

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

ANÁLISE DA DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA E DISTORÇÕES EM JUNTAS DE  
FILETE ATRAVÉS DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

por

João Pedro da Conceição

Monografia apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para obtenção do diploma de Engenheiro Mecânico.

Porto Alegre, Novembro de 2016.

ANÁLISE DA DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA E DISTORÇÕES EM JUNTAS DE  
FILETE ATRAVÉS DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

por

João Pedro da Conceição

ESTA MONOGRAFIA FOI JULGADA ADEQUADA COMO PARTE DOS  
REQUISITOS PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE  
**ENGENHEIRO MECÂNICO**  
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELA BANCA EXAMINADORA DO  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

Prof. Alcy Rodolfo dos Santos Carrara  
Coordenador do Curso de Engenharia Mecânica

Área de Concentração: **Projeto e Fabricação**

Orientador: Prof. Arnaldo Ruben Gonzalez

Comissão de Avaliação:

Prof. Patric Daniel Neis

Prof. Fabiano Disconzi Wildner

Prof. José Antônio E. Mazzaferro

Porto Alegre, 18 de Novembro de 2016.

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço a minha irmã Carolina e a minha mãe Maristella, por acreditarem em mim e por me darem força e coragem para seguir sempre em frente. Aos meus colegas e amigos do Laboratório de Metalurgia Física – LAMEF, em especial do grupo de Tecnologia Submarina, onde aprendi a importância de estar cercado de pessoas simples e dedicadas que nunca saíram do meu lado. Aos Engenheiros e Mestres Fabiano Bertoni e Facundo López pelas oportunidades e por complementarem minha formação, me transmitindo os desafios da engenharia na prática. Ao mestrando e Engenheiro Dante La Porta Neto e ao Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez por me auxiliar e me permitir a condução deste trabalho. A todos que de alguma maneira marcaram e modificaram minha trajetória ao longo destes anos.

**DA CONCEIÇÃO, J. P.** Análise da distribuição de temperatura e distorções em juntas de filete através do método dos elementos finitos. 2016. 15 folhas. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2016.

## **RESUMO**

O objetivo deste trabalho é desenvolver um modelo numérico, mediante a aplicação do método de elementos finitos, capaz de prever o campo de temperaturas e distorções resultantes do processo de soldagem MIG/MAG realizado com auxílio de robô em juntas de filete aço baixo carbono (SAE 1020). Com a finalidade de avaliar a exatidão do modelo numérico, foi aplicado um procedimento experimental variando-se as espessuras de mesa e alma da junta. Durante o processo de soldagem foram realizadas medições de temperaturas em função do tempo e distorção final, depois de depositado o cordão de solda, nas amostras para posterior comparação com os resultados obtidos da modelagem numérica. Os resultados mostram que o modelo numérico pode ser usado para descrever o ciclo térmico e a distorção angular da junta em T soldada.

**PALAVRAS-CHAVE:** Campo de temperaturas, distorções, MIG/MAG, modelo numérico.

**DA CONCEIÇÃO, J. P.** Análise da distribuição de temperatura e distorções em juntas de filete através do método dos elementos finitos. 2016. 15 folhas. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2016.

#### **ABSTRACT**

It is intended to develop a numeric model based on finite element method able to predict the temperature distribution and distortions resulting from a welding process of a low carbon steel (SAE 1020) in a T type joint, welded by MIG/MAG technique with robot aid. In order to analyze the numeric model accuracy an experimental procedure was conducted varying the flange and web thickness of the joint. During the experiment the temperature evolution and distortions after welding were measured to posterior comparison with numerical results. The results suggest that the numerical modeling could be used to predict the T joint thermal cycle and angular distortion.

**KEYWORDS:** Temperature distribution, distortions, MIG/MAG, numeric modeling.

## Sumário

1. INTRODUÇÃO .....	1
2. OBJETIVOS.....	1
3. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA .....	1
3.1 Processo de Soldagem MIG/MAG.....	1
3.2 Variáveis do processo.....	2
3.3 Análise térmica.....	2
3.3.1 Condução.....	3
3.3.2 Convecção .....	3
3.3.3 Radiação .....	3
3.3.4 Aporte térmico.....	4
3.5 Análise mecânica.....	4
3.6 Aplicação do método dos elementos finitos em processos de soldagem .....	5
3.7 Modelagem da fonte de calor .....	6
4. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL .....	7
4.1 Sequência de soldagem .....	8
4.2 Aquisição de corrente e tensão.....	8
4.3 Aquisição de temperatura.....	9
4.4 Medições de distorções .....	9
5. MODELAGEM NUMÉRICA.....	10
5.1 Materiais.....	10
5.2 Malha numérica.....	11
5.3 Condições de contorno .....	11
6. RESULTADOS .....	12
6.1 Ciclo térmico .....	12
6.2 Deformação angular .....	14
7. CONCLUSÃO .....	15
8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	16
ANEXO .....	17

## 1. INTRODUÇÃO

A necessidade de unir componentes metálicos permanentemente consolidou o processo de soldagem em diversas indústrias como a naval, automotiva, petroquímica, militar, e muitas outras. Seu sucesso deve-se, principalmente, ao fato de eliminar a necessidade de elementos de fixação externos como rebites e parafusos que, além de acrescentar peso desnecessário às estruturas, geravam descontinuidades, afetando seu desempenho mecânico. Diferentes processos, equipamentos e acessórios foram desenvolvidos desde seu surgimento no início do século XIX. Atualmente os processos de soldagem com base na fusão de materiais através da energia proveniente de um arco elétrico são os mais difundidos industrialmente. Devido à grande energia empregada durante o processo de soldagem alguns efeitos não desejados se originam, como distorções, tensões residuais e regiões onde a resistência do material pode ser diminuída pelo calor.

Distorções em estruturas soldadas são oriundas das expansões e contrações não lineares entre o cordão de solda e o material base da junta. Estes efeitos são resultantes dos ciclos de aquecimento e resfriamento aos quais a junta é submetida gerando dificuldades de projeto e de execução. Podem ser relacionados às distorções problemas na montagem da estrutura, aparência e redução na resistência mecânica que originam atrasos e gastos adicionais com alinhamento. Há um crescente esforço de engenheiros e pesquisadores para estabelecer técnicas de análise que facilitem o entendimento, controle e até a redução deste fenômeno. Simulações numéricas, em especial à modelagem utilizando o método dos elementos finitos ganhou destaque por seu baixo custo de implementação e pela sua capacidade de abordar estruturas de médio e grande porte que de outra maneira seria impossível ou extremamente onerosa.

## 2. OBJETIVOS

O presente trabalho tem como objetivos desenvolver um modelo numérico baseado no método dos elementos finitos (MEF) capaz de prever o campo de temperatura e distorções resultantes do processo de soldagem MAG em juntas de filete de amostras de aço-carbono SAE 1020 e avaliar a capacidade e precisão deste modelo em descrever os resultados obtidos experimentalmente.

## 3. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

### 3.1 Processo de Soldagem MIG/MAG

A técnica para união permanente de componentes metálicos mais difundida atualmente é a soldagem. Há mais de 50 tipos diferentes de processos de soldagem nas mais diversas aplicações industriais. Grande parcela de sua relevância se dá pela capacidade de unir uma vasta quantidade de ligas metálicas e pela sua aplicabilidade na recuperação de componentes, redução de custos, flexibilidade de projeto e fácil aplicação (MODENESI et al. 2005).

Dentro das diversas características do processo MIG/MAG é possível destacar algumas vantagens em comparação à outros processos. Dentre elas destacam-se: a possibilidade de soldar em todas as posições, a alta taxa de deposição devido à elevada densidade de corrente possível, a ampla faixa de utilização em diferentes ligas e espessuras, a alimentação contínua do consumível, consolidou este método de união permanente.

