - Macrografia da junta soldada do aço API 5L X80 (caso 2: corrente de 169 A, tensão de 19,2 V e velocidade de soldagem de 1,5 mm/s).....                             | 49 |
| Figura 4.11 - Condição de contorno mecânica do tipo ENCASTRE.....                                                                                                                | 50 |
| Figura 4.12 - Posição dos termopares para validação dos resultados obtidos numericamente (caso 1: corrente de 169 A, tensão de 25 V e velocidade de soldagem de 3 mm/s).....     | 51 |
| Figura 4.13 - Posição dos termopares para validação dos resultados obtidos numericamente (caso 2: corrente de 169 A, tensão de 19,2 V e velocidade de soldagem de 1,5 mm/s)..... | 51 |
| Figura 5.1 – Resultados medidos do coeficiente de dilatação térmica [ $K^{-1}$ ] (curva azul) do aço API 5L X80.....                                                             | 53 |
| Figura 5.2 – Micrografia por MEV do aço API 5L X80 na condição de como recebido. a) 4000X e b) 10000X.....                                                                       | 54 |
| Figura 5.3 – Resultados medidos do calor específico [J/gK] do aço API 5L X80.....                                                                                                | 56 |

|                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                       |    |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Figura 5.4 - a) Resultados medidos do calor específico [J/gK] do aço API 5L X80, b) resultados medidos do calor específico [J/cal °C] dos aços AISI 4130 e 4320 obtidos por Li <i>et al.</i> (1997) e c) resultados obtidos do calor específico [J/gK] do ferro puro.....                                                                                                                             | 58 |
| Figura 5.5 – Resultados medidos da difusividade térmica [mm <sup>2</sup> /s] do aço API 5L X80.....                                                                                                                                                                                                                                                                                                   | 60 |
| Figura 5.6 - Resultados medidos da condutividade térmica [W/mK] do aço API 5L X80.....                                                                                                                                                                                                                                                                                                                | 60 |
| Figura 5.7 – Condutividade térmica do ferro puro (Incropera e DeWitt, 2002).....                                                                                                                                                                                                                                                                                                                      | 61 |
| Figura 5.8 – Coeficiente de Convecção Térmica Médio.....                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                              | 63 |
| Figura 5.9 – Evolução do campo de temperatura [°C] para o caso 1 (corrente de 169 A, tensão de 25 V e velocidade de soldagem de 3 mm/s) em função do tempo. (a) 1,5625 s, (b) 4,6875 s, (c) 25 s, (d) 39,065 s e (e) 50 s.....                                                                                                                                                                        | 66 |
| Figura 5.10 – Evolução do campo de temperatura [°C] para o caso 2 (corrente de 169 A, tensão de 19,2 V e velocidade de soldagem de 1,5 mm/s) em função do tempo. (a) 3,125 s, (b) 9,375 s, (c) 50 s, (d) 78,125 s e (e) 100 s.....                                                                                                                                                                    | 68 |
| Figura 5.11 – Evolução do campo de temperatura [°C] para o caso 3 (corrente de 179 A, tensão de 19,2 V e velocidade de soldagem de 1,5 mm/s) em função do tempo. (a) 3,125 s, (b) 9,375 s, (c) 50 s, (d) 78,125 s e (e) 100 s.....                                                                                                                                                                    | 71 |
| Figura 5.12 – Ciclos térmicos para corrente de soldagem de 169 A e velocidade de soldagem de: a) 3 mm/s para pontos localizados no centro da peça (caso 1) e b) 1,5 mm/s, para pontos localizados a 1mm do final da chapa (caso 2). Em ambos os casos os pontos possuem distâncias de 2 mm, 5 mm, 7 mm, 8 mm e 10 mm do centro do cordão de solda e estão localizados na face oposta da soldagem..... | 72 |
| Figura 5.13 – Campo de temperatura obtido por Shan <i>et al.</i> , 2009.....                                                                                                                                                                                                                                                                                                                          | 74 |
| Figura 5.14 - Comparação dos ciclos térmicos obtidos numericamente e medidos experimentalmente durante a soldagem utilizando corrente de 169 A, tensão de 25 V e velocidade de soldagem de 3 mm/s (caso 1). Posições dos termopares: a) 4 mm, b) 5 mm, c) 8 mm e d) 9 mm.....                                                                                                                         | 77 |
| Figura 5.15 – Comparação dos ciclos térmicos obtidos numericamente e medidos experimentalmente durante a soldagem utilizando corrente de 169 A, tensão de 19,2 V e velocidade de soldagem de 1,5 mm/s (caso 2). Posições dos termopares: a) 7 mm e b) 8 mm.....                                                                                                                                       | 78 |
| Figura 5.16 - Comparação dos ciclos térmicos para os pontos selecionados (Vieira, 2008).....                                                                                                                                                                                                                                                                                                          | 80 |

## LISTA DE TABELAS

|                                                                                                                                                     |    |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Tabela 3.1 – Composição química e propriedades de tração do aço API 5L X80, nível de especificação PSL 2 (API, 2007).....                           | 7  |
| Tabela 3.2 – Tenacidade ao impacto a 0°C do aço API 5L X80, nível de especificação PSL 2 (API, 2007).....                                           | 7  |
| Tabela 4.1 - Composição química do aço API 5L X80, % massa, conforme o fabricante USIMINAS (API, 2007).....                                         | 36 |
| Tabela 4.2 - Propriedades Mecânicas do Aço API 5L X80 (API, 2007).....                                                                              | 37 |
| Tabela 4.3 - Composição Química do metal de adição, % massa, (AWS / ASME SFA - 5.18).....                                                           | 37 |
| Tabela 4.4 - Propriedades mecânicas mínimas do metal de adição (AWS / ASME SFA - 5.18).....                                                         | 37 |
| Tabela 4.5 – Parâmetros de soldagem empregados na simulação numérica.....                                                                           | 40 |
| Tabela 4.6 – Parâmetros da fonte de calor de Goldak.....                                                                                            | 49 |
| Tabela 5.1 – Comparação entre as temperaturas de pico para o caso 2 (corrente de 169 A, tensão de 19,2 V e velocidade de soldagem de 1,5 mm/s)..... | 79 |
| Tabela 5.2 – Comparação entre as temperaturas de pico para o caso 1 (corrente de 169 A, tensão de 25 V e velocidade de soldagem de 3 mm/s).....     | 79 |

## LISTA DE SIGLAS E SÍMBOLOS

**$a_f$**  - Comprimento da poça de fusão - energia distribuída em frente a tocha [m];

**$a_r$**  - Comprimento da poça de fusão - energia distribuída atrás da tocha [m];

**API** – American Petroleum Institute;

**API 5L** - Specification for Line Pipe;

**Ar** – Argônio;

**ARBL** – Alta Resistência e Baixa Liga;

**ASM** – American Society for Metals;

**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 do material [J/Kg.K];

**CA** – Corrente Alternanda;

**CC** – Corrente Contínua;

**CCC** – Cúbico de Corpo Centrado;

**CCT** - Continuous Cooling Transformation;

**CE** – Carbono equivalente;

**CFC** – Cúbico de Face Centrada;

**CO** – Monóxido de carbono;

**CO<sub>2</sub>** – Dióxido de Carbono;

**E** – Energia de soldagem [J/m];

**$f_f$**  - Repartição de energia em frente a tocha;

**$f_r$**  - Repartição de energia atrás tocha;

**Fe** – Ferro;

**FEM** – Finit Element Method;

**FeO** – Monóxido de Ferro;

**GMAW** – Gas Metal Arc Welding;

**Gr** – Número de Grashof;

**h** – Espessura da chapa [m];

**h** – Coeficiente de convecção térmica [ $\text{W/m}^2\text{K}$ ];

**HC** – Hexagonal compacto;

**He** – Hélio;

**I** – Corrente elétrica [A];

**K<sub>0</sub>** – Função modificada de Bessel de segundo tipo e ordem zero;

**K<sub>T</sub>** - Condutividade térmica do material (dependente da temperatura) [ $\text{W/mK}$ ];

**LAMET** – Laboratório de Metrologia Térmica;

**L<sub>C</sub>** – Comprimento característico [m];

**LE** – Limite de escoamento [Pa];

**LES** – Laboratório de Energia Solar;

**LR** – Limite de resistência [Pa];

**MAG** – Metal Active Gas;

**MIG** – Metal Inert Gas;

**MnO** – Óxido de manganês;

**Nu** – Número de Nusselt;

**O<sub>2</sub>** – Oxigênio;

**P<sub>f</sub>** - Distribuição volumétrica de energia em frente a tocha [ $\text{W/m}^3$ ];

**P<sub>r</sub>** - Distribuição volumétrica de energia atrás da tocha [ $\text{W/m}^3$ ];

**Pr** – Número de Prandtl;

**q** - Quantidade total de energia disponível na fonte de calor linear;

**q<sub>0</sub>** - Fonte de calor;

**Q** - Quantidade de total de energia disponível na fonte de calor;



$r_a$  – Raio do disco onde 95% da energia de soldagem é depositada para fonte superficial de gauss;

$R_{sp}$  – Raio da semi-esfera para fonte semi-esférica;

$t$  – Tempo [s];

$t_p$  – Tempo de permanência acima de uma certa temperatura  $T$  [s];

$T$  – Temperatura [°C];

$T_m$  – Temperatura máxima atingida [°C];

$T_0$  - Temperatura inicial da chapa [°C];

$v$  – Velocidade de soldagem [m/min];

$V$  – Tensão de soldagem [V];

$V_t$  – Velocidade de resfriamento a partir da temperatura  $T$ ;

$w$  – Coordenada móvel;

$x, y, z$  – Coordenadas cartesianas ortogonais;

**ZF** – Zona fundida;

**ZL** – Zona de ligação;

**ZTA** – Zona termicamente afetada;

$\alpha$  – Difusividade térmica [mm<sup>2</sup>/s];

$\alpha$  – Ferrita;

$\gamma$  – Austenita;

$\eta$  – Rendimento de soldagem;

$\rho$  - Densidade do material [Kg/m<sup>3</sup>];

$\sigma_x$  – Tensão longitudinal [Pa];

$\sigma_y$  – Tensão transversal [Pa];

$\tau_{xy}$  – Tensão cisalhante [Pa].

## LISTA DE EQUAÇÕES

|                                                                                                                                                                                  |    |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Equação 3.1 – Dissociação do dióxido de carbono.....                                                                                                                             | 9  |
| Equação 3.2 – Formação do monóxido de ferro.....                                                                                                                                 | 9  |
| Equação 3.3 – Decomposição do monóxido de ferro.....                                                                                                                             | 9  |
| Equação 3.4 – Reação do manganês com o monóxido de ferro.....                                                                                                                    | 9  |
| Equação 3.5 – Energia de soldagem.....                                                                                                                                           | 13 |
| Equação 3.6 - Condução de calor através de um sólido, considerando o tempo $t$ e relacionado a um sistema cartesiano tri-ortogonal $(x, y, z)$ .....                             | 20 |
| Equação 3.7 – Simplificação da equação de condução de calor através de um sólido, considerando o tempo $t$ e relacionado a um sistema cartesiano tri-ortogonal $(x, y, z)$ ..... | 21 |
| Equação 3.8 – Representação matemática da condição de regime quase-estacionário.....                                                                                             | 23 |
| Equação 3.9 – Equação que rege o regime quase-estacionário.....                                                                                                                  | 23 |
| Equação 3.10 – Solução do problema para chapas grossas.....                                                                                                                      | 23 |
| Equação 3.11 – Distribuição de temperatura considerando-se um sistema de coordenadas retangulares, com o eixo $x$ paralelo à direção de soldagem.....                            | 24 |
| Equação 3.12 – Condução de calor em chapas finas.....                                                                                                                            | 25 |
| Equação 3.13 – Solução geral da equação de condução de calor em chapas finas.....                                                                                                | 25 |
| Equação 3.14 – Condução de calor em chapas de espessura intermediária.....                                                                                                       | 27 |
| Equação 3.15 – Fonte superficial de gauss.....                                                                                                                                   | 29 |
| Equação 3.16 – Fonte semi-esférica.....                                                                                                                                          | 29 |
| Equação 3.17 – Fonte elipsoidal.....                                                                                                                                             | 30 |
| Equação 3.18 – Fonte dupla elipsoide ou fonte de Goldak (frente).....                                                                                                            | 31 |
| Equação 3.19 - Fonte dupla elipsoide ou fonte de Goldak (trás).....                                                                                                              | 31 |
| Equação 3.20 – Relação entre $f_f$ e $f_r$ .....                                                                                                                                 | 32 |
| Equação 3.21 – Relação entre $f_f$ , $a_f$ e $a_r$ .....                                                                                                                         | 32 |
| Equação 3.22 – Relação entre $f_r$ , $a_f$ e $a_r$ .....                                                                                                                         | 32 |
| Equação 3.23 – Equilíbrio mecânico em uma dada secção da peça.....                                                                                                               | 33 |
| Equação 3.24 – Equilíbrio mecânico em uma dada secção da peça.....                                                                                                               | 33 |

|                                                                                                             |    |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Equação 4.1 – Carbono equivalente para aços com teores maiores que 0,12% C.....                             | 36 |
| Equação 4.2 - Carbono equivalente para aços com teores menores que 0,12% C.....                             | 37 |
| Equação 4.3 – Expressão para o cálculo do calor específico de materiais.....                                | 41 |
| Equação 4.4 – Função polinomial para o cálculo do calor específico do calibrante ( $\alpha$ – alumina)..... | 42 |
| Equação 4.5 – Número de Prandtl.....                                                                        | 45 |
| Equação 4.6 – Número de Grashof.....                                                                        | 46 |
| Equação 4.7 – Número de Nusselt.....                                                                        | 46 |
| Equação 4.8 – Coeficiente de Convecção Térmica Médio.....                                                   | 46 |
| Equação 4.9 – Comprimento característico.....                                                               | 46 |
| Equação 4.10 – Expressão para o cálculo do $a_f$ (Goldak and Chakravarti, 1984).....                        | 48 |
| Equação 4.11 – Expressão para o cálculo do $a_r$ (Goldak and Chakravarti, 1984).....                        | 48 |
| Equação 4.12 – Perda de calor por convecção.....                                                            | 49 |
| Equação 4.13 – Perda de calor por radiação.....                                                             | 50 |
| Equação 5.1 – Modelo de Cape e Lehman (1963).....                                                           | 59 |
| Equação 5.2 – Modelo de Cape e Lehman (1963).....                                                           | 59 |

## 1. INTRODUÇÃO

A soldagem é um dos processos de fabricação mais utilizados em diversos ramos da atividade industrial, incluindo as indústrias petroquímica, automobilística, naval, nuclear, dentre outras. Sabe-se também que neste processo são produzidas nos componentes soldados as denominadas tensões térmicas, que resultam do forte gradiente térmico a que tais componentes são sujeitos, causando assim distorções geométricas e levando à geração de tensões internas (tensões residuais) não uniformemente distribuídas. Na maioria das vezes, estas tensões são indesejáveis devido à possibilidade de prejudicarem a qualidade de componentes soldados (Masubichi, 1980; Parlane *et al.*, 1981).

Assim, fazem-se freqüentemente tratamentos térmicos de alívio de tensões visando minimizar as conseqüências das tensões residuais, o que resulta em aumento de custos e tempo dispendido no processo de fabricação. Em muitos casos, este tipo de tratamento torna-se inviável técnica e/ou economicamente. Sendo assim, a convivência com estas tensões é inevitável, as quais devem ser incluídas em projeto, sob pena de a estrutura entrar em colapso com níveis de carregamento inferiores aos previstos (Bezerra, 2006).

A determinação das tensões residuais em dutos soldados pode ser realizada por procedimentos experimentais, tais como as técnicas baseadas no furo cego, difração de raios X, difração de nêutrons e ultrassom, que são caros e difícil por vezes, e podem envolver procedimentos destrutivos ou semi-destrutivos (Yaghi *et al.*, 2010; Yaghi *et al.*, 2011). Ademais, outras desvantagens típicas são que, dependendo da técnica empregada, as medidas de tensão devem ser realizadas em um ponto por vez, podem ser restritas a tipos de materiais específicos e podem até mesmo fornecer resultados incorretos quando ocorrerem deformações plásticas (Bezerra, 2006).

O método numérico de elementos finitos (FEM) pode prever as tensões residuais ao longo do componente soldado, capturando as variações do campo de tensão, dependendo do refinamento da malha gerada. A parte desafiadora de fornecer resultados numéricos precisos reside na aquisição de um conjunto de propriedades do material que reflitam o comportamento do componente modelado. Se, na simulação numérica, este conjunto de propriedades está disponível e a malha gerada tem refinamento suficiente, o campo de tensões residuais devido à soldagem pode ser obtido com precisão ao longo do modelo, tornando o método de elementos finitos altamente eficaz (Yaghi *et al.*, 2011).

A modelagem computacional do campo de temperatura e consequentemente das tensões e deformações induzidas termicamente na soldagem envolve, em geral, muitos fenômenos. Durante a última década, computadores de maior desempenho, e custo relativamente baixo, têm aumentado consideravelmente. Isto fez com que a modelagem tridimensional tornar-se uma possibilidade atrativa para o projeto e otimização de estruturas soldadas com relação as tensões residuais e deformações (Hansen, 2003).

Várias aproximações de análise bidimensional têm sido realizadas utilizando materiais bastante conhecidos. Estes modelos podem incluir não linearidades no material tais como, propriedades termofísicas (condutividade térmica, calor específico, coeficiente de dilatação térmica, etc.) dependentes da temperatura, calor latente do material, junto com complexas condições de contornos térmica e mecânica (Hansen, 2003).

Mas em muitos casos um modelo bidimensional não é adequado. A “natureza” do processo de soldagem frequentemente exige uma análise tridimensional. A distribuição do calor oriundo da zona fundida para o metal de base resulta em altos gradientes de temperatura e assim faz com que as propriedades mecânicas do material, também, variem consideravelmente (Deng e Murakawa, 2006; Yaghi *et al.*, 2011).

Esta natureza transiente da soldagem exigem pequenos tempos de incremento (*increment time*) para os modelos numéricos predizerem corretamente o campo de temperatura como também as tensões residuais.

Atualmente existem trabalhos relativos à avaliação numérica do campo de temperatura e tensões residuais em aços austeníticos, por não apresentarem as inconvenientes transformações de fase no estado sólido ( $\gamma \leftrightarrow \alpha$ ), tão comuns nos outros aços, e que influenciam no campo de temperatura e contribuem fortemente para geração de tensões devido a mudança de volume específico. No trabalho proposto foram consideradas as transformações de fase ( $\gamma \leftrightarrow \alpha$ ). Estas transformações acontecem com variação do volume que será impedida pelas regiões adjacentes não transformadas. No modelo numérico estas transformações de fase foram consideradas através da entalpia de transformação ( $\gamma \leftrightarrow \alpha$ ) e das propriedades termofísicas do material em função da temperatura (Bhadeshia, 2004 e Francis *et al.*, 2007).

## **2. OBJETIVO GERAL**

O Objetivo geral deste trabalho é desenvolver uma metodologia numérico-experimental para determinação do campo de temperatura gerado pela soldagem de uma junta de topo do aço API 5L X80, de grande aplicação na indústria do petróleo e gás natural, utilizando o processo GMAW.

### **2.1 Objetivos Específicos**

Este trabalho tem como objetivos específicos:

- Levantamento experimental das propriedades termofísicas do aço API 5L X80 com a temperatura;
- Geração do modelo tridimensional de elementos finitos para simulação do campo de temperatura da junta soldada;
- Avaliação numérica e experimental da influência de parâmetros de soldagem no campo de temperatura da junta soldada;
- Levantamento de ciclos térmicos;
- Comparação dos resultados do modelo numérico com resultados obtidos experimentalmente.

### 3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 3.1 Aços Estruturais para Dutos

Atualmente existe uma demanda do transporte de petróleo e gás em maiores pressões de operação, permitindo assim o aumento da capacidade. Desta forma, há a necessidade da utilização de aços de alta resistência. O aumento da resistência dos aços para dutos permite uma significativa redução na espessura de parede com consequente redução do peso. É importante que o aumento no limite de escoamento não seja acompanhado por uma diminuição da tenacidade a fratura, uma vez que promoverá trincas induzidas por tensão, e uma diminuição da conformabilidade, pois provocará dificuldades na conformação da chapa. Assim, alta resistência associada com uma alta tenacidade e conformabilidade são importantes exigências da indústria de dutos (Shanmugam *et al.*,2007).

Em torno de 15% das reservas estimadas de petróleo do mundo são localizadas na região do Pólo Norte, mas muitas refinarias são localizadas no Oeste Europeu e América do Norte, onde produtos derivados do petróleo são mais consumidos. Assim, é necessário transportar petróleo e gás natural de campos de exploração na região do Ártico para onde eles são consumidos. Como as atividades de exploração são realizadas em muitas condições hostis tais como altas pressões em profundidades subaquáticas bem como temperaturas extremamente baixas na Sibéria e Alaska, a demanda por uma melhor resistência e tenacidade em aços para dutos vem aumentando. Desta forma, a integridade estrutural em baixas temperaturas deve ser seriamente considerada no desenvolvimento de novos aços para dutos com alta resistência e alta tenacidade (Shin *et al.*,2007).

Segundo Júnior (2008), a produção de petróleo e gás no Brasil e o consumo de derivados estão crescendo cada vez mais. Para atender esta demanda, torna-se necessário que os novos gasodutos e oleodutos tenham maiores diâmetros e operem com pressões mais elevadas, resultando num aumento na espessura de parede dos dutos ou na aplicação de aços com melhores propriedades mecânicas. De acordo com Hillenbrand *et al.* (2005), melhorar as propriedades mecânicas dos aços significa evitar o uso de espessuras muito elevadas e uma consequente redução da quantidade de aço, o que implica em menor peso por metro de duto, maior facilidade no transporte e instalação, redução nos insumos de soldagem bem como o menor consumo de energia na fabricação da chapa. Tudo isto representa a diminuição dos custos por tonelada de tubulação para o transporte de petróleo e gás.

A crescente necessidade de aços para o transporte de fluídos como petróleo e gás, estruturas e navios está gerando um rápido desenvolvimento em aços microligados. Hoje, os dutos transportam fluidos de elevada acidez em severas condições ambientais e operacionais, como temperatura, pressão, ambientes corrosivos, etc. Estas condições de aplicação obrigam a projetar aços com alta resistência mecânica, boa tenacidade em baixas temperaturas e melhor soldabilidade (Ramírez *et al.*, 2007). Os materiais com estas características são os aços microligados ARBL (Alta Resistência e Baixa Liga). Estes aços possuem baixo teor de carbono o qual é compensado com a adição de elementos microligantes que mantêm a resistência mecânica. A diminuição do teor de carbono melhora a soldabilidade e aumenta a tenacidade.

### 3.1.1 Aços de Alta Resistência e Baixa Liga (ARBL)

Aços ARBL é um grupo de aços de baixo carbono que utilizam pequenas quantidades de elementos de liga para obtenção de limites de escoamento maiores que 275 MPa (40 Ksi) na condição laminada ou normalizada. Estes aços possuem melhores propriedades mecânicas e, às vezes, melhor resistência a corrosão que os aços carbonos laminados. Além disso, em virtude dos baixos percentuais de carbono presentes nestes aços, estes materiais possuem uma elevada soldabilidade.

Segundo Hippert (2004), estes materiais são aços microligados apresentando, em sua forma original mais simples, uma microestrutura típica de ferrita – perlita. Sua composição química é similar a de um aço de baixo carbono, mas com microadições de elementos de liga de aproximadamente 0,1% Nb, Ti ou V para garantir propriedades mecânicas superiores.

De acordo com Neves *et al.* (2002), os aços microligados ARBL possuem composição química especialmente desenvolvida para alcançar elevados valores de propriedades mecânicas. Corresponde na prática em se adicionar pequenas quantidades de elementos químicos, como o nióbio (Nb), vanádio (V) e titânio (Ti). Cada elemento possui uma função específica. O titânio é mais indicado para o controle do tamanho de grão durante o reaquecimento. O nióbio, para o controle do tamanho de grão austenítico durante o processamento, retardando a recristalização. Os aços microligados ao vanádio podem manter uma grande quantidade de vanádio em solução na austenita e na decomposição da austenita, podendo ser usados para o endurecimento por precipitação em temperaturas baixas.



Os aços ARBL formam uma classe muito importante de aços adequados a uma grande variedade de aplicações estruturais. Por exemplo, na construção de dutos, vasos de pressão, tanques, estruturas navais e *offshore*, componentes estruturais de automóveis, construção civil, etc. Os aços para dutos formam uma classe particular de aços ARBL com alta resistência mecânica, boa soldabilidade e baixa temperabilidade, sendo assim adequados à fabricação de dutos utilizados na condução de fluídos variados sob pressão, como petróleo e seus derivados (Eldmann *et al.*, 1983; Gräf *et al.*, 1983; ASM, 1990; Manohar e Chandra, 1998; Zhao *et al.*, 2002).

Dutos de transporte de petróleo e gás é uma aplicação clássica dos aços ARBL, e uma das primeiras aplicações envolveram o uso de aços com microestrutura de ferrita acicular para oleodutos localizados em regiões polares. Esta aplicação exige uma combinação de alta resistência mecânica, alta tenacidade e boa soldabilidade (ASM, 1990). Outro exemplo de aplicação dos aços ARBL são os dutos que conduzem o petróleo do fundo do mar para as plataformas na superfície, dutos estes denominados de risers. Segundo Silva *et al.* (2008), os aços utilizados na fabricação dos risers devem possuir propriedades como elevada resistência mecânica para suportar as pressões e o próprio peso, elevada resistência à corrosão para resistir ao ambiente marinho, alta resistência à fadiga para resistir aos vórtices devido ao movimento das marés, boa soldabilidade, entre outras.

Os dutos utilizados na indústria do petróleo são geralmente classificados segundo a norma API (*American Petroleum Institute*) em função de sua aplicação e resistência mecânica. Especificamente, os aços ARBL aplicados na fabricação de dutos para transporte de petróleo e gás seguem a especificação API 5L, *Specification for Line Pipe*, (API, 2007). Nesta especificação, com relação à composição química e resistência mecânica, os aços variam desde o API 5L A25 até o API 5L X120. O número contido na designação composta pelas letras A ou X representa o valor mínimo do limite de escoamento em Ksi. Como exemplo, o aço API 5L X80 possui valor mínimo do limite de escoamento de 80 Ksi ( $\approx 555$  MPa).

A especificação API 5L (2007), incorpora ainda dois níveis especificação de produto (*product specification levels*), identificados como PSL 1 e PSL 2, para dutos de aço com e sem costura para uso em sistemas dutoviários da indústria do petróleo. O nível PSL 1 pode ser fornecido em graus do A25 ao X70 e o PSL 2 pode ser fornecido do grau B ao X120. Assim, como exemplo, pode ser especificado aços X70 conforme o níveis PSL 1 ou PSL 2. A

diferença básica entre um nível e outro é o rigor no detalhamento e nos requisitos técnicos: tubos com nível PSL 2, apresentam, como exemplo, controle mais rígido da composição química do aço (especificando o valor máximo do carbono equivalente), valores de tenacidade e propriedades de tração mais detalhados. O aço API 5L X80 possui somente nível de especificação PSL 2, ver as Tabelas 3.1 e 3.2.

**Tabela 3.1 – Composição química e propriedades de tração do aço API 5L X80, nível de especificação PSL 2 (API, 2007).**

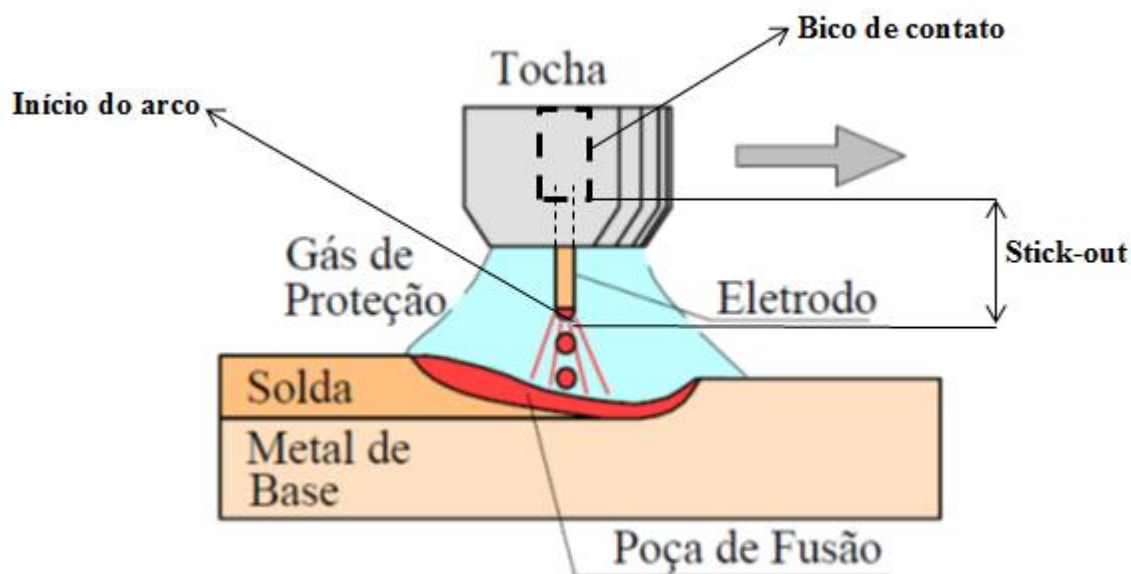
|                            |                                                                           |
|----------------------------|---------------------------------------------------------------------------|
| <b>Composição Química</b>  | $C_{\max} = 0,12\%$                                                       |
|                            | $Si_{\max} = 0,45\%$                                                      |
|                            | $Mn_{\max} = 1,85\%$                                                      |
|                            | $P_{\max} = 0,025\%$                                                      |
|                            | $S_{\max} = 0,015\%$                                                      |
| <b>Carbono Equivalente</b> | $Nb + V + Ti \leq 0,15\%$                                                 |
|                            | $C_{eq,MaxIIW} = 0,43\%; C_{eq,MaxPcm} = 0,25\%$                          |
| <b>Ensaio de Tração</b>    | $\sigma_{e \min.} = 555 \text{ MPa} ; \sigma_{e \max.} = 705 \text{ MPa}$ |
|                            | $\sigma_{R \min.} = 625 \text{ MPa} ; \sigma_{R \max.} = 825 \text{ MPa}$ |
|                            | $(\sigma_e / \sigma_R)_{\max.} = 0,93$                                    |

**Tabela 3.2 – Tenacidade ao impacto a 0°C do aço API 5L X80, nível de especificação PSL 2 (API, 2007).**

| <b>Diâmetro externo do tubo em polegadas</b> | <b>Energia absorvida mínima no ensaio Charpy [J]</b> |
|----------------------------------------------|------------------------------------------------------|
| $\leq 48$                                    | 40                                                   |
| $> 48 \text{ e } \leq 56$                    | 54                                                   |
| $> 56 \text{ e } \leq 84$                    | 68                                                   |

### 3.2 Processo GMAW (*Gas Metal Arc Welding*)

A soldagem a arco com proteção gasosa (*Gas Metal Arc Welding* - GMAW) é um processo de soldagem a arco elétrico estabelecido entre o metal de base e o metal de adição alimentado automaticamente. A Figura 3.1 representa esquematicamente o processo GMAW onde existe uma pistola através da qual sai o arame (eletrodo) alimentado automaticamente e o gás de proteção responsável pela formação da atmosfera protetora.



**Figura 3.1 – Representação esquemática do processo GMAW (adaptado de Modenesi e Marques, 2006).**

Na área de soldagem, onde existem gotículas fundidas transferidas através do arco para a poça de fusão, a proteção contra o efeito oxidante da atmosfera ambiente é necessária. Esta proteção pode ser proporcionada com sucesso por gases de proteção apropriados (Suban e Tusek, 2001).

A proteção do arco e da poça de fusão nos processos GMAW ocorre através de um gás inerte ou ativo suprido externamente, uma vez que o arame eletrodo (metal de adição) não possui revestimento como no processo por eletrodo revestido.

Na Soldagem a arco, o gás de proteção utilizado contribui em grande parte para a fusão e, quando ionizado, afeta a forma do arco, o modo de transferência de material e a distribuição de energia (distribuição de temperatura) no arco. Atualmente, misturas de dois, três ou até mais gases diferentes são usadas para proteger o arco e a poça de fusão. Os gases mais freqüentemente usados são  $\text{CO}_2$  e Ar em várias misturas. A estes dois gases, uma porção menor de oxigênio, hélio, hidrogênio ou nitrogênio pode também ser adicionado (Suban *et al.*, 2001).

Na soldagem com gás inerte (*Metal Inert Gas* - MIG) o gás utilizado pode ser Ar (Argônio), He (Hélio) ou misturas controladas ricas em Ar complementadas com He,  $\text{O}_2$  (oxigênio) ou  $\text{CO}_2$  (dióxido de carbono) em baixos teores. O gás inerte não reage

metalurgicamente com a gota ou a poça de fusão, atua apenas na proteção destas regiões e auxilia na abertura e manutenção do arco voltaico (Quites, 2002).

Na soldagem com gás ativo (*Metal Active Gas* - MAG) o gás utilizado pode ser CO<sub>2</sub> puro ou misturas (Ar + CO<sub>2</sub> ou Ar + CO<sub>2</sub> + O<sub>2</sub>). Além das funções de proteção e das funções elétricas, o gás ativo reage metalurgicamente com a gota e a poça de fusão (Quites, 2002).

A interação do gás ativo com o metal de base durante a soldagem deve ser considerada. Sendo o CO<sub>2</sub> o gás ativo, em altas temperaturas o mesmo pode dissociar-se segundo a Equação (3.1).



O oxigênio formado tende a reagir preliminarmente com o ferro do metal de base, oxidando-o para formar o óxido de ferro, conforme a Equação (3.2).



O monóxido de ferro, ao difundir-se na poça de fusão, pode se decompor para a formação do monóxido de carbono (Equação 3.3) e, não havendo tempo para a sua saída, este ficará retido na poça de fusão, gerando porosidade no metal de solda.



Para se evitar a porosidade causada pelo monóxido de carbono, devem ser usados elementos desoxidantes no metal de adição, como o manganês, o qual reage com o monóxido de ferro gerando o óxido de manganês (Equação 3.4) que, por não ser um gás, vai para a escória.



O teor de manganês do metal de adição deve ser compatível com o teor de monóxido de ferro formado (Equação 3.2) nos instantes iniciais da soldagem. Um excedente de manganês não transformado em óxido será incorporado ao metal de solda, gerando uma maior dureza do cordão que o torna susceptível a trincas.

O processo MIG é adequado à soldagem de aços-carbono, aços de baixa, média e alta liga, aços inoxidáveis, alumínio e ligas, magnésio e ligas e cobre e ligas. O processo MAG é utilizado na soldagem de aços de baixo carbono e aços de baixa liga (Wainer *et al.*, 1992).

### 3.2.1 Vantagens e Limitações do Processo GMAW

Segundo Quites (2002), Machado (1996) e Wainer *et al.* (1992), as principais vantagens e limitações dos processos GMAW são:

#### Vantagens:

- processo semi-automático, podendo ser automatizado;
- maior produção de metal depositado em relação ao eletrodo revestido;
- longos cordões podem ser feitos sem parada, devido a alimentação contínua do arame;
- grande versatilidade quanto à aplicação de materiais e espessuras;
- soldagem pode ser feita em todas as posições;
- limpeza mínima após a soldagem devido a inexistência de escória pesada;
- menor exigência de habilidade do soldador comparado ao processo com eletrodo revestido;
- penetração de raiz mais uniforme que no processo com eletrodo revestido;
- velocidade de soldagem elevada;
- problemas de distorção e tensões residuais diminuídos;
- processo com baixo teor de hidrogênio que, no caso de eletrodos nus, fica em torno de 5 ppm/100 g de metal;
- possibilidade de controlar a penetração e a diluição durante a soldagem.

