

# Análise de Influência da Utilização de Propriedades Termodependentes na Simulação de Juntas Soldadas

A. A. S. B. Cruz <sup>\*1</sup>, e N. S. B. da Silva<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Universidade Federal de Pernambuco, Recife, Pernambuco, Brasil

\*armandoantoniocruz@hotmail.com

**Resumo:** O processo de fabricação por soldagem ao arco elétrico envolve diversos fenômenos físicos e apresenta parâmetros não lineares. Visando minimizar o poder computacional exigido e reduzir a quantidade de dados experimentais em altas temperaturas, esta pesquisa tem o intuito de observar a influência de propriedades termodependentes na simulação do histórico térmico de juntas soldadas. Sendo utilizado o software COMSOL Multiphysics aplicou-se uma fonte térmica móvel, onde as propriedades do material são função da temperatura em uma geometria 3D com um estudo realizado dependente do tempo. Após a validação numérica com resultados experimentais, comparou-se um modelo completo com modelos desconsiderando a dependência de algumas propriedades em função da temperatura. Observou-se que os resultados térmicos são sensíveis a variações de propriedades termodependentes da condutividade térmica e calor específico, e pouco sensíveis a propriedade termodependente da densidade do metal base.

**Palavras-chave:** Soldagem, Simulação numérica, Análise térmica.

## 1. Introdução

A soldagem por arco elétrico aplica grande quantidade de calor de maneira não uniforme, apresentando um grande índice de geração de tensões residuais e distorções. O aparecimento dessas tensões residuais e distorções pode gerar diversos problemas como a formação de trincas, uma maior tendência da estrutura a apresentar fratura frágil, falta de estabilidade dimensional e dificuldade no ajuste de peças ou componentes devido à sua mudança de forma.

Desta maneira, as simulações computacionais, apresentam-se como alternativa, permitindo uma diminuição de custos e tempo de estudos, quando são bem empregadas.

Visando minimizar os cálculos envolvidos em simulações numéricas, e diminuir a quantidade de informações necessárias, busca-se fazer simplificações que não tenham influências

consideráveis nos resultados. Para o presente trabalho, analisou-se o impacto das propriedades dos materiais dependentes da temperatura.

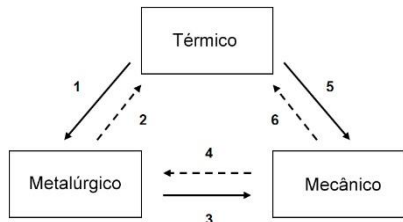
Para comparação, usou-se um modelo que apresentou boa concordância com dados experimentais, alterando apenas a propriedade estudada.

## 2. Fundamentação teórica

Soldas apresentam um comportamento sensível e estreito entre a transferência de calor, evolução da microestrutura e tensão mecânica. A Figura 1 junto com a Tabela 1, descrevem o acoplamento entre esses diferentes campos. Embora os efeitos da microestrutura e da evolução de tensão-deformação não terem grandes influência na transferência de calor, o efeito da temperatura sobre a microestrutura e tensão térmica é dominante. Nota-se também que entre a evolução da microestrutura e a tensão-deformação do material existe um acoplamento dominante e secundário, em que na Figura 1 os acoplamentos dominantes na soldagem são mostrados com linhas cheias, os acoplamentos secundários são mostrados com linhas tracejadas.

Como apresentado na Figura 1, o modelo térmico geralmente apresenta pouca influência dos fenômenos metalúrgicos e mecânicos, assim, as simulações de juntas soldadas podem ser divididas em duas análises diferentes, uma para a obtenção do histórico térmico ao qual as chapas serão submetidas e uma análise termo-elástico-plástico para a obtenção das distorções e tensões resultantes [1].

Desta maneira, este trabalho se restringiu a obtenção e estudo do histórico térmico de juntas soldadas, para posteriormente ser implementado em modelos que contemplam fenômenos metalúrgicos e mecânicos.



**Figura 1** - Acoplamento térmico-mecânico-metalúrgico em soldas [2]

Item	Descrição
1	Taxa de transformação (evolução microestrutura depende da temperatura)
2	Calor latente (cada transformação de fase pode ter um calor latente associado). Eles agem como um dissipador de calor no aquecimento e como fonte de calor no resfriamento.
3	Transformações de fase (mudanças de volume devido a mudanças de fase, comportamento plástico e elástico do material dependem da microestrutura).
4	Taxa de transformação (evolução da microestrutura, particularmente transformação martensíticas e bainíticas, pode depender de deformação mecânica).
5	Expansão Térmica (deformações mecânicas dependem da temperatura).
6	Trabalho plástico (deformação mecânica gera calor no material e altera as condições de fronteira térmica). Na maioria dos processos de soldagem este efeito é muito pequeno.