O processo de soldagem MIG/MAG caracteriza-se pela abertura e manutenção do arco elétrico entre o metal de adição, alimentado continuamente, e o metal base da peça. Para proteger o eletrodo não revestido e a poça de fusão da atmosfera, uma proteção gasosa, com vazão e pressão adequada, deve ser aplicada evitando possíveis problemas causados pela ação do hidrogênio, nitrogênio ou do oxigênio que reagem com o metal fundido. Além disso, esta proteção auxilia também na formação e conservação do arco elétrico (ALVEZ, 2009; TEIXEIRA, 2011).

A proteção gasosa pode ser feita por um só gás ou por uma mistura gasosa. Se este gás ou mistura de gases for inerte, Ar e He por exemplo, o processo nomeia-se MIG. Contudo se o gás ou mistura de gases for ativa, CO<sub>2</sub> ou ainda Ar-O<sub>2</sub>-CO<sub>2</sub>, nomeia-se MAG. A espessura do material está diretamente relacionada à escolha do gás de proteção utilizado. Sendo assim, o Ar é aplicado à uma grande variedade de espessuras. Já a vazão do gás é uma função da corrente de soldagem, sendo afetada pela posição de soldagem, tipo de junta, diâmetro do bocal e condições do ambiente (IRVING, 1999).

### 3.2 Variáveis do processo

Para a obtenção de cordões de solda de qualidade e resistência mecânica requeridas é fundamental a correta seleção e combinação dos parâmetros do processo. Os parâmetros de maior relevância como tensão do arco elétrico, corrente de soldagem e a velocidade de soldagem são considerados variáveis primárias uma vez que afetam diretamente os aspectos geométricos do cordão de solda.

A tensão do arco elétrico tem efeito proporcional sobre a largura do cordão de solda. Também afeta a penetração do cordão de solda e o modo de transferência de material da ponta do arame à poça de fusão. Em geral, tensões de soldagem baixas resultam em cordão de solda estreitos e de pequenas penetrações, já tensões elevadas resultam no oposto.

Segundo MACHADO, 1996, a tensão de soldagem deve ser selecionada levando-se em conta a corrente de soldagem para que haja estabilidade no arco elétrico. Defeitos como porosidade, salpico e mordedura podem ser gerados caso a tensão não estiver ajustada adequadamente.

A corrente de soldagem afeta a taxa de deposição de material, reforço do cordão e penetração do cordão de solda. No processo MIG/MAG há uma relação proporcional entre a corrente de soldagem e a velocidade de alimentação do arame. Quando há um aumento no valor de corrente aplicada há um acréscimo na taxa de deposição do metal de solda. Em consequência, maior energia e material são aplicados ao componente, resultando em aumento das dimensões do cordão de solda, sendo o oposto também aplicável (MACHADO, 1996, ALVES, 2009).

A velocidade de soldagem se define como o trajeto percorrido pelo arco elétrico em um determinado período de tempo. Este parâmetro afeta a taxa de deposição de material, desta forma influencia diretamente a produtividade do processo. Quando os demais parâmetros são mantidos constantes e a velocidade é aumentada, os efeitos observados são a diminuição das dimensões do cordão, maior refino de grão do metal depositado, a diminuição da penetração e a zona afetada pelo calor será mais estreita (MACHADO, 1996, ALVES, 2009).

Há relação dos parâmetros principais do processo em termos da energia entregue ao componente unido. Esta energia, descrita pela equação 3.1, é expressa em Joules por milímetro referindo-se à quantidade de energia por unidade de comprimento percorrido pelo arco elétrico.

$$E = \eta \frac{UI}{v} \quad (3.1)$$

Onde E é a energia de soldagem (J/mm), U é a tensão do arco elétrico (V), I é a corrente de soldagem (A), v é a velocidade de soldagem (mm/s) e η é o rendimento térmico do processo. Valores de rendimento típicos para o processo MIG/MAG variam de 0,7 a 0,9. Para o presente estudo foi adotado o rendimento médio de 0,85 como apontado pela investigação de Hackenhaar, 2016.

### 3.3 Análise térmica

Há uma intensa e concentrada geração de energia térmica aplicada ao componente quando o arco elétrico se forma durante o processo de soldagem. O intenso calor fornecido possibilita a fusão e união da junta, causando dificuldades metalúrgicas e mecânicas como, por



exemplo, distorções e tensões residuais na estrutura soldada. Quando são utilizados uma ou mais fontes de calor móveis no processo a análise térmica do fenômeno mostra-se um problema físico de alta complexidade. O fluxo de calor intenso e localizado que caracteriza a maioria dos processos de soldagem por fusão com arco elétrico gera elevadas temperaturas em pequenas regiões tendo como consequência grandes gradientes térmicos.

### 3.3.1 Condução

Quando um gradiente de temperatura é formado entre regiões distintas de um mesmo corpo, há um fluxo de energia correspondente que visa restabelecer o equilíbrio térmico do corpo. No processo de soldagem é introduzida elevada quantidade de energia térmica em um volume reduzido, ocorrendo, então, fluxo de energia, ou condução, das regiões de maior temperatura para as regiões de menor temperatura do componente soldado. Condutividade térmica é definida como a propriedade que descreve o comportamento que cada material apresenta quando esta energia se dispersa pelo meio sólido. Quanto maior é o valor dessa propriedade, maior é a taxa com que a energia é conduzida. A distribuição de energia ocorre de maneira não linear ao longo de um componente, resultando em contrações e dilatações, acumulando energia em certas regiões e implicando em tensões residuais.

A condução térmica pode ser modelada através da lei de Fourier, que estabelece a proporcionalidade entre o fluxo de calor conduzido e a diferença de temperaturas presente ao longo de uma peça. Este comportamento é descrito pela equação 3.2 para o caso unidimensional.

$$q_{cond} = -kA \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.2)$$

Onde,  $q_{cond}$  é a energia térmica conduzida (W),  $k$  é a condutividade térmica (W/m K),  $A$  é a área normal à direção de condução ( $m^2$ ) e  $\frac{\partial T}{\partial x}$  é o gradiente de temperatura ao longo de uma direção ( $^{\circ}C/m$ ).

### 3.3.2 Convecção

Trata-se da transferência de energia devido ao movimento das moléculas de um fluido. Para a soldagem, corresponde ao calor transferido entre a peça soldada e o meio ao seu redor. A presença de movimento deste fluido acarreta em uma elevação na taxa de transferência de calor entre as superfícies do componente e o meio que o circunda. Todas as superfícies externas do objeto em contato com ar estão sujeitas ao fluxo de calor convectivo. Este fenômeno é abordado com o auxílio da lei de Newton, equação 3.3, que estabelece uma relação direta e proporcional entre o fluxo de calor e o gradiente de temperaturas.

$$q_{conv} = A h_{conv}(T - T_{\infty}) \quad (3.3)$$

Onde  $q_{conv}$  é a energia térmica de convecção (W),  $h_{conv}$  é o coeficiente de convecção ( $W/m^2 \text{ } ^{\circ}C$ ),  $T$  é a temperatura em um determinado ponto ( $^{\circ}C$ ),  $T_{\infty}$  é a temperatura do fluido ( $^{\circ}C$ ),  $A$  é a área das superfícies externas do objeto ( $m^2$ ).

### 3.3.3 Radiação

Radiação também é um fenômeno de superfície onde, para o caso da soldagem, haverá transmissão de energia para o ambiente. De acordo com a lei de Stefan-Boltzmann a perda térmica devido à radiação pode ser descrita pela equação 3.4.

$$q_{rad} = \varepsilon \sigma A (T - T_0)^4 \quad (3.4)$$

Onde  $q_{\text{rad}}$  é a energia térmica (W),  $\varepsilon$  é a emissividade da superfície,  $\sigma$  é a constante de Stefan-Boltzmann,  $A$  é a área da superfície ( $\text{m}^2$ ),  $T$  é a temperatura em análise (K) e  $T_0$  é a temperatura ambiente (K).

### 3.3.4 Aporte térmico

A análise térmica do processo de soldagem é geralmente realizada pela consideração de uma fonte de calor que se movimenta sobre o componente. Uma parcela da energia entregue por esta fonte se dissipa por condução no domínio do material, parte por convecção e radiação para o ambiente. A equação do fluxo de calor para um sólido tridimensional, com coordenadas cartesianas, pode ser descrita pela equação 3.5.