#### Limitações:

- a variedade de arames disponíveis é relativamente pequena, cabendo mencionar que materiais que não tenham suficiente ductilidade para serem trefilados não podem ser transformados em arame maciço para soldagem por este processo;
- o equipamento de soldagem é mais complexo, mais caro e pode ser menos portátil do que o do eletrodo revestido;
- o arco deve estar protegido de correntes de ar que possa dispersar o gás de proteção, dificultando a soldagem em campo;
- dificuldade na soldagem em locais de difícil acesso, pelo tamanho da pistola de soldagem e pela proximidade entre o bocal e a peça exigida pelo processo;
- projeções de gotas de metal líquido possível de ocorrer durante a soldagem;
- grande emissão de raios ultravioleta.

### 3.2.2 Principais Variáveis do Processo

Podem-se citar como principais variáveis na soldagem GMAW: intensidade da corrente de soldagem, tipo de polaridade, tensão de soldagem, velocidade de alimentação do arame, velocidade de soldagem, tipo e características da fonte de energia, vazão do gás de proteção e comprimento do eletrodo.

A intensidade da corrente de soldagem influi diretamente na taxa de consumo de material de adição, na penetração da solda e na energia específica de soldagem (Quites, 2002; Machado, 1996).

O tipo de polaridade mais usada no processo GMAW é a inversa onde a corrente é contínua e o eletrodo está no pólo positivo (CC+). Nesta polaridade o arco torna-se mais estável (Machado, 1996). A polaridade direta (CC-), onde o eletrodo está ligado no pólo negativo, não apresenta aplicação prática na soldagem com o processo GMAW. A técnica de soldagem com a utilização da corrente alternada (CA) ainda está sendo estudada e aprimorada (Quites, 2002; Machado, 1996).

A tensão de soldagem influencia diretamente na energia específica de soldagem, na largura do cordão, na altura do arco e no modo de transferência de metal (Quites, 2002; Machado, 1996).

De uma maneira geral, tensões do arco menores que 22 V favorecem a transferência por curto-circuito, dependendo da corrente utilizada. Acima desse valor, a transferência é globular ou por pulverização axial, conforme a corrente de soldagem esteja abaixo ou acima da corrente de transição (Wainer *et al.*, 1992).

A velocidade de alimentação do eletrodo nu influencia a tensão e a corrente de soldagem, para uma dada regulação de tensão na fonte de energia. Um aumento na velocidade de alimentação resulta na diminuição da distância do arco, na redução da tensão de soldagem e no aumento da corrente de soldagem, aumentando então a energia para fundir o eletrodo nu, o que provoca a volta da distância do arco original (Wainer *et al.*, 1992). Da literatura de soldagem, é entendido que velocidades de alimentação do arame muito altas não tem se estabelecido particularmente devido à incapacidade de alcançar as propriedades mecânicas desejadas na junta soldada. A velocidade de alimentação do arame aplicável na prática é, portanto, em torno de 417 mm/s na maior parte (arame de 1,2 mm) (Stekly, 1989; Lahsteiner, 1991).

A velocidade de soldagem é estabelecida pelo deslocamento da pistola de soldagem em relação a peça a ser soldada. Para uma certa condição de soldagem, quando é utilizada uma velocidade de soldagem relativamente alta, a penetração da solda diminui, a energia específica de soldagem também diminui, e o contrário ocorre em baixas velocidades de soldagem (Quites, 2002; Machado, 1996).

A vazão do gás de proteção é uma variável que afeta diretamente a qualidade do metal depositado. Uma vazão inadequada propiciará pouca proteção da poça de fusão e, conseqüentemente, ocorrência de poros e oxidação. Uma vazão excessiva resultará em turbulência e aumento de impurezas no metal depositado. A escolha correta da vazão do gás dependerá do tipo e do diâmetro do bocal da tocha, da distância entre bocal e a peça de trabalho e das correntes de ar durante a soldagem (Bracarense, 2000).

O comprimento do eletrodo (stick-out) é o comprimento do arame que se estende desde o bico de contato até o início do arco, conforme mostrado na Figura 3.1 (Pág. 8). Este trecho de arame por onde passa corrente elétrica gera calor por efeito Joule. Quanto maior o comprimento do eletrodo, maior será o calor gerado por efeito Joule e, conseqüentemente, haverá um acréscimo na taxa de fusão de material. Este calor gerado influi diretamente na taxa de fusão de material (Quites, 2002; Machado, 1996).

### 3.2.3 Controle do Processo GMAW

O sistema de alimentação do arame é desenhado para manter a velocidade do arame em um valor prefixado que é constante e independente das variações do arco de soldagem. Processos de soldagem convencionais usam fontes de tensão constante que, automaticamente, controlam o comprimento e a estabilidade do arco (Carvalho, 1997; Norrish, 1992). Desta forma, um aumento no comprimento do arco causa um aumento na sua tensão e a corrente de saída é reduzida como resultado da maior demanda para tensão. Assim, a taxa de fusão é reduzida, menos arame é consumido e o comprimento do arco é reduzido. Algo similar ocorre quando o comprimento do arco é reduzido, com efeito de aumento da corrente, aumentando-se a taxa de fusão com o retorno do arco ao seu valor original (Norrish, 1992).

### 3.3 Metalurgia da Soldagem

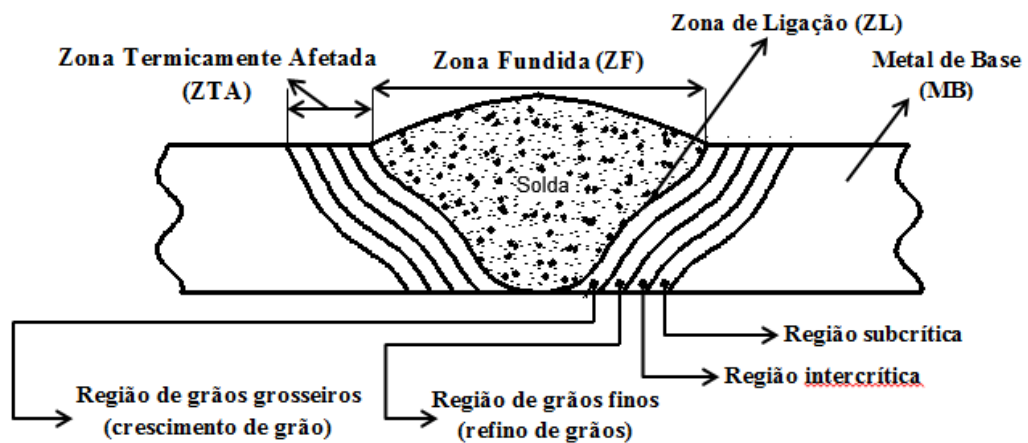
A soldagem, como é conhecida usualmente, consiste no processo de união de duas ou mais partes metálicas, através da utilização de energia térmica. Por essa razão, o material adjacente à zona de soldagem é exposto a ciclos térmicos e transformações metalúrgicas

complexas, bem como à indução de deformações e tensões residuais (Okumura e Taniguchi, 1982).

Todos esses fenômenos têm profunda relação com a ductilidade, defeitos de soldagem, aparecimento de trincas e outros problemas correlatos na estrutura, os quais, por sua vez, exercem grande influência na segurança das estruturas soldadas (Okumura e Taniguchi, 1982).

### 3.3.1 Regiões da Junta Soldada

Em juntas soldadas, as principais regiões analisadas, em termos de microestrutura, são: zona fundida, zona termicamente afetada (ZTA) e zona de ligação. Na Figura 3.2 estas regiões podem ser observadas.



**Figura 3.2 – Esquema das regiões de uma junta soldada.**

As características microestruturais destas regiões dependem basicamente das condições térmicas na qual a junta foi submetida e da composição química do metal de base e do metal de adição.

### 3.3.2 Aporte Térmico

As temperaturas nas quais a junta soldada é submetida durante a soldagem depende basicamente da energia de soldagem e da temperatura de pré-aquecimento.

A energia de soldagem (*Heat input*) absorvida pela junta soldada é dada pela Equação (3.5) (Marques *et al.*, 2011).

$$E = \eta \cdot \frac{60 \cdot U \cdot I}{v} \quad \text{Equação (3.5)}$$



Onde:

**E** - Energia de soldagem [J/m];

**$\eta$**  - Rendimento do arco;

**U** - Tensão de soldagem [V];

**I** - Corrente de soldagem [A];

**v** - Velocidade de soldagem [m/min].

O rendimento do arco varia de acordo com o processo de soldagem, sendo  $\eta_{\text{médio}} = 0,78$  para o processo GMAW (Quites, 2002).

### 3.3.3 Ciclos Térmicos

Os ciclos térmicos sofridos em cada ponto do material soldado determinam as transformações microestruturais e, conseqüentemente, as propriedades esperadas para uma junta (Zeemann e Emygdio, 2001).

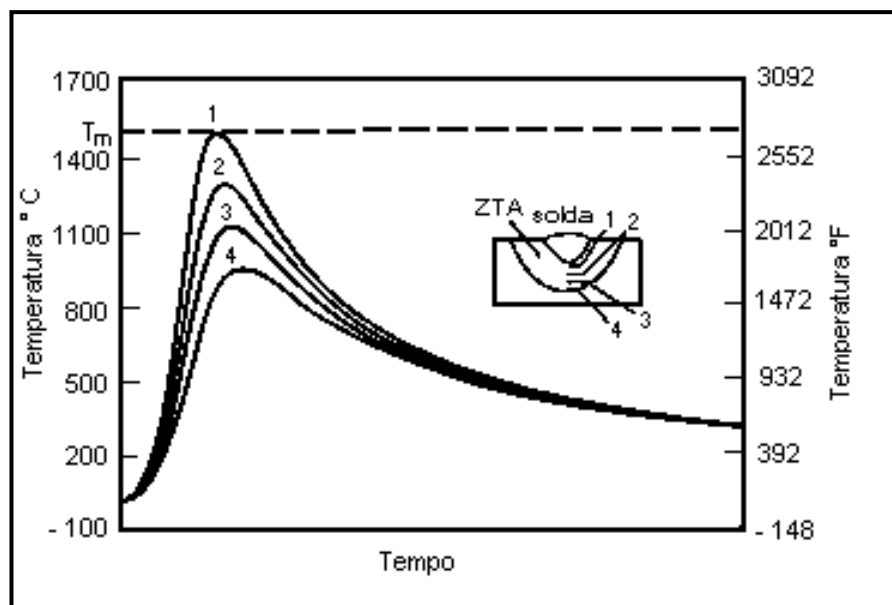
O calor da operação de soldagem provoca, nos diversos pontos de uma junta, variações de temperatura como indica a Figura 3.3. A variação de temperatura (T) em função do tempo (t) é o ciclo térmico no ponto considerado (Zeemann e Emygdio, 2001).

Segundo Zeemann e Emygdio (2001), a partir do ciclo térmico (curva T x t) pode-se determinar:

**T<sub>m</sub>** – Temperatura máxima atingida [°C];

**t<sub>p</sub>** – Tempo de permanência acima de uma certa temperatura T [s];

**V<sub>t</sub>** – Velocidade de resfriamento a partir da temperatura T [°C/s].



**Figura 3.3 – Esquema mostrando as variações de temperatura com o tempo em diferentes pontos ao longo de uma junta soldada (Zeemann e Emygdio, 2001).**

À medida que o ponto considerado se afasta da solda, as temperaturas máximas são decrescentes e atingidas com um certo atraso. O tempo de permanência acima de uma dada temperatura decresce no mesmo sentido. A forma de dissipação de calor muito influencia o ciclo térmico no que diz respeito ao resfriamento e à  $V_t$ , 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 e Emygdio, 2001).

Quando se está trabalhando em regime de troca de calor bidimensional denomina-se condição de chapa fina. Quando o regime de troca de calor passa a tridimensional denomina-se condição de chapa grossa (Zeemann e Emygdio, 2001).

As taxas de resfriamento, quando muito elevadas, proporcionam microconstituintes de baixa temperatura de transformação e de alta dureza. Por outro lado, taxas muito lentas conduzem à formação de estruturas ferríticas grosseiras e frágeis, principalmente na região de grãos grosseiros da zona termicamente afetada, próximo à linha de fusão, ver Figura 3.2. Esta fragilização torna-se mais acentuada em aços de alta resistência devido à sua maior temperabilidade. Portanto, devem-se aplicar taxas ou tempo de resfriamento adequados ao tipo de aço que está sendo soldado, de acordo com a sua curva CCT (Askelsen e Simosen, 1987).

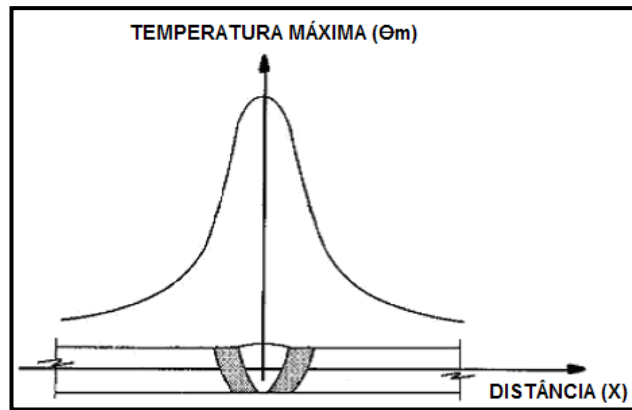
Na maioria dos casos, a região de grãos grosseiros sofre uma fragilização mais intensa durante a soldagem, ver Figura 3.2. Processos de baixa energia de soldagem, que causam velocidades de resfriamento relativamente altas, geram uma estrutura mais fina e, portanto, de menor fragilidade em aços de baixa temperabilidade. Em aços de temperabilidade mais elevada, a formação de martensita pode mascarar essa tendência. Nessas condições, quanto maior for o teor de carbono mais frágil será a estrutura a ser formada, sendo a martensita maclada a estrutura mais frágil a se formar na ZTA. Entretanto, a martensita auto-revenida é um produto pouco tenaz quando comparado, por exemplo, à bainita superior. Assim, em certos aços de baixa liga e baixo carbono, altas velocidades de resfriamento podem gerar uma ZTA mais tenaz devido à formação deste microconstituente. Processos de alta energia de soldagem tendem a gerar uma ZTA excessivamente grosseira e, portanto, de baixa tenacidade (Modenesi *et al.*, 1985; Lancaster, 1980).

O efeito das curvas de resfriamento a partir dos ciclos térmicos mostra que a microestrutura produzida em qualquer tipo de aço é dependente da sua composição química, da taxa de resfriamento e da temperatura máxima atingida conforme mostra a Figura 3.3. Logo, uma microestrutura menos susceptível às trincas a frio pode ser obtida a partir do controle das taxas de resfriamento por meio da determinação do ciclo térmico (Martins, 1990; Muller e Alcântara, 1986).

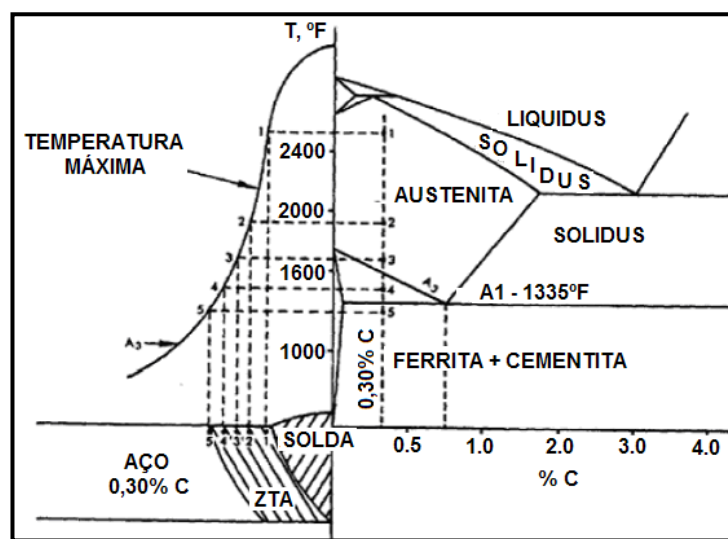
#### 3.3.4 Repartição Térmica

A repartição térmica de uma junta soldada é representada pelas máximas temperaturas atingidas ao longo da seção transversal da junta, conforme ilustrado na Figura 3.4. A repartição térmica tem influência direta na microestrutura da junta, conforme ilustrado na Figura 3.5.

Altas taxas de resfriamento e a composição de grãos grosseiros podem promover a formação de fases frágeis e duras no metal fundido e na ZTA de aços soldados. Aliado a estes fatores, a presença de hidrogênio difundido no processo de soldagem pode levar ao trincamento a frio do conjunto soldado (Kou, 1987).



**Figura 3.4 – Esquema da repartição Térmica (FBTS, 2000).**



**Figura 3.5 – Esquema da Repartição Térmica x Diagrama de Fases (AWS, 1995).**

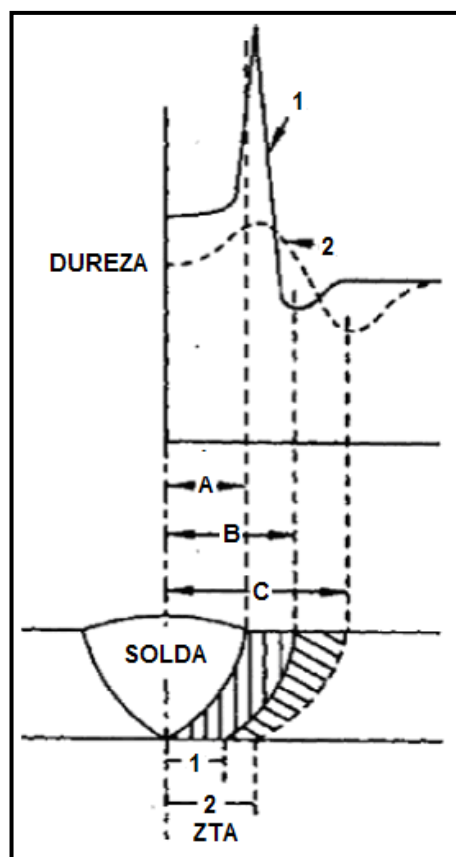
### 3.3.5 Zona Termicamente Afetada (ZTA)

Na soldagem por fusão, parte do metal de base funde juntamente com o metal de adição e parte próxima à região fundida é afetada pelo calor da solda sendo denominada Zona Termicamente Afetada (ZTA), a qual depende do material soldado (metal de base), do processo e do procedimento de soldagem. Sua extensão está em função do gradiente térmico na região que, por sua vez, depende: da temperatura de pré-aquecimento, da espessura e geometria da peça, das propriedades termofísicas do metal de base e do processo de soldagem (Linert, 1967; Easterling, 1983).

Todas as regiões da ZTA podem ter suas propriedades alteradas em relação ao metal de base devido ao ciclo térmico. Entretanto, de uma maneira geral, a região que sofre maior alteração e, portanto, onde as propriedades mecânicas podem ser mais prejudicadas é a região

de grãos grosseiros. Exceções podem ocorrer em aços sensíveis à fragilização por envelhecimento por deformação, onde a região subcrítica pode ser fragilizada, e em aços temperados e revenidos, onde todas as regiões podem sofrer o amaciamento (Easterling, 1983; Modenesi et al, 1985).

A largura da ZTA é influenciada pelo aporte térmico (*heat input*). A Figura 3.6 mostra a influência do pré-aquecimento na largura da ZTA e na dureza desta região. O pré-aquecimento aumenta a energia final de soldagem, aumentando assim a largura da ZTA, mas este pré-aquecimento diminui significativamente a taxa de resfriamento, promovendo uma redução da dureza nesta região. Esta redução na dureza diminui a susceptibilidade desta região sofrer fissuração por corrosão sob tensão quando a junta é submetida a serviços com H<sub>2</sub>S, por exemplo (AWS, 1995).



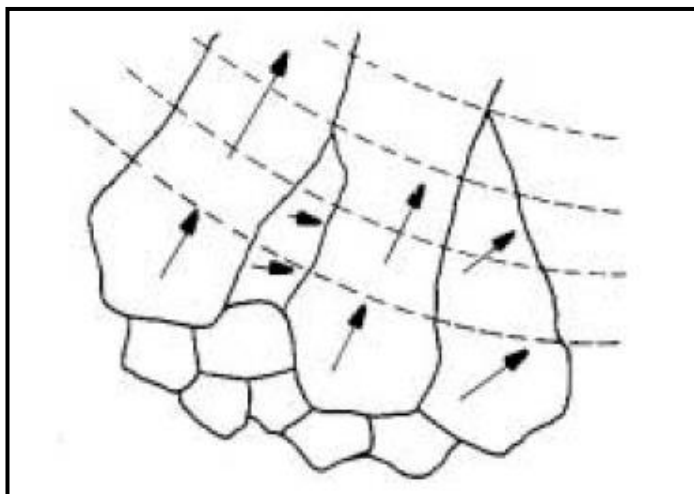
**Figura 3.6 – Esquema mostrando a influência do pré-aquecimento na largura e na dureza da zona termicamente afetada. Caso 1 sem pré-aquecimento onde B – A corresponde à largura da ZTA. Caso 2 com pré-aquecimento onde C – A corresponde à largura da ZTA (AWS, 1995).**

Uma alternativa para reduzir a dureza na ZTA é a utilização de um cordão de revenimento, o qual é aplicado sobre os passes de acabamento, próximo a margem da solda em juntas multi-passes, este passe de revenimento pode diminuir em até 20% a dureza máxima da ZTA (Kiefer, 1995).

### 3.3.6 Zona Fundida

A Zona fundida é a região formada pelo metal de solda (metal depositado) e pela diluição, sendo esta a contribuição do metal de base que fundiu durante a soldagem e se misturou com o metal depositado.

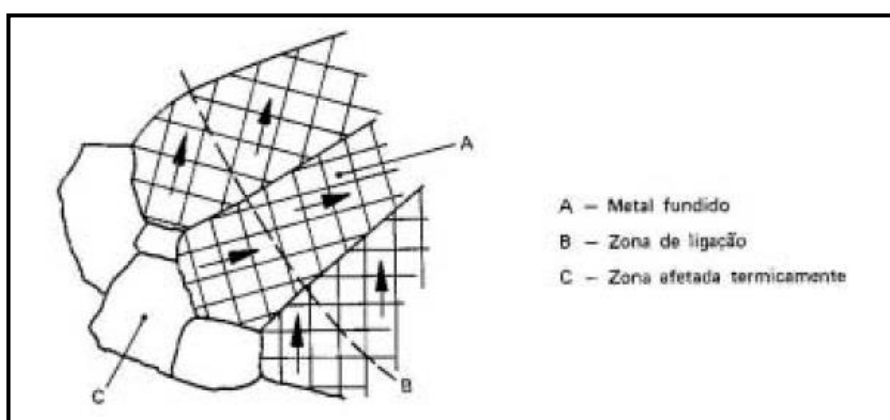
Um fenômeno que ocorre nesta região é o crescimento competitivo de grãos. Durante a solidificação, os grãos tendem a crescer na direção perpendicular à interface líquido/sólido, desde que esta seja a direção do gradiente máximo de temperatura e, portanto, a direção da força motriz para solidificação. Apesar disto, os grãos também tem sua própria direção preferencial de crescimento, chamada de direção de crescimento fácil, por exemplo, direção  $\langle 100 \rangle$  em metais cúbicos de face centrada (CFC) e cúbicos de corpo centrado (CCC), e direção  $\langle 1010 \rangle$  em hexagonal compacto (HC). Portanto, durante a solidificação, grãos com sua direção de crescimento fácil na direção do gradiente máximo de temperatura crescem e barram o crescimento de outros grãos cuja direção de crescimento não está orientada na direção do gradiente máximo de temperatura (Kou, 1987). Este fenômeno é ilustrado na Figura 3.7.



**Figura 3.7 – Esquema mostrando o crescimento competitivo de grãos na zona fundida (Kou, 1987).**

### 3.3.7 Zona de Ligação

É a região limite entre a poça de fusão (líquida) e o metal de base (sólido). A partir desta linha é iniciada a solidificação e o crescimento a partir de grãos parcialmente fundidos em direção à linha central da solda formando o metal de solda. Conforme descrito anteriormente, estes grãos parcialmente fundidos induzem o crescimento numa direção preferencial, este processo é chamado de epitaxia ou crescimento epitaxial (Kou, 1987). O crescimento do grão inicia-se pelo agrupamento dos átomos da fase líquida ao substrato sólido existente, estendendo-se este, sem alterar a sua orientação cristalográfica, conforme ilustrado na Figura 3.8.



**Figura 3.8 – Esquema do crescimento epitaxial, solidificação da zona fundida (FBTS, 2000).**

### 3.4 Fluxo de Calor na Soldagem

#### 3.4.1 Estudo Teórico do Fluxo de Calor

Na maioria dos processos de soldagem por fusão, uma fonte de calor concentrada e de alta intensidade é aplicada em uma posição da junta e deslocada ao longo desta (Marques *et al.*, 2011). A condução de calor através de um sólido, considerando o tempo  $t$  e relacionado a um sistema cartesiano tri-ortogonal ( $x, y, z$ ) pode ser expresso pela Equação (3.6) (Wainer *et al.*, 1992).

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( K_T \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( K_T \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( K_T \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_0 = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Equação (3.6)}$$

Onde:

**T** – Temperatura [°C];

**x, y, z** - Coordenadas cartesianas tri-ortogonais [m];

**t** – Tempo [s];

**K<sub>T</sub>** - Condutividade térmica do material (dependente da temperatura) [W/m.°C];

**ρ** - Densidade do material [Kg/m<sup>3</sup>];

**c** - Calor específico do material [J/Kg.°C];

**q<sub>0</sub>** - Fonte de calor no interior do material [W/m<sup>3</sup>].

No caso específico da soldagem pode-se considerar, para efeitos práticos, a inexistência de fontes ou sorvedouros no interior do material e a condutividade térmica deste como constante ( $K_T = K$ ), ainda que os modernos computadores permitam efetuar cálculos mais apurados, considerando a variação daquela grandeza com a temperatura. Com estas simplificações, a Equação (3.6) torna-se:

$$K \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \text{ ou } \nabla^2 T = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Equação (3.7)}$$

onde  $\alpha = K/\rho c$  [m<sup>2</sup>/s] é denominado difusividade térmica do material.

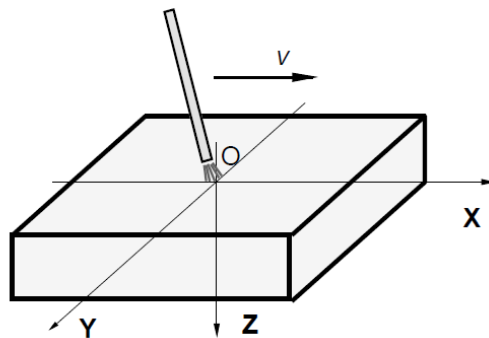
De acordo com Fassani e Trevisan (2003), grande parte dos trabalhos publicados sobre transferência de calor durante os processos de soldagem consideram uma fonte de calor concentrada num volume muito pequeno do material. Após tal consideração, soluções analíticas são obtidas assumindo uma fonte de calor pontual, linear ou plana, como aquelas propostas por Rosenthal (Rosenthal, 1941 e 1946).

Soluções desta equação para a soldagem de topo e para algumas outras condições foram obtidas por Rosenthal, na década de 40 (Rosenthal, 1941 e 1946). Para isto, algumas simplificações tiveram de ser feitas:

- A solução é válida para um estado quasi-estacionário. Neste, supõe-se que a distribuição de temperaturas se mantém inalterada para um sistema de coordenadas que se move junto com a fonte de calor, como mostrado na Figura 3.9. Com esta simplificação, o problema torna-se independente do tempo. Teoricamente, o estado quasi-estacionário ocorre após um tempo suficientemente longo (isto é, infinito) de soldagem. Em várias situações reais, condições em que o este estado pode ser uma suposição razoável são obtidas para soldas relativamente curtas. Em particular, esta suposição é razoável para soldas realizadas a uma velocidade aproximadamente constante, sem movimento de tecimento, em peças relativamente grandes e de baixa

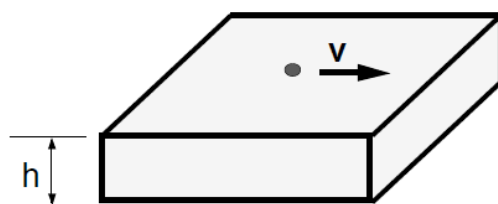


difusividade térmica desde que os instantes inicial (quando as temperaturas em torno do eletrodo aumentam) e final (após a extinção do arco) da soldagem sejam desprezados.

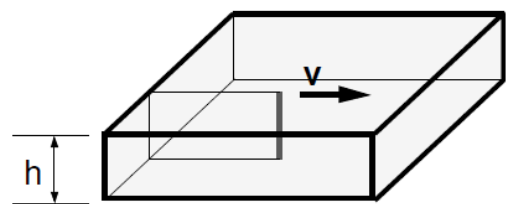


**Figura 3.9 – Esquema do sistema de coordenadas utilizado para a obtenção do estado quasi-estacionário (Modenesi *et al.*, 2011).**

- A forma da fonte de calor é simplificada para um ponto na superfície da chapa ou uma linha que atravessa a chapa de um lado a outro (Figura 3.10). A primeira suposição é aplicável na deposição de um cordão de solda na superfície de uma chapa relativamente espessa e a segunda na soldagem de uma chapa fina com penetração total.



**(a) Fonte Pontual**



**(b) Fonte Linear**

**Figura 3.10 – Esquema das simplificações geométricas para representar a forma da fonte de calor (Modenesi *et al.*, 2011).**

- O formato da peça é simplificado para uma chapa de comprimento, largura e, em alguns casos, espessura infinitos. Elimina-se, desta forma, a necessidade de se especificar condições de contorno nas bordas, o que dificultaria a solução do problema.
- A variação das propriedades físicas com a temperatura é desprezada, adotando-se valores médios. Obviamente, diversas propriedades físicas do material, como a sua condutividade térmica, variam com a temperatura. Levar em conta esta variação,

contudo, tornaria o problema muito complexo e de solução analítica, na maioria dos casos, impossível.

#### 3.4.1.1 Condução de Calor em Chapas Grossas

O problema para as chapas grossas consiste em encontrar a solução da equação de Fourier para o caso tridimensional, quando uma fonte móvel de calor se desloca sobre a chapa no regime quasi-estacionário. Este regime se caracteriza pelo fato de a distribuição de temperaturas ser constante para o observador postado sobre a fonte móvel e, conseqüentemente, movimenta-se junto com a fonte a uma determinada velocidade. Matematicamente essa condição pode ser traduzida pela substituição da coordenada  $x$  pela coordenada móvel  $w$ , sendo a relação entre elas do tipo (Equação 3.8):

$$w = x - vt \quad \text{Equação (3.8)}$$

Com esta modificação, é possível obter-se a equação que rege o regime quasi-estacionário, utilizando a coordenada móvel  $w$ , resultando (Equação 3.9):

$$\left( \frac{\partial^2 T}{\partial w^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = \frac{-v}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial w} \quad \text{Equação (3.9)}$$

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 Equação (3.10).

$$T = T_0 + \frac{Q}{2\pi K} e^{-\beta w} \left[ \frac{e^{-\beta R}}{R} + \sum_{n=1}^{\infty} \left( \frac{e^{-\beta R_n}}{R_n} + \frac{e^{-\beta R'_n}}{R'_n} \right) \right] \quad \text{Equação (3.10)}$$

Onde:

$\beta = v/2\alpha$ ;

$T_0$  - Temperatura inicial da chapa [°C];

$Q$  - Quantidade de total de energia disponível na fonte de calor [W];

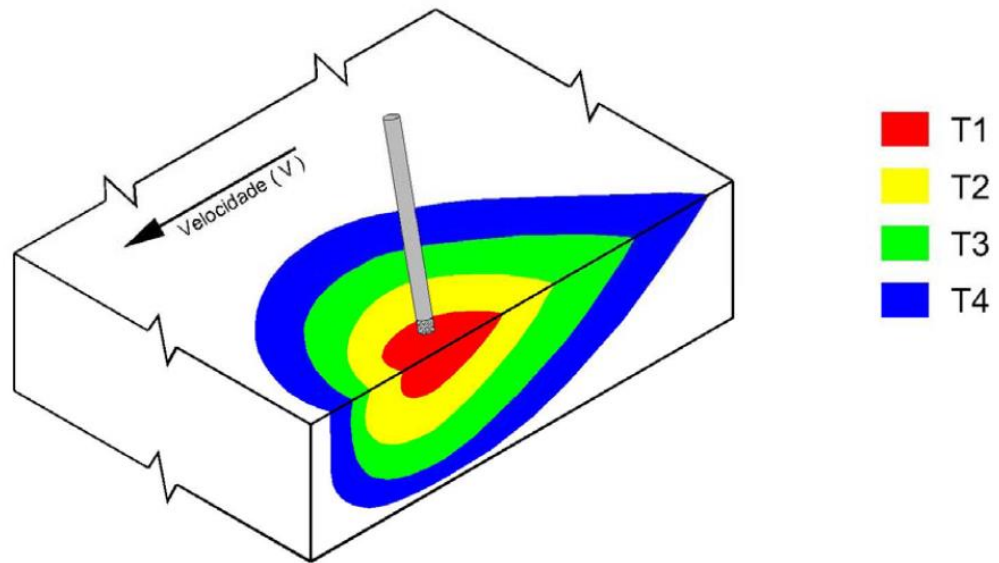
$R = \sqrt{w^2 + y^2 + z^2}$  [m];

$R_n = \sqrt{w^2 + y^2 + (2nh - z)^2}$  [m];

$R'_n = \sqrt{w^2 + y^2 + (2nh + z)^2}$  [m];

$h$  - Espessura da chapa [m].

A Figura 3.11 apresenta, esquematicamente, o comportamento das linhas isotérmicas em uma distribuição de temperaturas tridimensional, correspondente a uma chapa grossa.