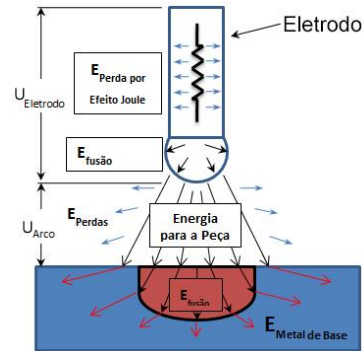
**Tabela 1** - Descrição do termo de acoplamento mecânico em soldas na Figura 1 [2]

## 2.1 Mecanismos de condução térmica envolvidos durante a soldagem

Durante a soldagem, tem-se os mecanismos básicos da transferência térmica atuando, como mostrado na Figura 2, para o caso de uma soldagem com material de adição, em que uma fonte elétrica gera uma diferença de potencial ( $U$ ) entre o eletrodo e a peça a ser soldada. Esta diferença de potencial induz a formação de um arco elétrico, percorrido por uma corrente  $I$ . A potência elétrica total consumida ( $Q_{cons}$ ) é dada pela multiplicação destes dois parâmetros. No entanto, devido a perdas por diferentes fatores, como a convecção e radiação no arco e no eletrodo, somente uma parte desta potência é realmente aproveitada para a fusão do material, tornando necessária a adoção do rendimento  $\eta$ ,

também conhecido como eficiência do arco. Assim, a entrada real de calor na peça pode ser expressa pela equação 1, onde  $Q$  é a taxa de energia útil no aquecimento e fusão da soldagem.

$$Q = \eta (U I) \quad (1)$$



**Figura 2** - Esquema da distribuição de energia na soldagem a arco elétrico com metal de adição [1]

Internamente a chapa soldada, o comportamento fundamental da condução de calor é conhecido como lei de Fourier, está baseado em um fluxo de energia e devido ao fato das propriedades termofísicas dos materiais serem dependentes da temperatura, a equação se apresenta de maneira não-linear. Sendo assim, o balanço de energia para o fluxo de calor conduz à relação apresentada na equação 2, onde  $\rho$  é a densidade,  $c_p$  é o calor específico,  $Q$  é a entrada de calor (equação 1),  $k_x$ ,  $k_y$  e  $k_z$  são os coeficientes de condutividade térmica nas três direções,  $T$  é a temperatura e  $t$  é o tempo [3].

$$\rho^{(r)} c_p^{(r)} \frac{\partial T}{\partial t} = Q + \frac{\partial}{\partial x} \left[ k^{(r)}_x \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ k^{(r)}_y \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ k^{(r)}_z \frac{\partial T}{\partial z} \right] \quad (2)$$

Outras condições de contorno de fundamental importância para condução de calor, são a radiação e a convecção nas superfícies das chapas. A radiação segue a lei de Stefan-Boltzmann apresentada na equação 3, onde  $Q_{rad}''$  é o fluxo de calor por área ( $W/m^2$ ),  $\epsilon$  é a emissividade,  $\sigma_{rad}$  é a constante de Stefan-Boltzmann e  $T_{ext}$  a temperatura das superfícies que compõem o meio externo. Já a convecção é dada pela equação 4, em que  $h_{con}$  é o coeficiente de transferência por convecção e  $T_{amb}$  a temperatura do meio externo.

$$Q_{rad}'' = \sigma_{rad} \epsilon (T^4 - T_{ext}^4) \quad (3)$$

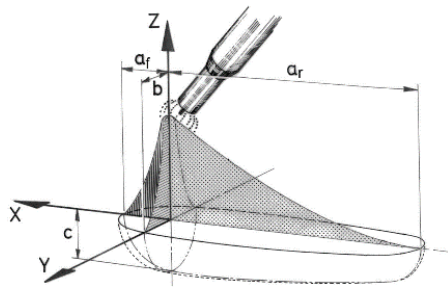
$$Q_{con}'' = h_{con} (T - T_{amb}) \quad (4)$$

## 2.2 Modelo de entrada térmica

Alguns modelos de entrada térmica foram implementados, onde o modelo de distribuição volumétrica de duplo elipsoide proposto inicialmente por [4] foi o que apresentou melhores concordâncias com resultados experimentais.

