

COMPARAÇÃO E ANÁLISE TERMOMECÂNICA DE MODELOS 3D PARA SOLDAGEM EM SERVIÇO

Ivo Andrei de Oliveira Lino Lima, ivo.lima@braskem.com.br¹
Alex Álisson Bandeira Santos, alex.santos@fieb.org.br²

¹Braskem, Unidade Insumos Básicos, Camaçari/BA, Brasil, CEP.: 42.810-000

²SENAI CIMATEC – Centro Integrado de Manufatura e Tecnologia, Avenida Orlando Gomes, 1845, Piatã, Salvador/BA, Brasil, CEP.: 41650-010

Resumo: A soldagem com a tubulação ou duto em operação (condição a quente) leva a três possibilidades de alto risco: vazamento e/ou explosão por perfuração, reação química do fluido contido devido ao calor e trincamento da zona termicamente afetada (ZTA). Este trabalho comparou e analisou a distribuição térmica em modelos tridimensionais quanto à variação das propriedades com a temperatura (não-linearidade), consideração de multiplicidade de passes, caracterização da fonte de calor em uma distribuição de dupla-elipsoide com movimento linear, geralmente adotado pelas referências, e um novo modelo para representar o movimento circular que ocorre em soldagem de trepanação de dutos e tubulações.

Palavras-chave: simulação numérica, soldagem em serviço, dupla elipsoide, trepanação.

1. INTRODUÇÃO

A operação de trepanação (hot tapping) requer soldagem na tubulação ou duto em operação (condição a quente) levando a três possibilidades de alto risco à segurança operacional, à preservação do ser humano e do meio-ambiente: vazamento e/ou explosão por perfuração (burnthrough e/ou burnout), reação química do fluido contido devido ao calor e trincamento da zona termicamente afetada (ZTA). Segundo Sabapathy *et al.* (2000), dois fatores tornam a soldagem em operação (in-service) difícil: o fluxo de gás cria uma grande perda de calor pela parede do tubo ou duto, resultando em acelerado resfriamento da solda. Aços de alta resistência, muito comuns em dutos, são sensíveis a estas altas taxas de resfriamento que aumentam a dureza e a possibilidade de trincamento na zona termicamente afetada (ZTA). O segundo problema é o aquecimento e a perda de resistência localizada durante o processo de soldagem com a possibilidade da parede do duto romper devido à pressão interna, caso a perda de resistência seja excessiva. O rápido resfriamento pode ser compensado por um maior aporte térmico, que por outro lado promove um aumento na penetração na soldagem e consequente aumento no risco de penetração (burnthrough). O balanço entre estes dois fatores é que estabelece limites seguros para realizar a soldagem em serviço conforme ilustrado na Fig. 1 abaixo.

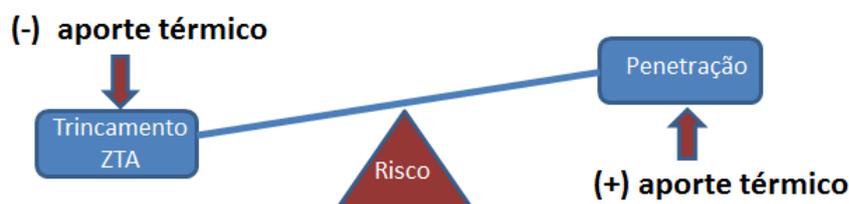


Figura 1 – O equilíbrio no aporte térmico minimiza os riscos de falha na soldagem em serviço

Além destes dois fatores, existe um terceiro fator que é a interação entre o fluido interno e a temperatura na face interna do tubo, podendo levar desde uma reação de polimerização até explosão. Esta instabilidade não é tratada nas referências que se propõe a simular a soldagem em serviço, mas é uma realidade que deve ser considerada e esta bem exposta no API 577 “welding inspection and metallurgy” conforme trecho apresentado na Tab. 1 abaixo.

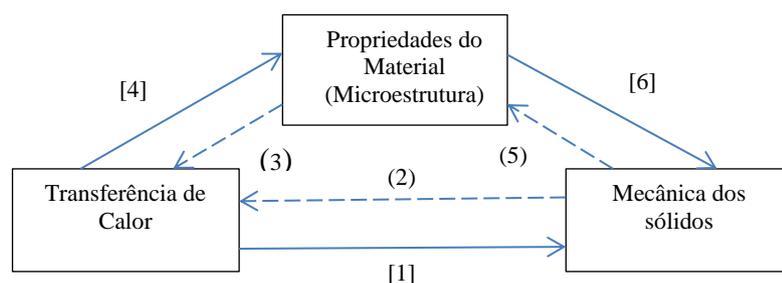
Tabela 1 – Perigos na soldagem em serviço associado a algumas substâncias particulares

Etileno	Decomposição exotérmica ou explosão
Óxido de etileno	Decomposição exotérmica ou explosão
Hidrogênio	Ataque do hidrogênio em alta temperatura; Trinca assistida pelo hidrogênio;
Sulfeto de hidrogênio (H ₂ S húmido)	Corrosão sob tensão devido a alta dureza de soldas não aliviadas; Fragilização por hidrogênio;
Oxigênio	Combustão/queima do metal
Propileno	Explosão ou reação instável
Vapor	Alta pressão pode causar perfuração

A tomada de decisão pela realização ou não da trepanação, na maioria dos casos, ocorre com base em alguns dados práticos e empíricos obtidos a partir dos primeiros modelos numéricos e experimentais, principalmente do EWI/BMI (Edson Welding Institute/Battelle Welding Institute) entre as décadas de 80 e 90, e são utilizados por entidades normativas como o American Petroleum Institute (API) em sua publicação API RP 2201 “*Safe Hot Tapping Practices in the Petroleum e Petrochemical Industries*”. Porém, estas práticas estão sujeitas a condições de contorno limitadas e conservadoras, tornando a sua aplicação restritiva e em muitos casos subjetiva, tal como: tubo ou duto a ser trepanado deve ter espessura mínima de 5 mm e limitado a poucos fluidos, sendo na maioria não-inflamáveis ou com baixo risco de reações químicas devido ao calor (polimerização e ignição). Para condições que vão além destes limites, os documentos normativos não definem práticas, ficando a cargo do usuário a tomada de decisão.