**Figura 3.11 – Ilustração esquemática das isotermas na soldagem de chapas grossas (três dimensões) (Guimarães, 2010).**

Considerando uma situação aproximada, a distribuição de temperatura considerando-se um sistema de coordenadas retangulares, com o eixo x paralelo à direção de soldagem, é dada por (Equação 3.11).

$$T = T_0 + \frac{P}{2\pi KR} e^{\left[-\frac{v}{2\alpha}(w+R)\right]} \quad \text{Equação (3.11)}$$

Onde:

**P** =  $\eta VI$  (para a soldagem a arco) [W];

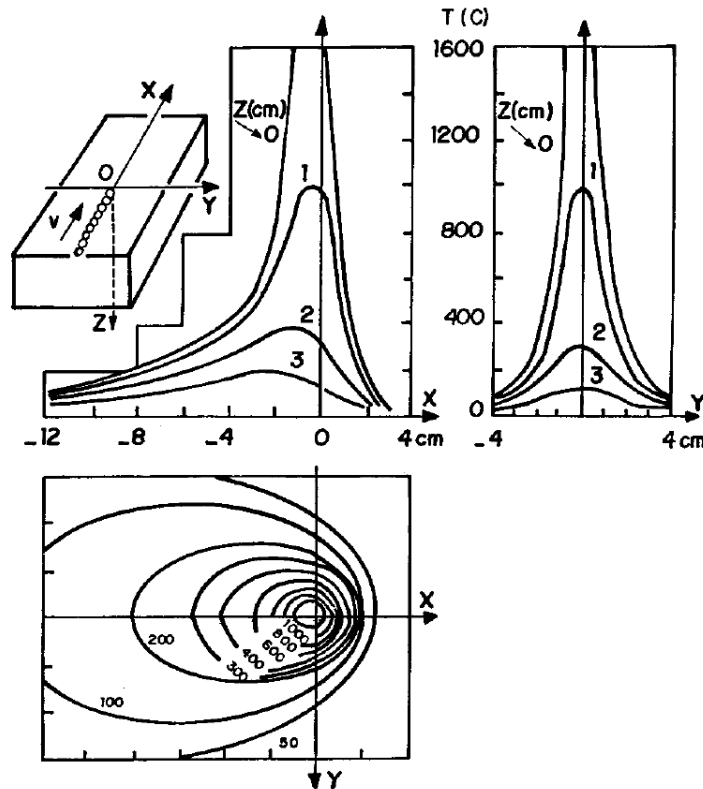
**K e  $\alpha$** -Respectivamente, condutividade e difusividade térmicas da peça [W/m°C] e [m²/s];

**v** - Velocidade de soldagem [m/s];

**R** =  $(w^2 + y^2 + z^2)^{1/2}$  [m];

**T<sub>0</sub>** - Temperatura inicial da peça [°C].

A Figura 3.12 mostra um exemplo de uma distribuição de temperatura baseada neste modelo.



**Figura 3.12 – Esquema da distribuição de temperaturas (estado quasi-estacionário) na deposição de um cordão sobre uma chapa espessa de aço.  $P = 4,2 \text{ kW}$  e  $v = 1 \text{ mm/s}$  (Modenesi *et al.*, 2011)**

#### 3.4.1.2 Condução de Calor em Chapas Finas

Para as chapas finas também se admite o regime quasi-estacionário e a adoção da coordenada móvel, com uma simplificação: considera-se que não há fluxo na direção da espessura da chapa, ou seja, a condução se processa nas direções  $x$  e  $y$ , caracterizando um fluxo bidimensional, com fonte de calor do tipo linear. Considerando constantes as propriedades térmicas do material, a Equação (3.9) torna-se:

$$\left( \frac{\partial^2 T}{\partial w^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) = \frac{-v}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial w} \quad \text{Equação (3.12)}$$

A solução geral desta equação pode ser expressa por (Equação 3.13).

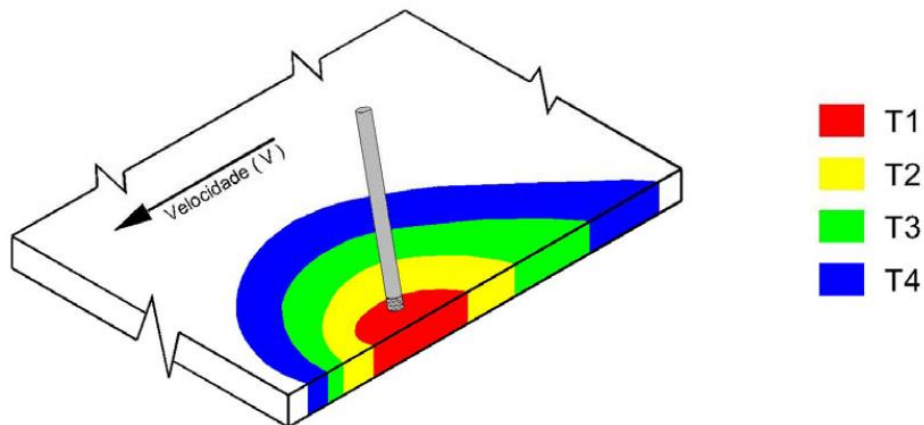
$$T = T_0 + \frac{q}{2\pi K} e^{-\beta w} K_0 \beta r \quad \text{Equação (3.13)}$$

Onde:

**Q** - Quantidade total de energia disponível na fonte de calor linear [J/s.m];

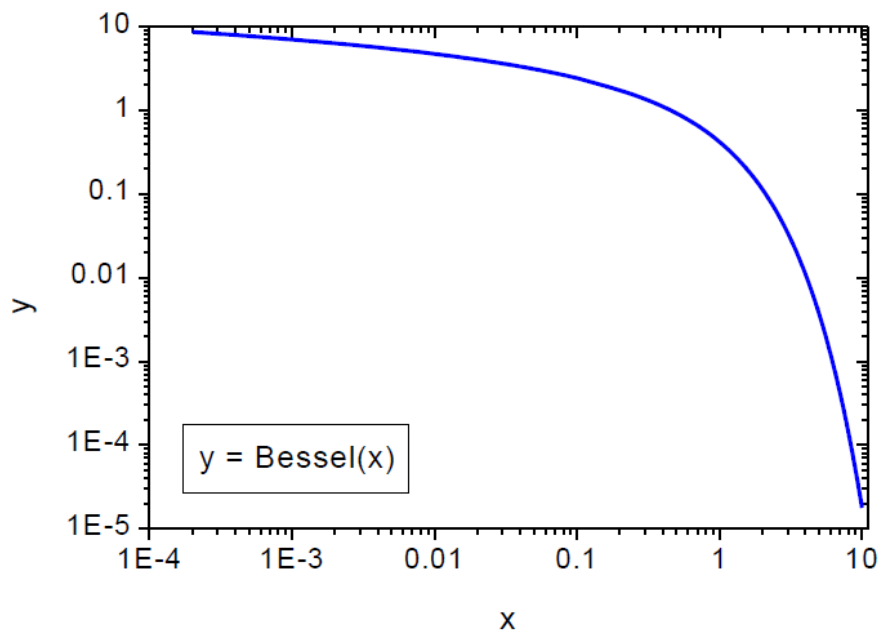
$$r = (w^2 + y^2)^{1/2} \text{ [m];}$$

$K_0 \beta r$  - Função modificada de Bessel de segundo tipo e ordem zero.



**Figura 3.13 – Ilustração esquemática das isotermas na soldagem de chapas finas (duas dimensões) (Guimarães, 2010).**

Neste modelo, a temperatura varia apenas nas direções  $x$  e  $y$ , permanecendo constante ao longo da espessura da peça.



**Figura 3.14 – Gráfico da função modificada de Bessel de segundo tipo e ordem zero.**

#### 3.4.1.3 Condução de Calor em Chapas de Espessura Intermediária

Para o caso de uma chapa de espessura finita ( $h$ ), o campo de temperatura pode ser obtido a partir da solução para chapa de espessura infinita. Esta situação é representada considerando-se fontes de calor imaginárias colocadas acima e abaixo da superfície em que se

localiza a fonte de calor e a distâncias ( $2kh$ ) desta (com  $k$  variando de  $-\infty$  a  $+\infty$ ). A equação resultante toma a forma de uma série (Equação 3.14).

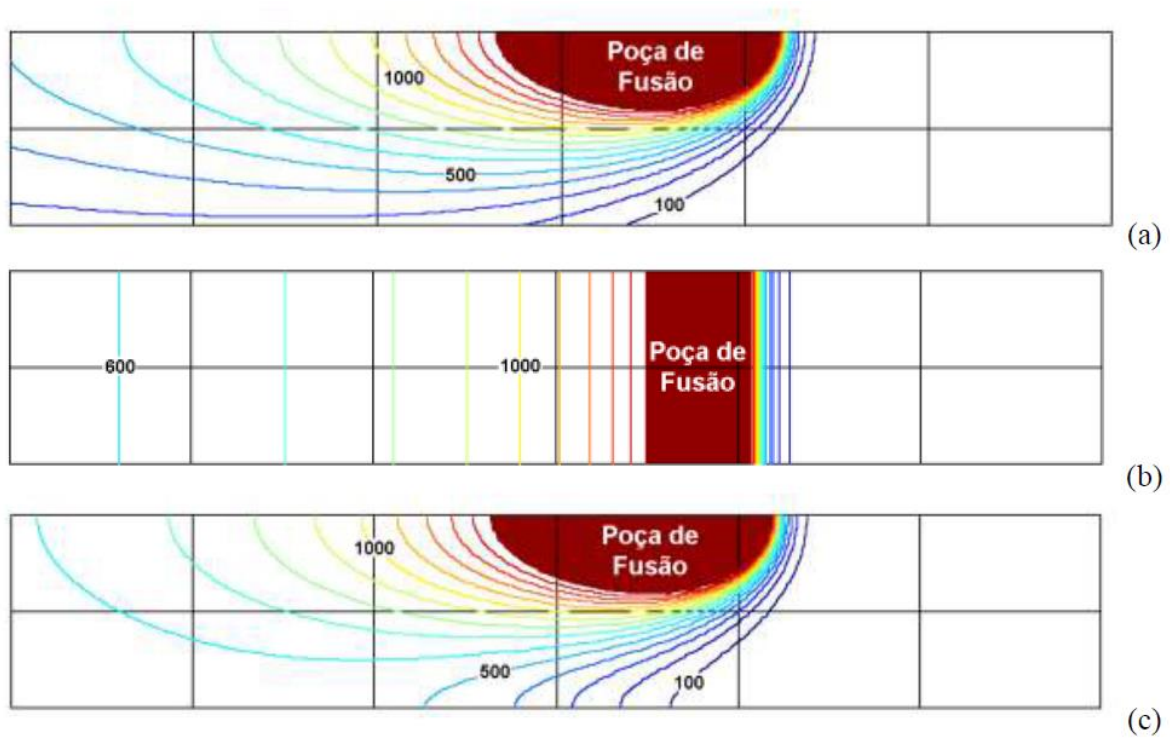
$$T = T_0 + \frac{P}{2\pi K} e^{\left(\frac{-vx}{2\alpha}\right)} \cdot \sum_{K=-\infty}^{+\infty} \left[ \frac{1}{R_K} e^{\left(\frac{-vR_K}{2\alpha}\right)} \right] \quad \text{Equação (3.14)}$$

Onde:

$$R_k = [x^2 + y^2 + (z-2kh)^2]^{1/2}.$$

#### 3.4.1.4 Resultados Obtidos dos Modelos de Rosenthal

A Figura 3.15 mostra os campos de temperatura previstos pelos três modelos de Rosenthal (chapa grossa, fina e intermediária), no plano  $xz$  e em torno da poça de fusão. Para a solução bidimensional (chapa fina), as isotermas são verticais, pois, como já mencionado, a variável  $z$  não é considerada neste modelo. Os resultados das soluções que utilizam a fonte pontual de calor (chapa grossa e intermediária) são semelhantes junto da superfície superior da chapa e da fonte de calor.



**Figura 3.15 – Ilustração esquemática dos resultados dos modelos de Rosenthal. a) Chapa grossa, b) chapa fina e c) chapa intermediária (Modenesi *et al.*, 2011).**

Com diversas vantagens em relação às técnicas analíticas, o FEM permite levar em consideração a dependência das propriedades termofísicas do material (condutividade térmica, calor específico, densidade) em relação à temperatura, além da possibilidade de levar-se em conta as trocas de calor com o meio por convecção e radiação. No entanto, uma

análise tridimensional transiente necessita de grandes tempos de cálculo e recursos de informática relativamente sofisticados (Depradeux, 2004).

Para efetuar uma simulação por elementos finitos, inicialmente é necessária a criação de um modelo que, no caso da soldagem, pode ser em duas ou três dimensões. A geração de uma malha adequada é um dos fatores preponderantes na modelagem. Segundo Francis (2002), devido aos fortes gradientes de temperatura, é necessário um tamanho de elemento muito pequeno nas proximidades do cordão de solda. Da mesma forma, o passo de tempo (*time step*) deve ser pequeno o suficiente para obter-se uma boa precisão nos resultados.

### 3.5 Modelos para Fontes de Calor de Soldagem

Numa simulação de soldagem, a variação da temperatura é, essencialmente, traduzida em tensões e deformações de origem térmica na análise mecânica, na qual é a carga externa num modelo. O aumento da temperatura pode, geralmente, ser modelado de duas maneiras diferentes: prescrevendo as temperaturas ou prescrevendo a entrada de calor (*heat input*). Na primeira, a temperatura é dada em cada nó para um tempo e posição específico. Este método tem sido utilizado bastante, mas, principalmente, na análise 2D. O outro método, prescrevendo a entrada de calor, o que é hoje o método mais utilizado, aplica-se a entrada de calor (*heat input*) como um fluxo de calor nos pontos de integração que é então convertido para os nós como cargas de temperaturas (*temperatures loads*). As fontes de calor mais comumente utilizadas deste tipo têm uma distribuição de Gauss, mas fontes de calor com distribuição constante também tem sido utilizada (Hibbit & Marcal, 1972; Lundback, 2003; Danis, 2008).

Um ponto muito importante para a simulação da soldagem é a modelagem da fonte de calor ou, mais especificamente, a distribuição da entrada de calor. Em geral, a distribuição da entrada de calor pode ser classificada como superficial (considerando essencialmente a contribuição do plasma) e volumétrica (incluindo também a contribuição da poça de fusão).

De acordo com Depradeux (2003), dentre os modelos de distribuição superficial mais frequentemente utilizadas, pode-se mencionar a repartição constante sobre um disco de raio  $R_d$ , a fonte gaussiana infinita e a fonte gaussiana finita sobre um raio  $R_g$ . Para uma distribuição volumétrica, as fontes gaussianas 3D finita sobre um elipsóide e sobre um duplo elipsóide são os modelos mais comumente usados. A escolha de um modelo e suas características (dimensões e intensidades) depende do processo de soldagem e dos parâmetros utilizados e tem grande influência sobre os resultados da simulação numérica. Portanto, é interessante ter alguma informação obtida experimentalmente, como as dimensões da zona

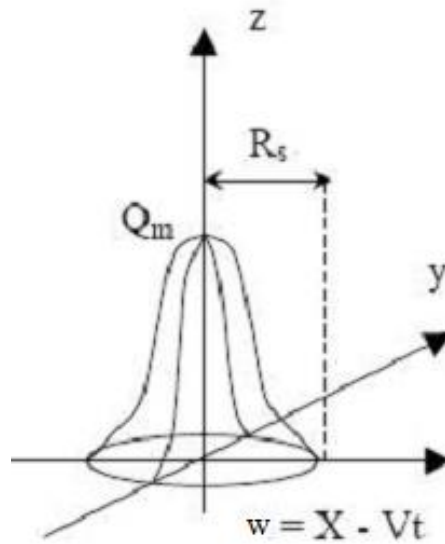
fundida e/ou a temperatura em função do tempo em alguns pontos, para possibilitar uma comparação com resultados numéricos e, assim, ajustar o modelo.

### 3.5.1 Fonte Superficial de Gauss

Esta fonte baseia-se na constatação da forma de sino do arco elétrico de soldagem, ver Figura 3.16. É uma fonte superficial. A energia total é depositada sobre a face frontal da peça de acordo com uma distribuição de Gauss descrita pela Equação (3.15) (Klobcar *et al.*, 2004; Goldak & Akhlaghi, 2005; Danis *et al.*, 2010):

$$q(x, y) = \frac{3\eta UI}{\pi r_a^2} e^{\left[ \frac{-3(w^2 + y)^2}{r_a^2} \right]} \quad \text{Equação (3.15)}$$

onde  $r_a$  é o raio do disco onde 95% da energia de soldagem é depositada.



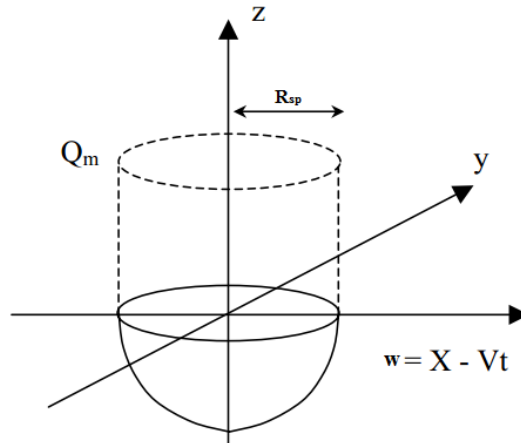
**Figura 3.16 – Esquema de uma fonte de Gauss (adaptado de Danis, 2008).**

### 3.5.2 Fontes Volumétricas: Semi-Esférica

Uma maneira simples para representar o fluxo volumétrico é considerar uma densidade de fluxo constante ( $q(x, y, z) = \text{constante}$ ) através de uma semi-esfera de raio  $R_{sp}$ , ver Figura 3.17. Neste caso, tem-se que  $q(x, y, z) = Q_m = \text{constante}$ , onde (Depradeux, 2003):

$$q(x, y, z) = Q_m = \frac{2\eta UI}{\frac{4}{3}\pi R_{sp}^3} \quad \text{Equação (3.16)}$$



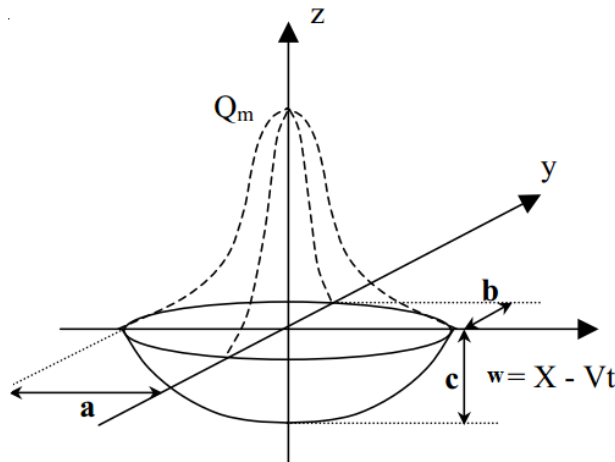


**Figura 3.17 – Esquema de uma fonte Semi-Esférica (adaptado de Depradeux, 2003).**

### 3.5.3 Fontes Volumétricas: Elipsoidal

Neste caso, considera-se um volume (finito) de forma elipsoidal de raios  $a$ ,  $b$ , e  $c$ , ver Figura 3.18. A densidade de fluxo volumétrico é então (Depradeux, 2003):

$$q(x, y, z) = \eta UI \frac{6\sqrt{3}}{abc\pi^{3/2}} e^{\left(\frac{-3x^2}{a^2}\right)} e^{\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right)} e^{\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right)} \quad \text{Equação (3.17)}$$



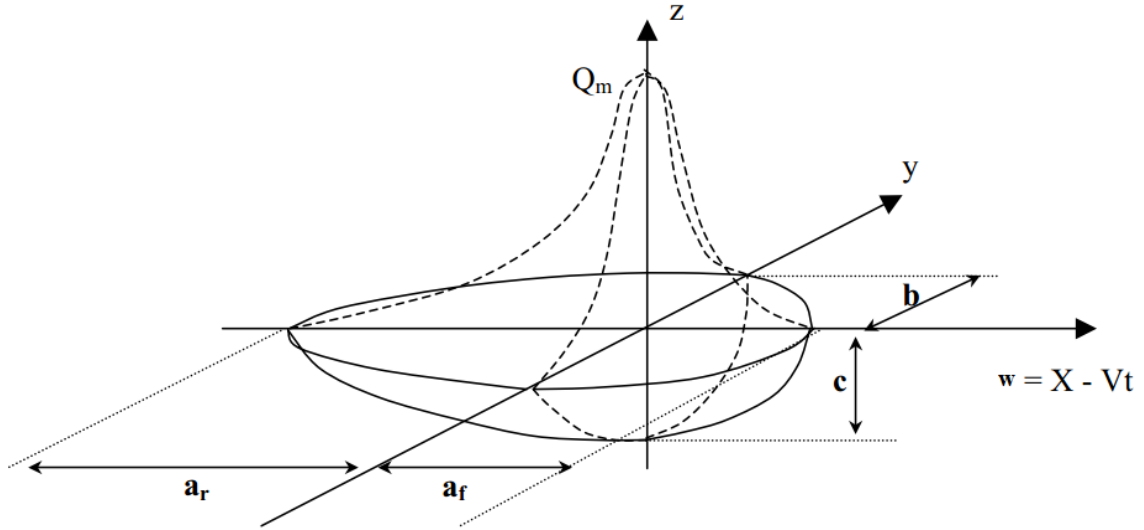
**Figura 3.18 – Esquema de uma fonte Elipsoidal (adaptado de Depradeux, 2003).**

### 3.5.4 Fontes Volumétricas: Dupla Elipsóide

Goldak propôs um modelo de fonte de calor formada de duas elipsóides, ver Figura 3.19. Esta dupla elipsóide descreve a distribuição volumétrica de energia na frente,  $P_f(x, y, z)$  (Equação 3.18), e atrás,  $P_r(x, y, z)$  (Equação 3.19), da fonte de calor (Goldak & Chakravarti, 1984; Klobcar *et al.*, 2004; Gery *et al.*, 2005; Goldak & Akhlaghi, 2005; Shan *et al.*, 2009; Danis *et al.*, 2010; Attarha e Sattari-Far, 2011).

$$P_f(x, y, z) = f_f \eta UI \frac{6\sqrt{3}}{a_f b c \pi^{3/2}} e^{\left(\frac{-3x^2}{a_f^2}\right)} e^{\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right)} e^{\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right)} \quad \text{Equação (3.18)}$$

$$P_r(x, y, z) = f_r \eta UI \frac{6\sqrt{3}}{a_r b c \pi^{3/2}} e^{\left(\frac{-3x^2}{a_r^2}\right)} e^{\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right)} e^{\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right)} \quad \text{Equação (3.19)}$$



**Figura 3.19 – Esquema de uma fonte Dupla Elipsoidal ou fonte de Goldak (adaptado de Depradeux, 2003).**

Onde:

**P<sub>f</sub>** - Distribuição volumétrica de energia em frente a tocha [W/m<sup>3</sup>];

**P<sub>r</sub>** - Distribuição volumétrica de energia atrás da tocha [W/m<sup>3</sup>];

**f<sub>f</sub>** - Repartição de energia em frente a tocha;

**f<sub>r</sub>** - Repartição de energia atrás da tocha;

**a<sub>f</sub>** - Comprimento da poça de fusão - energia distribuída em frente a tocha [m];

**a<sub>r</sub>** - Comprimento da poça de fusão - energia distribuída atrás da tocha [m];

**b** - Semi-largura da poça de fusão [m];

**c** - Profundidade da zona fundida [m].

As constantes  $a_f$ ,  $a_r$ ,  $b$  and  $c$  são parâmetros da fonte de calor nos quais definem o tamanho e a forma das duas elipsóides. Estes valores são influenciados pelos parâmetros de soldagem tal como a corrente.

Os fatores  $f_f$  e  $f_r$  são conhecidos como “fatores fracionais” do calor depositado na frente e atrás, repectivamente, da fonte de calor e onde as seguintes relações são válidas (Lundback, 2003; Gery *et al.*, 2005; Goldak & Akhlaghi, 2005):

$$f_f + f_r = 2 \quad \text{Equação (3.20)}$$

$$f_f = \frac{2a_f}{a_f + a_r} \quad \text{Equação (3.21)}$$

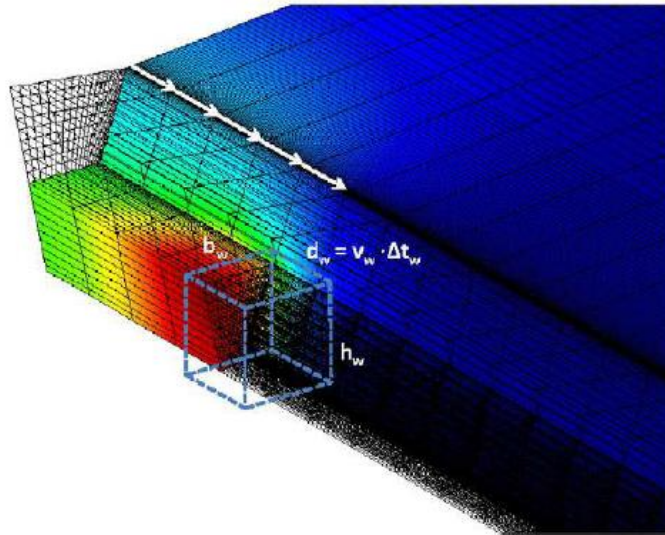
$$f_r = \frac{2a_r}{a_f + a_r} \quad \text{Equação (3.22)}$$

### 3.6 Modelagem do Material de Adição em Processos de Soldagem

Uma forma para modelar o material de adição é através de uma técnica chamada “elemento morto/elemento nascido” (*element death / element born*). Neste método os elementos que serão removidos são definidos, numa configuração inicial, com as propriedades do material de adição. Estes elementos são então removidos (*element death*) do modelo e então adicionados (*element born*) quando exigido (Hansen, 2003).

Para alcançar o efeito “*element death*”, o ABAQUS não remove os elementos, ao invés disso, eles são somente desativados. Em modelos de transferência de calor, a condutividade térmica do material é fixa como zero (Hansen, 2003; Yaghi *et al.*, 2011).

De uma forma similar, quando os elementos são nascidos “*element born*”, eles não são adicionados ao modelo, são reativados. Durante a etapa de reativação a condutividade térmica dos elementos muda de zero para aquele do material de adição, ver Figura 3.20 (Hansen, 2003; Yaghi *et al.*, 2011).



**Figura 3.20 – Técnica *element death / element born* (Chiumenti *et al.* 2010).**

Outra técnica utilizada para modelar o material de adição em processos de soldagem no ABAQUS, é através da subrotina em linguagem FORTRAN: USDFLD. Esta subrotina permite ao usuário definir campos variáveis (*field variables*) num ponto material (*material*

*point*) em função do tempo ou de outra propriedade do material. Os elementos da malha, que representam o material de adição, possuem uma temperatura inicial como sendo a temperatura de fusão do material e condutividade térmica equivalente a do ar. Isto assegura que nenhum calor é transferido para ou destes elementos e também não afetam as tensões e deformações do modelo até que o tempo é atingido quando eles existem como material fundido. Neste momento a subrotina ativa o campo variável que corresponde a uma mudança nas propriedades do ar para àquelas do material de adição (Tanner, 2009; Danis *et al.*, 2010).

### 3.7 Tensões Residuais em Sondagem

De acordo com Kandil *et al.* (2001), tensões residuais se definem como aquelas que permanecem em um corpo na ausência de forças externas e gradientes térmicos. 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 solicitações externas, a força e o momento (M) resultantes destas tensões, em uma dada seção da peça, devem ser nulos para manter o equilíbrio mecânico, isto é:

$$\int_A \vec{\sigma} \cdot \vec{dA} = 0 \quad \text{Equação (3.23)}$$

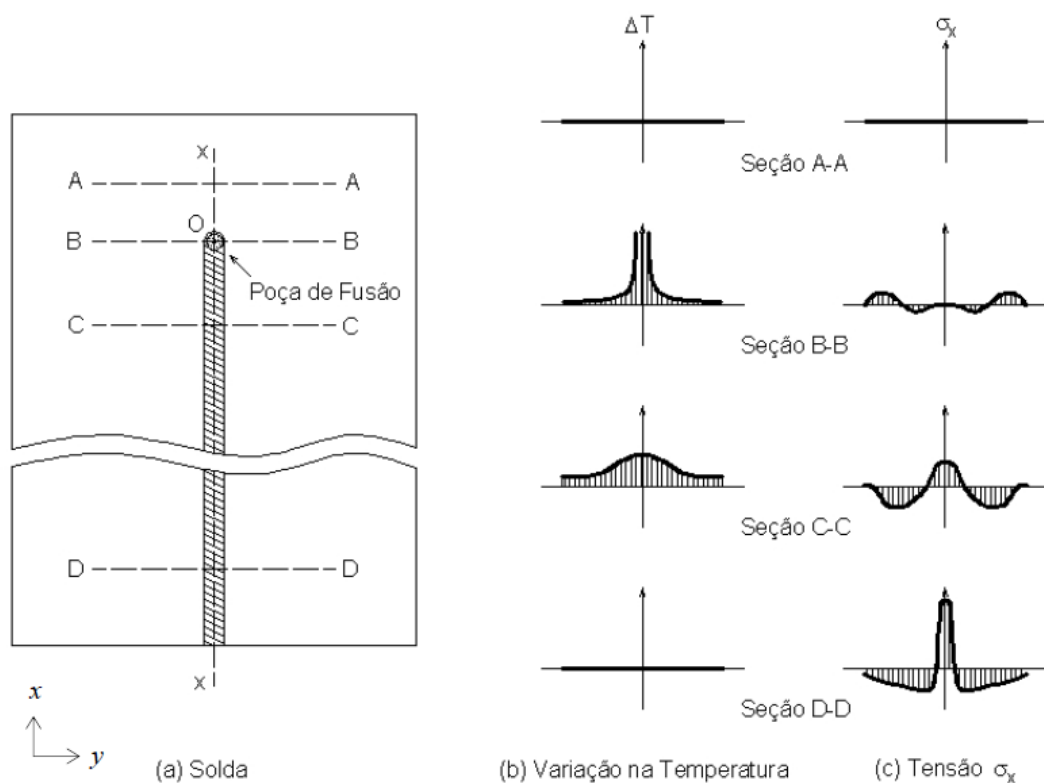
$$\int_A dM = 0 \quad \text{Equação (3.24)}$$

A soldagem é um processo de união amplamente difundido. Em geral, durante este processo, ocorre forte aquecimento de certas regiões das peças a serem unidas, enquanto que o restante destas permanecem a temperaturas bem inferiores, havendo assim uma distribuição de temperatura não-uniforme e transiente (variável com o tempo). Desta forma, com a tendência natural de dilatação térmica das partes aquecidas, a qual é restringida pelas regiões adjacentes menos aquecidas, são geradas deformações elásticas e plásticas não-uniformes. Estas últimas são as responsáveis por grande parte das tensões residuais de soldagem, já que as transformações de estado sólido do material, que levam a variações de volume (expansões e contrações), também geram tensões residuais (Bezerra, 2006).

As variações de temperatura e de tensão normal longitudinal (direção *x*) durante a soldagem de uma placa estão mostradas esquematicamente na Figura 3.21 (AWS, 1991).

Neste caso, um cordão de solda está sendo depositado ao longo da linha x-x. O arco de soldagem está se movendo a uma velocidade  $V_s$  e está localizado no ponto O, mostrado na Figura 3.21(a). A Figura 3.21(b) ilustra as distribuições de temperatura ao longo de seções transversais à linha x-x, nas posições A, B, C e D. Ao longo da seção A-A, que está à frente do arco de soldagem, a variação de temperatura devida à soldagem é essencialmente nula. No entanto, a distribuição de temperatura apresenta fortes gradientes na seção B-B, na qual está localizado o arco. A alguma distância atrás, ao longo da seção C-C, a distribuição de temperatura tem gradientes menos significativos. E a uma distância maior, na seção D-D, a temperatura retornou a uma distribuição uniforme.

A distribuição de tensão  $\sigma_x$  ao longo da direção y está mostrada na Figura 3.21(c). Na seção A-A, as tensões térmicas devidas à soldagem são quase nulas. As tensões na região da poça de fusão na seção B-B também são praticamente nulas, pois o metal fundido não pode suportar nenhum carregamento. Já nas zonas afetadas pelo calor em ambos os lados do cordão de solda, existem tensões compressivas porque a expansão destas áreas está restringida pela vizinhança, que está a uma temperatura mais baixa. A magnitude da tensão em compressão atinge seu valor máximo a uma certa distância da poça. Um pouco mais distante, surgem tensões de tração para assegurar as condições de equilíbrio. Na seção C-C, as zonas fundida e termicamente afetada já se resfriaram. Como estas tentam se contrair, tensões de tração são induzidas. Tensões de compressão tomam lugar no metal de base para manter o equilíbrio. A distribuição final de tensão, que é a distribuição de tensão residual, é a mostrada na seção D-D. Ao longo desta seção, elevadas tensões trativas existem nas zonas fundida e termicamente afetada, enquanto tensões compressivas existem no metal de base em regiões afastadas do cordão de solda.



**Figura 3.21 – Esquema da distribuição de temperatura e de tensão durante a soldagem (AWS, 1991).**

Devido às características das distribuições de temperatura experimentadas pela placa soldada, as tensões residuais resultantes do processo de soldagem também apresentam distribuições com elevados gradientes. Normalmente os valores da componente de tensão longitudinal ( $\sigma_x$ ), ou seja, paralela ao cordão de solda, são bastante superiores aos das componentes transversal ( $\sigma_y$ ) e cisalhante ( $\tau_{xy}$ ). O perfil da componente  $\sigma_x$  mantém-se aproximadamente constante ao longo do eixo  $x$ , apresentando variações expressivas apenas nas extremidades do cordão de solda. As outras componentes ( $\sigma_y$  e  $\tau_{xy}$ ) tendem a apresentar valores mais significativos apenas nas extremidades da placa próximas ao início e ao fim do cordão de solda (Vieira, 2003).

## 4. MATERIAIS E MÉTODOS

### 4.1 Materiais

#### 4.1.1 Metal de Base

O metal de base utilizado neste trabalho foi retirado de tubos de aço API 5L X80 com espessura de 19 mm e diâmetro nominal de 864 mm (34”), ver Figura 4.1. Este tubo foi cedido pela TENARIS CONFAB sendo utilizado na indústria do petróleo e gás natural.



**Figura 4.1 - Tubo de aço API 5L X80 cedido pela TENARIS CONFAB.**

A composição química da chapa utilizada no tubo, conforme o fabricante USIMINAS, e as propriedades mecânicas são apresentadas nas Tabelas 4.1 e 4.2 respectivamente. Esta chapa é produzida por laminação controlada sem resfriamento acelerado.

**Tabela 4.1 - Composição química do aço API 5L X80, % massa, conforme o fabricante USIMINAS (API, 2007).**

| C     | S     | N      | Al    | Si    | P     | Ti     | V      |
|-------|-------|--------|-------|-------|-------|--------|--------|
| 0,03  | 0,003 | 0,0054 | 0,027 | 0,21  | 0,013 | 0,017  | 0,023  |
| Cr    | Mn    | Ni     | Cu    | Nb    | Mo    | B      | Ca     |
| 0,158 | 1,78  | 0,013  | 0,008 | 0,071 | 0,183 | 0,0001 | 0,0032 |

Uma das equações que determina o carbono equivalente (CE) é a Equação 4.1, recomendada pelo Instituto Internacional de Soldagem (IIW) e pela norma API 5L (2007) para aços com teores maiores que 0,12% C (% massa).

$$CE = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr+Mo+V}{5} + \frac{Ni+Cu}{15} \quad \text{Equação (4.1)}$$

Outra fórmula utilizada para calcular o carbono equivalente é a do Parâmetro de Trincamento Modificado (PCM), Equação (4.2), proposta por Ito e Bessoy (1968) e é aceita pelo IIW e pela norma API 5L (2007) para aços com teores menores que 0,12% C (% massa).

$$CE = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn+Cu+Cr}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B \quad \text{Equação (4.2)}$$

Utilizando as Equações (4.1) e (4.2) o  $CE_{IIW}$  e o  $CE_{PCM}$  do metal de base corresponde a 0,40 e 0,15 respectivamente.

**Tabela 4.2 - Propriedades Mecânicas do Aço API 5L X80 (API, 2007).**

| <b>Limite de escoamento - LE [MPa]</b> | <b>Limite de Resistência - LR [MPa]</b> | <b>Relação LE/LR</b> | <b>Alongamento [%]</b> |
|----------------------------------------|-----------------------------------------|----------------------|------------------------|
| 570                                    | 719                                     | 0,79                 | 37                     |

#### 4.1.2 Consumíveis de Soldagem

##### 4.1.2.1 Metal de Adição

O metal de adição utilizado foi o arame de classificação ER70S-6 (0K AUTROD 12.51), conforme a norma AWS / ASME SFA – 5.18, com diâmetro de 1,2 mm. A composição química e as propriedades mecânicas do metal de adição estão representadas nas Tabelas 4.3 e 4.4 respectivamente.