Este modelo ajusta para a forma de um "elipsoide duplo" centrado na origem da fonte de calor. Partindo de um sistema de coordenadas fixo (X, Y, Z) onde se terá um quarto de elipse à frente e outro quarto de elipse atrás do ponto de referência, sendo as dimensões "a<sub>f</sub>", "a<sub>r</sub>", "b" e "c", apresentadas na Figura 3, como limite de fronteiras da entrada térmica, estes parâmetros são determinados experimentalmente.

De maneira matemática, esse modelo pode ser representado como descrito na função 5, mais informações sobre o modelo podem ser obtidas em [2].



**Figura 3** - Distribuição de densidade de potência para o modelo de duplo elipsoide [5]

$$Q'''_{(x,y,z)} = \begin{cases} \frac{6\sqrt{3} f_f Q}{a_f b c \pi \sqrt{\pi}} e^{-3\frac{x^2}{a_f^2} - 3\frac{y^2}{b^2} - 3\frac{z^2}{c^2}}, & \text{se } x > 0 \\ \frac{6\sqrt{3} f_r Q}{a_r b c \pi \sqrt{\pi}} e^{-3\frac{x^2}{a_r^2} - 3\frac{y^2}{b^2} - 3\frac{z^2}{c^2}}, & \text{se } x < 0 \end{cases} \quad (5)$$

Com:  $f_f = 2 a_f / (a_f + a_r)$  (6)

$f_r = 2 a_r / (a_f + a_r)$  (7)

## 3. Materiais e Métodos

A pesquisa seguiu em duas etapas, a primeira buscou validar um modelo numérico com dados experimentais e em seguida, foram realizadas alterações neste modelo validado, sendo realizadas simulações variando propriedades dos materiais termodependentes, como a condutividade térmica (k), densidade (ρ) e calor

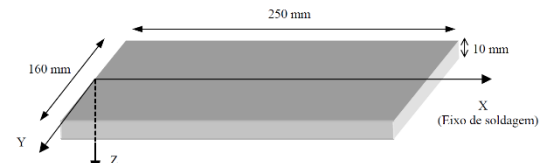
específico (c<sub>p</sub>), com o intuito de observar a influência desses parâmetros no modelo numérico.

Para validar o modelo, optou-se por utilizar dados experimentais encontrados na bibliografia, escolhendo-se o trabalho de [6] que apresenta dados de soldagem TIG, sem material de adição, numa placa fabricada em aço inoxidável austenítico AISI 316L.

Esta escolha permitiu diversas simplificações, pois não exige metal de adição e pelo fato do material utilizado apresentar uma matriz austenítica estável desde a temperatura ambiente até à temperatura de fusão. Portanto, pode-se assumir que o material não sofre nenhuma transformação de fase no estado sólido durante a soldagem [7].

## 3.1 Dados experimentais

Dois experimentos foram realizados por [6], sendo utilizados nessa pesquisa os resultados do Teste n°1. A soldagem foi feita em uma placa com dimensões apresentadas na Figura 4, utilizando uma velocidade de soldagem de 60 mm/min, uma corrente elétrica de 150 A e uma diferença de potencial associada de 10 V.



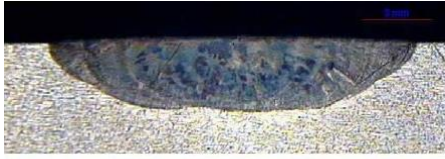
**Figura 4** - Dimensões da placa soldada [6]

Em seu trabalho, [6], colocou termopares enfileirados na face inferior e superior da chapa para serem obtidos os valores da temperatura em função do tempo, as posições dos termopares encontram-se na Tabela 2, onde X, Y e Z são coordenadas seguindo os eixos apresentados na Figura 4.

	Face Superior			Face inferior				
	TP1	TP2	TP3	TP4	TP5	TP6	TP7	TP8
X(mm)	75	75	75	75	75	75	75	75
Y(mm)	10	20	50	0	8	11	20	35
Z(mm)	0	0	0	10	10	10	10	10

**Tabela 2** - Posições dos termopares. [6]

Outro dado utilizado para comparação da zona fundida, foi uma macrografia obtida em uma seção da junta soldada (Figura 5), que caracteriza a largura e a profundidade de soldagem.



