

Estudo da influência da transferência de calor por convecção na soldagem de uma junta de fechamento de um transformador de potência através de simulação numérica

Study of the influence of heat transfer by convection in the welding of a cover power transformer through numerical simulation

DOI:10.34117/bjdv7n7-456

Recebimento dos originais: 20/06/2021

Aceitação para publicação: 20/07/2021

Antonio do Nascimento Silva Alves

Doutor em Engenharia Metalúrgica e de Materiais pela Universidade de São Paulo – USP

Universidade Federal do Amazonas

Endereço: Av. General Rodrigo Octavio Jordão Ramos, 1200 - Coroado I, Manaus - AM, 69067-005

E-mail: antonio.engmec@gmail.com

Edson Melo Veras

Especialista em Engenharia de Soldagem pelo Programa de Educação Continuada da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo – USP

Endereço: Av. Professor Mello Moraes, 2373 - Vila Universitária, São Paulo - SP, 05508-900

E-mail: mv@yahoo.com.br

Jaime Casanova Soeiro Junior

Doutor em Engenharia Metalúrgica e de Materiais pela Universidade de São Paulo - USP

Universidade Federal do Amazonas

Endereço: Av. General Rodrigo Octavio Jordão Ramos, 1200 - Coroado I, Manaus - AM, 69067-005

E-mail: jaimecasanova@ufam.edu.br

Sérgio Duarte Brandi

Doutor em Engenharia Metalúrgica e de Materiais pela Universidade de São Paulo – USP

Endereço: Av. Professor Mello Moraes, 2463, CEP: 05508-030

E-mail: sebrandi@usp.br

RESUMO

A soldagem é o processo de fabricação de equipamentos na indústria metal mecânica, comumente utilizada. A soldagem da tampa de fechamento do tanque dos transformadores de potência com nível de tensão entre 69 kV e 138 kV, possui algumas implicações em relação a itens de segurança. Este trabalho tem como objetivo avaliar a influência do coeficiente de transferência de calor por convecção, ao ar livre e ao óleo isolante, durante a soldagem de uma junta de fechamento, utilizando-se o processo GMAW. Será utilizado o software Sysweld[®], para simular numericamente a transferência

de calor na soldagem. Foram soldados quatro corpos de prova, com metal de base ASTM A36 e consumível arame sólido ER-70S6. Os ciclos térmicos foram obtidos no regime quase estacionário, na região de vedação (RV) e na região interna (RI). Após a simulação, foram comparadas temperaturas máximas nas regiões de interesse. Com essa metodologia foi possível verificar a influência do coeficiente de transferência de calor da convecção, entre o óleo isolante e a superfície interna do tanque. Na região interna em contato direto com o óleo, houve uma diferença em torno de 66% entre as temperaturas máximas obtidas a partir das condições de convecção implementadas.

Palavras-Chave: Soldagem, Transformador de Potência, Ciclos Térmicos, Método dos Elementos Finitos.

ABSTRACT

Welding is the process of manufacturing equipment in the industry, commonly used. The welding of the tank closure cap of the power transformers with a voltage level between 69 kV and 138 kV has some implications with regard to safety items. This work aims to evaluate the influence of the heat transfer coefficient by convection, in the open air and the insulating oil, during the welding of a closing joint, using the GMAW process. Sysweld[®] software will be used to numerically simulate heat transfer at welding. Four specimens were welded, with ASTM A36 base metal and ER-70S6 solid wire consumable. Thermal cycles were obtained in the quasi-stationary regime, in the sealing region (RV) and in the internal region (IR). After the simulation, maximum temperatures were compared in the regions of interest. With this methodology, it was possible to verify the influence of the heat transfer coefficient of the convection, between the insulating oil and the internal surface of the tank. In the internal region in direct contact with the oil, there was a difference around 66% between the maximum temperatures obtained from the convective conditions implemented.