**Tabela 4.3 - Composição Química do metal de adição, %massa, (AWS / ASME SFA - 5.18).**

| <b>C</b>  | <b>Si</b> | <b>Mn</b> | <b>P</b> | <b>S</b> | <b>Cu</b> |
|-----------|-----------|-----------|----------|----------|-----------|
| 0,06-0,15 | 0,80-1,15 | 1,40-1,85 | 0,025    | 0,035    | 0,50      |

**Tabela 4.4 - Propriedades mecânicas mínimas do metal de adição (AWS / ASME SFA - 5.18).**

| <b>Limite de Escoamento – LE [MPa]</b> | <b>Limite de Resistência – LR [MPa]</b> | <b>Alongamento [%]</b> | <b>Charpy V -29°C [J]</b> |
|----------------------------------------|-----------------------------------------|------------------------|---------------------------|
| 400                                    | 480                                     | 22                     | 27                        |



#### 4.1.2.2 Gás de Proteção

O processo de soldagem escolhido para este trabalho foi o GMAW utilizando-se como gás de proteção a mistura 25% CO<sub>2</sub> + 75% argônio (Ar), ou seja, processo MAG.

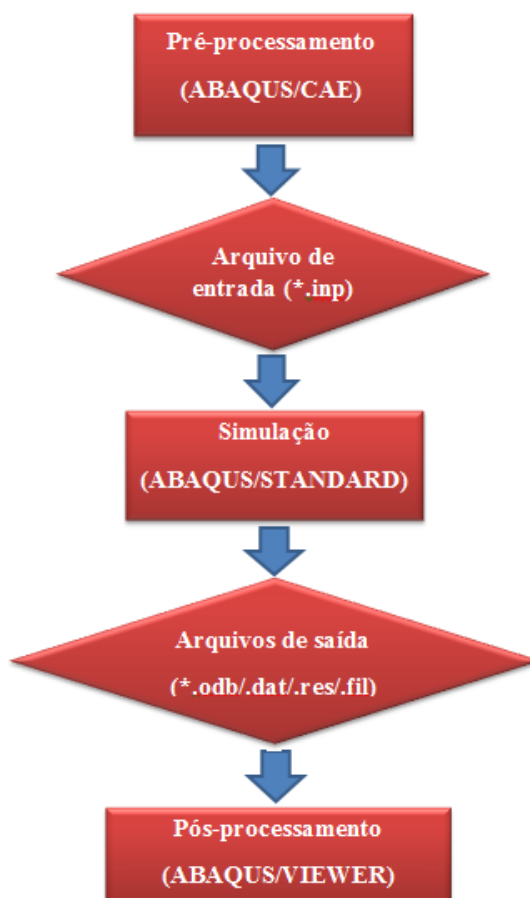
### 4.2 Métodos

#### 4.2.1 Modelagem por Elementos Finitos da Junta Soldada

Neste tópico, é descrita a realização da simulação de um procedimento de soldagem MAG, objetivando a obtenção do campo de temperatura de uma junta soldada. Para tanto, o programa comercial de elementos finitos ABAQUS é utilizado.

Nesta simulação, considera-se que a soldagem GMAW, contrariamente a outros processos como o laser e feixe de elétrons, só provoca a fusão do metal, não causando nenhuma vaporização. Para uma maior fidelidade à condição real de soldagem, são consideradas as variações das propriedades do material com a temperatura, o que leva a uma análise não-linear.

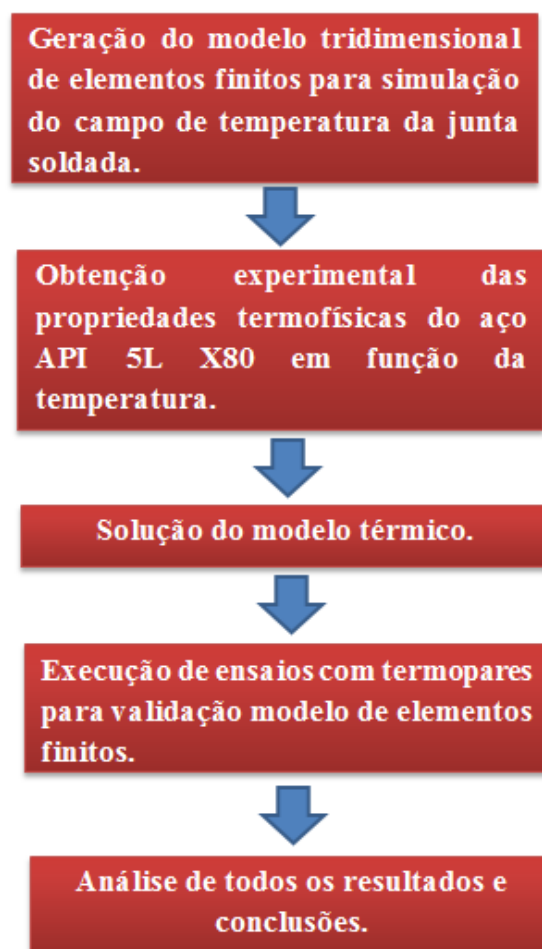
Uma análise utilizando o ABAQUS geralmente consiste de três etapas distintas: pré-processamento, simulação e pós-processamento (Hibbit, 2007), conforme mostrado através da Figura 4.2.



**Figura 4.2 – Etapas para simulação numérica no ABAQUS (Hibbit, 2007).**

O Pré-processamento foi realizado através do módulo 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 termofísicas do material variando com a temperatura, condições de contorno térmicas e mecânica. A simulação foi realizada através do módulo ABAQUS/STANDARD (método implícito) para obter a solução numérica do problema. As saídas do modelo foram armazenadas em arquivos do tipo (\*.odb/.dat/.res/.fil) prontos para o pós-processamento, onde foram avaliados os resultados após a simulação utilizando o módulo ABAQUS/VIEWER, que permitiu utilizar recursos gráficos para interpretação dos resultados numéricos (Hibbit, 2007).

A Figura 4.3 mostra um esquema com a sequência do presente trabalho.



**Figura 4.3 - Esquema com a sequência do presente trabalho.**

#### 4.2.1.1 Modelo da Junta

A junta modelada é de topo com chanfro em V e ângulo de bisel de 25° sendo composta de duas chapas de aço API 5L X80 de dimensões 150 mm x 60 mm x 7,5 mm. As

transformações de fase no estado sólido, durante e após a soldagem, serão consideradas na modelagem através da variação das propriedades termofísicas dos materiais envolvidos com a temperatura e da entalpia de transformação ( $\gamma \leftrightarrow \alpha$ ). Foi simulado o processo GMAW. Os parâmetros de soldagem empregados são mostrados na Tabela 4.5. A soldagem foi realizada paralelamente ao maior lado das chapas. A eficiência térmica do processo foi considerada como 80 % (Kou, 1987).

**Tabela 4.5 – Parâmetros de soldagem empregados na simulação numérica.**

| Caso | Corrente [A] | Tensão [V] | Polaridade      | Velocidade de soldagem [m/s] | Energia de soldagem [kJ/m] |
|------|--------------|------------|-----------------|------------------------------|----------------------------|
| 1    | 169          | 25         | CC <sup>+</sup> | 0,003                        | 1126,67                    |
| 2    | 169          | 19,2       | CC <sup>+</sup> | 0,0015                       | 1730,56                    |
| 3    | 179          | 19,2       | CC <sup>+</sup> | 0,0015                       | 1832,96                    |

Resultados obtidos experimentalmente foram utilizados para validação do modelo de elementos finitos. Neste trabalho serão validados os casos 1 e 2.

#### 4.2.1.2 Considerações Sobre a Análise Térmica

Na análise térmica do presente trabalho, além da transferência de calor por condução, foram levadas em conta as perdas de calor por convecção natural e por radiação. Uma análise transiente foi conduzida, a fim de se obter o campo de temperaturas em função do tempo.

#### 4.2.1.3 Propriedades Termofísicas do Aço API 5L X80

Os valores do coeficiente de dilatação térmica ( $\alpha$ ), calor específico ( $c_p$ ), difusividade térmica ( $\lambda$ ) e condutividade térmica ( $k$ ) do aço API 5L X80, em função da temperatura, foram medidos experimentalmente. Os valores das temperaturas *solidus* e *liquidus* do aço API 5L X80 são 1493°C e 1515°C, respectivamente.

##### 4.2.1.3.1 Coeficiente de Dilatação Térmica

Para obtenção do coeficiente de dilatação térmica do aço API 5L X80, foram realizados ensaios de dilatométrica em um dilatômetro DIL 402 PC.

Para a realização destes ensaios, foram fabricados, a partir dos tubos de aço API 5L X80, corpos de prova cilíndricos com dimensões médias de 5 mm de diâmetro e 25 mm de comprimento. Estes corpos de prova foram submetidos a etapas de aquecimento e

resfriamento, tendo como objetivo obter as temperaturas de transformação de fase do aço e os valores do coeficiente de dilatação térmica deste material com a temperatura.

O dilatômetro DIL 402 PC apresenta as seguintes especificações técnicas:

- **faixa de temperatura:** temperatura ambiente a 1200°C;
- **taxas de aquecimento:** 0,01 K/min a 50 K/min;
- **faixa de medição:** 500 µm / 5000 µm;
- **comprimento da amostra:** 50 mm (máx.);
- **diâmetro da amostra:** 12 mm (máx.);
- **resolução (ΔL):** 8 nm.

#### 4.2.1.3.2 Calor Específico

A medição do calor específico do aço API 5L X80 foi realizada num Differential Scanning Calorimetry (DSC) / Differential Thermal Analysis (DTA) – LABSYS evo.

O calor específico de uma amostra é definido como:  $C_p = (\partial H / \partial T)_p$ . Três diferentes métodos podem ser usados para determinação do calor específico: o contínuo, o “stepwise” e o método “drop”. Os primeiros dois métodos podem ser usados para a determinação do  $C_p$  em sólidos e líquidos. O método “drop” pode ser somente usado para sólidos.

O método “stepwise” fornece geralmente os melhores resultados, mas a medição leva mais tempo. Este trabalho usou este método para medir o calor específico.

Para realizar medições quantitativas o sensor 3D- $C_p$  necessita ser calibrado. Esta calibração foi realizada usando  $\alpha - Al_2O_3$  como o calibrante (padrão), uma vez que seu  $C_p$  é bem documentado na literatura. Assim, o procedimento para medição do calor específico de uma amostra de um material seguem três etapas:

- 1) Medição de um cadinho vazio;
- 2) Medição do calibrante ( $\alpha - Al_2O_3$ );
- 3) Medição da amostra.

O cálculo é realizado na secção de processamento do software usando a seguinte equação:

$$C_p = C_{PS} \times \frac{m_c(Q_s - Q_b)}{m_s(Q_c - Q_b)} \quad \text{Equação (4.3)}$$

Nesta equação,  $Q_b$ ,  $Q_s$  and  $Q_c$  são as amplitudes medidas em µV do cadinho vazio, da amostra e do calibrante respectivamente,  $m_c$  and  $m_s$  são as massas do calibrante e da amostra respectivamente, e  $C_{PS}$  é o calor específico do calibrante.

Para temperaturas de 70°C a 1600°C o calor específico do calibrante é representado pela seguinte função polinomial (Equação 4.4):

$$C_{PS} = A_0 + A_1T + A_{-2}T \quad \text{Equação (4.4)}$$

Nesta equação,  $A_0 = 1,1583$ ,  $A_1 = 1,0247E-4$ ,  $A_{-2} = -3,9999E+4$  e  $T$  é a temperatura.

#### 4.2.1.3.3 Difusividade e Condutividade Térmica

Para obtenção da difusividade e condutividade térmica do aço API 5L X80 foi utilizada a técnica chamada laser flash, através do difusímetro Micro Flash LFA 457. O LFA 457 é um instrumento utilizado para medir difusividade térmica, calor específico e condutividade térmica de metais, grafite, revestimentos, compósitos, cerâmicas, polímeros, líquidos e outros materiais.

O Método Flash é utilizado em 80% das medições de difusividade térmica em todo o mundo e se tornou um padrão ASTM (ASTM 1461-01, 2001). Quando comparado com a medição direta de condutividade térmica, as vantagens desse método são:

- Amostra geometricamente simples, de pequeno tamanho e fácil preparação;
- Aplicabilidade para um amplo intervalo de valores de difusividade, de 0,001 cm<sup>2</sup>/s a 10 cm<sup>2</sup>/s, e temperaturas, de -125°C a 1100°C;
- Excelente exatidão;
- Um amplo intervalo de temperaturas pode ser coberto em um curto período de tempo pelo fato de ser necessário pouco tempo para uma única medição.

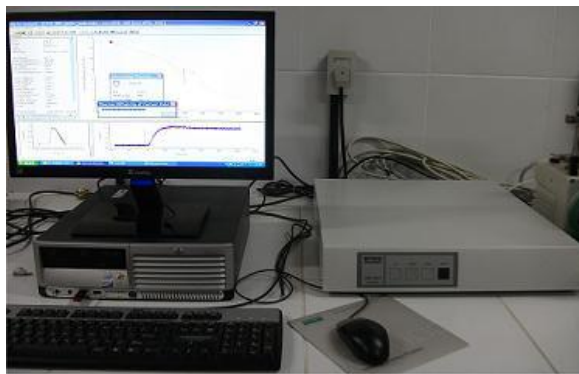
A amostra é montada no suporte do sistema que fica localizado dentro do forno. Depois que a amostra atinge uma temperatura pré-determinada, a energia fornecida por um pulso de laser é absorvida pela face inferior da amostra, resultando no aquecimento desta. O calor se propaga através da amostra por condução, elevando a temperatura da face superior. O aumento de temperatura nesta face é medido em função do tempo por um detector infravermelho. A difusividade térmica é calculada pelo software, através dos modelos matemáticos selecionados.

O LFA 457 MicroFlash consiste dos seguintes componentes:

- Unidade de medição com forno, laser e detector infravermelho (Figura 4.4a);
- Controlador da unidade de medição (Figura 4.4b);
- Fonte de alimentação para o sistema de laser e forno (Figura 4.4c);
- Sistema de aquisição e processamento de dados (Figura 4.4b);
- Circulador de água para ajudar a controlar a temperatura no forno.



a)



b)



c)



d)

**Figura 4.4 - Netzsch Microflash LFA 457.**

A construção vertical da unidade de medição é o componente primário do sistema. O sistema de laser é montado em um envoltório fechado na parte inferior. Um bloco receptor está localizado acima do sistema de laser. O porta-amostra cilíndrico (Figura 4.5) e seu dispositivo regulador são montados sobre este bloco. Um lacre permite um vácuo ou a

existência de uma atmosfera controlada no interior do forno. O sistema do forno é elevado e abaixado por um macaco mecânico. O laser é emitido com comprimento de onda na região do infravermelho, com 1064 nm, enquanto que a largura do pulso é variável. Um termopar, o qual é colocado na lateral do tubo transportador da amostra, mede a temperatura no interior do forno e, portanto, das amostras. Diferentes termopares podem ser utilizados, dependendo apenas do intervalo de temperatura de interesse. O detector infravermelho, que utiliza um reservatório de nitrogênio líquido como valor de referência, mede o aumento de temperatura na face superior da amostra.

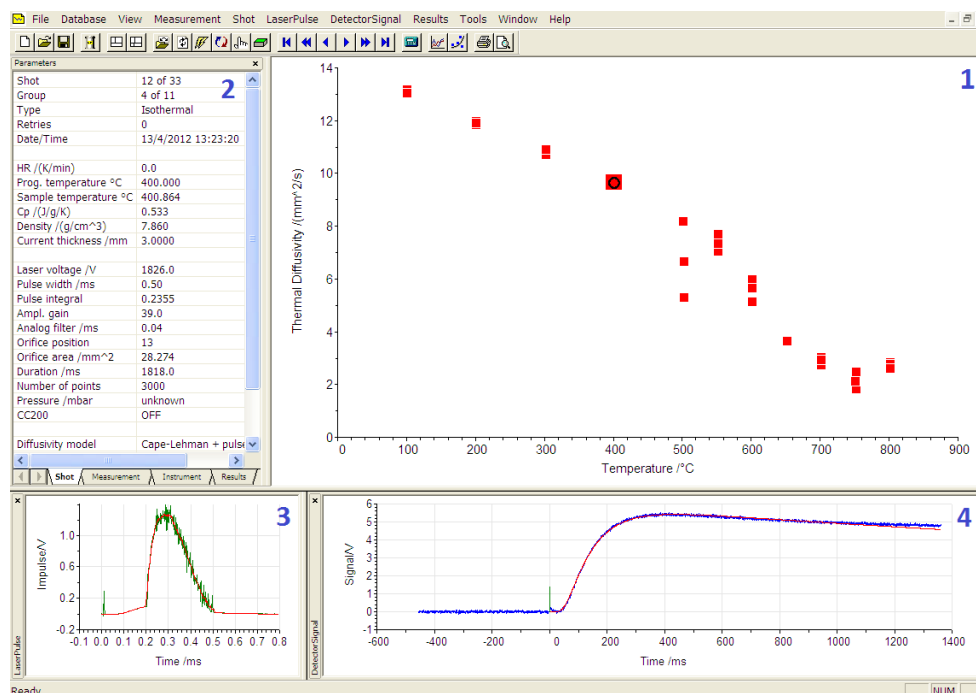
As amostras utilizadas neste experimento foram cilíndricas com diâmetro de 12,5 mm e espessura de 3 mm. As faces destas amostras foram recobertas por uma tinta especial de grafite, de cor negra, para aumentar tanto a absorvidade das superfícies, melhorando a absorção do pulso de energia, quanto a emissividade, melhorando a emissão de radiação e a leitura do sensor infravermelho.



**Figura 4.5 - Porta-amostras**

Ao fim do ensaio, os resultados são analisados no software PROTEUS. Nele, a curva de aquecimento de cada pulso pode ser visualizada individualmente, bem como as condições de ensaio. O modelo matemático pode ser escolhido dentre os existentes no software, ou pode-se deixar que ele selecione o que melhor corresponde à curva de aquecimento de cada ponto. A Figura 4.6 mostra a tela padrão de análise do software. No primeiro quadrante da figura, encontra-se o gráfico mostrando os pontos da propriedade medida (difusividade, condutividade ou ambas). O segundo quadrante contém todas as informações concernentes às características do pulso e da amostra para o ponto selecionado. O terceiro quadrante mostra o sinal do pulso de energia emitido (curva verde) e o sinal considerado pelo modelo matemático (curva vermelha). O quarto quadrante mostra a curva de aquecimento da amostra como lida pelo sensor infravermelho (curva azul) e como prevista pelo modelo matemático (curva

vermelha). Quanto menos discrepâncias houver entre essas duas curvas, melhor o modelo matemático representa a difusividade da amostra sob as condições especificadas.



**Figura 4.6 - Tela do software de análise PROTEUS.**

#### 4.2.1.4 Coeficiente de Convecção Térmica

Para determinação do coeficiente de convecção faz-se necessário o conhecimento de alguns parâmetros iniciais, definidos durante a montagem experimental. São eles: velocidade do fluxo de ar [m/s]; densidade do ar  $\rho$  [kg/m³]; calor específico do ar  $c_p$  [J/kg·K]; condutividade térmica do ar  $k$  [W/m·K]; coeficiente de expansão volumétrica do ar  $\beta$  [K⁻¹]; viscosidade dinâmica do ar  $\mu$  [kg/m·s] e viscosidade cinemática do ar  $\nu$  [m²/s]. Todas as propriedades do ar anteriormente citadas, exceto a velocidade do fluxo, variam em função da temperatura de filme, ou película de ar sobre a chapa.

Com as propriedades do ar conhecidas, calculam-se os números de Prandtl  $Pr$  [adimensional] e de Grashof  $Gr$  [adimensional] através das Equações (4.5) e (4.6).

Com os valores dos números de Prandtl e Grashof conhecidos, torna-se possível calcular o número de Nusselt  $Nu$  [adimensional] através da Equação (4.7), o qual, segundo (Çengel, 2009), mede a relação entre os fluxos de calor devido à convecção e a condução. Através do número de Nusselt e usando-se a Equação (4.8), pode-se calcular o coeficiente de convecção médio  $h$  [W/m²K].

$$Pr = \frac{\mu c_p}{k} \quad \text{Equação (4.5)}$$



$$Gr = \frac{(g \cdot \beta \cdot \Delta T \cdot L_c^3)}{\gamma^2} \quad \text{Equação (4.6)}$$

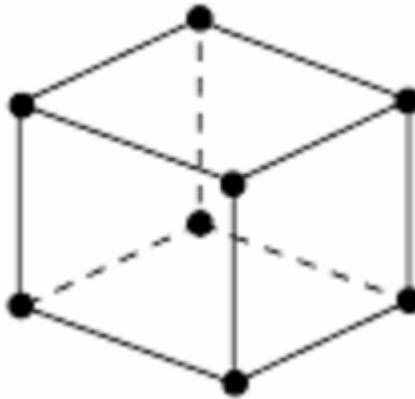
$$Nu = 0,4 \cdot Gr^{\frac{1}{5}} \cdot Pr^{\frac{1}{4}} \quad \text{Equação (4.7)}$$

$$h = \frac{Nu \cdot k}{L_c} \left[ \frac{W}{m^2 K} \right] \quad \text{Equação (4.8)}$$

$$L_c = \frac{\text{Área superficial}}{\text{Perímetro}} [\text{chapas horizontais}] \quad \text{Equação (4.9)}$$

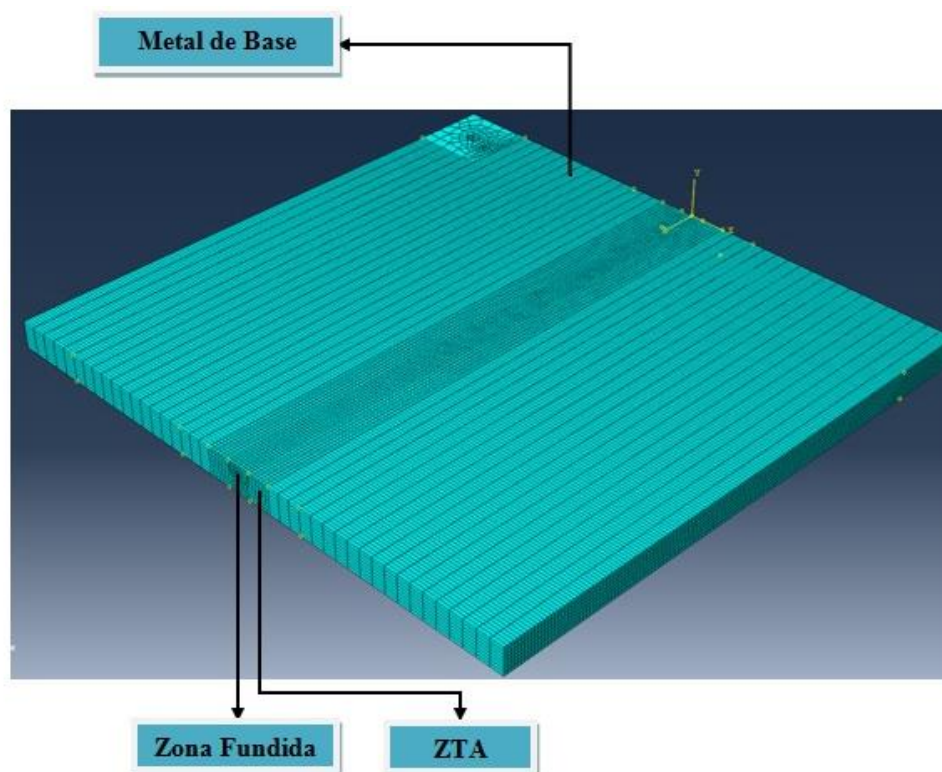
#### 4.2.1.5 Malha de Elementos Finitos

O elemento usado na malha do modelo de elementos finitos é o DC3D8, o qual é um elemento sólido 3D com capacidade de condução térmica tri-dimensional, permitindo assim o acoplamento térmico-mecânico. Este elemento é contínuo de formulação linear apresentando uma geometria cúbica e com oito nós cada um, ver Figura 4.7.



**Figura 4.7 – Esquema do elemento DC3D8 (Hibbit, 2007).**

A malha do modelo contém 78888 elementos e 90152 nós e foi determinada após testes de convergência da solução do problema. Essa malha foi refinada na zona fundida (ZF) e zona termicamente afetada (ZTA) por serem regiões em que ocorrem os fenômenos de maior importância na soldagem com elementos 0,5 mm de aresta, ver Figura 4.8. O incremento de tempo empregado foi de 0,001 s e o critério de convergência de 0,1°C (ou seja, a solução de um determinado passo converge quando, em cada nó, a diferença de temperatura da interação atual para a anterior é menor que 0,1°C).



**Figura 4.8 – Ilustração da malha utilizada na simulação numérica.**

#### 4.2.1.6 Modelo da Fonte de Calor

A simulação do movimento da fonte de calor foi realizada da seguinte forma: à medida que a tocha se move, o fluxo de calor é aplicado sucessivamente ao conjunto de nós subsequente. Como, em princípio, o programa ABAQUS não realiza esta ação automaticamente, foi necessária a implementação de uma subrotina em FORTRAN para escrever um arquivo de entrada que realiza esta tarefa. A subrotina destinada a este fim é chamada DFLUX e aplica sequencialmente o fluxo de calor aos nós em função do tempo, de acordo com a velocidade de soldagem adotada (Brickstad e Josefson, 1998; Hibbit, 2007; Jiang *et al.*, 2011).

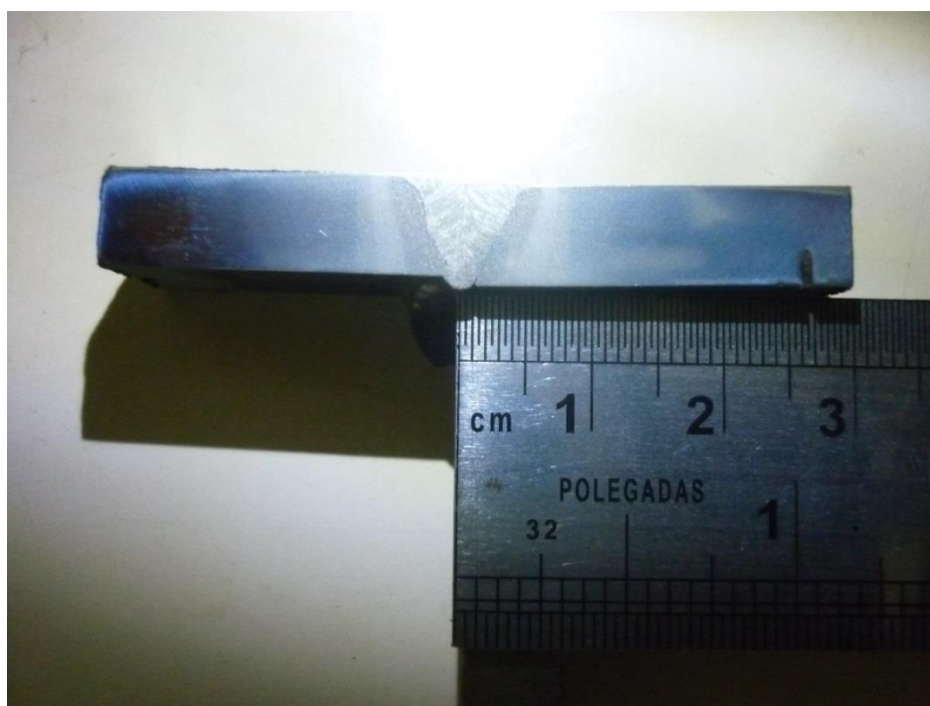
No presente trabalho, um modelo de fonte de calor em movimento é aplicado para representar o calor gerado pela tocha no processo de soldagem GMAW. A dupla-elipsóide de Goldak como modelo de fonte de calor, ver tópico 3.5.4, será adotada para representar a distribuição volumétrica de fluxo de calor, simulando a entrada de calor na soldagem da junta. O modelo da dupla-elipsóide de Goldak, ver Figura 3.19, combina duas elipsóides diferentes, isto é, uma no quadrante da frente da fonte de calor (Equação 3.18) e a outra no quadrante atrás (Equação 3.19).

Os parâmetros  $U$ ,  $I$  e  $\eta$  dependem do processo de soldagem enquanto os parâmetros  $b$  e  $c$  podem ser medidos por uma macrografia da junta soldada. Os parâmetros  $a_f$ ,  $a_r$ ,  $f_f$  e  $f_r$  são calculados utilizando os parâmetros  $b$  e  $c$ , ver as Equações (4.10) e (4.11) (Goldak and Chakravarti, 1984). Ver também as Equações (3.20), (3.21) e (3.22).

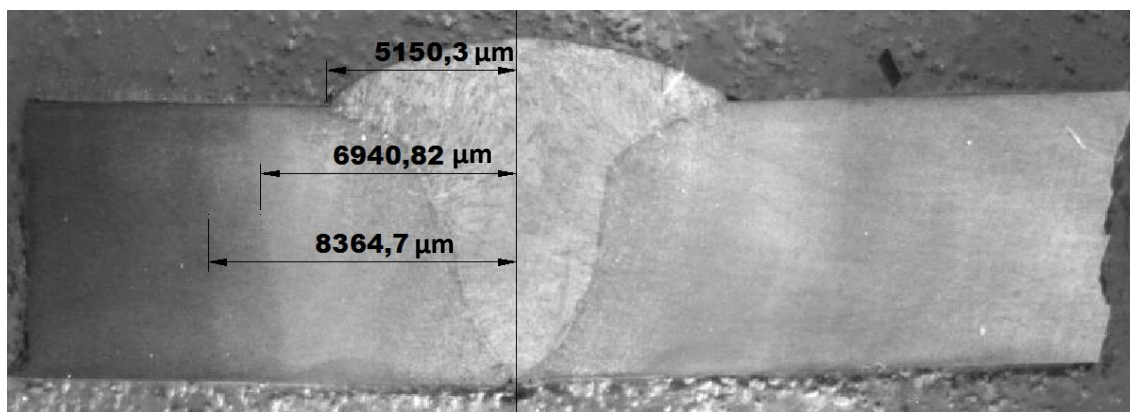
$$a_f = \frac{c}{2} \quad \text{Equação (4.10)}$$

$$a_r = 2c \quad \text{Equação (4.11)}$$

Após a realização da soldagem da junta, uma amostra da seção transversal desta foi cortada para análise macrográfica. A amostra foi preparada por metalografia tradicional, tendo início com o embutimento a frio da amostra em resina acrílica, seguido de lixamento com granulometrias na seguinte sequência: 220, 400, 600, 1000 e 1200 mesh. Após o lixamento, a amostra foi polida com pasta diamantada de  $1\mu\text{m}$  e em seguida atacada com uma solução de nital a 5% por um tempo médio de 15 segundos. Após o ataque, as amostras foram lavadas com água e secadas para observação macrográfica. As Figuras 4.9 e 4.10 mostram as macrografias das juntas soldadas do aço API 5L X80.



**Figura 4.9 – Macrografia da junta soldada do aço API 5L X80 (caso 1: corrente de 169 A, tensão de 25 V e velocidade de soldagem de 3 mm/s).**



**Figura 4.10 – Macrografia da junta soldada do aço API 5L X80 (caso 2: corrente de 169 A, tensão de 19,2 V e velocidade de soldagem de 1,5 mm/s).**

Através das análises macrográficas das juntas soldadas pode-se medir os parâmetros  $b$  e  $c$  da fonte de Goldak e com estes estimar os valores de  $a_f$ ,  $a_r$ ,  $f_f$  e  $f_r$ . A Tabela 4.6 mostra os valores dos parâmetros geométricos da fonte de calor de Goldak utilizados neste trabalho.

**Tabela 4.6 – Parâmetros da fonte de calor de Goldak.**

|                  | <b>Caso 1</b> | <b>Caso 2</b> |
|------------------|---------------|---------------|
| <b>Parâmetro</b> | Valor         | Valor         |
| $b$              | 0,005 [m]     | 0,00515 [m]   |
| $c$              | 0,0075 [m]    | 0,0075 [m]    |
| $a_f$            | 0,00375 [m]   | 0,00375 [m]   |
| $a_r$            | 0,015 [m]     | 0,015 [m]     |
| $f_f$            | 0,4           | 0,4           |
| $f_r$            | 1,6           | 1,6           |

#### 4.2.1.7 Condições de Contorno

##### 4.2.1.7.1 Térmica

Durante a operação de soldagem, o material troca calor com o ambiente circundante por convecção e radiação. As perdas de calor por convecção e radiação são expressas pelas Equações (4.12) e (4.13) respectivamente.

$$\Phi_c = h_c(T - T_\infty) \quad \text{Equação (4.12)}$$

onde  $h_c$  é o coeficiente de convecção,  $T$  a temperatura da superfície da peça e  $T_\infty$  a temperatura do fluido circundante.

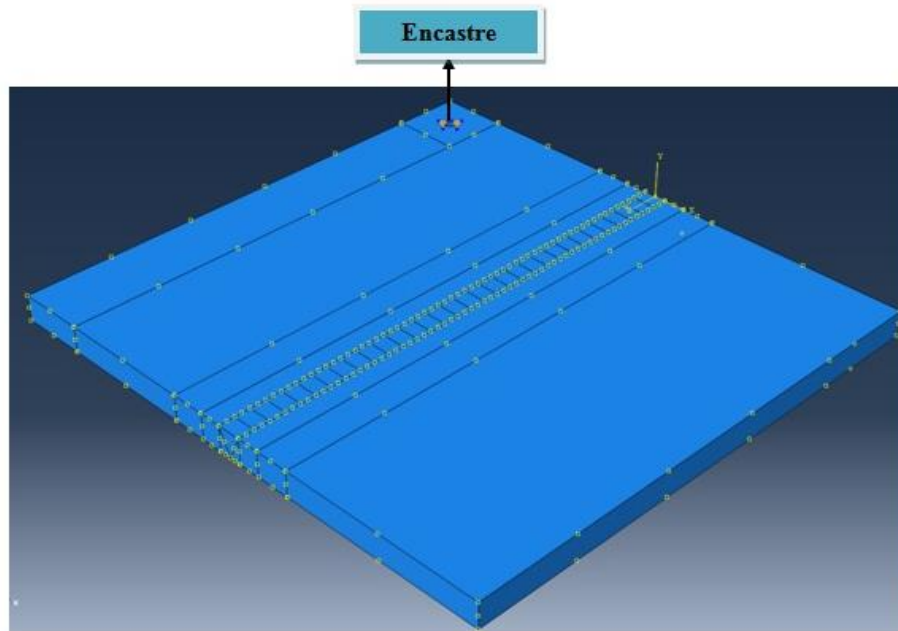
$$\Phi_r = \sigma \varepsilon (T^4 - T_{\infty}^4) \quad \text{Equação (4.13)}$$

onde  $\sigma$  é a constante de Stefan – Boltzmann,  $\sigma = 5,7 \times 10^{-8} \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$ ,  $\varepsilon$  a emissividade da peça,  $\varepsilon = 0,7$ ,  $T_{\infty}$  a temperatura no infinito e  $T$  a temperatura da superfície da peça.

Os valores de  $h_c$  utilizados neste trabalho foram medidos experimentalmente, ver seção 4.2.1.4 e 5.2.