Largura: 10,6mm / Profundidade 1,92mm

**Figura 5** - Zonas de fusão observadas no experimento [6]

Os valores adotados para as propriedades do material são apresentados na Tabela 3, além disso foram utilizados a temperatura ambiente de 28°C, coeficiente convectivo de 10 W/(m²K), emissividade térmica de 0,75 e rendimento térmico de soldagem de 0,69.

T (°C)	20	100	200	300	400	500
k (W/m K)	14	15,2	16,6	17,9	19	20,6
$\rho$ (Kg/m³)	8000	7970	7940	7890	7850	7800
$c_p$ (J/Kg K)	450	490	525	545	560	570

T (°C)	600	700	800	900	1000	1200
k (W/m K)	21,8	23,1	24,3	26	27,3	29,9
$\rho$ (Kg/m³)	7750	7700	7660	7610	7570	7450
$c_p$ (J/Kg K)	580	595	625	650	660	667

**Tabela 3** - Parâmetros térmicos dependentes da temperatura para o aço AISI 316L [5]

### 3.2 Implementação do modelo no COMSOL Multiphysics

Por se tratar de uma análise térmica, foi utilizado a interface física *Heat Transfer in Solids* em um estudo dependente do tempo, sendo utilizado as dimensões da peça, parâmetros de solda, propriedades do material e condições de convecção e radiação apresentados anteriormente.

Para reduzir a demanda por recursos computacionais, se fez o uso da simetria, fazendo com que se reduzisse significativamente os graus de liberdade do modelo, permitindo que as soluções fossem obtidas em menor tempo.

#### 3.2.1 Malha

Foi utilizada uma malha tetraédrica e visto que um grande gradiente térmico exige uma malha mais refinada para maior precisão dos resultados, se dividiu em três regiões de malhas com diferentes refinamentos, onde a região mais próxima ao cordão de solda recebeu um maior refinamento e a região mais afastada recebeu um

menor refinamento, sendo utilizadas um total de 130 095 elementos.

Esta escolha de refinamento foi feita após um estudo de convergência, onde se refinou a malha até um ponto onde os valores dos resultados se estabilizaram, desta maneira se obtinha resultados precisos sem um grande aumento de tempo computacional devido ao excesso de elementos. A mesma metodologia foi aplicada quanto ao passo de tempo utilizado para cálculo do regime transiente, onde foi usado um passo de 0,20 segundos.

#### 3.2.2 Entrada térmica

A entrada térmica para o modelo de duplo elipsoide no COMSOL Multiphysics, faz-se necessária uma mudança de coordenada, visto que no item 2.2 foi utilizada um sistema de coordenadas fixo, sendo preciso transforma-lo em um sistema de coordenadas móvel. Para este caso o movimento é apenas na direção do eixo  $x$ , sendo utilizada a transformação apresentada no sistema de equação 8.

$$\begin{cases} x' = x + v_{weld} (t - t_{at}) \\ y' = y \\ z' = z \end{cases} \quad (8)$$

Onde  $v_{weld}$  é a velocidade de soldagem e  $t_{at}$  é um fator de atraso para definição da fonte em  $t=0$ . Também foi definido que o limite desse modelo é a região onde o valor da função equivale a 5% do calor máximo. Para compensar os 5% de calor perdido com o limite definido, o valor de  $Q'''_{(x',y,z)}$  foi multiplicados por um fator de 1,05.

Fazendo as devidas adaptações a função 5, resultou na função 9 para a entrada térmica de duplo elipsoide.

$$Q'''_{(x',y,z)} = \begin{cases} 1,05 f_f Q \frac{6\sqrt{3}}{a_f b c \pi \sqrt{\pi}} e^{-3\frac{x'^2}{a_f^2} - 3\frac{y^2}{b^2} - 3\frac{z^2}{c^2}}, & \text{se } x' > 0 \\ 1,05 f_r Q \frac{6\sqrt{3}}{a_r b c \pi \sqrt{\pi}} e^{-3\frac{x'^2}{a_r^2} - 3\frac{y^2}{b^2} - 3\frac{z^2}{c^2}}, & \text{se } x' < 0 \end{cases} \quad (9)$$