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

Onde,  $T$  é a temperatura ( $^{\circ}\text{C}$ ),  $\rho$  a densidade do material ( $\text{kg}/\text{m}^3$ ),  $C_p$  calor específico do material ( $\text{J}/\text{kg K}$ ),  $t$  é o tempo (s),  $k_{x,y,z}$  a condutividade térmica para cada direção ( $\text{W}/\text{m K}$ ) e  $Q_v$  geração de calor ( $\text{W}/\text{m}^3$ ).

### 3.5 Análise mecânica

A análise mecânica de uma junta soldada é baseada nos efeitos de dilatação e contração do material frente ao histórico de temperaturas imposto ao componente. A combinação destas dilatações e contrações com as restrições mecânicas e a própria fixação do componente no aparato durante a soldagem tendem a limitar estes efeitos gerando distorções que geralmente deformam permanentemente o material. Assim, a obtenção prévia, ou solução em conjunto, do histórico de temperaturas através da análise térmica do problema é fundamental para a avaliação das tensões e deformações na junta soldada.

Devido as grandes amplitudes de tensões e deformações experimentadas pelo componente soldado há a necessidade de desenvolver investigações que englobem tanto o comportamento do material na zona elástica como na zona plástica. A análise elástica consiste, essencialmente, na solução da equação 3.6 como sugerido por Leal, 2015.

$$\{\sigma\} = [D] \cdot \{\varepsilon^{el}\} \quad (3.6)$$

Onde  $\{\sigma\}$  é o vetor de tensões normais e cisalhantes  $\{\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xx}, \tau_{yx}, \tau_{yz}\}$ ,  $[D]$  é a matriz de rigidez elástica do material e  $\{\varepsilon^{el}\}$  é o vetor de deformações elásticas, podendo este ser dividido em duas parcelas conforme a expressão 3.7.

$$\{\varepsilon^{el}\} = \{\varepsilon\} - \{\varepsilon^{th}\} \quad (3.7)$$

Onde  $\{\varepsilon\}$  é o vetor deformação total  $\{\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z, \varepsilon_{xy}, \varepsilon_{yz}, \varepsilon_{xz}\}$  e  $\{\varepsilon^{th}\}$  representa o vetor de deformação térmica que pode ser representado conforme a expressão 3.8.

$$\{\varepsilon^{th}\} = \Delta T \cdot \{\alpha_x, \alpha_y, \alpha_z, 0, 0, 0\} \quad (3.8)$$

Onde  $\Delta T$  é a diferença de temperaturas o ponto de análise e a temperatura de referência do meio externo e  $\alpha_{x,y,z}$  é coeficiente de expansão térmica em cada uma das direções x y e z quando estas são consideradas uma função da temperatura.

A análise plástica de materiais com comportamento não lineares altera o vetor deformações para a forma descrita pela equação 3.9 como proposto por Wentz, 2008.

$$\varepsilon = \{\varepsilon^{el} + \varepsilon^{pl} + \varepsilon^{th} + \varepsilon^{cr} + \dots\} \quad (3.9)$$

Onde  $\{\varepsilon\}$  é o vetor deformação total,  $\{\varepsilon^{el}\}$  o vetor de deformação elástica,  $\{\varepsilon^{pl}\}$  o vetor deformação plástica e  $\{\varepsilon^{cr}\}$  o vetor deformação de fluência.

Na solução numérica de processos de soldagem as deformações elásticas e plásticas são fundamentais para a obtenção das tensões residuais e da distorção final da peça soldada. Segundo Hansen, 2003, as deformações causadas pelo efeito de fluência do material usualmente é desconsiderado, uma vez que o intervalo de tempo ao qual a peça soldada está submetida a grandes gradientes de temperaturas é relativamente curto.

O modelo de material elasto-plástico com encruamento foi escolhido para descrever o comportamento elástico e plástico do material. Este modelo é caracterizado por constantes obtidas de forma simples, o que o tornou um dos modelos mais implementados em simulações numéricas. O critério do escoamento define o ponto onde as deformações passam do regime elástico para o regime plástico. Para definir o estado de tensões atuante no componente foi adotado o critério de Von Mises apresentado pela equação 3.10.

$$\sigma_e = \sigma_{vm} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (3.10)$$

Onde  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  são tensões principais, desta maneira a deformação permanente do componente terá início quando a tensão equivalente ( $\sigma_e$ ) atingir o limite de escoamento do material ( $\sigma_y$ ), como mostra a equação 3.11, onde  $\sigma_{vm}$  corresponde a tensão de Von Mises.

$$\sigma_{vm} = \sigma_y \quad (3.11)$$

No regime plástico do material as tensões e deformações podem ser representadas através da equação 3.12.

$$\sigma = \sigma^e + h\varepsilon^{pl} \quad (3.12)$$

Onde  $\sigma$  é o valor de tensão,  $h$  é o módulo de endurecimento ou encruamento e  $\varepsilon^{pl}$  são as deformações plásticas. Para o endurecimento isentrópico a superfície de Von Mises, área que delimita o regime elástico e plástico, está fixa na origem do sistema formado pelas tensões principais e, à medida que as tensões plásticas se desenvolvem no material, é expandida, como mostra a figura 3.1.

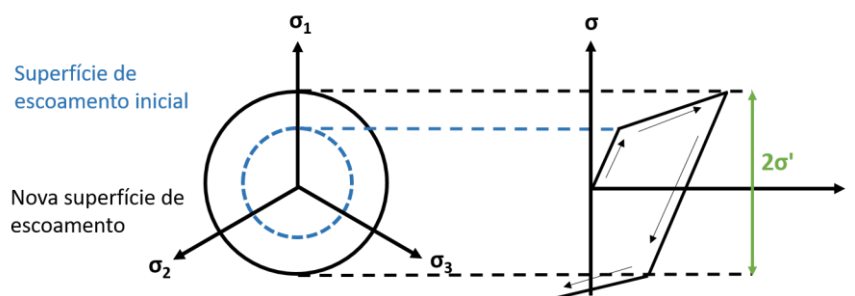


Figura 3.1. Superfície de escoamento de Von Mises

### 3.6 Aplicação do método dos elementos finitos em processos de soldagem

No processo de soldagem são envolvidos fenômenos de diferentes naturezas, esse aspecto torna a modelagem integral do processo extremamente difícil e onerosa, tanto em termos do tempo computacional necessário para solucionar o modelo como para as etapas de preparação e pós processamento de resultados. Assim estratégias de modelagem que simplificam a abordagem são fundamentais e inevitáveis. O desacoplamento dos fenômenos dominantes do processo é uma das mais importantes estratégias difundidas na abordagem dos ciclos térmicos e distorções na soldagem por fusão ao arco elétrico. Este desacoplamento permite realizar a modelagem em duas etapas. Primeiro é registrado o histórico de temperaturas desenvolvido durante o processo através da análise térmica, e, após, uma

análise mecânica é executada com base no histórico de temperaturas obtido, resultando na determinação das distribuições das tensões residuais e distorções. A figura 3.2 demonstra a sequência de solução desacoplada proposta.



Figura 3.2. Sequência de solução numérica

Assumir que os fenômenos estão desacoplados implica que o gradiente de temperatura influencia diretamente nas deformações e tensões, mas o inverso não se aplica, ou seja, não há geração de energia térmica causadas pela deformação ou tensões presente no componente a ser soldado. Esta hipótese é bastante razoável, uma vez que os valores de temperatura gerados pelo aporte térmico são muito superiores aos causados pela deformação mecânica do componente. A implementação do modelo foi realizada através do software comercial Comsol 5.2 Multiphysics.

### 3.7 Modelagem da fonte de calor

Goldak et al. 1984, propuseram o modelo de duplo elipse para descrever numericamente a fonte de calor real com o objetivo de representar processos de baixa e alta penetração. Modelos com abordagens de distribuição de calor pontual, linear, gaussiana e gaussiana cônica também foram objeto de estudos na literatura. Para realizar esta investigação foi utilizado o modelo de fonte de calor do tipo duplo elipsoide.