Nas décadas mais recentes houve maiores avanços no desenvolvimento da simulação numérica aplicada a soldagem, principalmente com a evolução da técnica por elementos finitos, como a exemplo dos trabalhos de Lindgren L-E (1992), GOLDAK *et al.* (1996), Gundersen (1997), Pilipenko (1997) e Runnemalm (1999). Sendo que estes trabalhos tem seu foco na análise das mudanças da microestrutura durante a soldagem, geralmente em peças planas e não sujeitas as esforços mecânicos externos, e da sua influência nas mudanças das propriedades que afetam a distribuição térmica (velocidade de resfriamento) e das deformações mecânicas em função da temperatura (empenamentos). Poucos pesquisadores preocuparam-se com modelos para soldagem em serviço para execução de trepanação, destes destacam-se SABAPATHY *et al.* (2005) e VAKILI-TAHAMI *et al.* (2010). A soldagem em serviço para trepanação adiciona componentes complicadores ao modelo numérico: uma geometria mais complexa distante de uma placa plana e a interação do fluido pressurizado com a fonte de calor influenciando diretamente tanto na distribuição da temperatura quanto nas tensões resultantes.

Segundo Lindgren L-E (2006) e GOLDAK *et al.* (2010), o comportamento mecânico das soldas é sensível ao acoplamento entre a transferência de calor, a evolução das propriedades do material (microestrutura) e a análise de tensões térmicas, conforme ilustra a Fig. 2 abaixo:

**Figura 2 – Acoplamentos Termomecânicos da soldagem**

[1] Dilatação Térmica direciona a deformação. [2] Deformações geram pequenas quantidades de calor devido à deformação plástica. [3] O calor latente devido às mudanças de fase/propriedades térmicas depende da temperatura. [4] A temperatura direciona as mudanças da microestrutura. [5] Deformação afeta as mudanças na microestrutura. [6] Comportamentos plástico e elástico dependem da microestrutura. Linhas cheias são acoplamentos primários (maior influência) e as linhas tracejadas são acoplamentos secundários (menor influência).

Para a simulação da soldagem em serviço deve-se acrescentar um quarto componente conforme Fig. 3 abaixo:

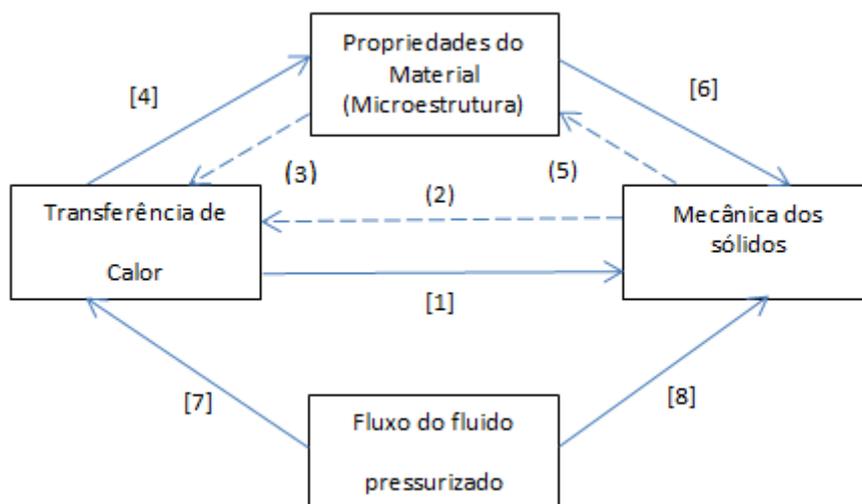


Figura 3 – Acoplamentos Termomecânicos da soldagem em serviço

[1 @ 6] iguais ao da Fig.2. [7] O fluxo do fluido cria uma perda de calor pela parede do tubo alterando o campo de temperatura e seu gradiente que consequentemente afeta a microestrutura e aumenta o risco de trincamento na ZTA (cracking). [8] O fluido pressurizado age na parede do tubo provocando tensões e deformações que se associam as tensões térmicas que podem levar a ruptura localizada devido à perda de resistência/alteração das propriedades pelo aquecimento (burntrough).

Segundo Goldak *et al.* (2010) em sua publicação “Computational Welding Mechanics”, nos últimos dez anos houve um considerável progresso no desenvolvimento dos métodos numéricos para resolver este problema acoplado com maior velocidade e precisão. Deve-se lembrar que as soldas reais envolvem numerosos passes, sendo que cada um contribui para os efeitos mecânicos e térmicos. Lindgren L-E (2006) também cita que um adequado modelo de distribuição da fonte de calor caracteriza melhor a complexa física da poça fundida e sua interação na soldagem. Por isto, a interação entre os componentes térmico, mecânico, metalúrgico e o fluido de processo é um modelo bastante complexo.

Este trabalho apresenta modelos computacionais 3D para a soldagem em serviço, considerando todos os componentes que influenciam na distribuição da temperatura, objetivando a se aproximar o máximo possível do modelo físico real. Para tanto, foram consideradas as soluções mais atuais de modelagem numérica, adotadas nos diversos trabalhos de referência citados, porém com o diferencial de ser aplicado em um mesmo modelo 3D e tubular e de forma parametrizada. Além disto, os resultados foram comparados a modelos experimentais para validação dos resultados.

As características ou soluções de modelagem aplicadas ao modelo computacional para aproximar ao máximo da situação real foram as seguintes:

- Modelo 3D de elementos sólidos (bricks);
- Variação das propriedades mecânicas e térmicas com a temperatura (Não Linearidade);
- Multipasses da soldagem com auxílio da técnica do elemento BIRTH e DEATH;
- Modelo de fonte móvel de calor de Dupla Elipsoide de Goldak *et al.* (2010), ajustado para um movimento circular (modelo tubular);
- Coeficiente de transferência de calor dependente da temperatura de Yaghi *et al.* (2009);

Ainda como proposta do trabalho e para a um melhor entendimento da influência de cada solução de modelagem aplicada, foram realizados dois modelos: (1) modelo 3D com movimento linear da fonte de calor em uma placa plana; (2) modelo 3D tubular com movimento circular. Os modelos foram ensaiados em bancada experimental para comparar os resultados e poder ajustar o modelo matemático, permitindo assim avançar na obtenção de uma modelo abrangente e completo envolvendo um fluido pressurizado através de uma análise termo-mecânica acoplada.