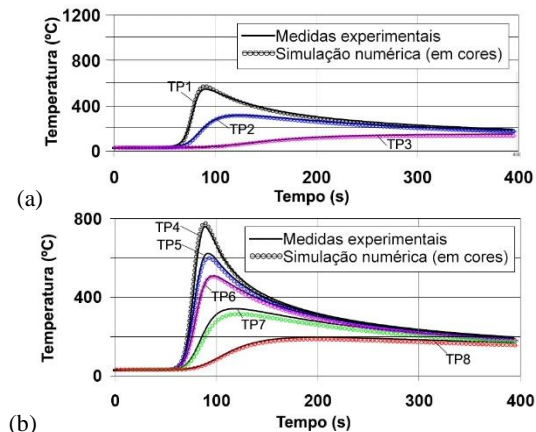
Através das simulações realizadas, foram obtidos que os melhores resultados para os limites  $a_f$ ,  $a_r$ ,  $b$  e  $c$  são com os valores 7,1, 14,0, 7,1 e 1,6, onde os resultados são discutidos adiante.

## 4. Resultados

### 4.1 Validação numérica

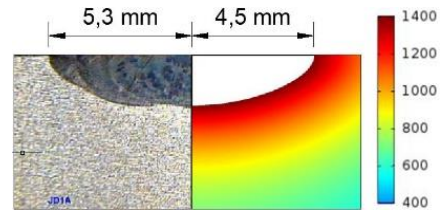
A Figura 6 mostra a sobreposição da evolução da temperatura obtida no trabalho experimental de [6], com os resultados simulados. Para a face superior da chapa, verifica-se que os resultados de Depradeux com os resultados numéricos obtidos neste trabalho, são bastantes similares. Para o ponto medido pelo termopar TP1 existe um desvio de temperatura máximo de 10°C, para TP2 e para TP3 obteve-se desvios inferiores a 6°C.

Para a face inferior também verifica-se que os resultados estão muito próximos. Para as medidas dos termopares TP4, TP6 e TP8 observou-se desvio de temperatura máximo de 11°C, já com os termopares TP5 e TP7, tem-se as maiores discrepâncias dos valores simulados numericamente com os valores obtidos experimentalmente, em que nos picos de temperatura, os valores da simulação registraram temperaturas menores, de 19°C e 23°C respectivamente, assim obtendo erros relativos aos valores dos picos de temperatura inferiores a 7%.



**Figura 6** - Comparação de resultados da simulação com o trabalho de Depradeux para termopares: (a) na face superior; (b) na face inferior.

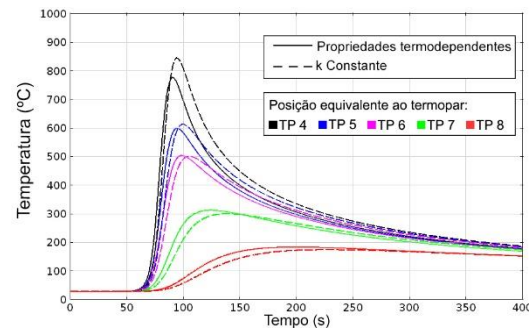
A zona fundida foi comparada com a macrografia apresentada na Figura 5, obtendo uma diferença de largura de soldagem de 1,6 mm, como pode ser observado na Figura 7. Desta maneira, esse modelo apresentou bastante concordância com o experimento.



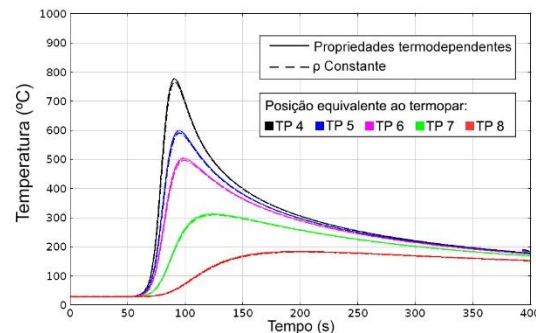
**Figura 7** - Comparação da zona fundida com o modelo de duplo elipse.

### 4.2 Análise da influência de propriedades termodependentes

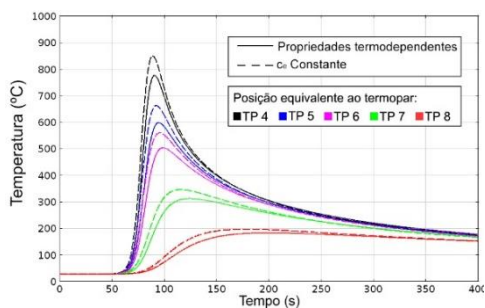
Os resultados das comparações do modelo com propriedades do material termodependentes com os modelos considerando as propriedades de condutividade térmica ( $k$ ), densidade ( $\rho$ ) e calor específico ( $c_p$ ) constantes, são apresentadas respectivamente nas figuras Figura 8, Figura 9 e Figura 10. Também é apresentada a comparação entre as seções da zona fundida na Figura 11.