O modelo proposto destaca-se por apresentar distribuição de calor volumétrico em termos do tempo de soldagem, posição e coeficientes geométricos da poça de fusão de fácil obtenção para a modelagem. A figura 3.3 mostra o volume onde é distribuído o aporte térmico do processo e as equações 3.13 e 3.14 apresentam respectivamente a formulação do elipsoide frontal e do elipsoide traseiro do modelo proposto.

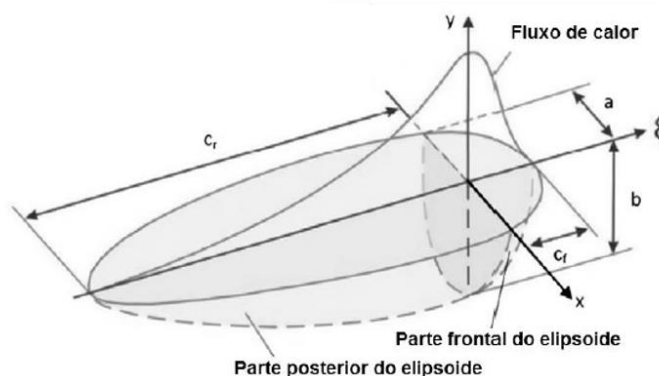


Figura 3.3. Modelo duplo elipsoide (Goldak et. al, 1984)

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{abc_f\pi^2\sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x^2}{a^2}\right)} e^{-3\left(\frac{y^2}{b^2}\right)} e^{-3\left(\frac{z^2}{c_f^2}\right)} \quad (3.13)$$

$$q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc_r\pi^2\sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x^2}{a^2}\right)} e^{-3\left(\frac{y^2}{b^2}\right)} e^{-3\left(\frac{z^2}{c_r^2}\right)} \quad (3.14)$$

Onde  $q$  é o fluxo de calor ( $W/mm^3$ ),  $x$ ,  $y$  e  $z$  são as coordenadas globais de referência (mm),  $Q$  é a entrada de calor ( $J/s$ ),  $a$ ,  $b$ ,  $c_f$  e  $c_r$  são os semieixos dos elipsoides (mm).

Os parâmetros geométricos,  $a$ ,  $b$ , da fonte de calor do modelo proposto representam respectivamente a largura e profundidade,  $c_f$  representa o comprimento do elipsoide frontal na equação 3.13 e  $c_r$  representa o comprimento do elipsoide traseiro na equação 3.14. Com o objetivo de aperfeiçoar a precisão do modelo quando comparado com problemas reais e descrever o gradiente de temperaturas mais severo na região frontal da poça de fusão, é estabelecido  $c_f$  como sendo a metade da largura e  $c_r$  o dobro da largura do cordão de solda respectivamente.

Às variáveis  $f_f$  e  $f_r$ , equação 3.13 e 3.14 respectivamente, cabe distribuir em forma de frações a quantidade de calor aplicado em cada um dos elipsoides.

Dado que este modelo é bastante difundido atualmente na modelagem numérica de processos de soldagem por fusão, extensos estudos que avaliam sua capacidade de descrever problemas físicos reais podem ser encontrados na literatura. Como exemplo cita-se a investigação realizada por Joshi et al, 2013, onde foi concluído que há pequena diferença entre os resultados simulados e experimentais.

A largura e a penetração, figura 3.4, dos cordões de solda realizados foram obtidas através de macrografias dos corpos de prova estudados experimentalmente. Os demais parâmetros foram adotados conforme recomendação dos autores Goldak et. al, 1984.

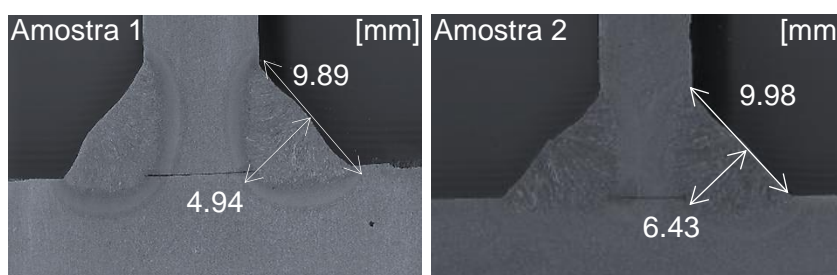
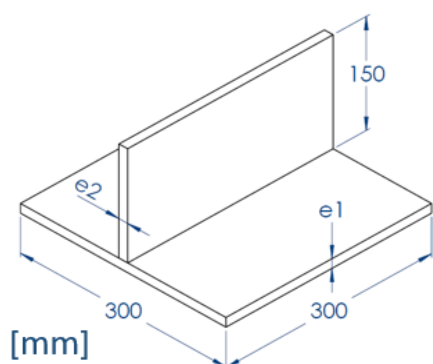


Figura 3.4. Largura e penetração dos cordões de solda

#### 4. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Para realizar o presente estudo e permitir a comparação de resultados numéricos e experimentais, duas amostras foram soldadas com diferentes espessuras de alma e de mesa como mostra a figura 4.1, onde é possível verificar a energia de soldagem empregada à cada amostra e suas dimensões. A primeira amostra foi selecionada de maneira a apresentar uma elevada deformação angular nas abas da mesa da junta. A segunda amostra foi selecionada para apresentar uma elevada energia de soldagem aplicada à mesa da junta.



Amostra	$e_1$ [mm]	$e_2$ [mm]	U [V]	I [A]	V [mm/s]	Q [J/mm]
1	9.375	9.375	25.15	218.8	4	1375,7
2	6.35	6.35	25.12	219.4	4	1377,8

Figura 4.1. Dimensões das amostras e parâmetros de soldagem

Na realização deste estudo foi utilizado como metal base um aço-carbono SAE 1020. A escolha desta liga se justifica pela grande aplicabilidade na indústria, sendo uma liga muito comum na construção de máquinas, estruturas e bens de consumo. A tabela 4.1 apresenta a composição química nominal para esta liga. As amostras foram obtidas de chapas de bitolas comerciais que seguiram as etapas de corte nas dimensões de largura e comprimento das amostras e posterior fresamento das arestas de corte com o objetivo de eliminar imperfeições e rugosidade excessiva produzidas pela etapa de corte anterior.

Tabela 4.1. Composição química SAE 1020

<i>Elemento</i>	Carbono C	Ferro Fe	Manganês Mn	Fósforo P	Enxofre S
<b>Composição</b>	0,17 a 0,23%	99,08 a 99,5 %	0,3 a 0,6%	0,04% máx.	0,05% máx.

Ambas as amostras foram soldadas utilizando uma combinação de gases de proteção composta por Ar + 25% CO<sub>2</sub> e arame consumível ER70S-6.

#### 4.1 Sequência de soldagem

Dois cordões de solda em filete foram realizados para unir a alma à mesa das amostras conforme figura 4.2. Primeiramente foi executado a solda de um dos lados da alma. Após a deposição desse primeiro cordão foi respeitado um intervalo de aproximadamente 800 s para que o equilíbrio térmico entre a amostra e o ambiente fosse atingindo, em seguida o segundo cordão de solda foi realizado no lado oposto ao do primeiro cordão.

Para realizar as soldas foi utilizado um robô YASKAWA/MOTOMAN, modelo MA1400/DX100 propriedade do Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas (LS&TC – UFRGS). Esse robô conta com seis graus de liberdade e capacidade de carga de até 3 kg aplicados na extremidade do seu braço. O controle dos movimentos do robô é feito através de um painel onde é estabelecido os deslocamentos referente aos seus graus de liberdade e as programações necessárias para executar a soldagem.