2. MATERIAIS E MODELOS

Para os modelos experimentais foram utilizados chapas e tubo de aço carbono totalmente acalmado com silício, ASTM A 516 gr. 60 e ASTM A 106 Gr. B, sendo obtida as propriedades mecânicas e térmicas destes materiais através do ASME II parte D e ASME B31.3, e para as temperaturas não disponíveis nestes dois códigos foram extraídos os dados do trabalho de Deng *et al.* (2008). As propriedades em função da temperatura estão apresentadas na Tab. 2 abaixo.

Tabela 2 – Propriedades Físicas dependentes da Temperatura do Aço Carbono

Temperatura	Condutividade	Difusividade	densidade	Módulo de elasticidade	Coef. de Expansão	Tensão de Escoamento	Calor específico	Coef. Poisson	Módulo Tangente
	K	α	ρ	E	μ	Sy	c	ν	H
°C	W/m °C	m ² /h	Kg/m ³	MPa	$\mu\text{m}/\text{m}^\circ\text{C}$	MPa	J/g °C	-	MPa
21	47,2	0,049	7850	2,03E+05	10,926	220,8	4,40E-01	0,29	4,00E+00
38	47,8	0,048	7850	2,01E+05	11,034	220,8	4,53E-01		
93	48,1	0,045	7850	1,99E+05	11,484	202,17	4,88E-01	0,295	4,00E+00
149	47,2	0,042	7850	1,95E+05	11,88	195,27	5,13E-01		
204	45,9	0,040	7850	1,93E+05	12,276	188,37	5,31E-01	0,301	4,00E+00
260	44,5	0,037	7850	1,88E+05	12,636	180,09	5,50E-01		
316	43,1	0,035	7850	1,83E+05	13,014	169,05	5,70E-01	0,31	4,00E+00
371	41,7	0,032	7850	1,76E+05	13,392	158,01	5,95E-01		
427	40,2	0,030	7850	1,67E+05	13,77	148,35	6,21E-01	0,318	4,00E+00
482	38,6	0,027	7850	1,55E+05	14,112	139,38	6,55E-01		
538	36,5	0,024	7850	1,41E+05	14,346	131,1	6,85E-01		
593	34,3	0,022	7850	1,24E+05	14,616	122,82	7,23E-01	0,326	
649	31,7	0,019	7850	1,06E+05	14,742	114,54	7,66E-01		
704	29,2	0,015	7850	8,83E+04	14,904	106,26	9,20E-01	0,342	4,00E+00
760	27,2	0,007	7850	7,04E+04	15,048	97,98	1,72E+00		
816	25,8	0,016	7850	5,24E+04	15,192	89,7	7,40E-01	0,35	4,00E+00
871	27,2	0,017	7850	3,45E+04	15,336	81,42	7,23E-01		
927	29,2	0,020	7850	1,66E+04	15,48	6,9	6,85E-01		
982	31,7		7850	1,66E+04	15,624	6,9			
1038	34,3		7850	1,66E+04	15,768	6,9	7,60E-01	0,45	4,00E+00
1093	36,5		7850	1,66E+04	15,912	6,9			
1149	38,6		7850	1,66E+04	16,056	6,9			
1204	40,2		7850	1,66E+04	16,2	6,9	7,72E-01	0,45	4,00E+00
1260	41,7		7850	1,66E+04	16,344	6,9			
1316	43,1	0,025	7850	1,66E+04	16,488	6,9	7,80E-01	0,45	
1371	44,5		7850	1,66E+04	16,632	6,9			
1427	45,9	0,027	7850	1,66E+04	16,776	6,9	7,85E-01	0,45	4,00E+00

As propriedades mecânicas e térmicas são consideradas nos modelos em função da temperatura (não-linearidade).

O processo de soldagem utilizado tanto no modelo computacional quanto na bancada experimental, foi o GTAW que é um processo muito comum na indústria e bastante aplicado na trepanação pelo melhor controle da deposição da solda e baixo aporte térmico. Foram utilizados os dados da Tab. 3 abaixo.

Tabela 3 – Dados básicos do procedimento de soldagem (GTAW)

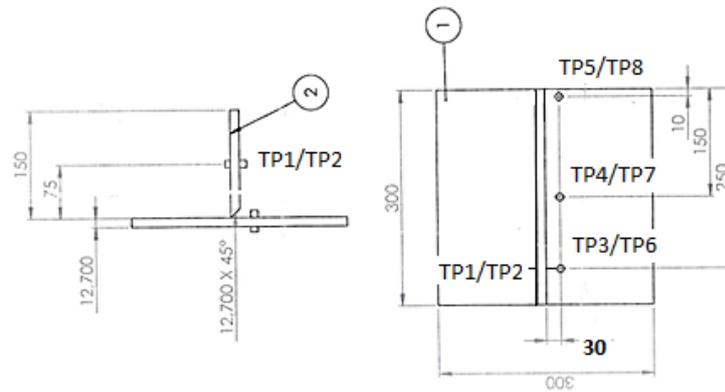
Eficiência do arco	0,60 (*)
Velocidade	0,05 m/min
Tensão	25 V
Corrente	125 A
Diâmetro do eletrodo/ comprimento do arco	2,4 mm

(*) Mondenesi e Marques (2000)

Para comparar com os resultados obtidos no modelo matemático foram construídas duas bancadas experimentais para o modelo 1 e para o modelo 2. Em cada bancada foram utilizados oito termopares ligados a um aquisitor de dados com as seguintes características:

- Termoelemento positivo (KP): Ni90%Cr10% (Cromel)
- Termoelemento negativo (KN): Ni95%Mn2%Si1%Al2% (Alumel)
- Faixa de utilização: -270 °C a 1200 °C
- F.e.m. produzida: -6,458 mV a 48,838 mV
- Sensibilidade: ~41 μ V/°C

A Fig. 4 mostra a geometria com a chapa de base 300 x 300 mm e a chapa vertical (12,7 mm) chanfrada a 45° de 150 mm utilizado no modelo 1 e o posicionamento dos oito termopares. E a Fig. 5 mostra o arranjo adotado pelo modelo 2 com seus oito termopares instalados.