Keywords: Welding, Power Transformer, Thermal Cycles, Finite Element Method.

1 INTRODUÇÃO

Transformadores de potência são equipamentos utilizados para o aumento e diminuição da tensão de um sistema de energia. São considerados os principais componentes da rede elétrica, entre as razões estão: alto custo, o efeito sobre a operação da rede elétrica, localização e óleo isolante. A falha de um transformador implica diretamente no risco a vida das pessoas e o meio ambiente. Devido a essas razões é de suma importância o controle sobre o projeto, fabricação e operação deste equipamento [1]. O projeto dos transformadores de potência contempla o fechamento hermético dos tanques de óleo, devido principalmente a expansão do volume do óleo em função do aumento da temperatura durante a operação [2].

Os transformadores de potência são fechados hermeticamente, desde os anos 1960, quando o procedimento de fechamento foi patenteado por Thomas H. Keogh [3], a

partir disso, o desdobramento natural foi a normatização deste procedimento, ou seja, a criação da norma IEEE Standard Requirements for Liquid-Immersed Power Transformers [4] que rege os requisitos de fabricação, principalmente quanto a segurança ao explicitar categoricamente que a tampa do transformador seja soldada.

O óleo do transformador é acondicionado em um local chamado de tanque do transformador, que contém condutores e núcleo ferromagnético. Este vaso de metal é equipado com superfícies de transferência de calor, também chamadas de “radiadores”, para facilitar a transferência de calor com o meio ambiente [5].

Especificamente para o setor de energia, a fabricação de transformadores de potência para sistemas elétricos de geração, transmissão e distribuição, demanda soluções de soldagem cada vez mais confiáveis e eficientes para a construção de toda a estrutura do tanque. Porém, um grande inconveniente no processo de soldagem é justamente a junta de fechamento do tanque do transformador com a tampa principal, conforme **Figura 1**, por se tratar de uma junta sobreposta que utiliza uma vedação por meio de borracha de flúor metil silicone (FMQ), que posteriormente faz-se necessário soldar com o tanque cheio de óleo, no entanto, antes é necessário a realização de testes elétricos [5].

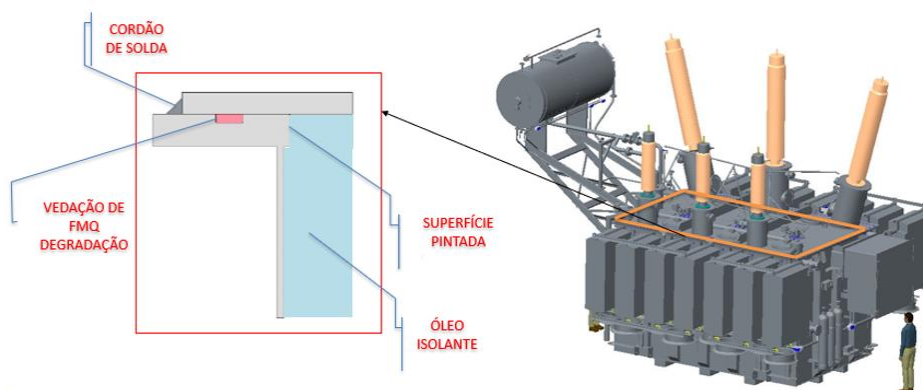
O processo de soldagem GMAW que utiliza como fonte de calor um arco elétrico com proteção gasosa é um dos processos mais utilizados, devido a sua relativa eficiência e facilidade de operação. Porém, ao analisar a aplicação em que esse processo este inserido, é possível determinar uma série de variáveis que podem comprometer tanto a qualidade da solda, quanto os componentes internos do transformador, que podem vir a deteriorar devido ao aquecimento excessivo gerado durante a soldagem [15]. Além disso, uma falha na junta soldada, implica em vazamento do óleo, devido a sua expansão, o que levaria a uma falha operacional e redução da vida útil do equipamento [6].