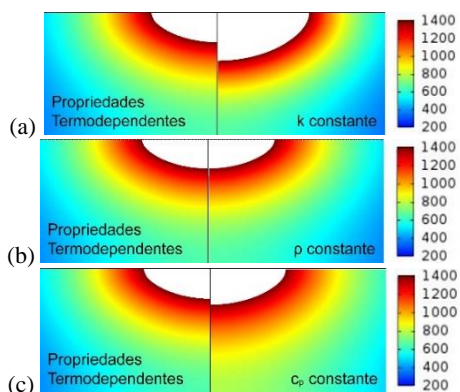
**Figura 8** - Comparação de curvas de temperaturas entre o modelo com propriedades termodependentes e considerando  $k= 14 \text{ W/m K}$



**Figura 9** - Comparação de curvas de temperaturas entre o modelo com propriedades termodependentes e considerando  $\rho= 8000 \text{ Kg/m}^3$



**Figura 10** - Comparação de curvas de temperaturas entre o modelo com propriedades termodependentes e considerando  $c_p=450$  J/Kg K



**Figura 11** - Comparação entre o modelo com propriedades termodependentes e os modelos com propriedades constantes

Nas Figuras 8 e 11(a), conclui-se que o coeficiente de condutividade ( $k$ ) apresenta considerável influência, tanto para os casos de medição de temperatura, quanto para a determinação da zona fundida, resultando em picos de temperaturas mais elevados, deslocado para direita e apresenta e poça de fusão maior.

Com o calor específico ( $c_p$ ), observa-se algo semelhante, picos de temperaturas mais elevados (Figura 10), entretanto sem deslocamento na direção horizontal e poça de fusão levemente maior que o modelo completo (Figura 11 (c)).

Já a densidade do material ( $\rho$ ) apresentou influência mínima, observadas na Figura 9 e Figura 11 (b), mesmo pelo fato da densidade do aço AISI 316L variar de  $8000 \text{ Kg/m}^3$  a  $20^\circ\text{C}$  para  $7450 \text{ Kg/m}^3$  em  $1200^\circ\text{C}$ , uma diferença de  $550 \text{ Kg/m}^3$ .

## 5. Conclusões

O modelo gerado utilizando o software COMSOL Multiphysics apresentou resultados

coerentes com dados experimentais de temperatura de soldagem com processo TIG em regime transiente para aço AISI 316L, assim validando o modelo criado.

Dos modelos gerados, variando propriedades termodependentes das análises apresentadas, pode-se concluir que os resultados térmicos são sensíveis a propriedades termodependentes da condutividade térmica e calor específico, e pouco sensíveis a propriedade termodependente da densidade do metal base. Ou seja, a variação da densidade com o aumento da temperatura apresenta pouca influência nos resultados, podendo ser utilizada a densidade em temperatura ambiente para qualquer temperatura da junta soldada.

## 8. Referências

1. ARAÚJO, D. B. D., *Estudo de distorções em soldagem com uso de técnicas numéricas e de otimização*, 262. Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia (2012)
2. GOLDAK, J. A.; AKHLAGHI, M., *Computational welding mechanics*, 322. Springer (2005).
3. RODEIRO, P. F., *Análise de distribuição de temperaturas e tensões Residuais em soldas do tipo ring-weld*, 84. Universidade de São Paulo, São Paulo (2002)
4. GOLDAK, J. A.; CHAKRAVARTI, A.; BIBBY, M. *A new finite element model for welding heat sources*. Metallurgy Transactions B, v. **15B** (1984).
5. ANDERSEN, L. F., *Residual Stresses and Deformations in Steel Structures*, 206. Technical University of Denmark (2000).
6. DEPRADEUX, L., *Simulation numerique du soudage – Acier 316L validation sur cas tests de complexite croissante*, 222. L’Institut National Des Sciences Appliquees de Lyon, France (2004)
7. BEZERRA, A. C., *Simulação numérica da soldagem com aplicação à caracterização do comportamento dinâmico de estruturas soldadas*, 138. Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia (2006)

## 9. Agradecimentos

Os autores agradecem o apoio financeiro do PRH PB-204, da FACEPE (projeto APQ-1361 3.05/12) e do CNPq (Processo: 460973/2014-2, Chamada: MCTI/CNPQ/Universal 14/2014).