Termopares da superfície superior: TP3 / TP4 / TP5
 Termopares da superfície inferior: TP6 / TP7 / TP8
 Termopares da chapa vertical: TP1 / TP2

Figura 4 – Planta e Corte da bancada do Modelo 1
 (1) Chapa de base; (2) chapa vertical

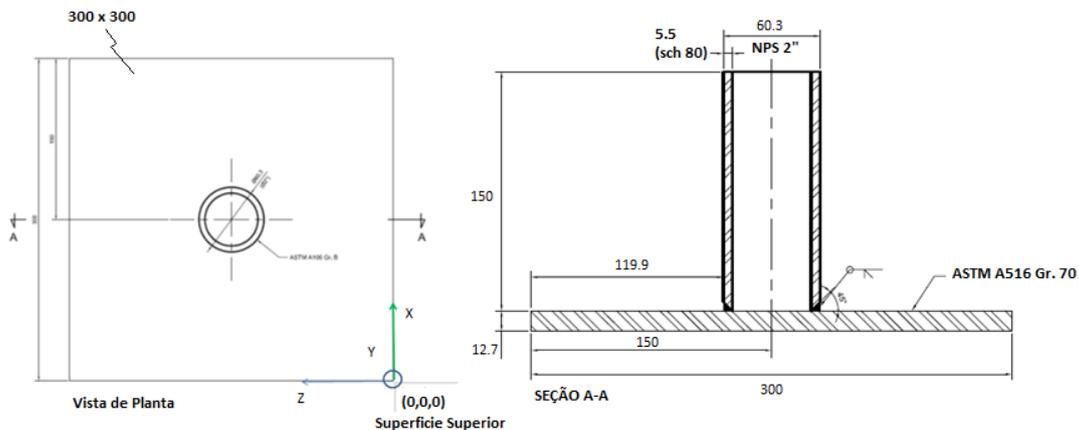


Figura 5 – Planta e Corte da bancada do Modelo 2

2.1. Modelo em Elementos Finitos

Modelos 3D em elementos finitos foram desenvolvidos com base no código do ANSYS 10.0 e com elementos SOLID70 e SOLID45 de oito nós para considerar as propriedades e funções térmicas e mecânicas respectivamente. Foram utilizadas as funções BIRTH e DEATH para simular o sequenciamento de passes, sendo que estas funções alteram os valores da matriz de condutividade e rigidez dos elementos selecionados para ora ativar (BIRTH) os elementos presentes no passe simulado e ora desativar (DEATH) os elementos não presentes.

2.2. Modelo da fonte de calor

Durante o processo de soldagem o aporte térmico funde tanto o material de adição quando o metal de base ao redor da poça fundida e de forma bem distinta dos modelos tradicionais de fonte pontual e linear. A sua adequada modelagem é um dos fatores mais importantes para aproximar os resultados dos modelos computacionais dos modelos experimentais.

A Fig. 6 mostra a distribuição Gaussiana que é mais realística do que a distribuição pontual e que pode ser expressa pela equação (1):

$$q(r) = q_{max}(-Cr^2) \quad (1)$$

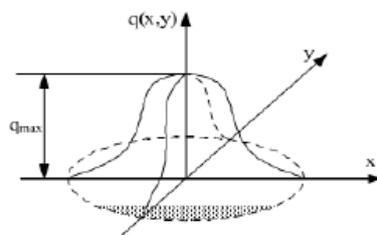
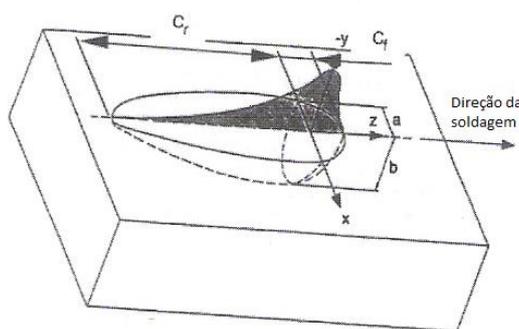


Fig. 6 – Fonte de calor Gaussiana

Onde $q(r)$ é o fluxo de calor superficial no raio r , q_{max} é o fluxo máximo no centro da fonte de calor. C é o coeficiente de concentração e r é a distância radial do centro da fonte, respectivamente. A distribuição Gaussiana pode ser utilizada para pequenas penetrações para processos como GTAW e SAW. Porém, como não reflete a pressão do arco na poça fundida, não é adequada para processos de soldagem que produzem penetração mais profunda como o eletro beam e o processo a laser. O modelo de fonte que atualmente melhor descreve a distribuição do calor para processo de soldagem pelo arco elétrico é o modelo da dupla elipsoide de Goldak *et al.* (2010) que descreve a distribuição tridimensional do calor com a fonte em movimento. A Fig. 7 mostra o modelo e sua respectiva Eq. (2).

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

Figura 7 – Modelo de dupla elipsoide de Goldak *et al.* (2010)

Onde, a , b e c são os semi-eixos da distribuição da densidade de potência Gaussiana em um elipsoide com centro em $(0,0,0)$ e paralelo as coordenadas (x, y, z) . Sendo que a Eq. (2) apresenta-se em função de $\xi = z + v(\tau-t)$ que é a coordenada móvel proposta por Friedman (1975), Krutz e Sergeland (1978) para representar o movimento da fonte. a representa a largura, b a profundidade e c o comprimento, sendo que c a jusante da solda é o c_f e o c a montante da solda é o c_r . f representa o fator de concentração, sendo que a montante é f_r e a jusante é o f_f . Q é o aporte térmico da soldagem determinado por $Q = nVI$, sendo n a eficiência do arco, V a tensão e I a corrente.