Iker et al. [6], S. Lee et al. [2] e Yan et al. [7] utilizaram ferramentas computacionais, baseadas no método numérico dos elementos finitos (MEF) e fluidodinâmica computacional, a fim de prever e estudar o comportamentos térmico e mecânico dos transformadores de potência, principalmente no que tange a transferência de calor entre a superfícies dos “radiadores” e o meio ambiente, como também o escoamento interno do óleo. Em especial Iker et al. [6] fizeram uso do pacote computacional Ansys® para prever as tensões residuais ao comparar com medidas experimentais da junta soldada de fechamento do tanque de óleo.

Este estudo tem como objetivo, avaliar a influência do coeficiente de transferência de calor por convecção, tanto ao ar livre como a interação entre o óleo isolante e a

superfície da parede do tanque de um transformador de potência com nível de tensão acima de 69 kV até 138 k. Além disso é também objetivo avaliar a influência do número de cordões e consequentemente a ação das energias de soldagem, sobre o óleo, a borracha de vedação e pintura interna do tanque, para isso, será utilizada um pacote computacional baseado no método numérico de elementos finitos, para simulação computacional do processo de soldagem GMAW.

Figura 1. Modelo tridimensional de um transformador de potência comparando suas dimensões com a de modelo humano de 1,75 m de altura e detalhe das características da junta de fechamento.



Fonte: Próprio autor.

Três itens chamam a atenção quanto a integridade do componente soldado, uma vez que ao soldar a tampa do tanque, a fonte de calor proporciona um aquecimento extremamente localizado, próximo a esses itens, a saber: A junta de vedação de FMQ, a pintura da superfície interna da parede do tanque e o óleo isolante como pode ser visto no detalhe da **Figura 1**.

A junta de vedação a base de flúor silicone (FMQ/FVMQ) é comumente utilizado para vedar as tampas dos transformadores devido a suas propriedades elétricas/mecânicas, boa resistência ao calor e excelente resistência a ação das intempéries. A temperatura máxima a qual a (FMQ/FVMQ) começa a perder a capacidade de vedação é de 175 °C [8].

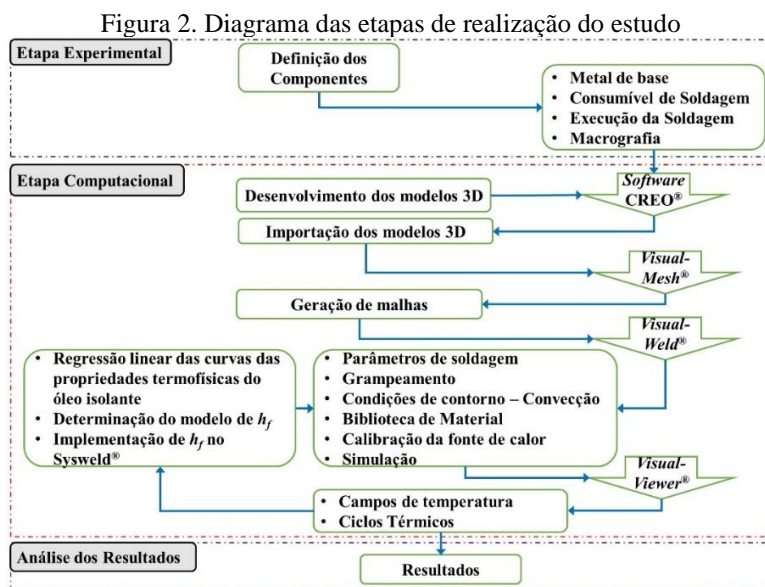
A pintura interna do tanque, responsável pela proteção contra corrosão, até o momento do enchimento do tanque com o óleo isolante, pode ser danificada com o calor proveniente da soldagem. O fabricante informa que até a temperatura de 120 °C, a pintura mantém suas características físicas e químicas, no entanto, a partir da temperatura de 60 °C, podem ocorrer variações no brilho e coloração [9].