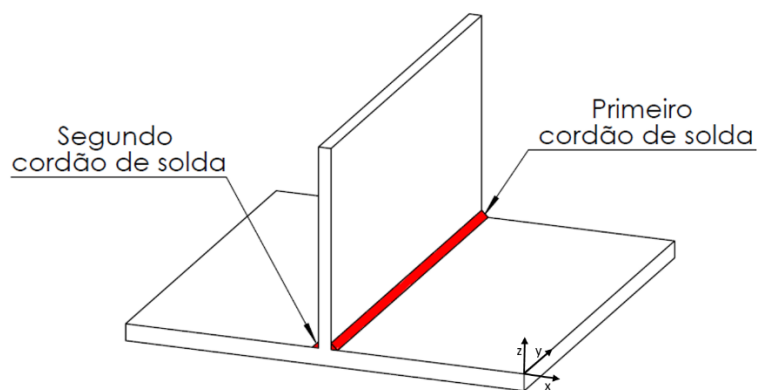


Figura 4.2. Sequência de soldagem das amostras

#### 4.2 Aquisição de corrente e tensão

Os sinais elétricos referentes as tensões e correntes instantâneas de soldagem foram adquiridos com o auxílio de um sistema portátil de monitoração para processos de soldagem (SAP) desenvolvido pela IMC. O equipamento permite acompanhar variáveis do processo diretamente no sistema operacional Windows. Este sistema possui diversas funcionalidades, dentre elas pode ser destacado a leitura instantânea das grandezas de tensão, corrente, velocidade de alimentação do arame consumível e vazão dos gases de proteção, capacidade de registro dos valores médios das grandezas citadas para acompanhamento da qualidade da soldagem e produção com amostragem de 1 s por até 80 h seguidas, ou amostragem de 0,1 s

por 8 h seguidas. O tratamento dos dados adquiridos pode ser realizado diretamente no software ou exportado em formato de tabelas para posterior processamento.

### 4.3 Aquisição de temperatura

Durante a execução do primeiro cordão de solda e do período de estabilização térmico a temperatura foi registrada por sensores termopares tipo K posicionados conforme a figura 4.3 com uma taxa de amostragem de 10 Hz. Esses sensores apresentam faixa de medição de temperatura condizente com as temperaturas próximas ao cordão de solda (temperatura ambiente até aproximadamente 1372 °C) com diâmetro de cada fio medindo 1,2 mm e sem revestimento de proteção.

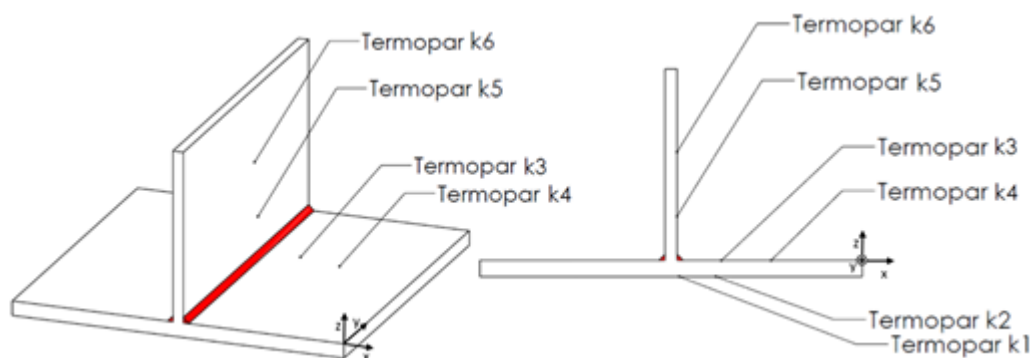


Figura 4.3. Pontos de medição de temperatura

A tabela 4.2 e 4.3 apresentam a posição dos sensores termopares utilizados medida com paquímetro digital marca Mitutoyo com resolução de 0,01 mm para cada uma das amostras tomando como referência o sistema de origem exibido na figura 4.3.

Tabela 4.2. Posição dos sensores termopares na amostra 1

Termopar	k1	k2	k3	k4	k5	k6
x [mm]	- 146,31	- 136,25	- 133,22	- 66,09	- 145,41	- 145,41
y [mm]	159,13	159,13	162,59	161,22	160,95	161,22
z [mm]	- 9,69	- 9,69	0	0	11,25	78,74

Tabela 4.3. Posição dos sensores termopares na amostra 2

Termopar	k1	k2	k3	k4	k5	k6
x [mm]	- 141,95	- 133,51	- 135,25	- 135,25	- 146,23	- 146,23
y [mm]	161,36	162,84	158,36	158,36	162,18	160,80
z [mm]	- 6,64	- 6,64	0	0	11,94	79,37

### 4.4 Medições de distorções

A obtenção das distorções das amostras foi realizada por um sistema automatizado de medição por coordenadas tridimensional de marca ZEISS® CONTURA G2. Propriedade do Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF – UFRGS) exibida na figura 4.4, que segundo o fabricante conta com um volume de medição de 1000 x 1200 x 600 mm e tolerância de medição de  $\pm 1.9 \mu\text{m}$ .



Figura 4.4. Sistema de medição por coordenadas

As medições foram realizadas em três etapas. A primeira etapa foi realizada nas amostras somente ponteadas ou seja, antes da soldagem dos cordões, para obtenção da condição inicial das mesmas. Após a execução do primeiro cordão de solda as amostras foram medidas novamente para obtenção da condição intermediária de deformação e, após a execução do segundo e último cordão de solda, as amostras foram novamente medidas para a obtenção das deformações finais.

Os pontos coletados pela varredura do apalpador do equipamento possibilitaram a obtenção da distorção decorrente do processo de soldagem que foram comparadas posteriormente com as distorções estimadas pelo modelo numérico proposto.

## 5. MODELAGEM NUMÉRICA

### 5.1 Materiais

Os elevados gradientes de temperatura existentes entre a região da poça de fusão e as regiões mais afastadas do depósito de material provocam acentuada alteração nos valores das propriedades físicas e mecânicas dos materiais, esses efeitos são considerados fundamentais para a precisão do estudo. O método de abordagem numérico permite implementar o comportamento dessas propriedades como dependente da temperatura. Na figura 4.5 são mostrados os valores adotados no modelo computacional simulado para diferentes propriedades do material sugeridos por Stamenkovic et. al, 2009 e Micharelis, et. al, 1997.

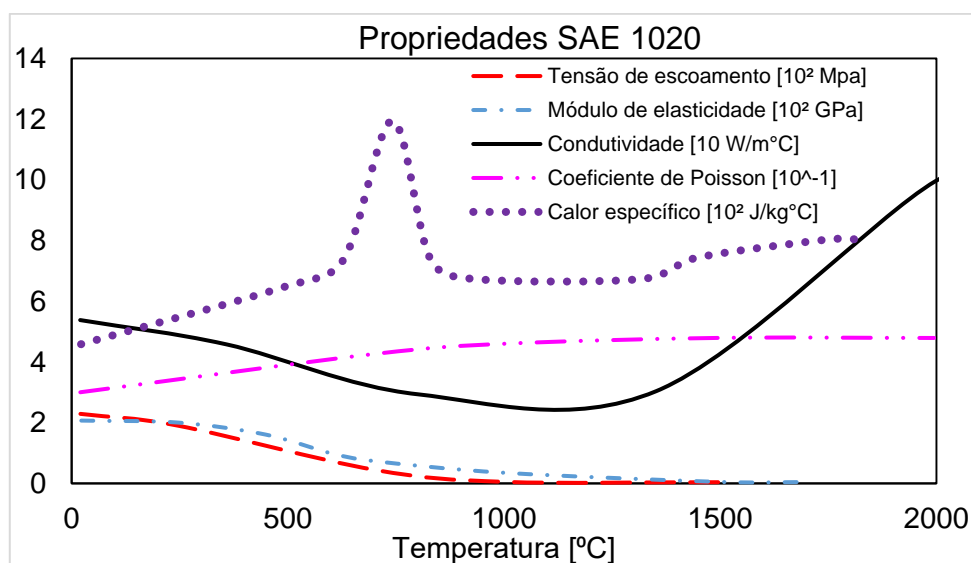


Figura 4.5. Propriedades mecânicas e físicas SAE 1020



## 5.2 Malha numérica

Para realizar a divisão do domínio numérico foram utilizados 15000 elementos hexaédricos com base no estudo de convergência apresentado pela tabela A1 em anexo. Com o objetivo de obter resultados mais exatos nas regiões onde ocorrem valores de temperatura e tensão mecânica mais elevados, foi aplicado um refinamento de malha como mostra a figura 5.1.