2.2.1 Fonte com movimento circular

A expressão de Goldak *et al.* (2010) foi desenvolvida para uma fonte móvel em direção retilínea, bem distinta da situação da junta em “T” das derivações realizadas no processo de trepanação (*hot tapping*). Este trabalho apresenta uma solução para fonte móvel em coordenadas cilíndricas para ser aplicada no caso (2), este modelo envolve derivação com tubos. A Fig. 8 e o sistema de Eq. (3) mostram os parâmetros e as expressões utilizadas para localizar a fonte no movimento circular da solda.

$$\left. \begin{aligned} R_{ce} &= \sqrt{x_{ce}^2 + z_{ce}^2} \\ \theta_{sec} &= \sin^{-1} \phi \quad ; \quad \theta_{pec} = vt/R_w \\ \phi &= |z/R_{ce}| \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

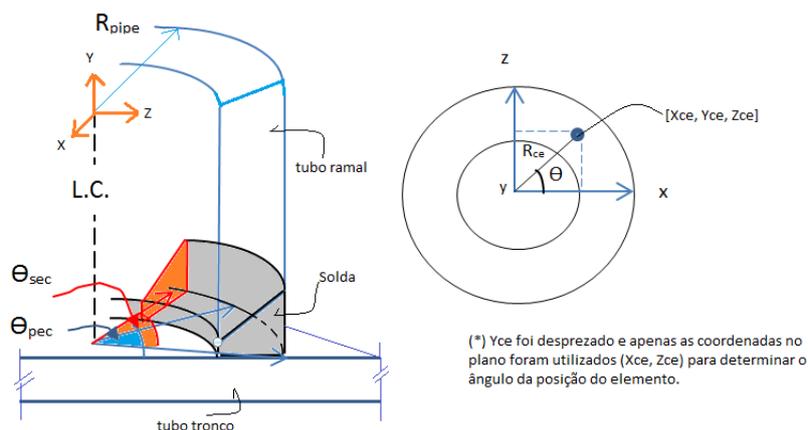


Figura 8 – Coordenadas cilíndricas para modelo tubular

Na expressão (2), a coordenada móvel ζ descreve o movimento retilíneo, onde v é a velocidade linear da soldagem, τ é um fator de atraso necessário para definir a posição da fonte no tempo inicial $t = 0$, ver Fig. 9.

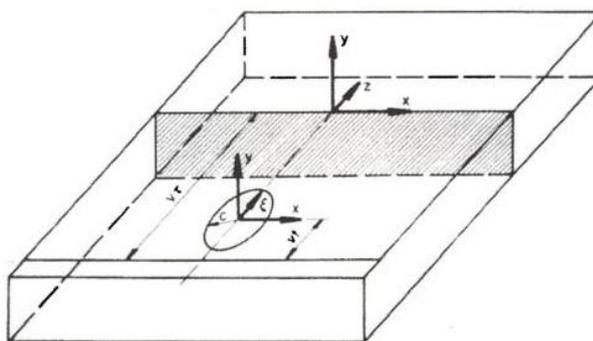


Figura 9 – Sistema de coordenada utilizada pela análise em MEF por Krutz e Sergelind (1978). Reimpresso de Goldak *et al.* (2010).

No sistema proposto por este trabalho, como o movimento é curvilíneo, a posição relativa entre a fonte (θ_{pec}) e a posição da seção (θ_{sec}) à frente ou atrás da fonte são determinadas através da diferença de deslocamento angular, ver Fig 8. Desta forma define-se se o fator f como sendo f_r ou f_f para definir a adequada distribuição de calor na seção. No modelo em elementos finitos, a determinação de θ_{sec} é feito elemento por elemento do passe realizado e as coordenadas (x_{ce} , z_{ce}) são relativos aos centroides dos elementos.

Este trabalho propõe uma nova expressão para a fonte dupla elipsoide em função de coordenadas cilíndricas para obter o movimento circular da fonte conforme Eq. (4) abaixo. Esta mesma expressão foi utilizada no modelo 2.

$$q(R, y, \theta, t) = \frac{6f\sqrt{3Q}}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3(x-M)^2/(b|\cos\theta_{pec}|+c|\sin\theta_{pec}|)^2} e^{-3(y-t_w)^2/a^2} e^{-3(z-N)^2/(b|\sin\theta_{pec}|+c|\cos\theta_{pec}|)^2} \quad (4)$$

Onde M é igual a $R_w|\cos\theta_{pec}|$ e N é igual a $R_w|\sin\theta_{pec}|$ que são as coordenadas que representam o movimento da fonte assim como a coordenada ζ no movimento retilíneo. θ_i é o ângulo de partida ou início da soldagem. R_w é o raio no centro de gravidade de cada passe da solda e t_w é a altura do centro de gravidade do passe da solda, ambos com relação ao centro (0,0,0). Observe que os parâmetros b e a estão paralelos as coordenadas x e y respectivamente, diferente do modelo de Goldak *et al.* (2010) que representa uma junta de topo, este modelo representa uma junta “T”, portanto com orientação diferente.

2.2.1 Determinação dos parâmetros a, b e c

A Eq. (2) depende dos semi-eixos a , b e c (largura, profundidade e comprimento) da solda, e estes por sua vez dependem de vários fatores como corrente, velocidade, tensão, eficiência do arco, tipo de processo, etc. Em alguns casos o tamanho e a forma da poça fundida podem ser estimadas a partir de dados de uma análise metalográfica. Por outro lado, existem alguns pesquisadores que desenvolveram métodos para estimar as dimensões da poça de soldagem, sendo que o mais referenciado é o método sugerido por Christensen (1965) que desenvolveu um método geral para

fonte pontual a partir das expressões de Rosenthal (1946). O método aqui aplicado será o de Eagar e Tsai (1983) que derivaram o trabalho de Christensen (1965) para uma fonte de distribuição Gaussiana. Esta distribuição tem uma boa aproximação com o processo GTAW conforme citado no item 2.2 acima, e os ensaios experimentais foram realizados com este processo, o algoritmo deste trabalho foi desenvolvido considerando os parâmetros a , b e c inicialmente determinados pelo método de Eagar e Tsai (1983), porém, foram sendo ajustados para aproximar os resultados do modelo com as medições experimentais. A Tab. 4 apresenta os valores iniciais obtidos pelo método de Eagar e Tsai (1983) e os valores ajustados finais adotados.

Tabela 4 – Parâmetros a , b e c

Parâmetros da fonte de calor [mm]	Iniciais Eagar e Tsai [8]		Finais adotados Modelo 1				Finais adotados Modelo 2			
	Modelo 1	Modelo 2	1° passe	Δ (x)	2° passe	Δ (x)	1° passe	Δ (x)	2° passe	Δ (x)
	a – metade da largura da ZF	5,0	6,4	12	2,4x	12	2,4x	3,8	0,59x	3,8
b – profundidade da ZF	4,0	6,4	4	1x	4	1x	1,26	0,19x	1,26	0,19x
C_f – a frente da fonte	-	-	19,05	-	19,05	-	8,2	-	8,2	-
C_r – atrás da fonte	-	-	38,1	-	38,1	-	16,5	-	16,5	-

(*) Os comprimentos foram obtidos como funções do parâmetro a

Os valores de C_f e C_r são em milímetros e estão compatíveis com valores utilizados na referência citada. Além disso, trata-se do comprimento da fonte de calor e não das dimensões da ZF+ZTA (largura e profundidade). Percebe-se que os parâmetros a e b são mais próximos da dimensão de uma ZF+ZTA em GTAW. Por outro lado, a utilização de parâmetros a e b o mais "coincidentes" com as dimensões físicas (medidas metalograficamente) e as adotadas nos modelos matemáticos é um dos grandes desafios deste tipo de simulação. Os autores acreditam que nunca haverá uma coincidência entre as medidas físicas e os valores dos parâmetros C_f e C_r , devido a outros fatores que também são aproximados nos modelos numéricos, como as propriedades do material, intensidade da fonte, etc.