#### 4.2.1.7.2 Mecânica

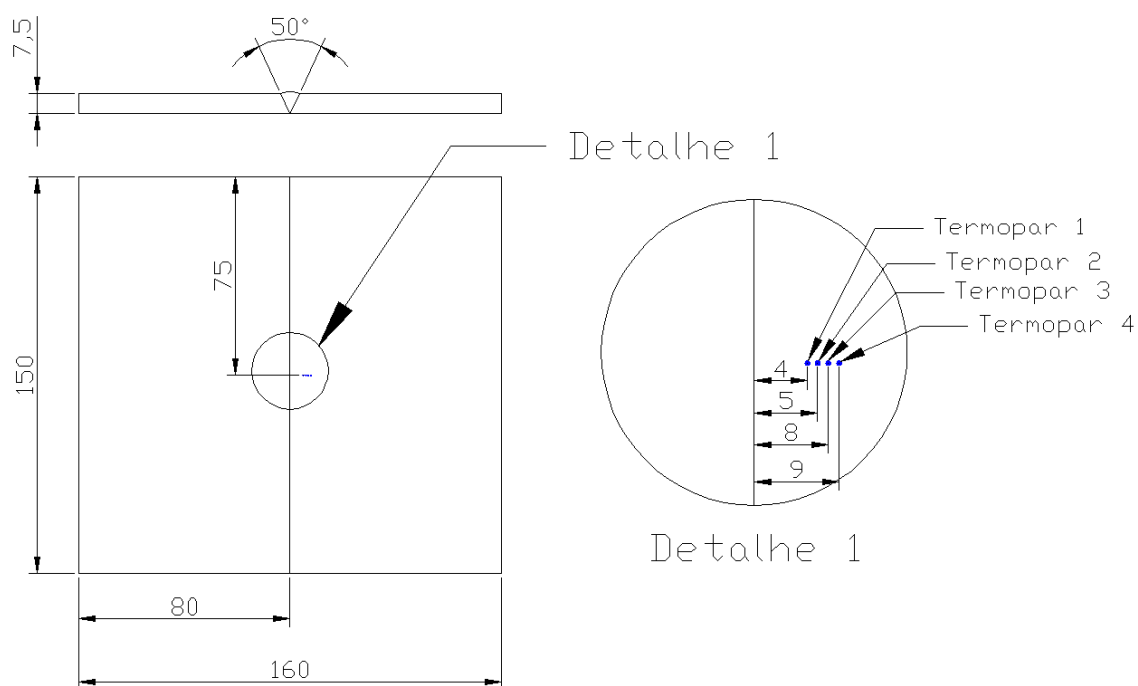
Durante a simulação da soldagem a chapa está totalmente presa por um parafuso com 3 mm de diâmetro (Danis, 2008). Desta forma foi estabelecida uma única condição de contorno mecânica utilizando a ferramenta ENCASTRE na qual não permite nenhum grau de liberdade na peça, ver Figura 4.11.



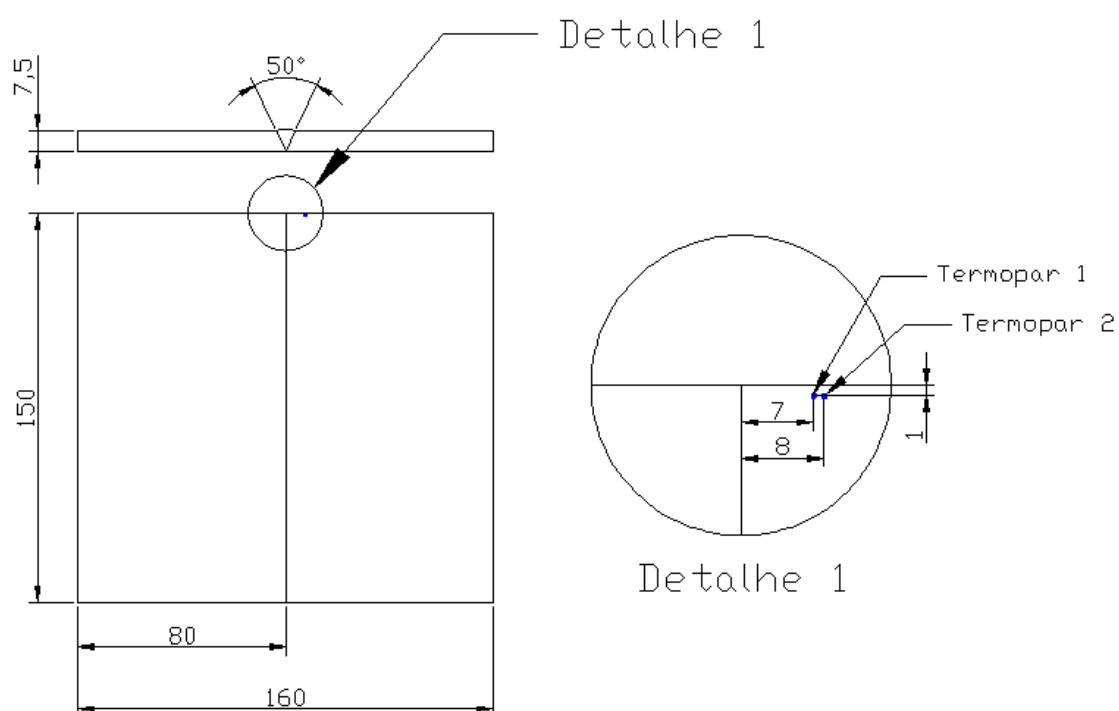
**Figura 4.11 - Condição de contorno mecânica do tipo ENCASTRE.**

#### 4.2.2 Metodologia Experimental

Os resultados numéricos da análise térmica foram comparados aos resultados obtidos experimentalmente. As Figuras 4.12 e 4.13 ilustram dois desenhos esquemáticos e os pontos da chapa usados para comparação da temperatura em função do tempo. A medição experimental da temperatura foi realizada utilizando-se termopares do tipo K micro-soldados na parte detrás da chapa.



**Figura 4.12 - Posição dos termopares para validação dos resultados obtidos numericamente (caso 1: corrente de 169 A, tensão de 25 V e velocidade de soldagem de 3 mm/s).**



**Figura 4.13 - Posição dos termopares para validação dos resultados obtidos numericamente (caso 2: corrente de 169 A, tensão de 19,2 V e velocidade de soldagem de 1,5 mm/s).**

## 5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

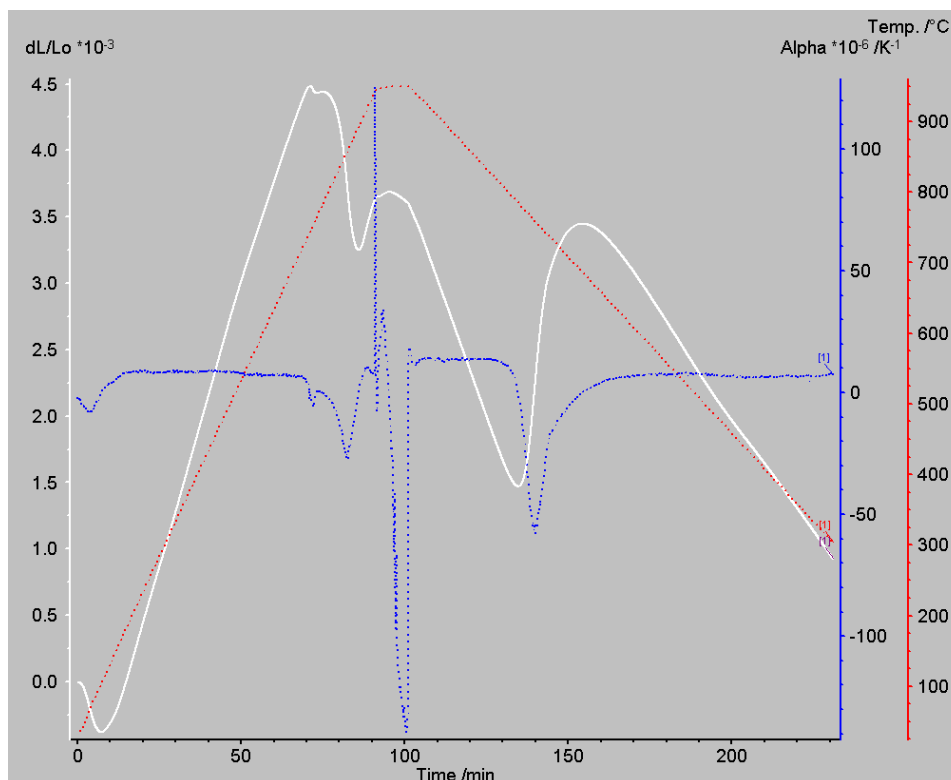
### 5.1 Propriedades Termofísicas do Aço API 5L X80

Os trabalhos teóricos sobre transferência de calor durante os processos de soldagem iniciaram-se com Rosenthal na década de 40 (Rosenthal, 1941 e 1946). Entretanto soluções analíticas do problema térmico para a soldagem de topo foram obtidas com algumas simplificações, dentre elas, a variação das propriedades termofísicas com a temperatura é desprezada, adotando-se valores médios. Obviamente, diversas propriedades físicas do material, como a sua condutividade térmica, variam com a temperatura. Levar em conta esta variação, contudo, tornaria o problema muito complexo e de solução analítica, na maioria dos casos, impossível, necessitando assim a utilização de um método numérico.

#### 5.1.1 Coeficiente de Dilatação Térmica

A dilatometria é uma das técnicas mais poderosas para o estudo de transformações de fase no estado sólido em aços, pois ela permite o monitoramento em tempo real da evolução das transformações, em termos de mudanças dimensionais, que ocorrem na amostra pela aplicação de um ciclo térmico. A aplicabilidade da dilatometria em pesquisa de transformação de fase é devido à mudança do volume específico de uma amostra durante uma transformação de fase. Quando um material sofre uma mudança de fase a estrutura cristalina muda e isto é, em princípio, acompanhado por uma mudança no volume específico (García de Andrés *et al.*, 2002).

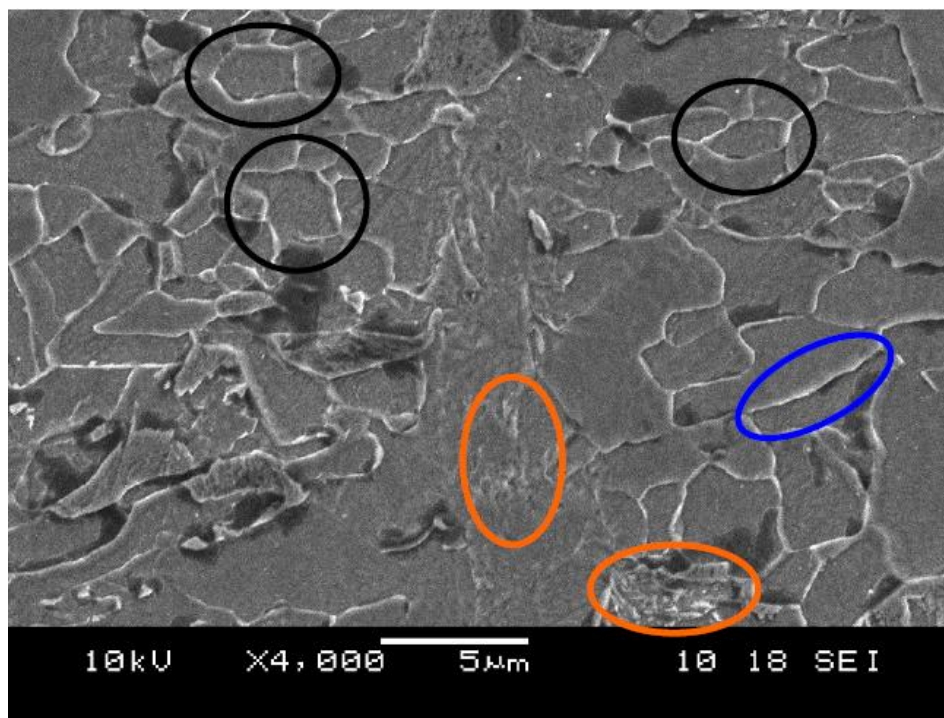
A Figura 5.1 apresenta um gráfico da dilatometria em função da temperatura e do tempo referente a um ensaio dilatométrico realizado no aço API 5L X80 na condição de “como recebido”. Neste ensaio dilatométrico, o material foi aquecido com uma taxa de aquecimento de 10 °C/min até atingir a temperatura de 950°C, em seguida foi mantido nesta temperatura durante 10 minutos para assegurar uma completa austenitização e, por fim, foi resfriado com uma taxa de resfriamento de 5 °C/min até atingir a temperatura de 300°C (curva vermelha).



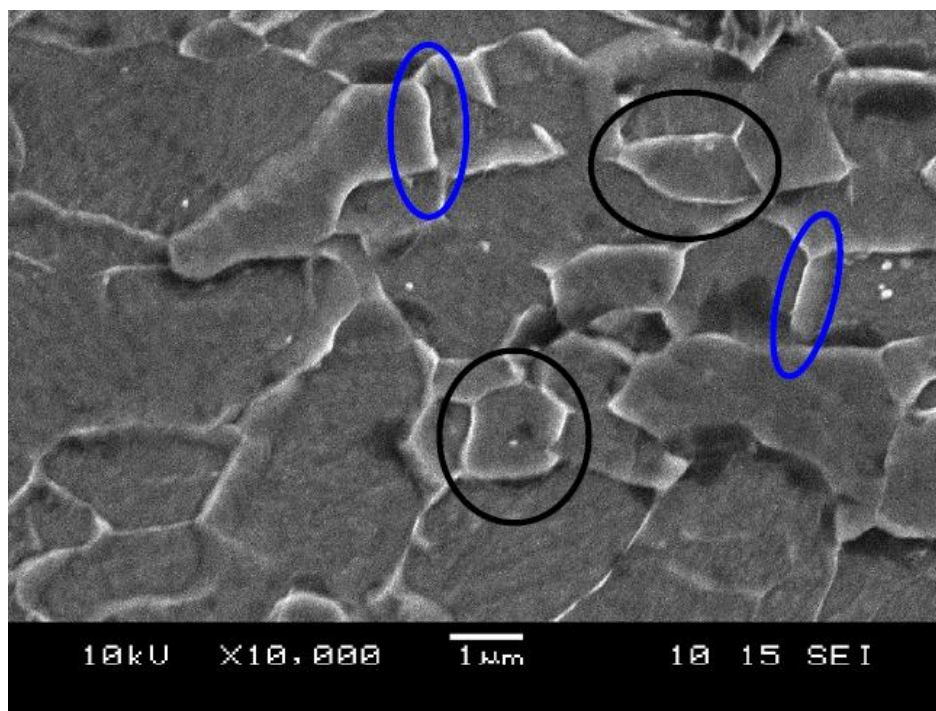
**Figura 5.1 – Resultados medidos do coeficiente de dilatação térmica [ $K^{-1}$ ] (curva azul) do aço API 5L X80.**

A microestrutura do material como recebido foi observada por Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV) e é mostrada na Figura 5.2, onde foram utilizados aumentos de 4000 e 10000X, nos quais permitiram caracterizar as fases constituintes. Nestas micrografias pode ser verificado que a microestrutura é formada predominantemente por ferrita poligonal (elipses preta). Também é observado que os contornos de grão são esbranquiçados, o que caracteriza um enriquecimento de soluto (elipses azul). É também possível observar a presença de perlita (elipses laranja), na qual é composta de ferrita e cementita ( $Fe_3C$ ) em formato lamelar.





a)



b)

**Figura 5.2 – Micrografia por MEV do aço API 5L X80 na condição de como recebido. a) 4000X e b) 10000X.**

Analisando-se as curvas de dilatação (curva branca, Figura 5.1) e temperatura (curva vermelha, Figura 5.1), observa-se que o material sofre uma contração durante o seu aquecimento, o que caracteriza a ocorrência de uma transformação de fase. Esta

transformação de fase é a transformação  $\alpha \rightarrow \gamma$ . O início e fim da contração do material ocorrem nas temperaturas de aproximadamente 730°C e 890°C. Assim, as temperaturas de início e fim da transformação de fase  $\alpha \rightarrow \gamma$  são 730°C e 890°C, respectivamente, para uma taxa de aquecimento de 10 °C/min. Analisando-se as curvas de dilatação (curva branca, Figura 5.1) e temperatura (curva vermelha, Figura 5.1) após a austenitização do aço (950°C por 10 min), observa-se que o material sofre uma expansão durante o seu resfriamento, o que caracteriza a ocorrência de uma transformação de fase. Esta transformação de fase foi associada à decomposição  $\gamma \rightarrow \alpha$ . O início da expansão do material ocorre na temperatura de aproximadamente 785°C. O fim da expansão do material ocorre na temperatura de aproximadamente 685°C. Assim, as temperaturas de início e fim da transformação de fase  $\gamma \rightarrow \alpha$  são 785°C e 685°C, respectivamente, para uma taxa de resfriamento de 5 °C/min.

Além de obter as temperaturas de transformação de fase ocorridas no aço devido a utilização de um ciclo térmico, a técnica de dilatometria também pode ser utilizada para medição do coeficiente de dilatação térmica deste material com a temperatura (curva azul, Figura 5.1).

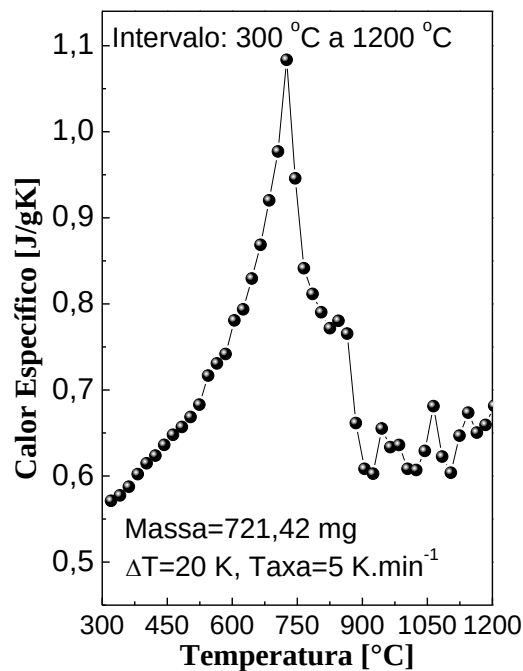
Durante a etapa de aquecimento, o coeficiente de dilatação térmica do aço permanece aproximadamente constante com valor de  $8,5 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ , entretanto, devido à ocorrência da transformação de fase  $\alpha \rightarrow \gamma$  no intervalo de temperatura de 730°C a 890°C, o coeficiente de dilatação térmica sofre uma queda, atingindo um valor mínimo de aproximadamente  $-25 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  na temperatura de 890°C. Ao final desta transformação, o coeficiente de dilatação térmica torna ao valor de  $8,5 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ .

Já na etapa de resfriamento, o coeficiente de dilatação térmica do aço permanece aproximadamente constante com valor de  $8,5 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ , entretanto, devido à ocorrência da transformação de fase  $\gamma \rightarrow \alpha$  no intervalo de temperatura de 785°C a 685°C, o coeficiente de dilatação térmica sofre outra queda, atingindo um valor mínimo de aproximadamente  $-50 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  na temperatura de 685°C. Ao final desta transformação, o coeficiente de dilatação térmica torna ao valor de  $8,5 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ .

Percebe-se claramente que entre a etapa de aquecimento e resfriamento existe uma região de perturbação no comportamento do coeficiente de dilatação térmica do aço (picos maiores). A razão para isto pode também ser associada a transformações de fase (decomposição da austenita) que ocorreu durante a etapa isotérmica a 950°C.

### 5.1.2 Calor Específico

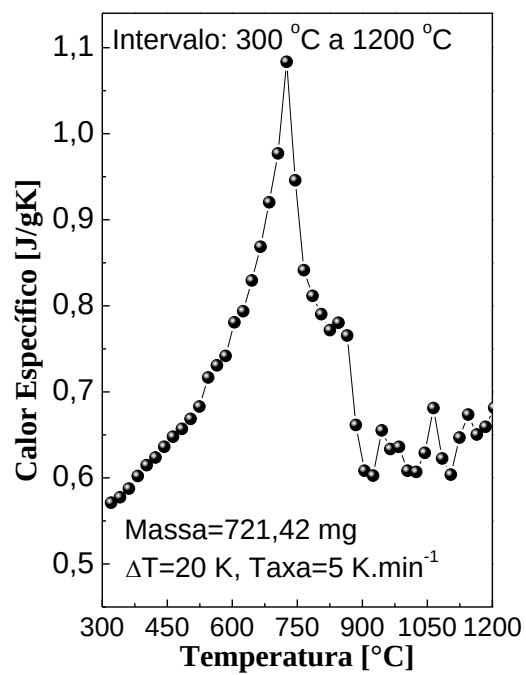
Os resultados medidos do calor específico são mostrados no gráfico abaixo (Figura 5.3).



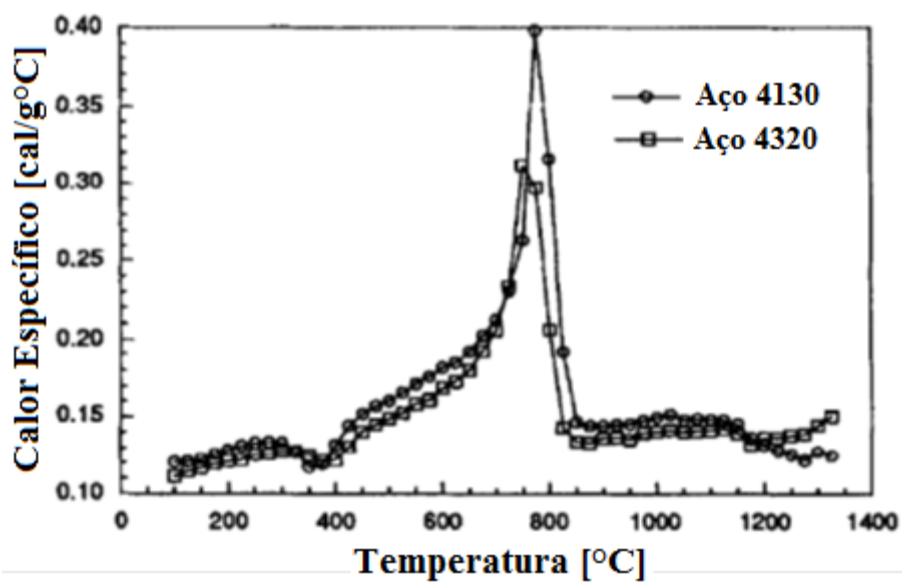
**Figura 5.3 – Resultados medidos do calor específico [J/gK] do aço API 5L X80.**

Neste trabalho foram medidos os valores do calor específico do aço API 5L X80 no intervalo de 300°C a 1200°C com um step ( $\Delta T$ ) de 20 K. É observado (Figura 5.3) que este material, no intervalo considerado, apresenta valores mínimo e máximo de calor específico iguais a 0,571 J/gK e 1,084 J/gK nas temperaturas de 300°C e 720°C, respectivamente. De acordo com Pedrosa *et al.* (2013), este pico que aparece nas curvas  $\alpha$  X T e  $C_p$  X T, é devido a ocorrência da transformação de fase ( $\alpha \leftrightarrow \gamma$ ) no aço. Observa-se claramente que o pico presente na curva  $C_p$  X T (Figura 5.3) apresenta um valor máximo de  $C_p$  igual a 1,084 J/gK a 720°C e depois cai para 0,603 J/gK a 880°C. Este comportamento evidencia a ocorrência da transformação de fase  $\alpha \rightarrow \gamma$  neste intervalo de temperatura estando em acordo com a curva de dilatométrica (Figura 5.1).

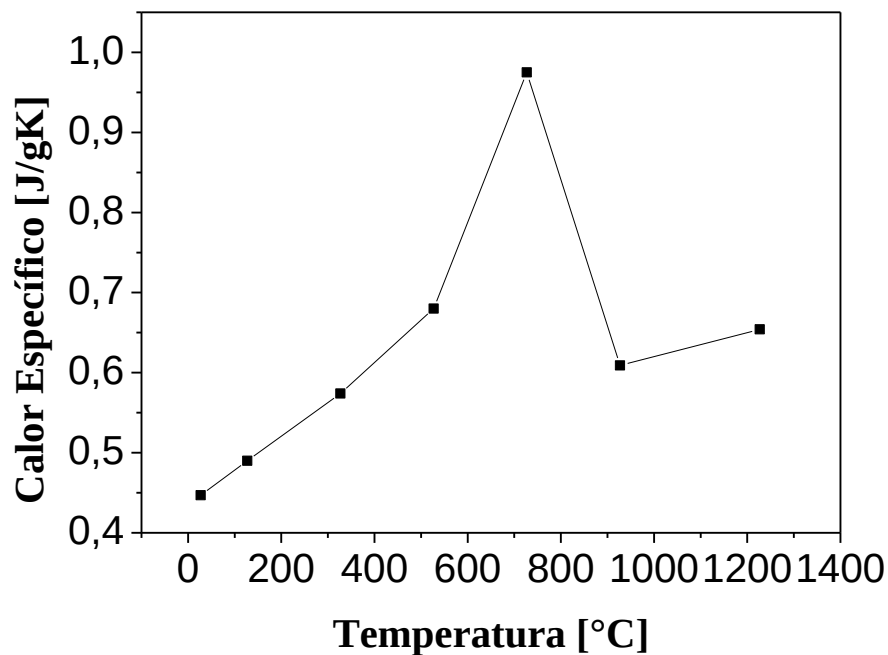
Li *et al.* (1997), estudando as propriedades termofísicas dos aços AISI 4320 e 4130 verificou o mesmo comportamento da curva  $C_p$  X T. A curva tem um significativo pico endotérmico iniciando em torno de 700°C. Este pico representa a transformação de fase no estado sólido ( $\alpha \rightarrow \gamma$ ) e termina em torno de 825°C (Figura 5.4b). Um comportamento similar da curva  $C_p$  X T também é observado para o ferro puro (Figura 5.4c). Aqui o pico inicia-se em torno de 725°C e termina em torno de 925°C (Incropera e DeWitt, 2002).



a)



b)



c)

**Figure 5.4 - a) Resultados medidos do calor específico [J/gK] do aço API 5L X80, b) resultados medidos do calor específico [J/cal °C] dos aços AISI 4130 e 4320 obtidos por Li *et al.* (1997) e c) resultados obtidos do calor específico [J/gK] do ferro puro.**

Um comportamento semelhante da curva  $C_p \times T$ , mas com valores de calor específico diferentes, foi obtido por Gery *et al.* (2005), ao estudar a distribuição de temperatura, utilizando o método de elementos finitos, devido a soldagem de uma junta de topo de um aço de baixo carbono (0,1 %C).

O mesmo ocorreu com Deng (2009), ao estudar a distribuição de tensões residuais, utilizando o método de elementos finitos, devido a soldagem de juntas de topo de dois aços de 0,15 %C e 0,45 %C.

Attarha e Sattari-Far (2011), estudando a distribuição de temperatura gerada pela soldagem de uma junta de topo de um aço carbono com 0,15 %C, utilizaram resultados semelhantes aos obtidos neste trabalho até a temperatura de 400°C, acima de 400°C os seus resultados foram diferentes apresentando um valor máximo de calor específico igual a 0,863 J/gK a 1300°C.

Resultados muito diferentes foram utilizados por Shan *et al.* (2009), estudando a distribuição de temperatura gerada pela deposição de um cordão de solda numa chapa do aço AISI 316L.

### 5.1.3 Difusividade e Condutividade Térmica

Para todas as medições, o software PROTEUS indicou que o modelo de Cape e Lehman com correção de pulso foi o que melhor representou os dados obtidos.

O modelo matemático de Cape e Lehman (1963) é mais complexo que o de Parker *et. al.* (1961), e utiliza considerações mais complexas e abrangentes:

- Condução bidimensional e com simetria em relação ao eixo central;
- A energia absorvida pela amostra como um termo-fonte na equação da energia;
- Fluxo de energia uniforme e completamente absorvido em  $x=0$ ;
- Perdas de calor nas superfícies levadas em conta como um termo de radiação linearizada.

Utilizando uma amostra de espessura  $L$  e raio  $r_0$ , inicialmente à temperatura  $T_0$ , o modelo é dado pela (Equação 5.1):

$$\begin{aligned}\frac{1}{\alpha} \frac{\partial \delta(r, x, t)}{\partial t} &= \frac{\partial^2 \delta}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \delta}{\partial r} + \frac{\partial^2 \delta}{\partial x^2} + \frac{q(r, x, t)}{K} \quad \text{em } 0 < x < L, 0 < r < r_0, t > 0 \\ -\frac{\partial \delta}{\partial x} + v_x \delta &= 0 \quad \text{em } x = 0, 0 < r < r_0, t > 0 \\ \frac{\partial \delta}{\partial x} + v_x \delta &= 0 \quad \text{em } x = L, 0 < r < r_0, t > 0 \\ \frac{\partial \delta}{\partial r} + v_r \delta &= 0 \quad \text{em } r = r_0, 0 < x < L, t > 0 \\ \delta &= 0 \quad \text{para } t = 0, 0 < x < L, 0 < r < r_0\end{aligned}$$

Equação (5.1)

Onde:

$$\delta(r, x, t) = T(r, x, t) - T_0$$

$$v_{x,r} = \frac{4\sigma\epsilon_{x,r}T_0^3}{K} \quad \text{Equação (5.2)}$$

Na Equação (5.2),  $\sigma$  é a constante de Stefan-Boltzman ( $\sigma = 5,67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$ ) e  $\epsilon$  é a emissividade da superfície.

As Figuras 5.5 e 5.6 são os gráficos gerados pelo software da difusividade e condutividade térmica calculada para cada pulso feito nas amostras. Através deles, verificam-

se facilmente quaisquer pontos que possam ter sido resultado de alguma inadequação na medição.

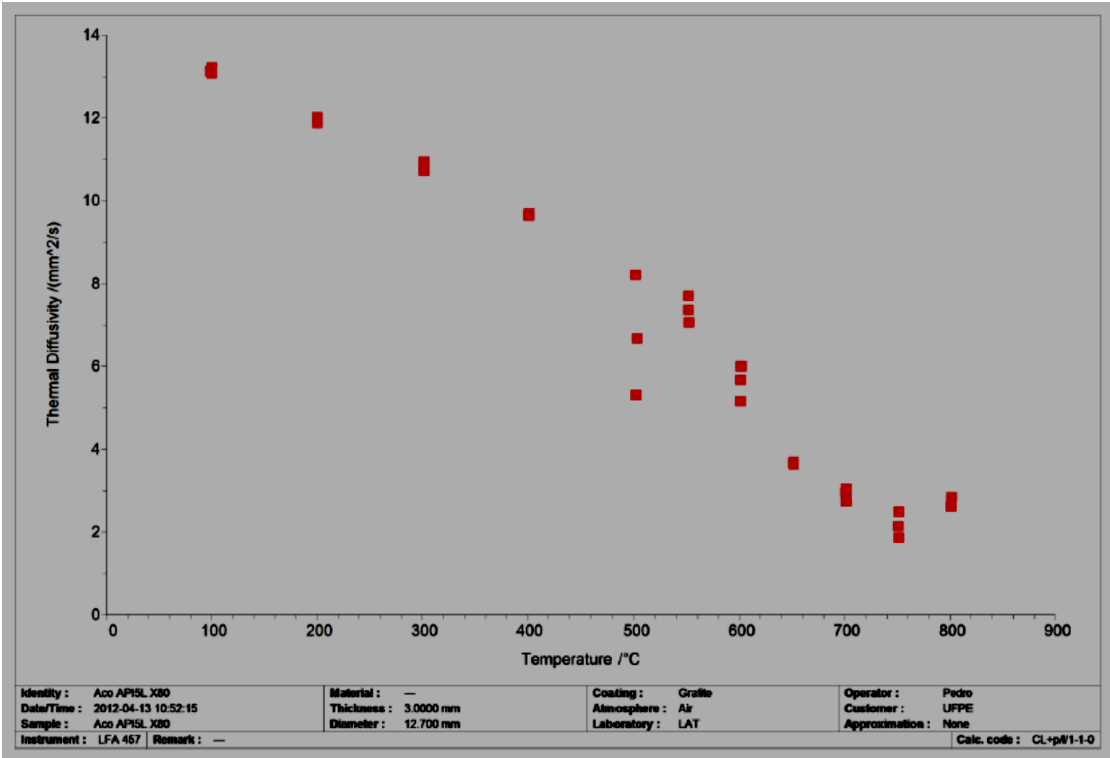


Figura 5.5 – Resultados medidos da difusividade térmica [mm²/s] do aço API 5L X80.

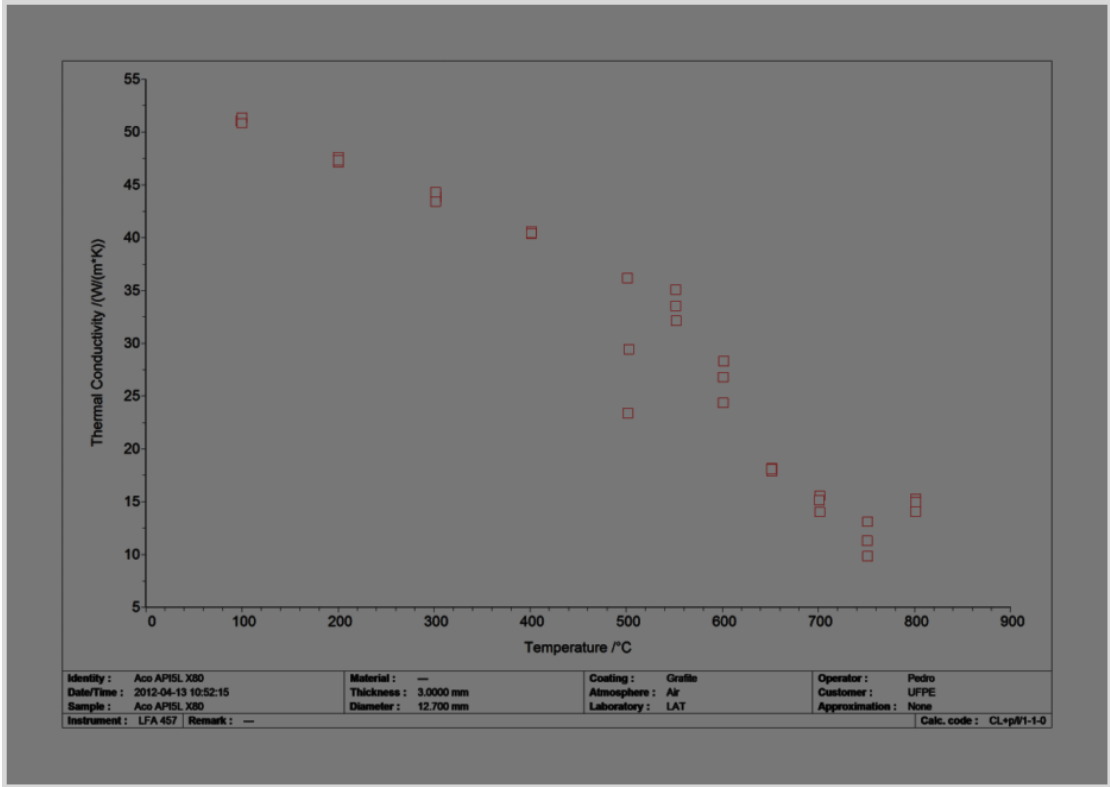
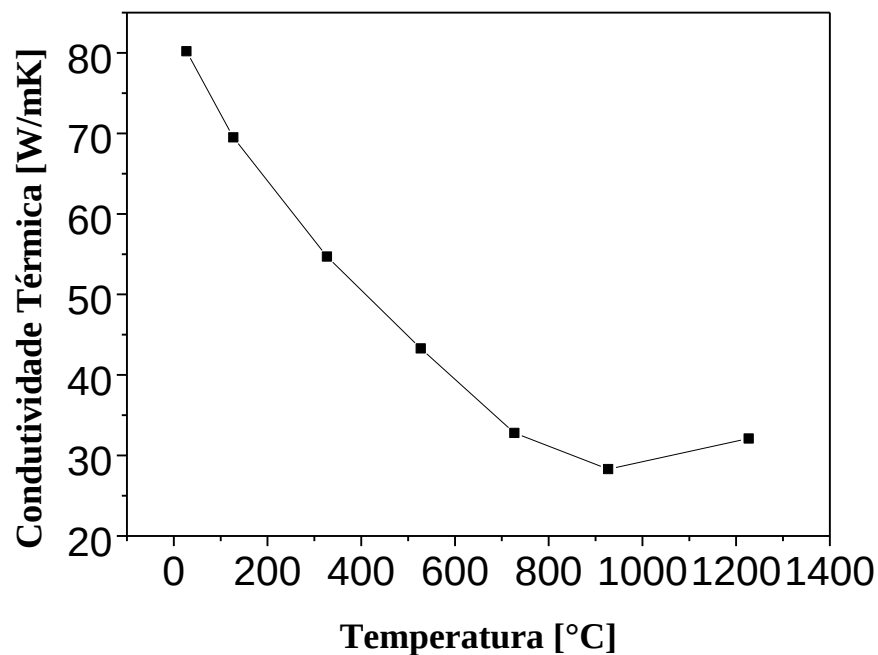


Figura 5.6 - Resultados medidos da condutividade térmica [W/mK] do aço API 5L X80.