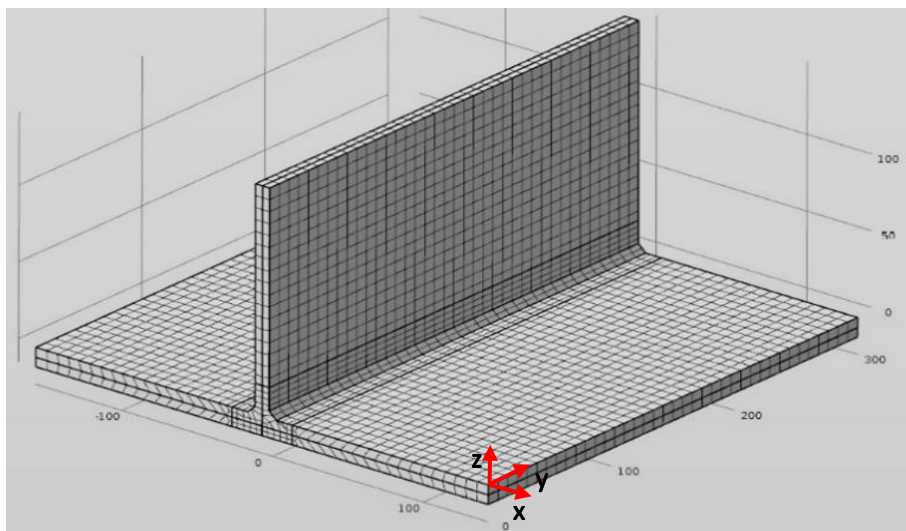


Figura 5.1. Malha numérica empregada no modelo computacional simulado

## 5.3 Condições de contorno

As representações das condições de contorno mecânicas e térmicas desempenham papel fundamental uma vez que influenciam diretamente no nível e distribuição de temperaturas e tensões geradas. No desenvolvimento do modelo numérico foram consideradas perdas térmicas por convecção e radiação de todas as superfícies das amostras para o ambiente com coeficiente de transferência de calor por convecção  $h$  de  $8 \text{ (W/m}^2 \text{ °C)}$  e emissividade  $\epsilon$  de  $0,8$ . Foi tomado como temperatura de referência do ambiente  $20 \text{ °C}$  e  $24 \text{ °C}$  para a amostra 1 e amostra 2 respectivamente, com base nas temperaturas medidas pelos sensores termopares antes da execução do primeiro cordão de solda. Para realizar a restrição mecânica do modelo e permitir o cálculo numérico de tensões e deformações foi restringido os deslocamentos e rotações em todas as direções na face superior da alma das amostras como é mostrado na figura 5.2.

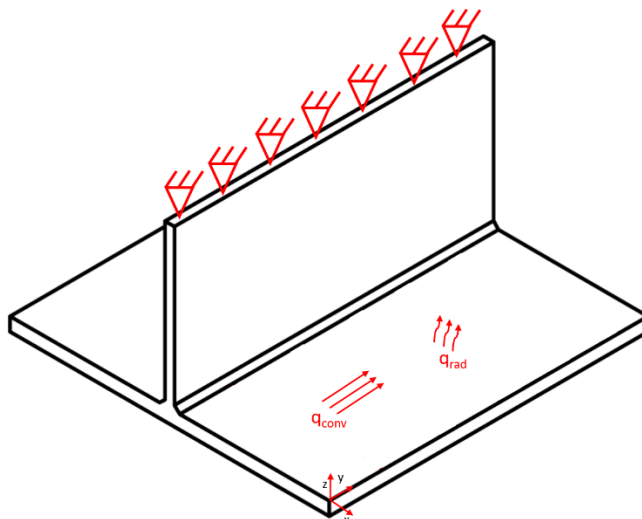


Figura 5.2. Condições de contorno mecânicas e térmicas impostas às amostras

## 6. RESULTADOS

### 6.1 Ciclo térmico

Após a solução do modelo numérico o histórico de temperaturas desenvolvido durante a simulação foi comparado com os valores obtidos através do procedimento experimental. As figuras 6.1 e 6.2 apresentam a evolução dos valores de temperatura ao longo do tempo para cada um dos seis pontos de medição experimental e simulado de cada amostra.