Foram realizadas simulações variando os parâmetros a e b , até encontrar a melhor combinação que resultasse em valores próximos obtidos com a bancada experimental nos nós de controle que representam a mesma posição dos termopares indicados nas Fig. 4 e 5 acima. Os parâmetros finais ajustados se mostram um pouco divergentes quando avaliados individualmente, porém demonstram um padrão na proporcionalidade entre os parâmetros a e b na mesma ZF. No primeiro modelo 1 de chapa com soldagem linear, a relação entre os parâmetros a/b é igual 3,0, e no modelo tubular 2 manteve-se esta mesma proporcionalidade.

2.3 Condições de borda

O calor gerado no processo de soldagem irá dissipar da zona de soldagem por radiação, condução e convecção. As perdas por radiação são dominantes em altas temperaturas próximas e na zona fundida, e as perdas por convecção são dominantes em temperaturas mais baixas longe da zona fundida. Para levar em conta estes dois fatores, um coeficiente total de convecção dependente da temperatura foi utilizado conforme Yaghi *et al.* (2006), expresso nas equações (5).

$$\left. \begin{aligned}
 h \left(\frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C} \right) &= 0,0668T \text{ quando } 0 \leq T \leq 500^\circ C \\
 &\text{e } (0,231T - 82,1) \text{ quando } T > 500^\circ C
 \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

onde T é a temperatura. Esta condição de borda foi aplicada em todas as superfícies livres.

3. RESULTADOS DO MODELO 1 – PLACA PLANA, FONTE EM MOVIMENTO LINEAR

A Fig. 10 mostra respectivamente a bancada experimental com os oito termopares instalados, conforme numerado na Fig. 4, e o modelo 3D com elementos sólidos de 8 nós (SOLID 70).

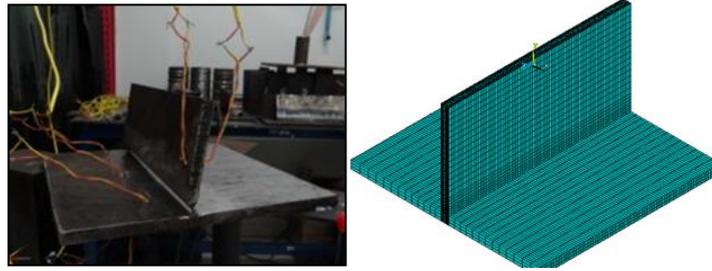


Figura 10 – Bancada experimental e Modelo 3D – placa plana

A figura 11 (a) mostra os resultados medidos com os termopares TP3 @ TP8 e a figura 11 (b) os resultados alcançados com o modelo matemático para os nós nas posições dos termopares.

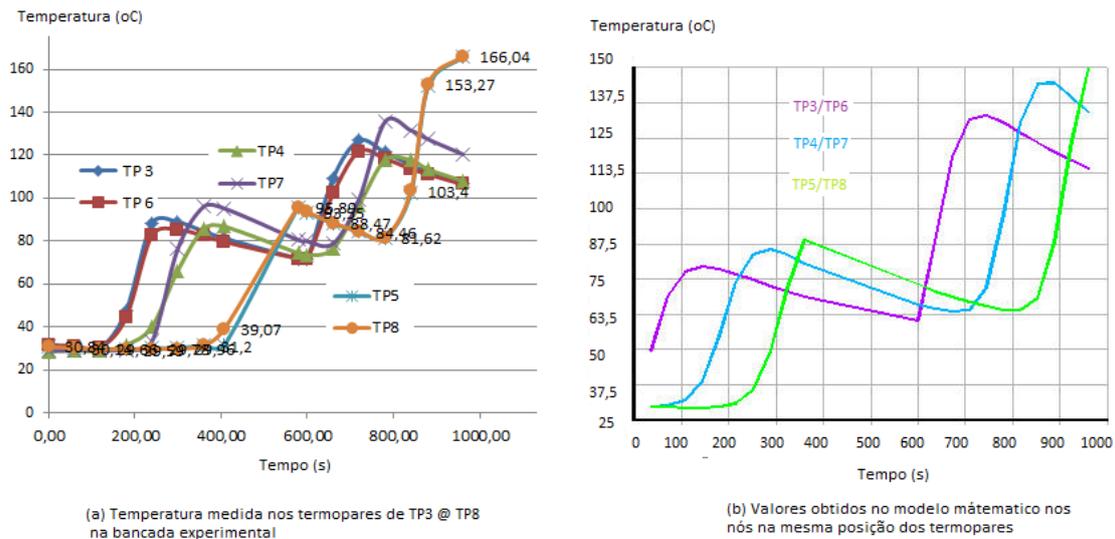


Figura 11 – Resultados do modelo matemático e bancada experimental para a posição dos termopares TP3 @ TP8

Observa-se uma convergência entre o modelo matemático e o experimental, pois as curvas apresentam tanto o gradiente térmico ($\Delta T/\Delta t$) quanto os valores de picos de temperatura muito próximos, em torno de 10% de variação, tanto no primeiro quanto no segundo passe. Ver tabela comparativa 5 abaixo:

Tabela 5 – Comparação dos resultados do gradiente e temperatura de pico

Passe de raiz						
Termopar	Gradiente térmico resfriamento (°C/s)			Temperatura máxima (°C)		
	Bancada	Modelo	(%)	Bancada	Modelo	(%)
TP3/TP6	-0,045	-0,044	2,22	85,3	80,0	6,21
TP4/TP7	-0,057	-0,062	8,77	96,0	87,5	8,85
TP5/TP8	-0,068	-0,061	10,2	95,9	89	7,19
2° passe						
Termopar	Gradiente térmico aquecimento (°C/s)			Temperatura máxima (°C)		
	Bancada	Modelo	(%)	Bancada	Modelo	(%)
TP3/TP6	0,459	0,514	11,9	126,8	132	4,1%
TP4/TP7	0,470	0,42	9,88	135,5	135,4	0%
TP5/TP8	0,475	0,53	11,5	166	150	9,63

4. RESULTADOS DO MODELO 3D – TUBULAR, MOVIMENTO CIRCULAR

A Fig. 12 mostra o resultado do modelo 3D e a medição feita com auxílio de câmera termográfica no passe de raiz no modelo tubular com movimento circular. Nesta mesma superfície estão instalados os termopares 7 e 8, e sua curva de temperatura pelo tempo obtida no modelo é comparado na figura Fig. 13 ao resultado medido na bancada experimental.

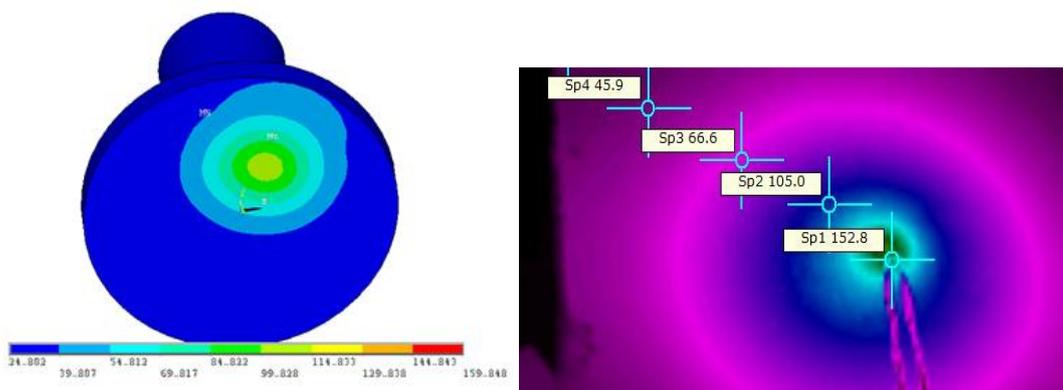


Figura 12 – Resultado da distribuição de temperatura no passe de raiz (na região dos termopares 7 e 8). Resultados no modelo e medidos com auxílio de uma câmera termográfica

Observa-se a comparação entre o modelo matemático e o experimental na Tab. 6, que apresenta os valores de picos de temperatura muito próximos, menor do que 7% de variação, e o gradiente térmico ($\Delta T/\Delta t$) apresenta uma diferença um pouco maior, devido a uma temperatura de pico mais alta no modelo numérico, no entanto, ambos alcançam valores similares no tempo final. A diferença acima de 10% para a taxa de resfriamento deve-se provavelmente ao fato de que os parâmetros a , b e c não são constantes num movimento circular, como ocorre no movimento retilíneo, pois sua orientação varia, alterando a distribuição de calor principalmente pelo parâmetro c . Além disto, as propriedades do modelo numérico são uma aproximação do material real, principalmente as propriedades térmicas. Contudo, os resultados mostram que o modelo para movimento circular proposto por este trabalho apresenta uma boa aproximação com relação à bancada tubular experimental, e pode ser utilizado para prever riscos durante a soldagem em trepanação de dutos, de forma conservadora e, portanto, a favor da segurança.

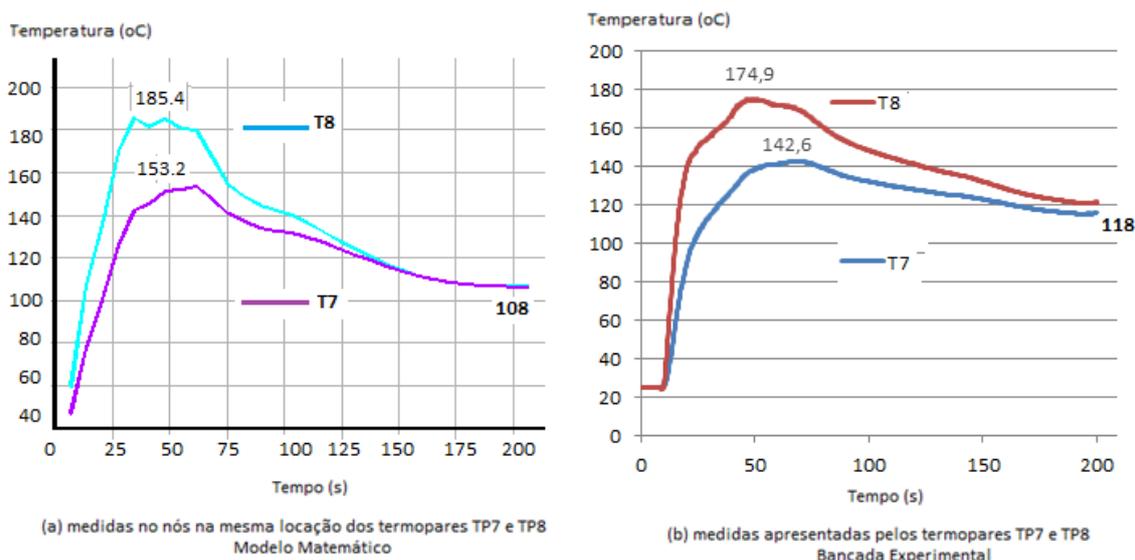


Figura 13 – Resultados do modelo matemático e bancada experimental para a posição dos termopares TP7 e TP8

Tabela 6 – Comparação dos resultados do gradiente e temperatura de pico

Passe de raiz						
Termopar	Gradiente térmico resfriamento (°C/s)			Temperatura máxima (°C)		
	Bancada	Modelo	(%)	Bancada	Modelo	(%)
TP7	0,205	0,301	31,9	142,6	153,2	6,91
TP8	0,36	0,45	21,1	174,9	185,4	5,66