Neste trabalho foram medidos os valores da difusividade e condutividade térmica do aço API 5L X80 no intervalo de 100°C a 800°C com um step ( $\Delta T$ ) de 50 K. É observado (Figura 5.5) que este material, no intervalo considerado, apresenta valores mínimo e máximo de difusividade aproximadamente iguais a 3 mm<sup>2</sup>/s e 13 mm<sup>2</sup>/s nas temperaturas de 750°C e 100°C, respectivamente, e condutividade térmica (Figura 5.6) aproximadamente iguais a 13 W/mK e 52 W/mK nas mesmas temperaturas. Percebe-se claramente que dois dos pontos obtidos à temperatura de 500°C não se adequam à tendência dos pontos e devem ser desconsiderados. As razões para isso podem ser diversas, mas provavelmente, se deve a flutuações na tensão da rede elétrica, que podem ter interferido nos sinais dos vários instrumentos em funcionamento. Um comportamento similar da curva K X T é também verificada para o ferro puro, ver Figura 5.7 (Incropera e DeWitt, 2002).



**Figura 5.7 – Condutividade térmica do ferro puro (Incropera e DeWitt, 2002).**

Um comportamento semelhante da curva K X T, mas com valores de condutividade térmica diferentes, foi obtido por Deng (2009), estudando a distribuição de tensões residuais, utilizando o método de elementos finitos, devido a soldagem de juntas de topo de dois aços de 0,15 %C e 0,45 %C.



No trabalho de Tsirkas *et al.* (2003), mais uma vez um comportamento semelhante da curva K X T foi utilizado, mas com valores de condutividade térmica diferentes, estudando a distribuição de temperatura gerada pela soldagem a laser de uma junta de topo do aço AH 36.

Resultados muito diferentes foram utilizados por Klobcar *et al.* (2004), estudando a distribuição de temperatura gerada pela soldagem GTAW de uma junta de topo do aço para trabalho a quente H13.

O mesmo ocorreu com Dhingra and Murphy (2005), estudando a distribuição de temperatura gerada pela soldagem GMAW de uma junta de topo de um aço de baixo carbono.

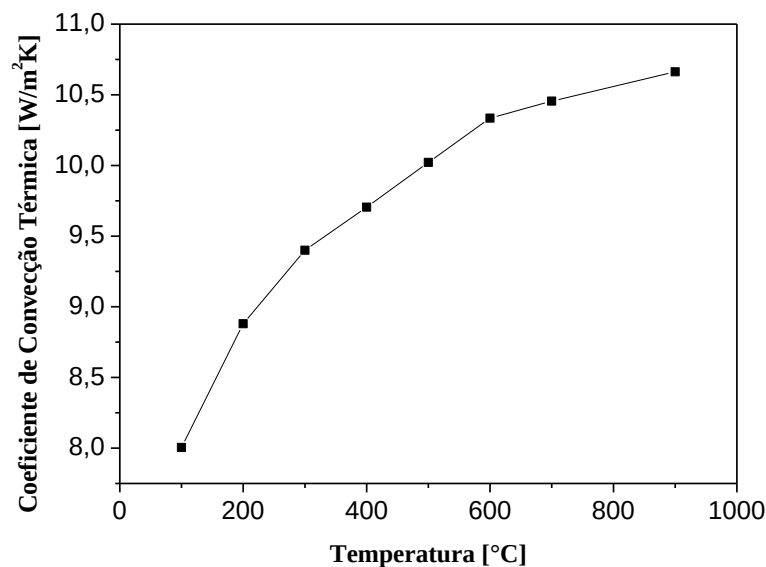
Peet *et al.* (2011), previram a condutividade térmica de aços e verificou que o manganês, níquel, molibidênio e cromo tem uma forte influência no comportamento da condutividade térmica. Carbono, silício, vanádio e cobre tem uma menor influência, enquanto os elementos titânio, tungstênio, nióbio e alumínio todos tem muito baixa influência. Exceto o alumínio os elementos com menor influência são fortes formadores de carbeto, como também eles podem geralmente formar fases secundárias e assim não afetam a condutividade térmica fortemente, exceto pela remoção de carbono ou nitrogênio.

Zhu e Chao (2002) e Armentani *et al.* (2007), verificaram por meio da simulação que muita das propriedades dos materiais como, por exemplo, a condutividade térmica afeta e muito o campo de temperatura durante o processo de soldagem.

O método numérico de elementos finitos (FEM) pode prever a distribuição de temperatura ao longo do componente soldado. A parte desafiadora de fornecer resultados numéricos precisos reside na medição experimental das propriedades termofísicas do material, fazendo assim com que o comportamento do componente modelado reflita o comportamento real. Se, na simulação numérica, este conjunto de propriedades está disponível e a malha gerada tem refinamento suficiente, a distribuição de temperatura devido à soldagem pode ser obtida com precisão ao longo do modelo, tornando o método de elementos finitos altamente eficaz. A utilização de propriedades termofísicas não pertencentes ao material estudado fornecem resultados numéricos errôneos.

## 5.2 Coeficiente de Convecção Térmica

Os resultados medidos do coeficiente de convecção térmica médio são mostrados no gráfico abaixo (Figura 5.8).



**Figura 5.8 – Coeficiente de convecção térmica médio.**

O comportamento do coeficiente de convecção térmica, no intervalo de temperatura de 100°C a 900°C, aumenta com o crescimento da temperatura, com valores mínimo e máximo igual a 8,01 W/m²K e 10,66 W/m²K nas temperaturas de 100°C e 900°C, respectivamente.

No trabalho de Tsirkas *et al.* (2003), mais uma vez um comportamento semelhante da curva  $h \times T$  foi utilizado, e com valores do coeficiente de convecção térmica médio bem próximos aos obtidos neste trabalho.

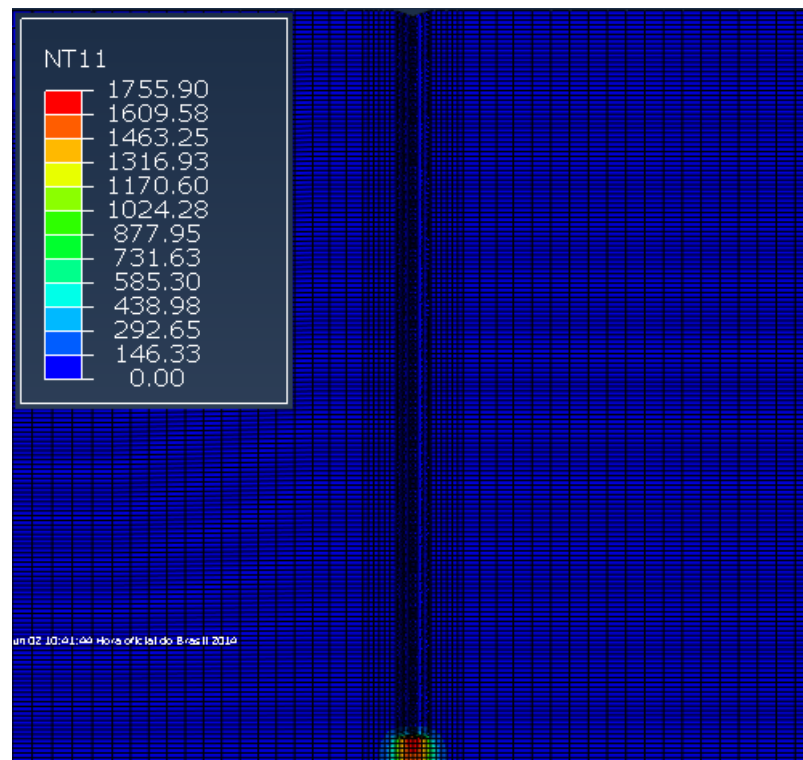
Gery *et al.* (2005), utilizou em seu trabalho um valor do coeficiente de convecção térmica constante e igual a 15 W/m²K.

Shan *et al.* (2009), também utilizou em seu trabalho um valor do coeficiente de coeficiente de convecção térmica constante e igual a 5,7 W/m²K.

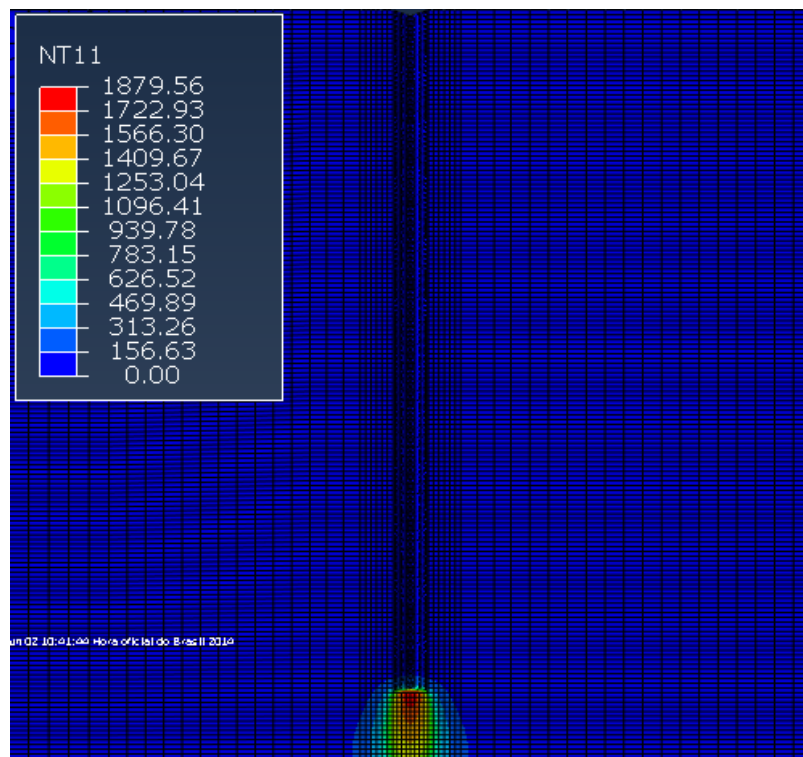
### 5.3 Campo de Temperatura da Junta Soldada (Técnica *Element Death / Element Born*)

Conforme já discutido no tópico 3.6, uma forma clássica para modelar o material de adição num processo de soldagem é através de uma técnica chamada “elemento morto/elemento nascido” (*element death / element born*). Neste método os elementos que serão removidos são primeiramente definidos, numa configuração inicial, com as propriedades do material de adição e formando a zona fundida da junta soldada. Estes elementos são então removidos (*element death*) do modelo e então adicionados (*element born*) quando exigido durante a simulação (Hansen, 2003).

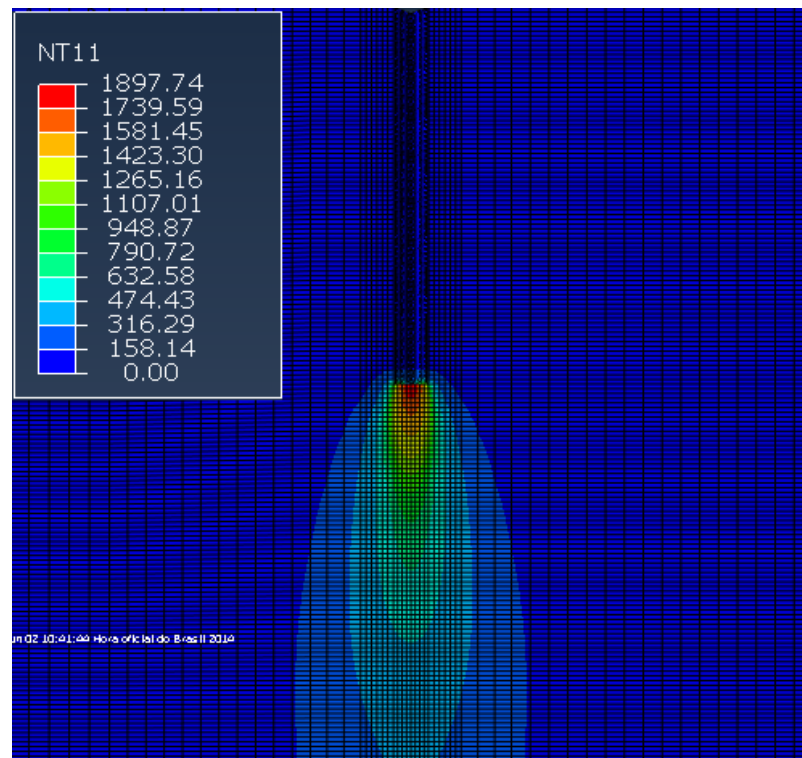
A evolução do campo de temperatura para as correntes de 169A (velocidades de soldagem de 3 mm/s e 1,5 mm/s) e 179A é mostrada nas Figuras 5.9, 5.10 e 5.11, respectivamente.



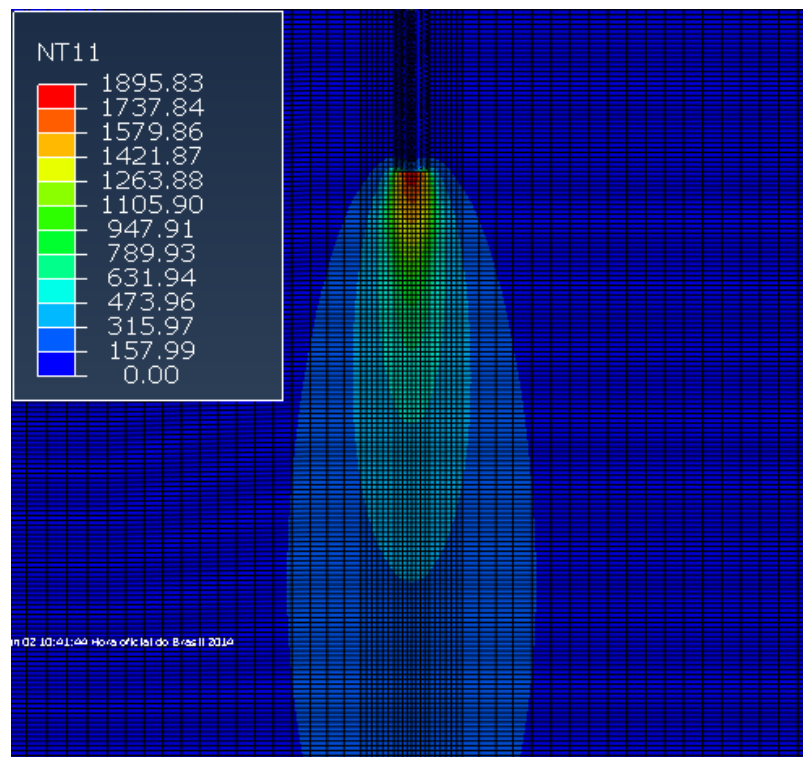
a)



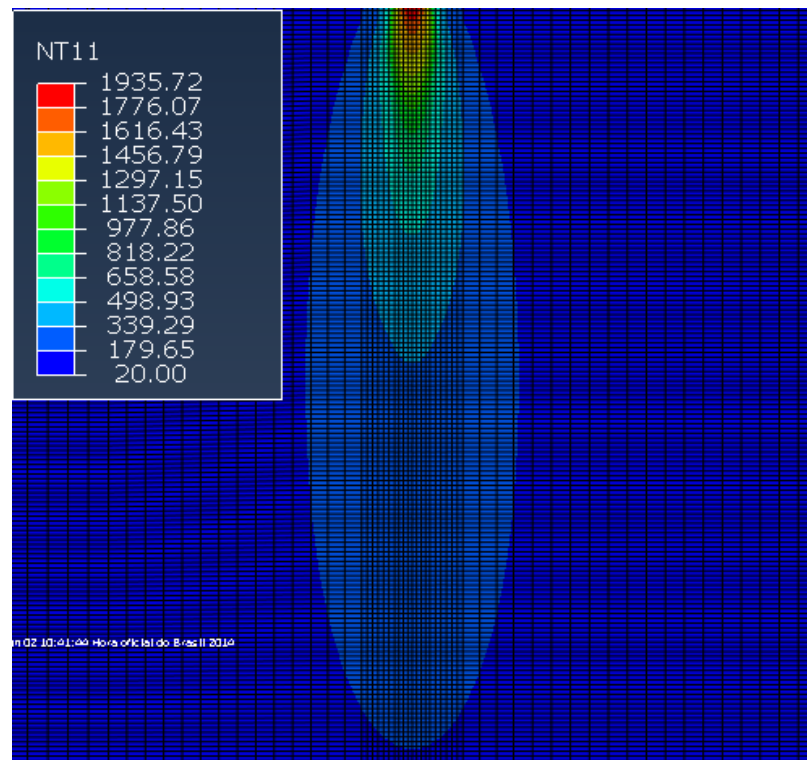
b)



c)

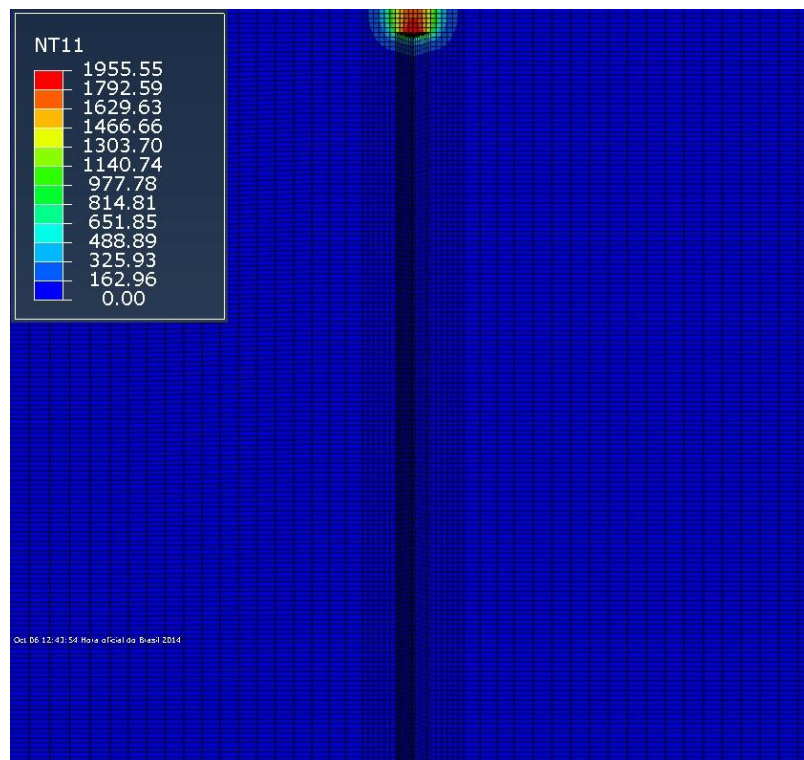


d)



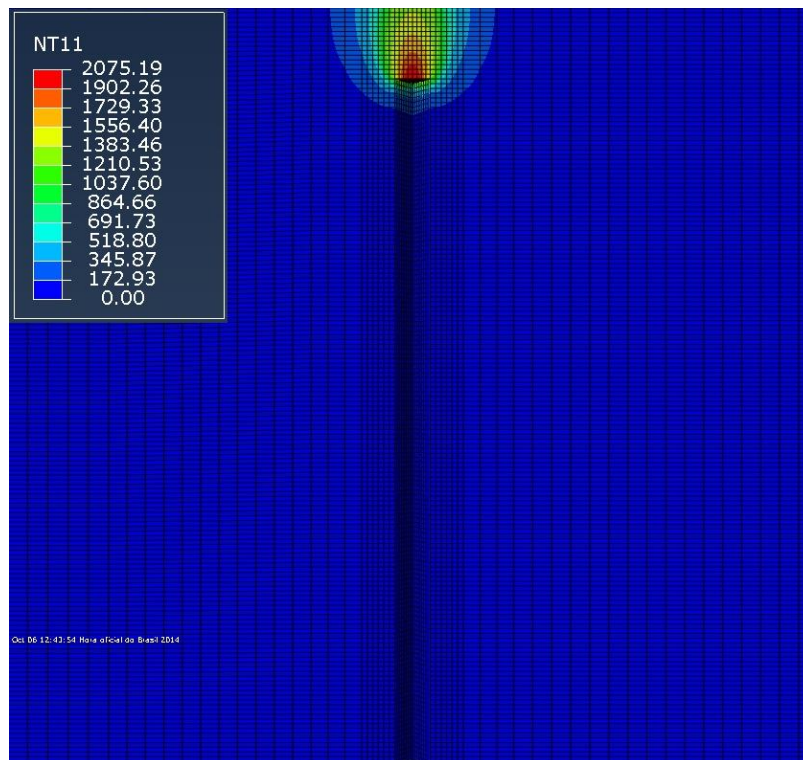
e)

**Figura 5.9 – Evolução do campo de temperatura [°C] para o caso 1 (corrente de 169 A, tensão de 25 V e velocidade de soldagem de 3 mm/s) em função do tempo. (a) 1,5625 s, (b) 4,6875 s, (c) 25 s, (d) 39,065 s e (e) 50 s.**

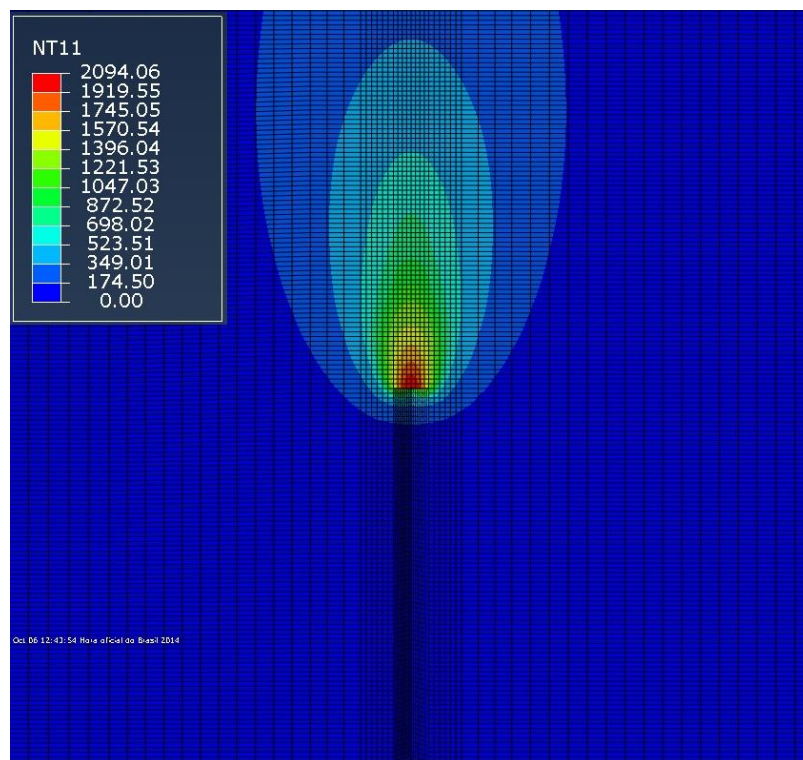


(a)

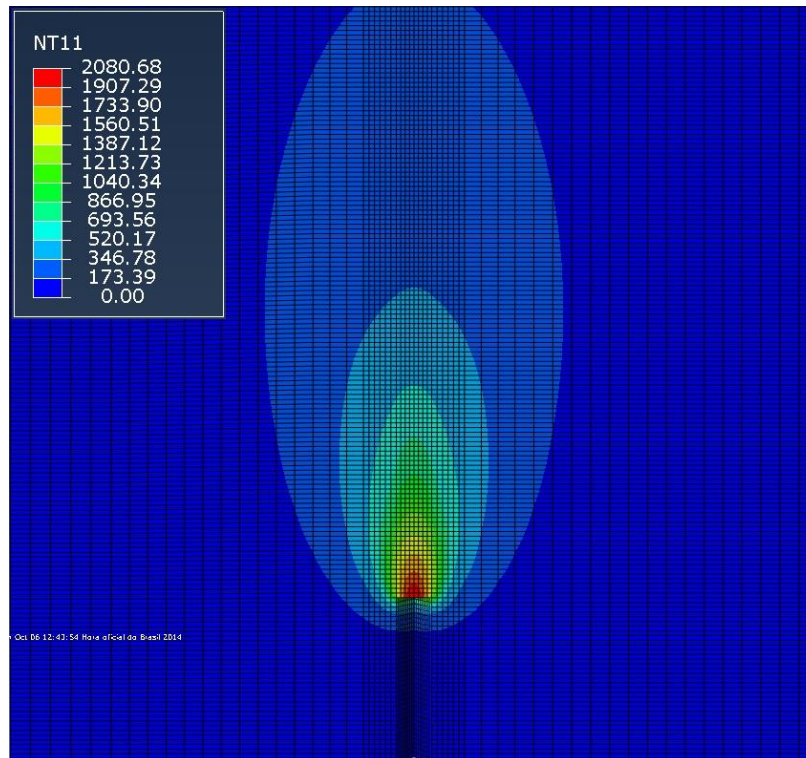




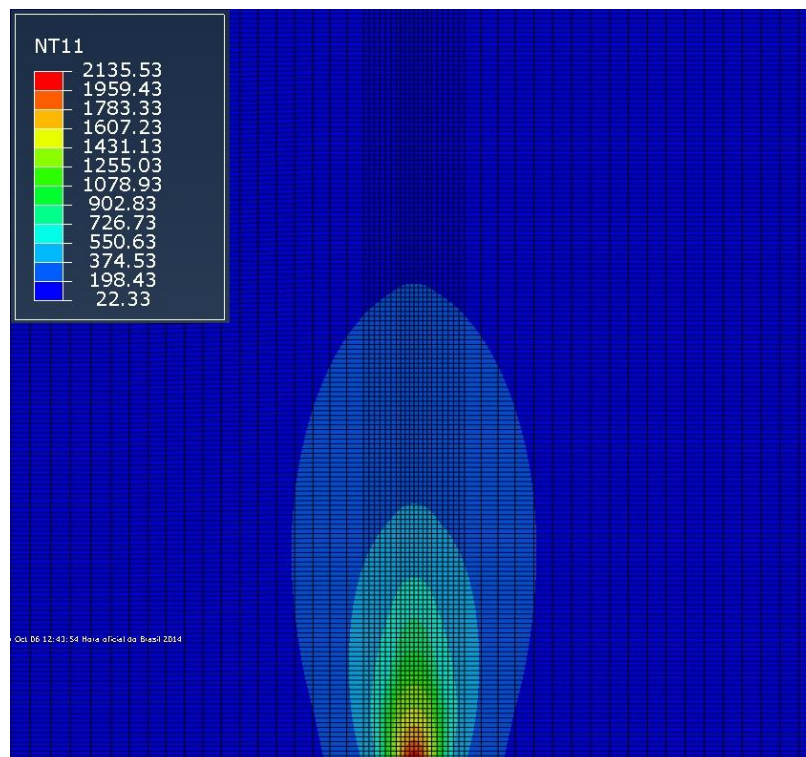
(b)



(c)



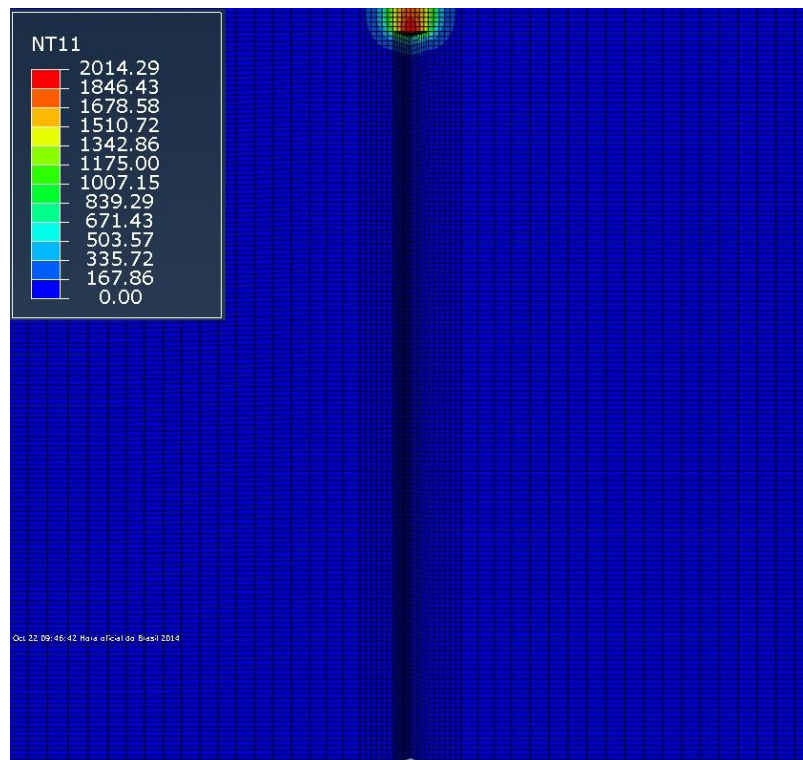
(d)



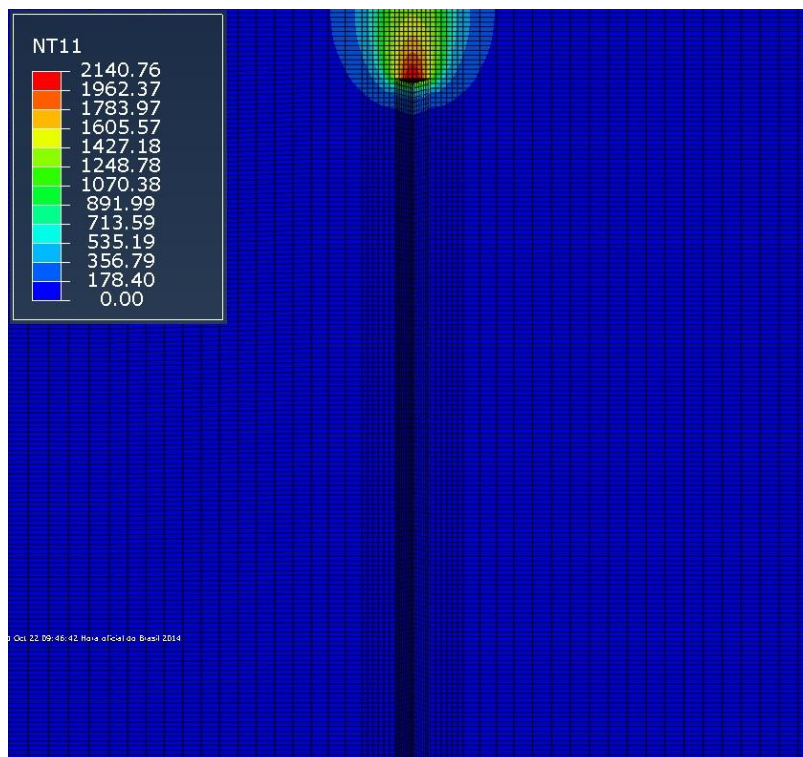
(e)

**Figura 5.10 – Evolução do campo de temperatura [°C] para o caso 2 (corrente de 169 A, tensão de 19,2 V e velocidade de soldagem de 1,5 mm/s) em função do tempo. (a) 3,125 s, (b) 9,375 s, (c) 50 s, (d) 78,125 s e (e) 100 s.**



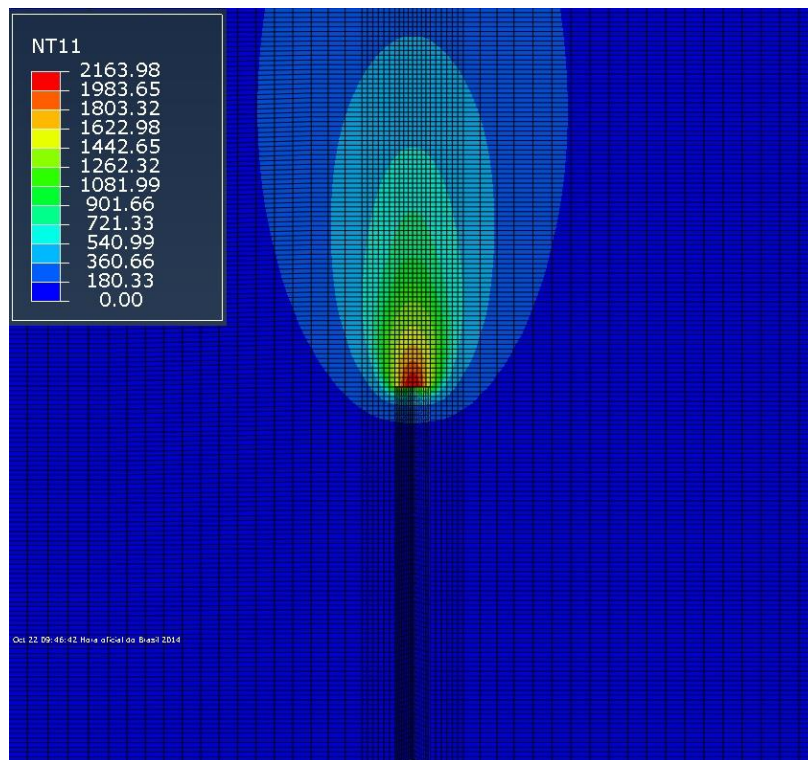


a)

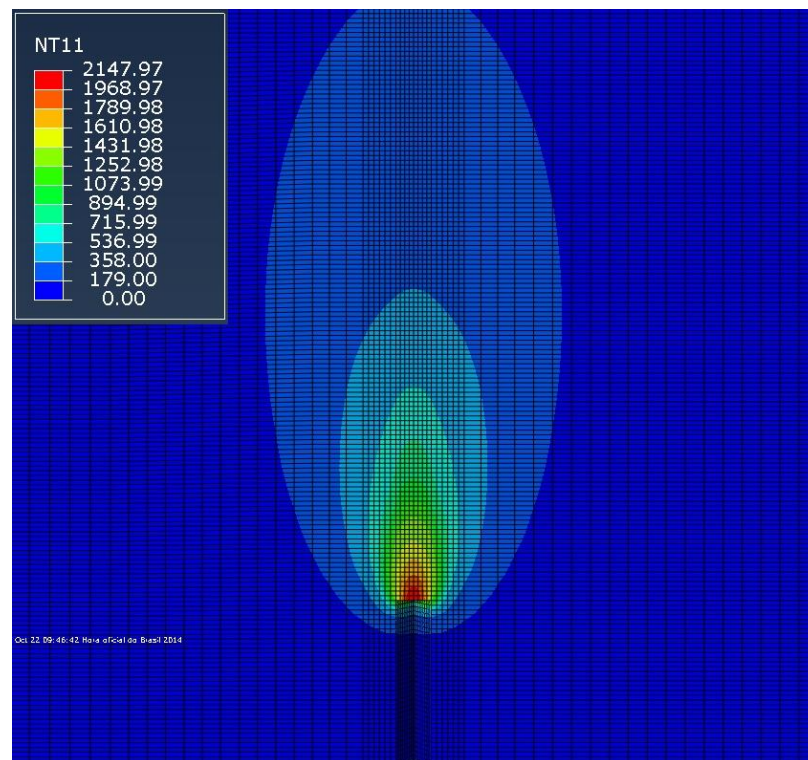


b)