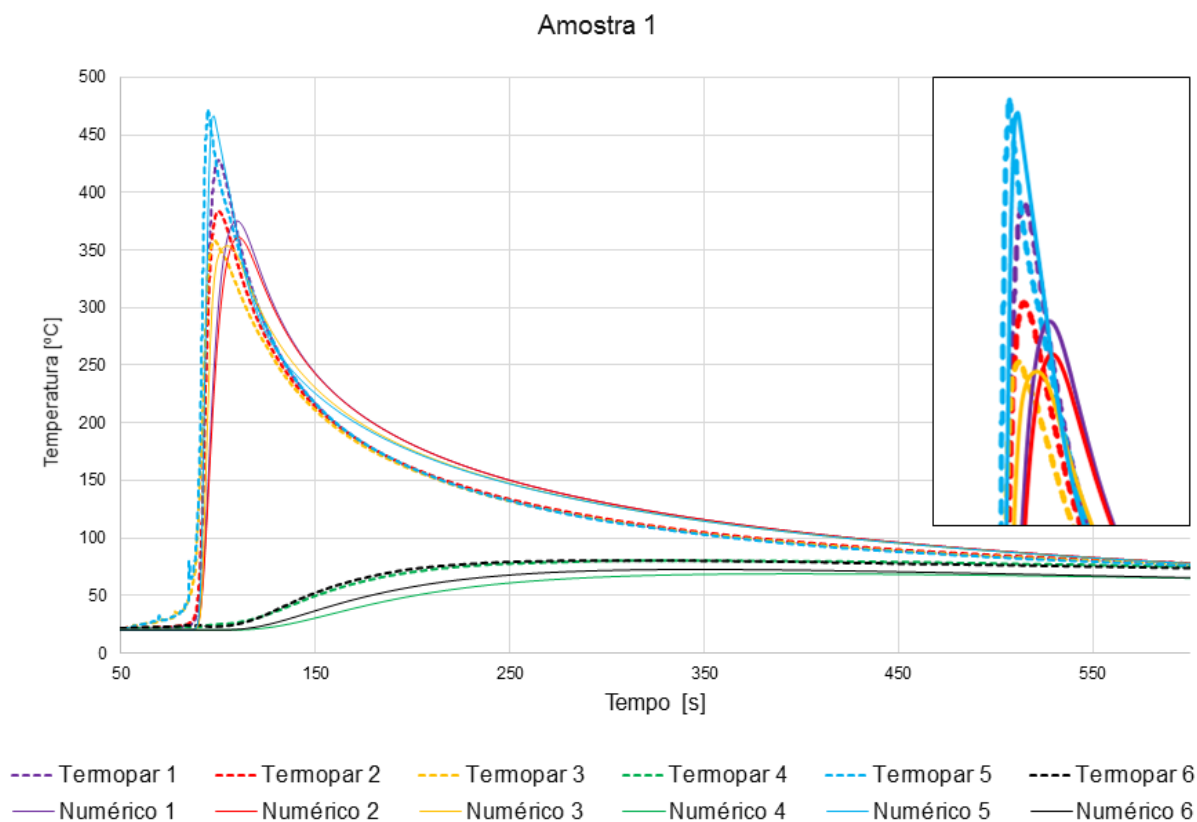


Figura 6.1. Ciclo térmico numérico e experimental da amostra 1

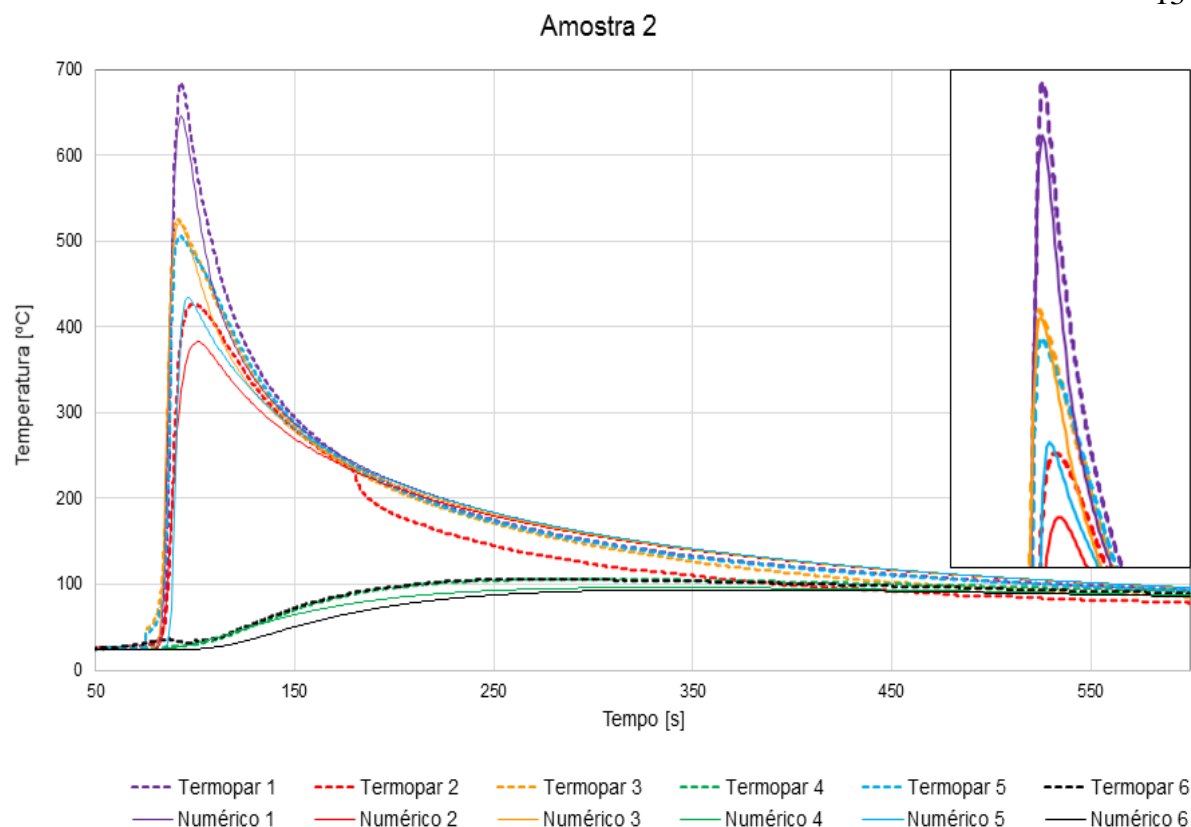


Figura 6.2. Ciclo térmico numérico e experimental da amostra 2

Os resultados obtidos na simulação térmica são próximos aos valores medidos experimentalmente. As figuras 6.3 e 6.4 apontam uma diferença máxima de 15% entre os picos de temperatura experimentais e numéricos para os seis pontos de medição. Destaca-se que a temperatura máxima obtida para cada amostra ocorreu em diferentes pontos de medição, tanto no experimento quanto na simulação, isso se deve às diferentes espessuras de mesa e alma das amostras as quais resultaram em distintas distribuições de temperatura uma vez que a amostra 1 possui um volume de material maior, em comparação à amostra 2, para absorver e distribuir a energia térmica imposta. Desta forma o pico de temperatura para a amostra 2 é mais elevado como é evidenciado nas figuras 6.2 e 6.4.

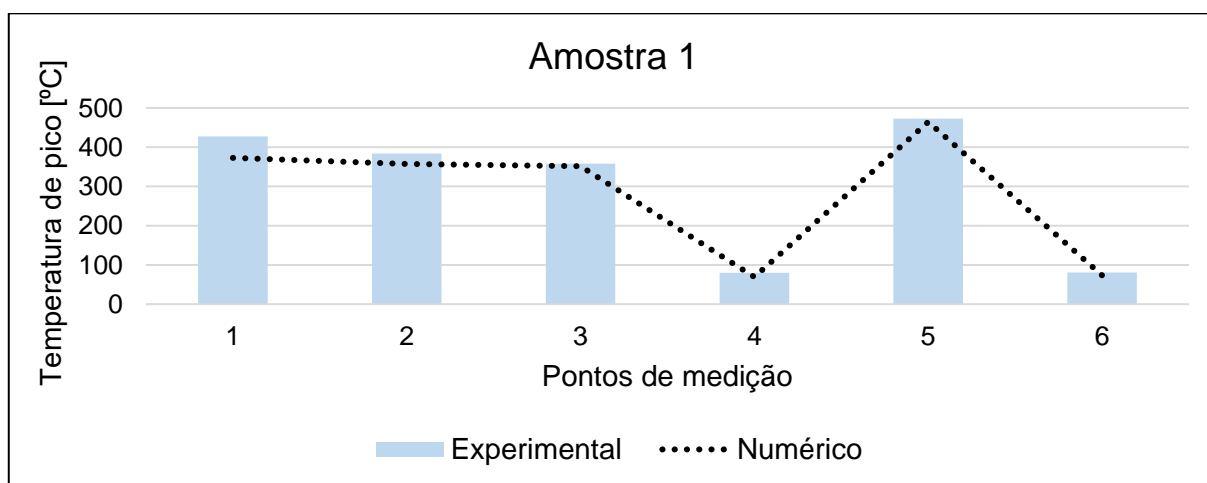


Figura 6.3. Temperatura máxima numérica e experimental da amostra 1

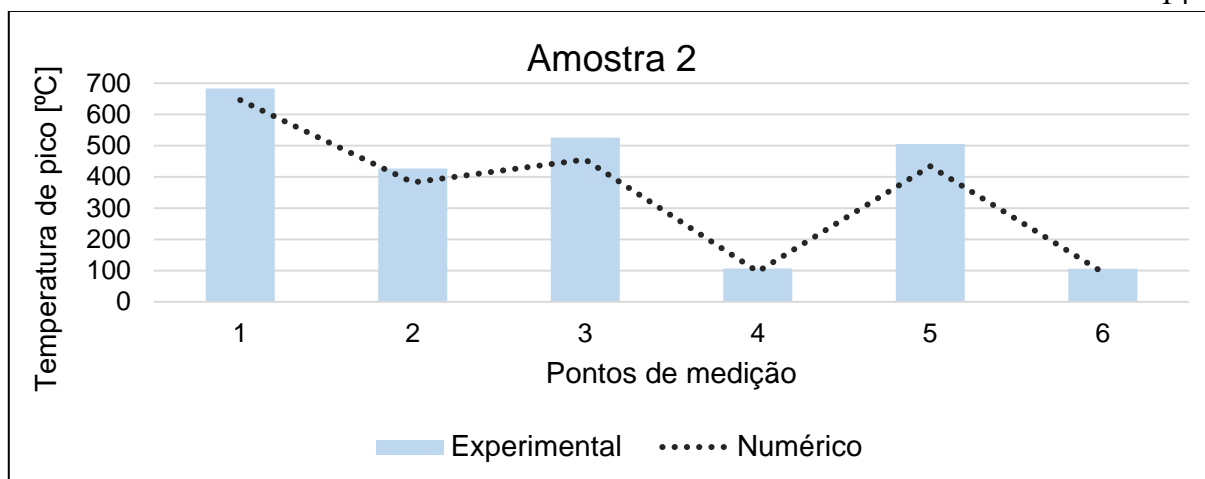


Figura 6.4. Temperatura máxima numérica e experimental da amostra 2

## 6.2 Deformação angular

Após a obtenção e calibração do ciclo térmico imposto às amostras, a análise mecânica foi executada. O resultado desta análise foi comparado com os valores medidos experimentalmente para cada um dos lados da mesa das amostras em cinco posições do seu comprimento, destacadas em vermelho na figura 6.5. As tabelas 6.1 e 6.2 apresentam a comparação entre experimento e simulação para a primeira e segunda amostra respectivamente.