5. CONCLUSÕES

O modelo de fonte de calor por distribuição em dupla elipsoide de Goldak *et al.* (2000) apresenta resultados bem próximos dos resultados do modelo experimental para soldas de topo e em movimento retilíneo, contudo este modelo não atende para uma operação de trepanação em movimento circular, como testado por este trabalho. Por outro lado, o novo modelo proposto aqui, para fonte em dupla elipsoide com movimento circular, apresenta resultados próximos com relação ao modelo tubular experimental, e, portanto, pode ser utilizado de forma conservadora para analisar os riscos na soldagem para trepanação de dutos. Apesar disto, este novo modelo ainda requer um melhor entendimento da variação dos parâmetros a , b e c , que deixam de ser constantes no movimento circular, variando em função da posição da fonte, principalmente o parâmetro c , para permitir uma maior aproximação nos resultados com relação ao modelo físico. Outro fato é que como não há uma correlação analítica que possa determinar estes parâmetros em função apenas das variáveis de soldagem (tensão, corrente, etc), haverá sempre necessidade de realização de ajustes/calibração dos modelos numéricos frente a medições experimentais. Para processos de automatização, esta metodologia torna-se pouco prática e custosa, pois vai requerer sempre a construção de bancada experimental para ajuste do modelo numérico. Esta situação requer a continuidade do estudo para obter uma correlação entre os parâmetros obtidos analiticamente pelo método de Eagar e Tsai (1983) e os valores requeridos no modelo matemático para alcançar os valores medidos experimentalmente, permitindo assim o processo de automatização.

6. RESPONSABILIDADE AUTORMAL

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo deste trabalho.

7. REFERÊNCIAS

- American Petroleum Institute, 2003, API 2201, Procedures for welding or Hot Tapping on Equipment Containing.
- American Petroleum Institute, 2004, API 577, Welding Inspection and Metallurgy.
- American Society of Mechanical Engineers, 2004, ASME II parte D, Materials.
- American Society of Mechanical Engineers, 2010, ASME B31.3, Process Piping.
- Bang, B., Y. Son, K. Oh, Y. Kim and W. Kim, 2002, "Numerical simulation of sleeve repair welding of in-service gas pipelines", *Weld.J.*,81 : 273.S-282.S.
- Christensen, N., Davies, V. and Gjermundsen, k, 1965, "The Distribution of Temperature in arc Welding", *British welding Journal*, 12(2), pp. 54-75.
- Deng, D. and H. Murokawa, 2008, "Finite element analysis of temperature field", microstructure and residual stress in multi-pass butt-welded 2.25Cr-1Mo steel pipes, *Comput. Mater.Sci.*,43:681-695.
- Eagar T. W., Tsai N.S., 1983, "Temperature fields produced by traveling distributed heat sources", *Welding Journal*, pp 346-355.
- Friedman E.,1975, "Thermo-mechanical analysis of the welding process using the finite element method", *Journal Pressure Vessel Technology*, Trans. ASME, vol. 97, No 3, pp 206-213.
- Goldak and Akhlaghi,2010, "Computational Welding Mechanics", Springer Books.
- Goldak J., Breiguine V., Dai N., Zhou J.,1996, "Thermal stress analysis in welds for hot cracking", ASME, Pressure Vessel and Piping Division PVP, Proceeding of the ASME PVP Conf., July 21-26, Montreal.
- Gundersen O., 1997. "Mathematical modeling of welding. A state of the art review", SINTEF Material Technology, Trondheim.
- Krutz G.W. and Sergerlind L.J.,1978, "Finite Element analysis of welded structures", *Welding Journal Research Supplement*, Vol. 57, pp211s-216s.
- Lindgren L-E, 1992, "Deformation and Stress in butt-welding of plate", Doctoral Thesis, Lulea, Sweden.
- Lindgren L-E, 2006, "Numerical modelling of welding". *Comp. methods Appl. Mech. Engr.* Elsevier, 195, 6710-6736.
- Mondenese, P.J. Marques P.V., 2000, "Soldagem I – Introdução aos Processos de Soldagem".
- Pilipenko A. Yu., 1997, "Analysis of the temperature distribution during GTA welding of thick-walled plates", Master Thesis, St.-Petesburg Technical University.
- Rosenthal, D.,1946, "The Theory of moving sources of heat and its application to metal treatments", *Trans ASME*, vol.68, p-849-865;
- Sabapathy, P.N., M.A. Wahaba and M.J. Painter, 2000, "The prediction of burn-through during in-service welding of gas pipelines", *Int. J. Pressure Vessels Piping*, 77:669-677.
- Sabapathy, P.N., Wahab, M.A., Painter, M.J., 2005, "The onset of pipewall failure during "in-service" welding of gas pipelines", *Journal of Materials Processing Technology*, 168, p. 414-422;
- Tahami, V-. F., Asl, M.-H, 2009, "A two-dimensional thermomechanical analysis of burn-through at in-service welding of pressurized canals", *Journal of applied Science*.
- Vakili-Tahami, Farid et al., 2010, "Finite Element Analysis of the In-service Welding of T Joint Pipe Connections", *European Journal of Scientific Research*, vol. 40, pp. 557-568.

Yaghi, A., T.H. Hyde, A.A. Becker, W. Sun and J. A. Williams, 2006, "Residual Stress Simulation in thin and thick-walled stainless steel pipe weld including pipe diameter effects", Int. J. pressure Vessels Pip. , 83:864-874.

THERMOMECHANICAL ANALYSIS AND COMPARISON OF 3D MODELS FOR WELDING SERVICE

Ivo Andrei de Oliveira Lino Lima, ivo.lima@braskem.com.br¹
Alex Álisson Bandeira Santos, alex.santos@fieb.org.br²

¹Braskem, Unidade Insumos Básicos, Camaçari/BA, Brasil, CEP.: 42.810-000

²SENAI CIMATEC – Centro Integrado de Manufatura e Tecnologia, Avenida Orlando Gomes, 1845, Piatã, Salvador/BA, Brasil, CEP.: 41650-010

Abstract. The welding pipe or pipeline in operation (hot condition) leads to three possible high risk: leakage and / or explosion by drilling fluid contained chemical reaction due to heat and cracking of the heat affected zone (HAZ). This study compared and analyzed the thermal distribution in three-dimensional models the variation of properties with temperature (nonlinearity), consideration of multiple passes, characterization of the heat source distribution in a double-ellipsoid with linear motion, usually adopted by reference, and a new model to represent the circular motion that occurs in ducts and pipes hot tapping.

Keywords: *hot tapping, service welding, numeric simulation.*