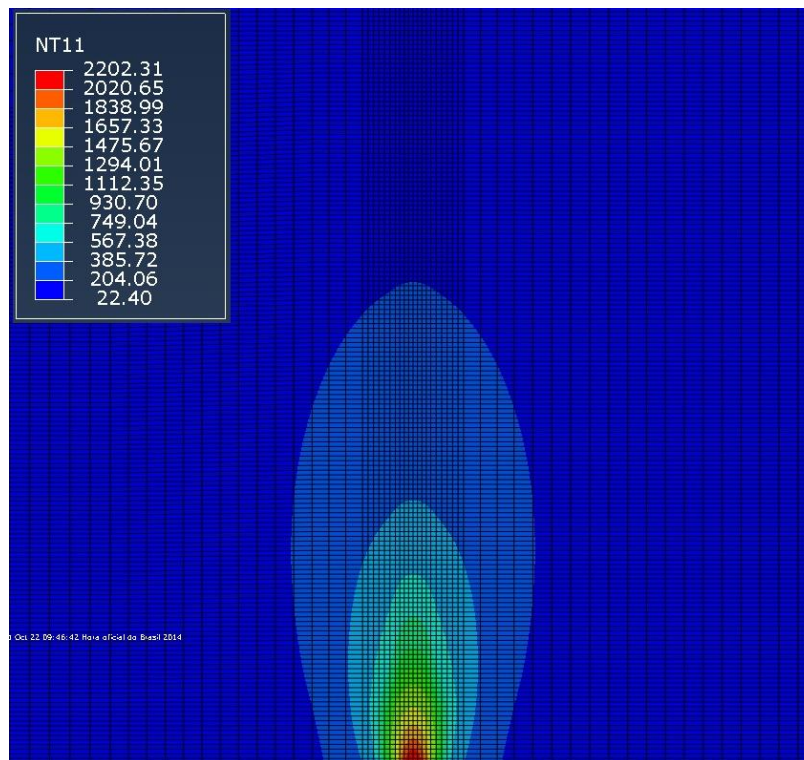




c)



d)

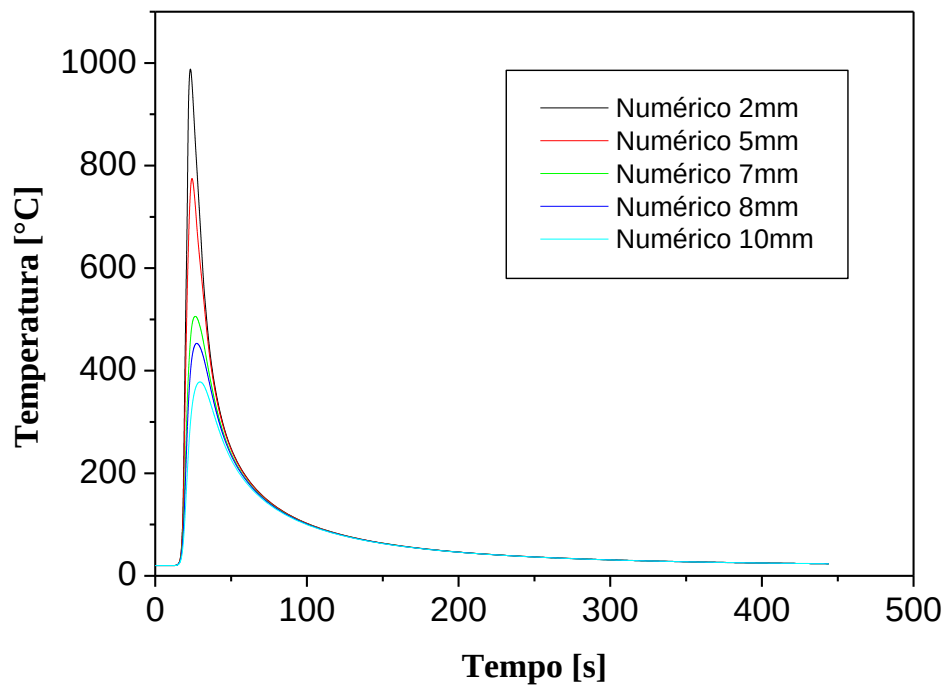


e)

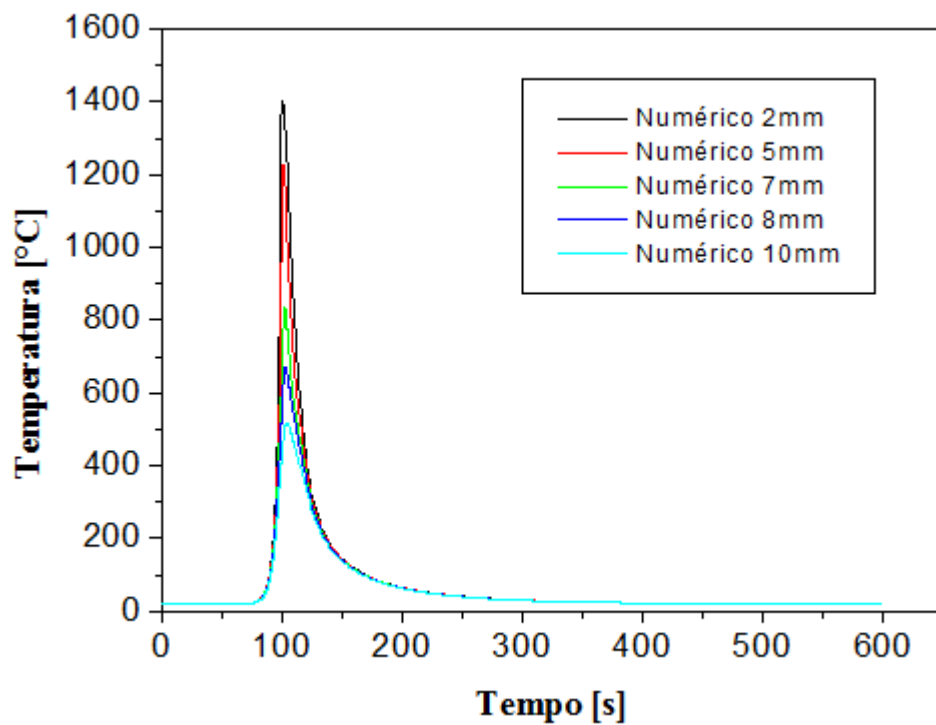
**Figura 5.11 – Evolução do campo de temperatura [°C] para o caso 3 (corrente de 179 A, tensão de 19,2 V e velocidade de soldagem de 1,5 mm/s) em função do tempo. (a) 3,125 s, (b) 9,375 s, (c) 50 s, (d) 78,125 s e (e) 100 s.**

O campo de temperatura gerado pela soldagem de uma junta é influenciado pelos parâmetros da fonte de calor, aporte térmico de soldagem, velocidade de soldagem e as propriedades termofísicas do material. As velocidades de soldagem empregadas nas simulações foram de 1,5 mm/s e 3 mm/s e, conforme mostrado pelas Figuras 5.9, 5.10 e 5.11, pode-se observar que a Zona Termicamente Afetada (ZTA) é maior e possui maiores temperaturas de pico para o caso 3 (corrente de 179 A, tensão de 19,2 V e velocidade de soldagem de 1,5 mm/s), devido seu maior aporte térmico. Através do aumento da velocidade de soldagem os contornos das isoterma tendem a se alongar mais em direção ao sentido contrario a soldagem, afetando uma zona menor (Chon e Chin, 1993).

Os ciclos térmicos obtidos numericamente, para a corrente de 169 A, tensão de 25 V e 19,2 V, e velocidade de soldagem de 3 mm/s e 1,5 mm/s (casos 1 e 2), são apresentados na Figura 5.12, para pontos cujas distâncias são de 2 mm, 5 mm, 7 mm, 8 mm e 10 mm do centro do cordão de solda, localizados no centro e a 1 mm do final da chapa, respectivamente, na face oposta da soldagem, conforme mostrado na Figuras 4.12 e 4.13.



a)



b)

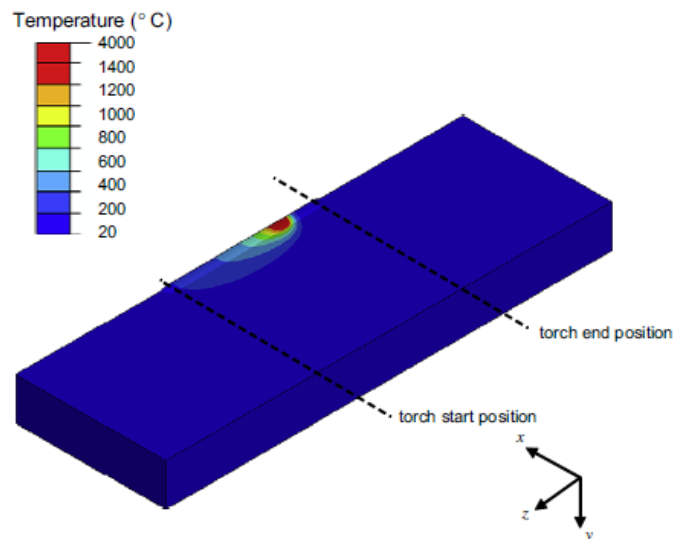
**Figura 5.12 – Ciclos térmicos para corrente de soldagem de 169 A e velocidade de soldagem de: a) 3 mm/s para pontos localizados no centro da peça (caso 1) e b) 1,5 mm/s, para pontos localizados a 1 mm do final da chapa (caso 2). Em ambos os casos os pontos possuem distâncias de 2 mm, 5 mm, 7 mm, 8 mm e 10 mm do centro do cordão de solda e estão localizados na face oposta da soldagem.**

Esses ciclos em cada ponto do material soldado determinam as transformações microestruturais, e, conseqüentemente, as propriedades mecânicas esperadas para uma junta. A temperatura máxima atingida nestes pontos, para a corrente de 169 A, tensão de 25 V e velocidade de soldagem de 3 mm/s (caso 1), foram 988,05°C, 774,74°C, 505,95°C, 453,35°C e 378,12°C. Já para a corrente de 169 A, tensão de 19,2 V e velocidade de soldagem de 1,5 mm/s (caso 2) foram 1402,31°C, 1226,74°C, 835,18°C, 670,57°C e 516,39°C. Observa-se que quanto mais distante do centro do cordão, menor foi a temperatura de pico obtida no ponto. Através destes ciclos podem-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 este campo de temperatura serve de base para simulação numérica das tensões residuais (Barsoum e Lundback, 2009; Wang *et al.*, 2009). Na literatura encontram-se modelos que não levam em conta a ocorrência de transformações de fase no material, simulando o campo de temperatura utilizando aços inoxidáveis austeníticos. Estes materiais não apresentam as inconvenientes transformações de fase no estado sólido ( $\gamma \leftrightarrow \alpha$ ) que influenciam no campo de temperatura e contribuem fortemente para geração de tensões devido a mudança de volume específico.

Resultados semelhantes aos obtidos neste trabalho foram encontrados por Lee e Chang (2012) e Attarha e Sattari-Far (2011), estudando o campo de temperatura gerado pela soldagem de uma junta de topo de um aço carbono utilizando os processos FCAW (*Flux Core Arc Welding*) e GTAW (*Gas Tungsten Arc Welding*) sem metal de adição, respectivamente.

O mesmo comportamento foi encontrado por Chiumenti *et al.*, 2010 estudando o campo de temperatura gerado pela soldagem de tubo do aço inoxidável AISI 304 utilizando o processo de soldagem GTAW com material de adição.

Shan *et al.*, 2009, estudando o campo de temperatura gerado pela deposição de um cordão de solda numa chapa do aço inoxidável AISI 316L utilizando o processo GTAW com material de adição, obteve temperaturas muito elevadas na zona fundida, ver Figura 5.13.



**Figura 5.13 – Campo de temperatura obtido por Shan *et al.*, 2009.**

Resultados semelhantes também foram obtidos por Deng e Murakawa (2008), que utilizaram o método de elementos finitos para prever o campo de temperatura e tensões residuais de uma fina junta de topo de um aço de baixo carbono utilizando o processo de soldagem GMAW.

Gery *et al.* (2005), utilizaram o método de elementos finitos para simular o efeito da velocidade de soldagem, energia de soldagem e os parâmetros da fonte de Goldak na evolução do campo de temperatura gerado pela soldagem de uma junta de topo de um aço de baixo carbono utilizando o processo GMAW. Neste trabalho foi verificado que estes fatores exercem uma grande influência no tamanho da ZF e ZTA, bem como, as temperaturas de pico na ZF.

Tsirkas *et al.*, 2003, desenvolveram um modelo tridimensional de elementos finitos para simular um processo de soldagem a laser de uma junta de topo do aço naval AH 36. Neste trabalho foram consideradas as transformações de fase ocorridas no material através da variação de suas propriedades termofísicas com a temperatura. Foi observado que os resultados numéricos tinham uma boa aproximação com resultados experimentais.

No trabalho de Wen *et al.*, 2001, foi simulado a soldagem de um duto de aço API X56 utilizando o processo de soldagem arco submerso. Entretanto, no seu modelo foi desconsiderada a variação das propriedades termofísicas do material com a temperatura.

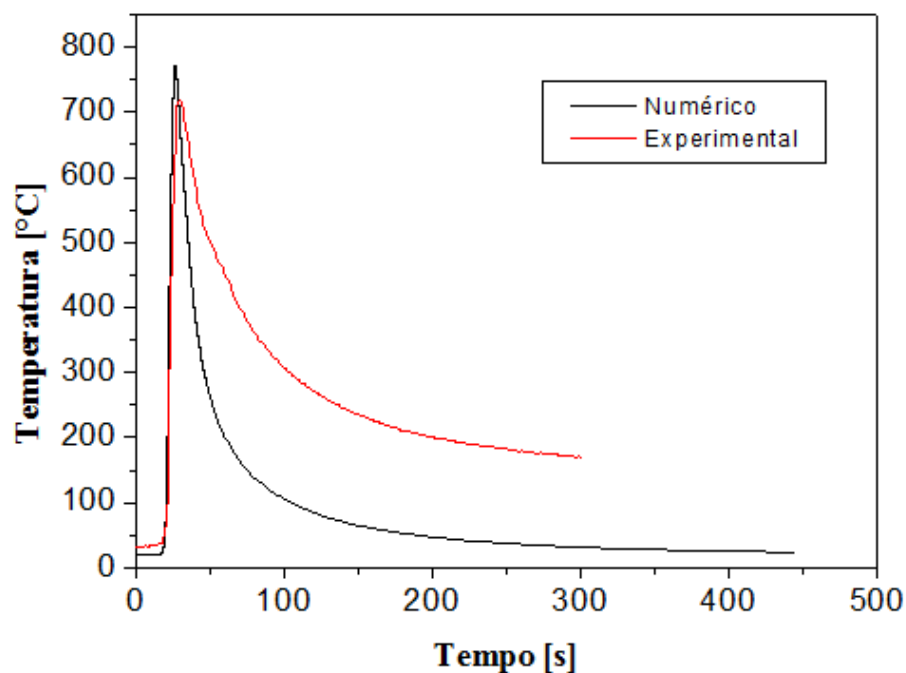
No campo de temperatura gerado pelo modelo de Rosenthal são desconsideradas as trocas de calor por convecção e radiação, as propriedades do material foram consideradas constantes, isto é, não variaram em função da temperatura e foram desconsideradas as transformações de fase do material.

No trabalho de Guimarães (2010) foi observado que o campo de temperatura com as hipóteses simplificadoras de Rosenthal apresentou valores de temperatura bem inferiores aos obtidos pelo modelo numérico proposto pelo seu trabalho. Em ambos os campos de temperatura a corrente de soldagem empregada foi de 152 A. Com as simplificações a temperatura máxima atingida foi de 1565°C enquanto que seu trabalho foi de 1759°C para um tempo de 50 s. A temperatura máxima atingida pelo seu modelo foi 12,4% maior que o obtido com as simplificações no tempo de 50 s, porém essa diferença tendeu a aumentar para tempos inferiores. Para o tempo de 3 s essa diferença chegou a 27,7% fazendo com que através das simplificações o material não chegasse a fundir na maioria do tempo.

Guimarães *et al.*, 2011, Observaram 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 30 s após o início da soldagem. Para o rendimento de 70% só é atingida a temperatura de fusão após 4 s, 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.

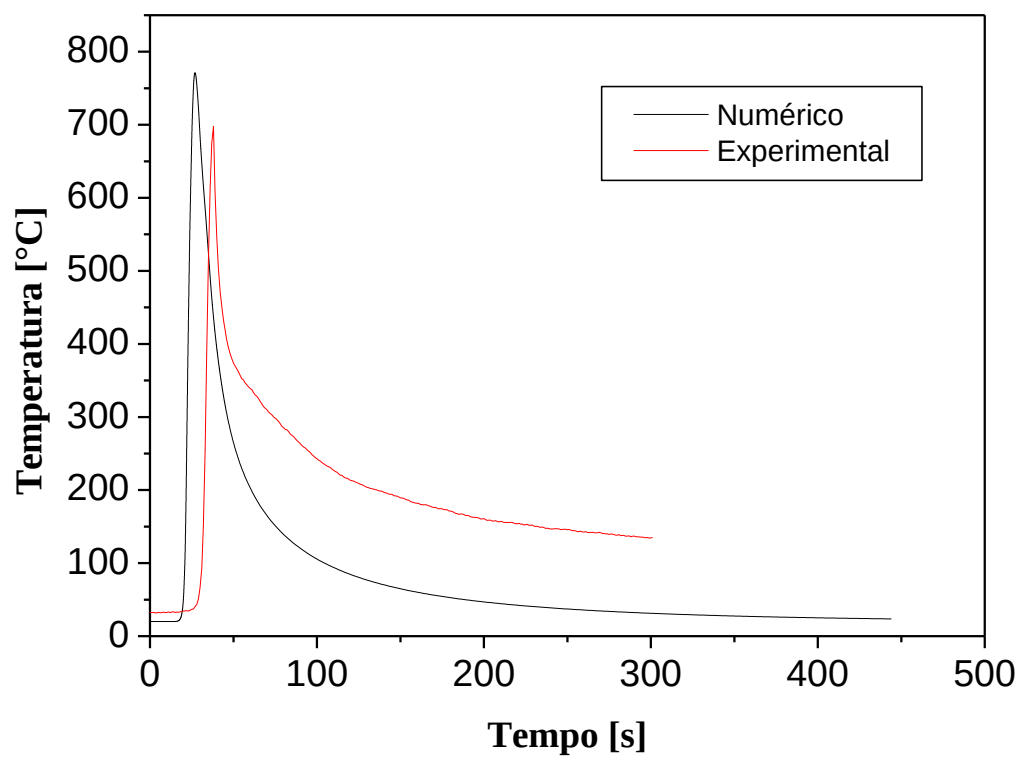
#### 5.4 Comparação dos Resultados Numéricos com Experimentais

As Figuras 5.14 e 5.15 mostram a comparação dos resultados numéricos com aqueles obtidos experimentalmente.

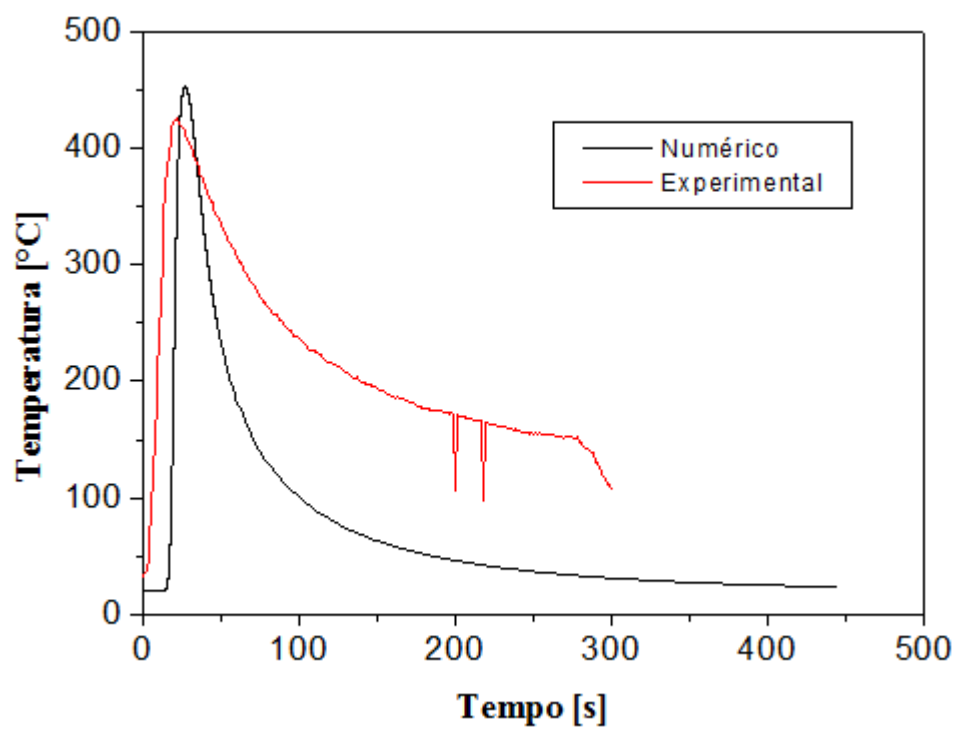


a)

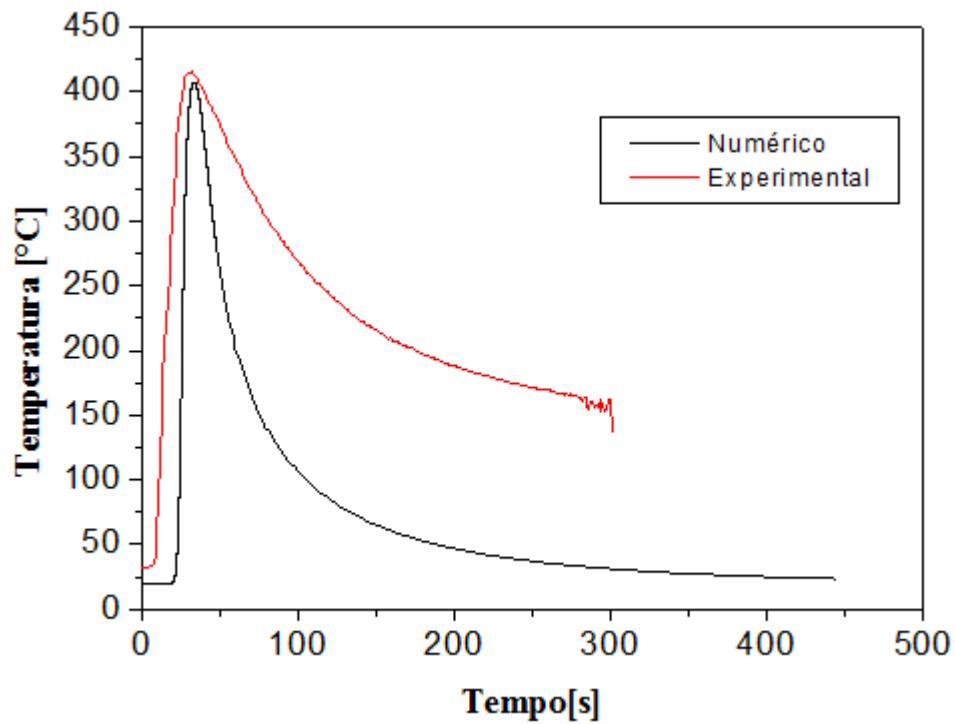




b)

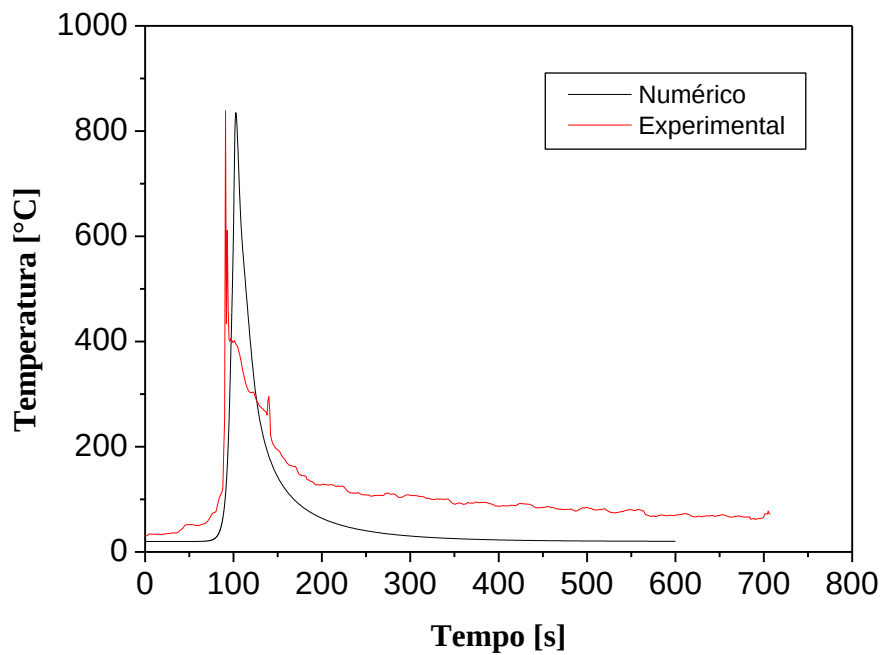


c)



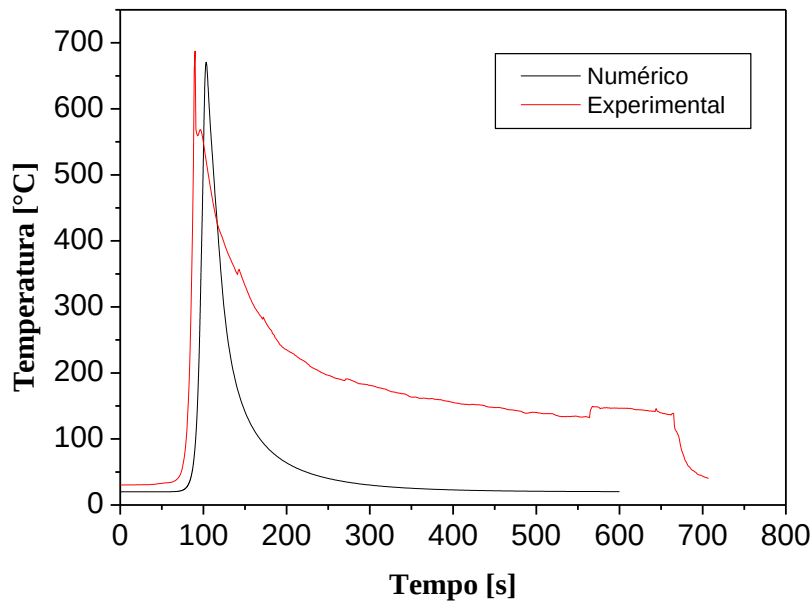
d)

**Figura 5.14 - Comparação dos ciclos térmicos obtidos numericamente e medidos experimentalmente durante a soldagem utilizando corrente de 169 A, tensão de 25 V e velocidade de soldagem de 3 mm/s (caso 1). Posições dos termopares: a) 4 mm, b) 5 mm, c) 8 mm e d) 9 mm.**



a)





b)

**Figura 5.15 - Comparação dos ciclos térmicos obtidos numericamente e medidos experimentalmente durante a soldagem utilizando corrente de 169 A, tensão de 19,2 V e velocidade de soldagem de 1,5 mm/s (caso 2). Posições dos termopares: a) 7 mm e b) 8 mm.**

Os ciclos térmicos, conforme mostrados nas Figuras 5.14 e 5.15, para todos os pontos selecionados, apresentaram a curva de aquecimento e temperaturas de pico semelhantes, quando comparados os resultados numéricos e experimentais. Em se tratando da curva de resfriamento, para tensão de 19,2 V e velocidade de 1,5 mm/s (caso 2), o ponto 1 (7 mm), apresentou uma boa concordância, seguido pelo ponto 2 (8 mm). Para tensão de 25 V e velocidade de 3 mm/s (caso 1), os pontos 1 (4 mm) e 2 (5 mm) apresentaram os melhores resultados de resfriamento. Já os pontos 3 (8 mm) e 4 (9 mm) apresentaram os piores resultados.

Um resultado interessante, de importância para análises metalúrgicas, é a temperatura máxima (temperatura de pico) que cada ponto da junta desenvolve devido ao processo de soldagem. Para a tensão de 19,2 V e velocidade de 1,5 mm/s (caso 2), as temperaturas de pico experimental e numérico do ponto 1 correspondem a 838,4°C e 835,18°C respectivamente. Para o ponto 2, as temperaturas de pico experimental e numérico correspondem a 687,4°C e 670,57°C. Para a tensão de 25 V e velocidade de 3 mm/s (caso 1), as temperaturas de pico do ponto 1 correspondem a 771,3°C e 719,50°C respectivamente. Para o ponto 2, 769,3°C e

697,84°C. Para o ponto 3, 426,50°C e 453,35°C. Para o ponto 4, 407,32°C e 407,32°C. As Tabelas 5.1 e 5.2 mostram a comparação entre as temperaturas de pico obtidas experimentalmente e numericamente.

**Tabela 5.1 – Comparação entre as temperaturas de pico para o caso 2 (corrente de 169 A, tensão de 19,2 V e velocidade de soldagem de 1,5 mm/s).**

|                     | Ponto 1         | Ponto 2         |
|---------------------|-----------------|-----------------|
| <b>Experimental</b> | <b>838,4°C</b>  | <b>687,4°C</b>  |
| <b>Numérico</b>     | <b>835,18°C</b> | <b>670,47°C</b> |
| <b>Erro (%)</b>     | <b>0,38</b>     | <b>2,46</b>     |

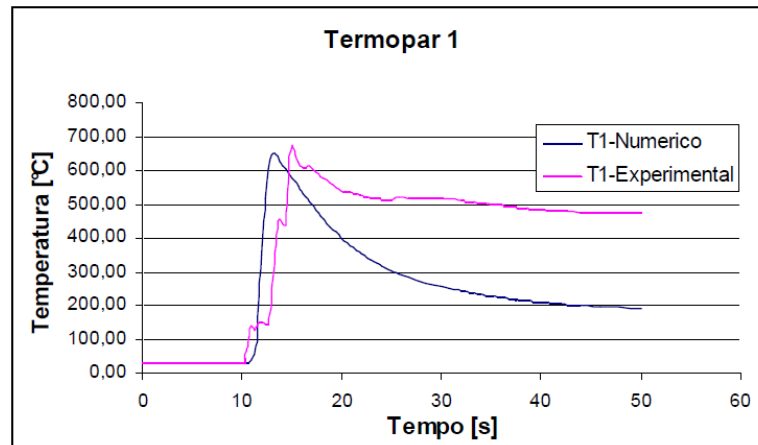
**Tabela 5.2 - Comparação entre as temperaturas de pico para o caso 1 (corrente de 169 A, tensão de 25 V e velocidade de soldagem de 3 mm/s).**

|                     | Ponto 1         | Ponto 2         | Ponto 3         | Ponto 4         |
|---------------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|
| <b>Experimental</b> | <b>771,3°C</b>  | <b>769,3°C</b>  | <b>426°C</b>    | <b>407,32°C</b> |
| <b>Numérico</b>     | <b>719,50°C</b> | <b>697,84°C</b> | <b>453,35°C</b> | <b>407,32°C</b> |
| <b>Erro (%)</b>     | <b>6,72</b>     | <b>9,29</b>     | <b>6,42</b>     | <b>0</b>        |

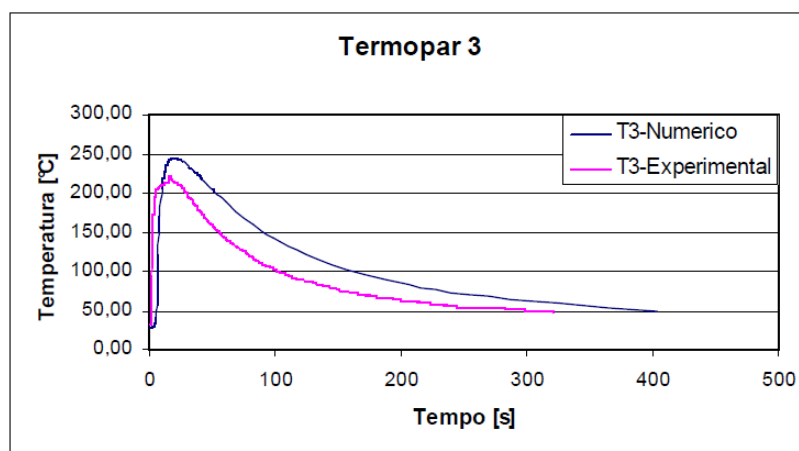
O erro apresentado nas tabelas acima foi calculado com base no valor do ensaio experimental. O pico de temperatura é bem representado pelo modelo numérico apresentado um desvio máximo de 9,29% correspondente ao ponto 2 para velocidade de soldagem de 3 mm/s (caso 1).

Resultados semelhantes foram obtidos por Rodeiro (2002), onde, igualmente ao presente trabalho, após a temperatura de pico seus resultados diferiram ligeiramente.

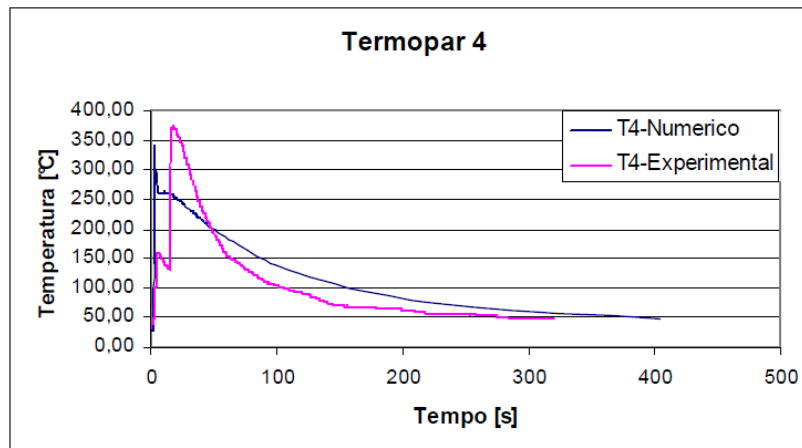
O mesmo comportamento ocorre no trabalho de Vieira (2008), onde os seus resultados evidenciam as dificuldades de se realizar medições de temperatura em soldagem, ver Figura 5.16.



a)



b)



c)

**Figura 5.16 – Comparação dos ciclos térmicos para os pontos selecionados (Vieira, 2008).**

Segundo Slania *et al.* (2007), a medição de temperatura num processo de soldagem apresenta alguns problemas. O primeiro é a grande faixa de temperatura atingida, saindo da temperatura ambiente até a temperatura de fusão do material que está sendo soldado, que para

os aços é aproximadamente 1500°C. O segundo problema é a dinâmica da temperatura. A média da taxa de aquecimento chega 400 °C/s enquanto que no resfriamento essa taxa é menor. Outro problema, ainda de acordo com Slania *et al.* (2007), é a dificuldade de se garantir a repetibilidade das medições.