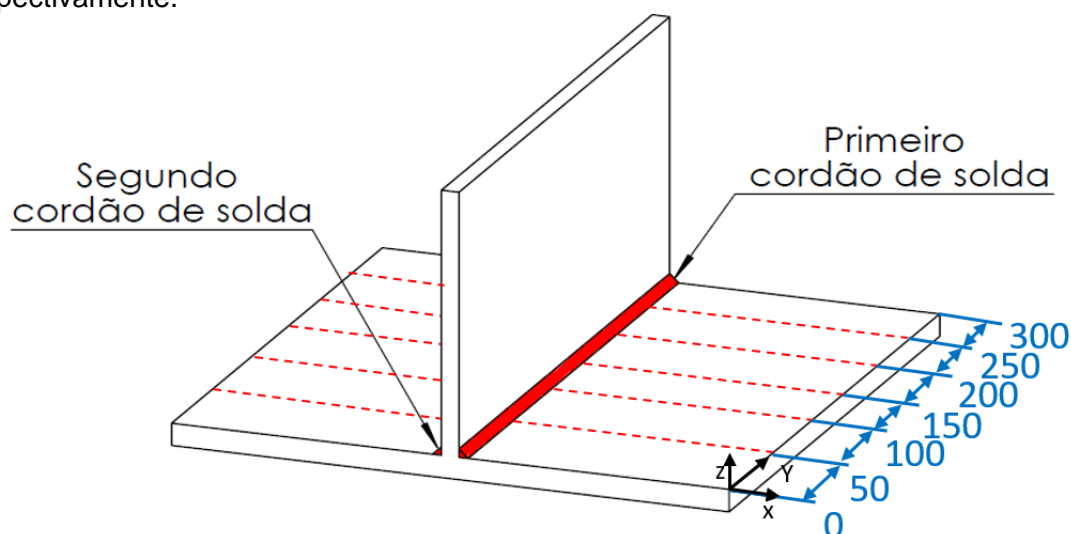


Figura 6.5. Linhas de avaliação da deformação angular na mesa das amostras

Tabela 6.1. Deformação angular da mesa [graus] – Amostra 1

Posição [mm]	Lado do primeiro cordão de solda			Lado do segundo cordão de solda		
	Numérico	Experimental	Variação [%]	Numérico	Experimental	Variação [%]
50	1,40	1,27	10,6	1,23	1,52	19,1
100	1,45	1,32	9,8	1,31	1,56	16,3
150	1,45	1,80	19,6	1,31	1,14	14,8
200	1,54	1,39	10,7	1,44	1,62	11,2
250	1,55	1,46	6,4	1,51	1,62	6,7

Tabela 6.2. Deformação angular da mesa [graus] – Amostra 2

Posição [mm]	Lado do primeiro cordão de solda			Lado do segundo cordão de solda		
	Numérico	Experimental	Variação [%]	Numérico	Experimental	Variação [%]
50	1,01	0,80	26,5	1,07	1,18	10,1
100	1,05	0,83	26,8	1,09	1,16	5,8
150	1,08	0,86	25,5	1,11	1,13	2,0
200	1,09	0,92	18,8	1,11	1,10	1,1
250	1,10	0,93	18,5	1,11	1,08	3,3

Os valores numéricos e experimentais de deformação angular da mesa para ambas as amostras cresce com a distância de abertura do arco elétrico ou seja, posição 0 mm, aspecto também apontado por Deng et. al, 2006. Esse efeito tem origem na estabilização do arco elétrico e das linhas isotérmicas que ocorre após aproximadamente 100 mm do início do cordão de solda. Desta forma maiores temperaturas são experimentadas pelas amostras conforme a poça de fusão avança na estrutura, tanto experimentalmente quanto numericamente. Como as deformações são geradas pela energia térmica imposta às amostras também se observa essa elevação na análise mecânica.

Observa-se que para ambas as amostras houve diferenças de até 27% entre os valores obtidos experimentalmente e os obtidos numericamente. Essa elevada variação é resultado da dificuldade em representar adequadamente no modelo numérico as propriedades mecânicas do material quando se considera sua dependência com a variação térmica, como aponta a investigação conduzida por Asserin, et al, 2011.

## 7. CONCLUSÃO

A comparação entre os resultados do modelo numérico e do procedimento experimental permitiu avaliar:

- Os modelos estrutural e térmico desenvolvidos através do método dos elementos finitos apresentaram resultados coerentes com os obtidos experimentalmente.
- De maneira geral o desacoplamento de fenômenos adotado como simplificação geraram resultados adequados com os resultados experimentais.
- As diferenças entre os resultados de temperatura numérica e experimental foram inferiores a 15%.
- As diferenças entre os resultados de deformação angular numérica e experimental foram inferiores a 27%.

## 8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Alves, V. J.; **“Desenvolvimento de Envelopes Operacionais para processo MIG/MAG com diferentes gases de proteção”**, Dissertação (Mestrado), Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 172p, 2009.

Asserin, O., Loredó, A., Petelet, M., Looss, B., **“Global sensitivity analysis in welding simulations – What are the material data you really need?”**. Finite Element in Analysis and Design 47, 2011.

ESAB BR; **“Metalurgia da Soldagem”**, Apostila, ESAB, 2004.

Deng, D., Liang, W., Murakawa, H., **“Determination of welding deformation in fillet-welded joint by means of numerical simulation and comparison with experimental measurements”**. Journal of Materials Processing Technology, 2007.

Goldak, J. Chakravarti, A. Bibby, M. **“A New Finite Element Model For Welding Heat Sources”**. Metallurgical Transactions, v.15, p. 299-305, 1984.

Hackenhaar, W.; **“Avaliação da eficiência e de fusão na soldagem em diferentes geometrias de juntas”**. Dissertação (Mestrado) Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2016.

Hansen, J., L., **“Numerical modelling of welding induced stresses”** Dissertação (Pós-doutorado) Technical University of Denmark, 2003.

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

Joshi. S., Jorg, H., Abdulkareem, S., Aloraier, Timon, R., **“Characterization of material properties and heat source parameters in welding simulation of two overlapping beads on a substrate plate.”**, 2013.

Leal, S., D., **“Estudo de tensões residuais em juntas soldadas utilizando o método dos elementos finitos”**. Dissertação (Mestrado) UNESP, 2015.

Machado, I. G.; **“Soldagem e técnicas conexas: Processos”**, editado pelo autor, 1ª edição, 1996.

Micharelis, P., DeBicari A., **“Prediction of welding distortion”** pg 172s -181s, 1997.

Modenesi, P. J, Marques, P. V., Bracarense, A. Q.; **“Soldagem – Fundamentos e Tecnologia”**, Editora UFMG, 1ª edição, 2005.

Stamenkovic D., Vasovic, I.; **“Finite Element Analysis of Residual Stress in Butt Welding Two Similar Plates”**, 2009.

Teixeira, G. S.; **“Análise da influência dos parâmetros de Soldagem sobre a geometria do Cordão de solda depositado pelo processo de Soldagem TIG/MAG em tandem”**, Dissertação (Mestrado), Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 122p, 2011.

Wentz, A., V., **“Simulações de soldagem por arco e resistência elétrica usando o método dos elementos finitos”**. Dissertação (Mestrado) UFRGS, 2008.

## ANEXO

Tabela A.1. Convergência de malha

<b>Nº de elementos</b>	<b>Temperatura máxima [°C]</b>	<b>Varição entre malhas [°C]</b>	<b>Varição entre malhas [%]</b>	<b>Tempo de solução [s]</b>
<b>1000</b>	2898,1	--	--	66
<b>1950</b>	2535,4	362,7	14,31	139
<b>2600</b>	2401,6	133,8	5,57	177
<b>3900</b>	2343,6	58	2,47	276
<b>6550</b>	2300	43,6	1,90	413