O óleo isolante desempenha a função de fornecer a rigidez dielétrica ao papel isolante das bobinas e ligações internas. Quando submetido a variações de temperatura

deve possuir boa estabilização à oxidação. O ponto de fulgor do óleo mineral utilizado para este estudo é de temperaturas acima de 140 °C [10].

2 MATERIAIS E MÉTODOS

Os ensaios foram realizados na etapa experimental, como mostra a **Figura 2**. A partir disso, foram realizados os ensaios de preparação de obtenção de dados de entrada para a simulação computacional, entre elas, execução do modelo, importação do modelo tridimensional para geração das malhas, como também dentro da etapa de execução do modelo, foi obtido o modelo empírico capaz de descrever a condição de troca térmica da superfície em contato com o óleo e em seguida implementada no programa Sysweld®.



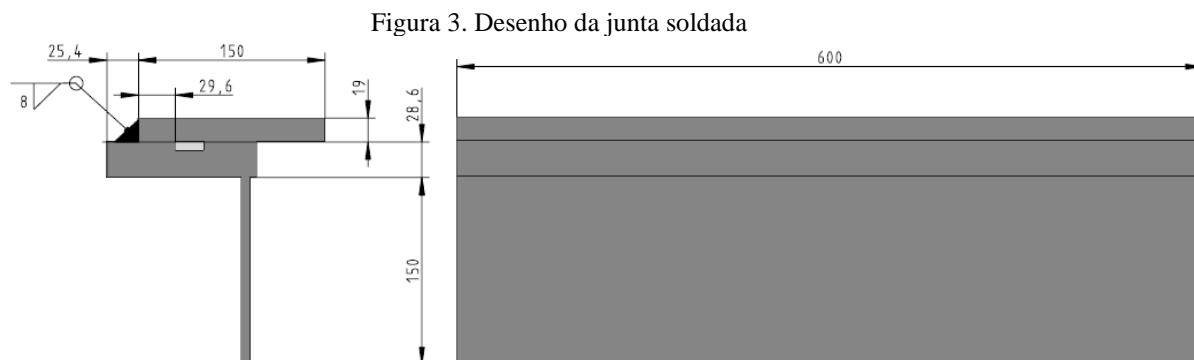
Fonte: Próprio autor.

Para realização da etapa experimental, foram soldadas quatro juntas do tipo sobreposta, ou seja, com as mesmas características das juntas de fechamento do tanque e em seguida realizados os ensaios e levantamento dos dados de entrada para a simulação numérica utilizando o software Sysweld®, como pode ser observado na **Figura 2**.

2.1 ETAPA EXPERIMENTAL

Para realização da soldagem dos quatro corpos de prova foram utilizadas juntas sobrepostas com as mesmas dimensões das utilizadas para fechamento do tanque do transformador, no entanto, com comprimento menor que o perímetro completo da tampa conforme **Figura 3**. Além de verificar a influência do calor entregue a junta soldada sobre os itens de vedação, pintura interna e óleo isolante, o número de cordões soldados também

foram analisados, ou seja, em uma soldagem multipasse, como uma forma indireta de verificar a energia entregue a junta soldada. O número de cordões foi distribuído da seguinte forma: CP-01 com um cordão, CP-02 com dois cordões, CP-03 com três cordões e CP-04 com quatro cordões.



Fonte: Próprio autor.

As soldagens foram executadas em aço ASTM A36 com composição química apresentada na **Tabela 1**. As juntas são do tipo sobreposta e foram soldadas pelo processo GMAW semiautomático, utilizando arame maciço AWS A5.18 ER-70S6 com 1,2 mm de diâmetro com propriedades mecânicas apresentadas na **Tabela 2** e proteção gasosa 75% Ar + 25% CO₂, as soldagens foram realizadas sem pré-aquecimento.

Tabela 1. Composição química do aço ASTM A36 e do arame sólido consumível ER-70S6.