Validar um modelo de elementos finitos de um processo de soldagem por campo de temperatura é algo complicado, uma vez que, a tensão de soldagem (25 V e 19,2 V) interfere na leitura do termopar, já que o seu sinal é da ordem de mV.

Deve-se ressaltar que não existe no mercado lentes para termocâmara que suportem diretamente a radiação oriunda da soldagem. Entretanto pode-se avaliar o campo de temperatura numa junta soldada, posicionando a termocâmara atrás da junta durante a soldagem com o objetivo de proteger o equipamento da radiação.

Outra forma para validação do modelo é a realização de uma análise das tensões residuais utilizando uma técnica como, por exemplo, a difração de raios-X, que é um dos métodos mais confiáveis da atualidade (Monin *et al.*, 2000 e Assis *et al.*, 2000).

Entretanto, no modelo de elementos finitos para simulação das tensões residuais deve-se introduzir, além de todas as considerações do modelo térmico (propriedades termofísicas dependentes da temperatura, o calor latente do material, trocas de calor por convecção e radiação e condições de contorno mecânica), a variação das propriedades mecânicas do material com a temperatura.

Do ponto de vista comportamental, o modelo do campo de temperatura é satisfatório, pois os ciclos térmicos obtidos numericamente e experimentalmente possuem comportamentos semelhantes na maioria dos pontos selecionados, com exceção somente das etapas de resfriamento nos pontos 3 e 4 para a velocidade de soldagem de 3 mm/s (caso 1).

Com uma ferramenta numérica que permita calcular o campo de temperatura e consequentemente as tensões residuais e distorções causadas pela soldagem é possível modificar os parâmetros de soldagem, sequência de soldagem, entre outras variáveis, e analisar com bastante detalhe suas implicações na estrutura de uma maneira rápida e com baixo custo e ainda podem ser executadas com maiores detalhes análises de fadiga e flambagem da estrutura soldada. Desse modo torna-se possível otimizar o processo de soldagem e o projeto da estrutura soldada com reduções de custo e aumento da qualidade do produto final (Rodeiro, 2002).

Este modelo mostra-se viável à aplicação na indústria devido a sua capacidade em prever o campo de temperatura, e consequentemente, as tensões residuais, podendo variar os

parâmetros de entrada do processo de soldagem, tais como: corrente, tensão e velocidade de soldagem.

A simulação computacional de soldagem é uma ferramenta que está sendo e será ainda mais importante no futuro para inovação de processos, estruturas e materiais (Araújo, 2012).

## 6. CONCLUSÕES

- O ensaio dilatométrico realizado no aço API 5L X80 mostrou a ocorrência de transformações de fase  $\alpha \rightarrow \gamma$  e  $\gamma \rightarrow \alpha$  durante as etapas de aquecimento e resfriamento nos intervalos de temperatura de 730°C a 890°C e 785°C a 685°C, respectivamente;
- O coeficiente de dilatação térmica do aço permanece aproximadamente constante com valor de  $8,5 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ , entretanto, devido à ocorrência da transformação de fase durante as etapas de aquecimento e resfriamento, o coeficiente de dilatação térmica sofreu duas quedas, atingindo valores de  $-25 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  e  $-50 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ , respectivamente. Ao final destas transformações, o coeficiente de dilatação térmica retorna ao valor de  $8,5 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ;
- É observado que este material, no intervalo de temperatura de 300°C a 1200°C, mostra valores mínimo e máximo de calor específico igual a 0,571 J/gK e 1,084 J/gK nas temperaturas de 300°C e 720°C, respectivamente. A presença deste pico na curva  $C_p \times T$  evidencia a ocorrência de transformações de fase  $\alpha \rightarrow \gamma$  no aço;
- O comportamento da difusividade e condutividade térmica do aço API 5L X80, no intervalo de temperatura de 100°C a 800°C, tende a diminuir com o crescimento da temperatura, com valores mínimo e máximo de difusividade térmica igual a 3 mm<sup>2</sup>/s e 13 mm<sup>2</sup>/s nas temperaturas de 750°C e 100°C, respectivamente, e condutividade térmica igual a 13 W/mK e 52 W/mK nas mesmas temperaturas;
- O comportamento do coeficiente de convecção térmica medido neste trabalho, no intervalo de temperatura de 100°C a 900°C, aumenta com o crescimento da temperatura, com valores mínimo e máximo igual a 8,01 W/m<sup>2</sup>K e 10,66 W/m<sup>2</sup>K nas temperaturas de 100°C e 900°C, respectivamente;
- Os campos de temperatura e os ciclos térmicos obtidos numericamente mostram-se com comportamentos bastante satisfatórios com os valores encontrados dentro da literatura e esta distribuição de temperatura serve de base para obtenção das tensões residuais;
- Comparando os resultados numéricos e experimentais, todos os pontos selecionados apresentaram as curvas de aquecimento e temperaturas de pico semelhantes. Em se tratando da curva de resfriamento, para velocidade de 1,5 mm/s (caso 2), o ponto 1, apresentou uma boa concordância, seguido pelo ponto 2. Para velocidade de 3 mm/s (caso 1) os pontos 1 e 2 apresentaram os melhores resultados de resfriamento. Já os pontos 3 e 4 apresentaram os piores resultados;

- O pico de temperatura é bem representado pelo modelo numérico apresentado um desvio máximo de 9,29% correspondente ao ponto 2 para velocidade de soldagem de 3 mm/s (caso 1), quando comparado com o resultado experimental;
- Do ponto de vista comportamental, o modelo do campo de temperatura é satisfatório, pois os ciclos térmicos obtidos numericamente e experimentalmente possuem comportamentos semelhantes na maioria dos pontos selecionados, com exceção somente das etapas de resfriamento dos pontos 3 e 4, para a velocidade de soldagem de 3 mm/s (caso 1).

## **7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

- Validar o modelo do campo de temperatura a partir do emprego da termocâmara;
- Simulação numérica de outras condições de soldagem (corrente, tensão e velocidade) em juntas de topo do aço API 5L X80 para comparação com resultados experimentais;
- Simulação numérica das tensões residuais produzidas por um processo de soldagem numa junta de topo do aço API 5L X80 para comparação com resultados obtidos experimentalmente;
- A partir dos resultados obtidos numericamente e experimentalmente, estudar a otimização dos parâmetros de soldagem para produzir o mínimo de tensões residuais e distorções.



## 8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

API- AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. *Specification for line pipe API 5L*. 44º Ed., 2007.

ARAÚJO, D. B. *Estudo de Distorções em Soldagem com o Uso de Técnicas Numéricas e de Otimização*. Tese de doutorado. Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica. 262p. 2012.

ARMENTANI, E.; ESPOSITO, R.; SEPE, R. *The Influence of Thermal Properties and Preheating on Residual Stresses in Welding*. Computational Materials Science and Surface Engineering. Vol 1, nº2, pág. 146-162, 2007.

ASKELSEN, O. M.; SIMOSEN, T. *Techniques to Examining Transformation Behaviour in Weld Metal and HAZ, a State of Art Review*. Welding in the World 25. Pág. 26-34, 1987.

ASM – AMERICAN SOCIETY FOR METALS. *ASM Handbook: Properties and Selection: Irons, Steels and High-Performance Alloys*. 10º Ed., vol.1, pág. 389-423, 1990.

ASME - THE AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. *Boiler and Pressure Vessel Code*. SFA 5.18 e SFA 5.20. Section II – C, vol. 49, 2001.

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

ASTM, E 1461-01. *Standard Test Method for Thermal Diffusivity by the Flash Method*. 2001.

ATTARHA, M. J.; SATTARI-FAR, I. *Study on welding temperature distribution in thin welded plates through experimental measurements and finite element simulation*. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 211, pág. 688–694, 2011.

AWS – AMERICAN WELDING SOCIETY. *Weldability, Welding Metallurgy, and Welding Chemistry*. 1995.

AWS – AMERICAN WELDING SOCIETY. *Specification for Carbon Steel Electrodes and Rods for Gas Shielded Arc Welding*. AWS A5.18. 2001.

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

BEZERRA, A. C. *Simulação Numérica da Soldagem com Aplicação à Caracterização do Comportamento Dinâmico de Estruturas Soldadas*. Tese de doutorado. Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica. 157p. 2006.

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

- BRACARENSE, A. Q. **Processo de Soldagem por Arame Tubular – FCAW**. UFMG, 2000.
- BRICKSTAD, B.; JOSEFSON, B. L. **A parametric study of residual stresses in multi-pass butt-welded stainless steel pipes**. International Journal of Pressure Vessels and Piping. Vol. 75, pág. 11-25, 1998.
- CAPE J.; LEHMAN, G. **Temperature and Finite Pulse-Time Effects in the Flash Method for Measuring Thermal Diffusivity**. Journal of Applied Physics. Vol. 34, pág. 1909-1913, 1963.
- CARVALHO, G. C. **An Adaptive Control System for Off-line Programming in Robotic Gas Metal Arc Welding**. Ph.D thesis. Cranfield University, School of Industrial and Manufacturing Science. 1997.
- ÇENGEL, Y.A. **Transferência de Calor e Massa: Uma Abordagem Prática**. Editora McGraw-Hill, São Paulo-SP. 3ª ed., 902p. 2009.
- CHAOWEN, L.; YONG, W. **Three-dimensional Finite Element Analysis of Temperature and Strees Distributions for In-Service Welding Process**. Materials and Design. Vol. 52, pág. 1052-1057, 2013.
- CHIUMENTI, M.; CERVERA, M.; SALMI, A.; SARACIBAR, C. A.; DIALAMI, N.; MATSUI, K. **Finite Element Modeling of Multi-Pass Welding and Shaped Metal Deposition Processes**. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering. Vol. 199, pág. 2343 – 2359, 2010.
- CHON, L. T.; CHIN, M. T. **Heat Flow in Fusion Welding - Engineering Solutions and Empirical Correlation**. ASM Handbook. Vol. 6, pág. 26-45, 1993.
- DANIS, P. Y. **Étude de la soudabilité d'um superalliage base nickel fortement charge em éléments durcissants titane et aluminium: l'inconel 738**. These L'Université Bordeaux 1, França. 193p. 2008.
- DANIS, Y.; LACOSTE, E.; ARVIEU, C. **Numerical modeling of Inconel 738LC deposition welding: Prediction of residual stress induced cracking**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 210, pág. 2053–2061, 2010.
- DENG, D.; MURAKAWA, H. **Prediction of welding residual stress in multi-pass butt-welded modified 9Cr-1Mo steel pipe considering phase transformation effects**. Computational Materials Science. Vol. 37, pág. 209-219, 2006.
- DENG, D.; MURAKAWA, H. **Prediction of welding distortion and residual stress in a thin plate butt-welded joint**. Computational Materials Science. Vol. 43, pág. 353–365, 2008.
- DENG, D. **FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects**. Materials and Design. Vol. 30, pág. 359–366, 2009.

- 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, pág. 697-704, 2003.
- DEPRADEUX, L. **Simulation Numérique du Soudage – Acier 316L, Validation Sur Cas Tests de Complexité Croissante**. Ph.D Thesis. INSA Lion – França. 231p. 2004.
- DHINGRA, A. K.; MURPHY, C. L. **Numerical simulation of welding-induced distortion in thin-walled structures**. Science and Technology of Welding and Joining. Vol. 10, N° 5, pág. 528-536, 2005.
- EASTERLING, K. E. **Introducion to the Physical Metallurgy of Welding**. London, Butterworths & Co. Ltd. 232p. 1983.
- ELDMANN, U.; FREIER, K.; KÜGLER, J.; VLAD, C. M. **Mechanical and Toughness Properties of Separation-Free HSLA Line Pipe Steels for Artic Conditions**. HSLA Steels Technology and Application - Conference Proceedings. Pág. 733-741, 1983.
- 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, N°. 3, pág. 302-305, 2003.
- FBTS - FUNDAÇÃO BRASILEIRA DE TECNOLOGIA DA SOLDAGEM. **Curso de Inspetor de Soldagem**. 2000.
- 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, pág.1009-1020, 2007.
- FRANCIS, J. D. **Welding Simulations of Aluminum Alloy Joints by Finite Element Analysis**. Dissertação de Mestrado. Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University. 241p. 2002.
- GARCÍA DE ANDRÉS, C.; CABALLERO, F. G.; CAPDEVILA, C.; ÁLVAREZ, L. F. **Application of Dilatometric Analysis to the Study of Solid–Solid Phase Transformations in Steels**. Materials Characterization. Vol. 48, pág. 101-111, 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, pág. 393–40, 2005.
- GOLDAK, J. A.; AKHLAGHI, M. **Computational Welding Mechanics**. Spring New York. Pág. 30-35, 2005.
- GOLDAK, J.; CHAKRAVARTI, A. **A new finite element model for welding heat sources**. Metallurgical Transactions. Vol. 15, pág. 299-305, 1984.
- GOYAL, V. K.; GHOSH, P. K.; SAINI, J. S. **Analytical studies on thermal behavior and geometry of weld pool in pulsed current gas metal arc welding**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 209, pág.1318-1336, 2009.

GRÄF, M. K.; LORENTZ, F. K.; PETERS, P. A.; SCHWAAB, P. ***Relationship between Microstructure and Mechanical Properties of Thermo-Mechanically Treated Large-Diameter Pipe Steels***. HSLA Steels Technology and Applications – Conference Proceedings. Pág. 801-807, 1983.

GUIMARÃES, P. B. ***Estudo do Campo de Temperatura Obtido Numericamente para Posterior Determinação das Tensões Residuais numa Junta Soldada de Aço ASTM AH36***. Tese de doutorado. Universidade Federal de Pernambuco, Departamento de Engenharia Mecânica. 112p. 2010.

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 Efficiency in TIG Welding by Numerical Modeling***. Engenharia Térmica (Thermal Engineering). Vol. 10, nº 1-2, pág. 50-54, 2011.

HANSEN, J. L. ***Numerical Modelling of Welding Induced Stresses***. Ph.D thesis. Technical University of Denmark, Department of Manufacturing Engineering and Management. 180p. 2003.

HILLENBRAND, H. G.; LIESSEM, A.; BIERMANN, K.; HECKMANN, C. J.; SCHWINN, V. ***Development and production of linepipe steels in grade X100 e X120***. Seminar of X120 grade high performance pipe steels - Technical Conference. China, 2005.

HIPPERT JR., E. ***Investigação Experimental do Comportamento Dúctil de Aços API-X70 e Aplicação de Curvas de Resistência J-Aa para Previsão de Colapso em Dutos***. Tese de doutorado. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, Departamento de Engenharia Naval e Oceânica, 2004.

HIBBIT, KARLSSON & SORENSON Inc. ***Abaqus Getting Started with Abaqus – Keywords***. Versão 6.7. USA. 2007.

HIBBIT, KARLSSON & SORENSON Inc. ***Abaqus Getting Started with Abaqus – Interactive***. Versão 6.7. USA. 2007.

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

HIBBIT, KARLSSON & SORENSON Inc. ***Abaqus User Subroutines Reference Manual***. Versão 6.7. USA. 2007.

HIBBITT, H. D.; MARCAL, P. V. ***A Numerical, Thermo-mechanical Model for the Welding and Subsequent Loading of a Fabricated Structure***. Brown University. 65p. 1972.

INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P. ***Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa***. Editora Livros Técnicos e Científicos. 5ª Ed., 2002.

ITO, Y. & BESSYO, K. ***Weldability of High Strength Steels Related to Heat Affected Zone Cracking***. Document IX. Pág. 567-568, IIW. 1968.

JIANG, W. C.; WANG, B. Y.; GONG, J. M.; TU, S. T. **Finite element analysis of the effect of welding heat input and layer number on residual stress in repair welds for a stainless steel clad plate**. Materials and Design. Vol. 32, pág. 2851–2857, 2011.

JÚNIOR, L. A. S. **Estudo das Transformações de Fase em Pseudo-ZTAs para o Aço API-5L X70 Visando Desenvolvimento de Dispositivo Substrato**. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Pernambuco, Departamento de Engenharia Mecânica. 89p. 2008.

KANDIL, F.A.; LORD, J.D.; FRY, A.T.; GRANT, P.V. **A Review of Residual Stress Measurement Methods – A Guide to Technique Selection**. NPL Materials Centre, UK, 2001.

KIEFER, J. H. **Bead Tempering Effects on FCAW Heat-Affected Zone Hardness**. Welding Journal. Vol. 74, pág. 363 – 367, 1995.

KLOBCAR, D.; TUSEK, J.; TALJAT, B. **Finite element modeling of GTA weld surfacing applied to hot-work tooling**. Computational Materials Science. Vol. 31, pág. 368–378, 2004.

KOU, S. **Welding Metallurgy**. John Wiley & Sons, New York. 473p. 1987.

LAHSTEINER, R. **Welding of high-tensile steels with the T.I.M.E. Process**. IIW/IIS Doc. XII-1263-91, 1991.

LANCASTER, J. F. **Metallurgy of Welding**. 3º Ed. London, George Allen & Unwin Ltd. 1980.

LEE, C. H. & CHANG, K. H. **Temperature fields and residual stress distributions in dissimilar steel butt welds between carbon and stainless steels**. Applied Thermal Engineering. Vol. 45-46, pág 33 – 41, 2012.

LI, M.; BROOKS, J. A.; ATTERIDGE, D. G.; PORTER, W. D. **Thermophysical Property Measurements on Low Alloy High Strength Carbon Steels**. Scripta Materialia. Vol. 36, pág. 1356 – 1359, 1997.

LINERT, G. E. **Welding Metallurgy**. American Welding Society, New York. Pág. 631, 1967.

LUNDBACK, A. **Finite Element Modelling and Simulation of Welding of Aerospace Components**. Licentiate Thesis. Lulea University of Technology. 50p. 2003.

MACHADO, I. G. **Soldagem & Técnicas Conexas: Processos**. UFRGS, Porto Alegre, 1996.

MANOHAR, P. A.; CHANDRA, T. **Continuous Cooling Transformation Behavior of High Strength Microalloyed Steels for Linepipe Applications**. ISIJ International. Vol. 38, pág. 766-774, 1998.

MARQUES, P.V.; MODENESI, P.J.; BRACARENSE, A.Q. **Soldagem: Fundamentos e Tecnologia**. Ed. UFMG. Pág.51-125, 2011.

MARTINS, S. H. **Estudo das Trincas Induzidas pelo Hidrogênio Através do Ensaio de Restrição Controlada**. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de São Carlos, Departamento de Engenharia de Materiais, 1990.

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

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

MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V.; SANTOS, D. B. ***Curso de Metalurgia de Soldagem***. Universidade Federal de Minas Gerais, DEM, Belo Horizonte - MG, 1985.

MODENESI, P. J; MARQUES, P. V; SANTOS, D. B. dos. – ***Introdução à Metalurgia da Soldagem***. Universidade Federal de Minas Gerais. DEM, Belo Horizonte - MG, 2011.

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, pág. 66-71, 2000.

MULLER, L. R. e ALCÂNTARA, N. G. ***Obtenção e Caracterização das Curvas de Resfriamento Direto em Metais de Solda***. Encontro Nacional de Tecnologia de Soldagem, XII, Campos do Jordão, pág. 5-8, 1986.

NEVES, F. O.; REGONE, W.; BUTTON, S. T. ***Análise do Comportamento Microestrutural de um Aço Microligado por Simulação Física Análoga ao Forjamento a Quente***. 15º Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais – CBCiMat, Natal-RG, 2002.

NORRISH, J. ***Adv. Weld. Process***. Bristol, UK., 1992.

OKUMURA, T.; TANIGUCHI, C. ***Engenharia de Soldagem e Aplicações***. Editora Livros Técnicos e Científicos. Rio de Janeiro. 456p. 1982.

PARKER, W. J.; JENKINS, R. J.; BUTLER, C. P.; ABBOTT, G. L. ***Flash Method of Determining Thermal Diffusivity, Heat Capacity and Thermal Conductivity***. Journal Applied Physics. Vol. 32, pág. 1679-1684, 1961.

PARLANE, A.J.A.; ALLEN, J.S.; HARRISON, J.D.; LEGGATT, R.H.; DWIGHT, J.B.; BAILEY, N.; PROCTER, E; SAUNDERS, G.G. ***Residual Stresses and their Effect***. The Welding Institute, U.K., 1981.

PEDROSA, I. R. V.; CASTRO, R. S.; YADAVA, Y. P.; FERREIRA, R. A. S. ***Study of Phase Transformations In API 5L X80 Steel in Order to Increase its Fracture Toughness***. Materials Research. Pág. 489 – 496, 2013.

PEET, M. J.; HASAN, H. S.; BHADESHIA, H. K. D. H. ***Prediction of Thermal Conductivity of Steel***. International Journal of Heat and Mass Transfer. Pág. 2602-2608, 2011.

QUITES, A. M. ***Introdução à soldagem a Arco Voltaico***. Ed. Soldasoft, Florianópolis, 2002.

RAMÍREZ, M. G.; GORNI, A. A.; LANDGRAF, F.; OGATA, P. H.; GOLDENSTEIN, H. **Caracterização microestrutural de um aço API 5L-X80 através de microdureza e microscopia ótica e eletrônica**. 62º Congresso Anual da ABM – Internacional, Vitória– ES, Brasil, 2007.

RODEIRO, P. F. **Análise de Distribuição de Temperaturas e Tensões Residuais em Soldas do Tipo Ring-Weld**. Dissertação de Mestrado. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. 84p. 2002.

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

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

SHAN, X.; DAVIES, C. M.; WANGSDAN, T.; O'DOWD, N. P.; NIKBIN, K. M. **Thermo-mechanical modelling of a single-bead-on-plate weld using the finite element method**. International Journal of Pressure Vessels and Piping. Vol. 86, pág. 110–121, 2009.

SHANMUGAM, S.; RAMISETTI, N. K.; MISRA, R. D. K.; HARTMANN, J.; JANSTO, S. G. **Microstructure and High Strength–Toughness Combination of a New 700MPa Nb-Microalloyed Pipeline Steel**. Materials Science and Engineering. 2007.

SHIN, S. Y.; HWANG, B.; LEE, S.; KIM, N. J.; AHN, S. S. **Correlation of microstructure and charpy impact properties in API X70 and X80 line-pipe steels**. Materials Science and Engineering. Pág. 281-289, 2007.

SILVA, E. S.; BELTRÃO, M. A. N.; BASTIAN, F. L. **Comportamento em Fadiga de Juntas Soldadas Circunferenciais de um Aço API 5L-X80**. 18º Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais-CBCiMat, Porto de Galinhas-PE, 2008.

SLANIA, J.; MICNO, Z. WOJCIK, M. **Temperature Measurement Problems in Welding Processes**. Welding International. Vol. 21, pág 589-592, 2007.

STEKLY, J. J. K. **Deposition rates: principles and data**. Weld. Rev. 4, pág. 238-240, 1989.

SUBAN, M.; TUSEK, J. **Dependence of melting rate in MIG/MAG welding on the type of shielding gas used**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 119, pág. 185-192, 2001.

SUBAN, M.; TUSEK, J.; URAN, M. **Use of hydrogen in welding engineering in former times and today**. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 119, pág. 193-198, 2001.

TANNER, D. W. J. **Life Assessment of Welded Inconel 718 at High Temperature**. PH.D thesis. University of Nottingham, Department of Mechanical, Materials and Manufacturing Engineering. 277p. 2009.

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. pág. 59–69, 2003.

VIEIRA JR, A.B.; SCOTTI, A; RADE, D.A. ***Assessment of Welding Residual Stresses in Rectangular Plates using Vibration Data***. In: XVII COBEM – 17<sup>th</sup> International Congress of Mechanical Engineering. São Paulo, SP, 2003.

VIEIRA, L. C. ***Metodologia para Simulação Numérica de Estruturas Soldadas via Elementos Finitos com Software Sysweld***. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica. 87p. 2008.

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

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. pág. 936–947, 2009.

WEN, S. W.; HILTON, P.; FARRUGIA, D. C. J. ***Finite Element Modelling of a Submerged Arc Welding Process***. Journal of Materials Processing Technology. Pág 203-209, 2001.

YAGHI, A. H.; HYDE, T. H.; BECKER, A. A.; SUN, W.; HILSON, G.; SIMANDJUNTAK, S.; FLEWITT, P. E. J.; PAVIER, M. J.; SMITH, D. J. ***A comparison between measured and modelled residual stresses in a circumferentially butt-welded P91 steel pipe***. ASME Journal of Pressure Vessel Technology. Vol. 132, pág. 011206-1 a 011206-10, 2010.

YAGHI, A. H.; TANNER, D. W. J.; HYDE, T. H.; BECKER, A. A.; SUN, W. ***Abaqus Thermal Analysis of the Fusion Welding of a P92 Steel Pipe***. SIMULIA Customer Conference. 18p. 2011.

ZEEMANN, A.; EMYGDIO, P. R. O. ***Básico de Soldagem***. Tecmetal, 2001.

ZHAO, M. C.; YANG, K.; SHAN, Y. ***The Effects of Thermo-Mechanical Control Process on Microstructures and Mechanical Properties of a Commercial Pipeline Steel***. Materials Science and Engineering. Pág. 14-20, 2002.

ZHU, X. K.; CHAO, Y. J. ***Efectts of Temperature-Dependent Material Properties on Welding Simulation***. Computers & Structures. Vol. 80, pág. 967-976, 2002.



## 9. TRABALHOS PRODUZIDOS

### 9.1 Artigos Publicados em Periódicos

OLIVEIRA, R. S.; ANTONINO, T. S.; PEREIRA, R. S.; NETO, J. J. C. O.; NASCIMENTO, E. S.; GUIMARÃES, P. B.; JÚNIOR, J. D. L.; ALÉCIO, R. A.; YADAVA, Y. P.; FERREIRA, R. A. S. ***Estudo Numérico da Influência da Velocidade de Soldagem no Campo de Temperatura de uma Junta do Aço Inox AISI 316***. CIENTEC: Revista de ciência, tecnologia e humanidades do IFPE. Vol. 6, 2014.

TIAGO DE SOUSA ANTONINO, PABLO BATISTA GUIMARÃES, ROBERTO DE ARAÚJO ALÉCIO, YOGENDRA PRASAD YADAVA, RICARDO ARTUR SANGUINETTI FERREIRA. ***Measurements of the Thermophysical Properties of the API 5L X80 Steel***. Materials Sciences and Applications. 2014.

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

LIMA, A. A.; NASCIMENTO, E. S.; ANTONINO, T. S.; SILVA, R. J. F.; ALECIO, R. A.; OLIVEIRA, C. A. N.; BARBOSA, J. M. A.; FERREIRA, R. A. S.; GUIMARAES, P. B. ***Influência da Velocidade de Soldagem no Campo de Temperatura numa Junta de Aço Naval Soldada pelo Processo GTAW***. CIENTEC: Revista de ciência, tecnologia e humanidades do IFPE, vol. 5, pág. 106-114, 2013.

NASCIMENTO, E. S.; LIMA, A. A.; ANTONINO, T. S.; SILVA, R. J. F.; SIQUEIRA FILHO, A. V.; OLIVEIRA, C. A. N.; FERREIRA, R. A. S.; GUIMARAES, P. B. ***Estudo da Influência dos Parâmetros da Fonte Dupla Elipsoide no Campo de Temperatura de uma Junta Soldada***. CIENTEC: Revista de ciência, tecnologia e humanidades do IFPE, vol. 5, pág. 32-39, 2013.

## 9.2 Trabalhos Publicados em Anais de Congressos

NASCIMENTO, E. S.; OLIVEIRA NETO, J. J. C.; ANTONINO, T. S.; ALECIO, R. A.; OLIVEIRA, C. A. N.; FERREIRA, R. A. S.; GUIMARÃES, P. B. ***Influência da Variação dos Parâmetros da Fonte de Calor Duplo Elipsoide nos Ciclos Térmicos de Soldagem numa Liga de aço Naval.*** In: CONEM - Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. Uberlândia – MG, 2014.

NASCIMENTO, E. S.; OLIVEIRA NETO, J. J. C.; ANTONINO, T. S.; LIRA JÚNIOR, J. D.; FERREIRA, R. A. S.; GUIMARÃES, P. B. ***Estudo Numérico da Influência dos Parâmetros Geométricos da Fonte Goldak nos Ciclos Térmicos de Soldagem do Aço Naval ASTM AH36.*** In: IX CONNEPI - Congresso Norte Nordeste de Pesquisa e Inovação. São Luís – MA, 2014.

OLIVEIRA NETO, J. J. C.; NASCIMENTO, E. S.; ANTONINO, T. S.; LIRA JÚNIOR, J. D.; FERREIRA, R. A. S.; GUIMARÃES, P. B. ***Obtenção da Repartição Térmica de Soldagem do Aço Naval ASTM AH36 a partir de Software Baseado no Método dos Elementos Finitos.*** In: IX CONNEPI - Congresso Norte Nordeste de Pesquisa e Inovação. São Luís – MA, 2014.

OLIVEIRA, R. S.; PEREIRA, R. S.; ANTONINO, T. S.; GUIMARÃES, P. B.; JÚNIOR, J. D. L.; FERREIRA, R. A. S. ***Simulação Computacional da Influência da Velocidade de Soldagem no Campo de Temperatura Gerado pela Soldagem do Aço Inoxidável AISI 316.*** In: IX CONNEPI - Congresso Norte Nordeste de Pesquisa e Inovação. São Luís – MA, 2014.

ANTONINO, T. S.; OLIVEIRA, R. S.; ALÉCIO, R. A.; SILVA, R. J. F.; FILHO, A. V. S.; FERREIRA, R. A. S.; GUIMARÃES, P. B.; YADAVA, Y. P. ***Influência da Corrente de Soldagem no Campo de Temperatura de uma Junta Soldada do Aço API 5L X80 Utilizando o Método de Elementos Finitos.*** In: 21º CBECiMat - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais. Cuiabá – MT, 2014.

ALECIO, R. A.; GAMA, J. L. L.; ANTONINO, T. S.; GUIMARAES, P. B.; BARBOSA, J. M. A.; YADAVA, Y. P.; FERREIRA, R. A. S. ***Study of the Thermodynamic Conditions of Sub-Regions of ZTA, in Standardized Specimen for the Testing of the Strength.*** In: 22<sup>nd</sup> International Congress of Mechanical Engineering - COBEM. Ribeirão Preto - São Paulo, 2013.

ANTONINO, T. S.; GUIMARAES, P. B.; ALECIO, R. A.; SILVA, R. J. F.; YADAVA, Y. P.; FERREIRA, R. A. S. ***Simulação Computacional da Influência da Velocidade de Soldagem na Distribuição de Temperatura de uma Junta de Topo do Aço API 5L X80.*** In: XI Congresso Ibero-americano de Engenharia Mecânica - CIBIM. La Plata - Argentina, 2013.

GUIMARAES, P. B.; SIQUEIRA FILHO, A. V.; ANTONINO, T. S.; ROLIM, T. L.; ALECIO, R. A.; YADAVA, Y. P.; BARBOSA, J. M. A.; FERREIRA, R. A. S. ***Determinação das Tensões Residuais Obtidas por Medição de Coordenadas e Comparadas com Resultados de Simulação Numérica de uma Liga de Aço Naval Soldada pelo Processo GTAW.*** In: XI Congresso Ibero-americano de Engenharia Mecânica – CIBIM. La Plata - Argentina, 2013.

NASCIMENTO, E. S.; LIMA, A. A.; ANTONINO, T. S.; OLIVEIRA, C. A. N.; FERREIRA, R. A. S.; GUIMARAES, P. B. ***Estudo da Influência dos Parâmetros da Fonte Dupla Elipsoide no Campo de Temperatura de uma Junta Soldada.*** In: VIII CONNEPI - Congresso Norte Nordeste de Pesquisa e Inovação. Salvador – BA, 2013.

LIMA, A. A.; NASCIMENTO, E. S.; ANTONINO, T. S.; ALECIO, R. A.; FERREIRA, R. A. S.; GUIMARAES, P. B. ***Estudo da Influência da Velocidade de Soldagem no Campo de Temperatura de uma Liga de Aço ASTM AH36.*** In: VIII CONNEPI - Congresso Norte Nordeste de Pesquisa e Inovação. Salvador - BA, 2013.

ALECIO, R. A.; GAMA, J. L. L.; ANTONINO, T. S.; GUIMARAES, P. B.; BARBOSA, J. M. A.; YADAVA, Y. P.; FERREIRA, R. A. S. ***Estudo da relação microestrutura/Propriedades mecânicas de uma junta soldada do aço API 5L X80.*** In: I Workshop dos Programas de Formação de Recursos Humanos nas áreas de Petróleo, Gás e Biocombustível. Recife-PE, 2013.

ANTONINO, T. S.; SILVA, R. J. F.; GUIMARAES, P. B.; ALECIO, R. A.; FERREIRA, R. A. S.; YADAVA, Y. P. ***Desempenho das Microestruturas Ferrita Acicular e Ferrita Granular nas Características de Tenacidade a Fratura do Aço API 5L X70.*** In: CONEM - Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. São Luiz - Maranhão, 2012.

GUIMARAES, P. B.; OLIVEIRA, C. A. N.; SILVA, R. J. F.; ANTONINO, T. S.; YADAVA, Y. P.; SIQUEIRA FILHO, A. V.; FERREIRA, R. A. S. ***Determinação da Cinética de Recristalização Obtida Indiretamente em Função do Alongamento na Liga de alumínio AA 8023.*** In: CONEM - Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. São Luiz – Maranhão, 2012.

ANTONINO, T. S.; SILVA, R. J. F.; GUIMARAES, P. B.; ALECIO, R. A.; FERREIRA, R. A. S.; YADAVA, Y. P. ***Obtenção de Microestruturas Visando Aumento na Tenacidade a Fratura do Aço API 5L X70 Utilizado na Indústria do Petróleo e Gás Natural.*** In: CONEM - Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. São Luiz – Maranhão, 2012.

GUIMARAES, P. B.; NASCIMENTO, A. C. S.; SILVA, R. J. F.; OLIVEIRA, C. A. N.; ANTONINO, T. S.; FERNANDES, L. E.; MOURA, M. L. M.; BARBOSA, J. M. A.; FERREIRA, R. A. S. ***Determinação Numérica da Repartição Térmica de Soldagem numa Junta de Topo de Aço Inoxidável AISI 304.*** In: 20º CBECiMat - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais. Joinville – SC, 2012.

GUIMARAES, P. B.; ANTONINO, T. S.; ALECIO, R. A.; SILVA, R. J. F.; OLIVEIRA, C. A. N.; BARBOSA, J. M. A.; SIQUEIRA FILHO, A. V.; FERREIRA, R. A. S. ***Simulação dos Campos de Deslocamento numa Junta de Topo Soldada pelo Processo TIG em Aço Naval.*** In: 20º CBECiMat - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais. Joinville – SC, 2012.

SILVA, R. J. F.; ANTONINO, T. S.; FERREIRA, R. A. S. ***Correlação entre aumentos percentuais da laminação e a formação de ferrita acicular e ferrita granular em um aço API 5LX70.*** In: X congresso Ibero-Americano em Engenharia Mecânica. Porto - Portugal. Actas do X congresso Ibero-Americano em Engenharia Mecânica. Pág. 2221-2225. 2011.