Material	C	Mn	Si	P	S	Al
ASTM A36	0,14	0,66	0,19	0,022	0,010	0,018
ER 70S-6	0,06-0,15	1,4-1,85	0,8-1,15	0-0,025	0 – 0,035	-
Material	Ni	Va	M	Cu	N	Cr
ASTM A36	0,01	0,003	0,0005	0	0,0037	0,01
ER 70S-6	-	-	-	0-0,50	-	-

Fonte: Próprio autor.

A Tabela 2 apresenta os valores das propriedades mecânicas do aço ASTM A36 como do eletrodo consumível ER-70S6.

Tabela 2. Propriedades mecânicas do aço ASTM A36 e do arame maciço consumível ER-70S6.

Ensaio	Und.	ASTM A36	ER-70S6
Limite de Resistencia	MPa	436	480
Limite de Escoamento	MPa	283	400
Alongamento	(%)	43	22
Ensaio de Impacto a -30°C	J	-	27

Fonte: Próprio autor.

O objetivo da etapa experimental foi coletar todos os parâmetros de soldagem como: tensão, corrente, velocidade de soldagem e energia de soldagem de cada cordão para posterior utilização no software de simulação.

Na **Tabela 3** encontra-se os parâmetros de soldagem utilizados como dados de entrada no programa Sysweld[®], para cada corpo de prova e seus respectivos cordões.

Tabela 3. Parâmetros de soldagem dos quatro corpos de prova.

CP	Cordões	Tensão (V)	Corrente (A)	Velocidade (mm/s)	Energia de Soldagem (kJ/mm)
CP01	Cordão 1	30,4	272	3,7	2,258
CP02	Cordão 1	30,4	280	10,8	0,786
	Cordão 2	30,0	276	5,9	1,415
CP03	Cordão 1	30,4	276	11,5	0,732
	Cordão 2	30,4	268	9,6	0,847
	Cordão 3	30,8	264	8,6	0,949
CP04	Cordão 1	30,4	272	14,0	0,591
	Cordão 2	30,4	272	12,0	0,698
	Cordão 3	30,8	280	13,1	0,657
	Cordão 4	30,4	273	12,3	0,673

Fonte: Próprio autor.

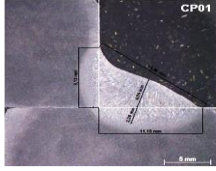
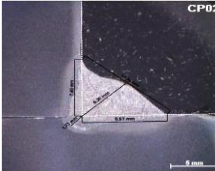
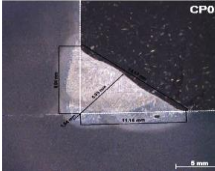
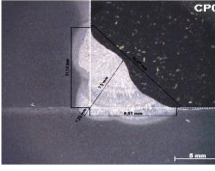
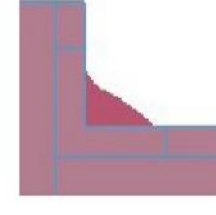
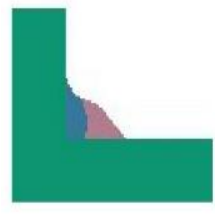
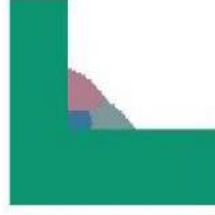


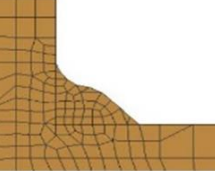
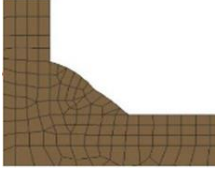
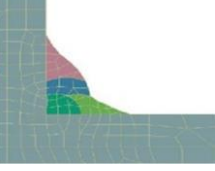
2.2 ETAPA COMPUTACIONAL

2.2.1 Modelo Numérico

O processo de soldagem foi simulado utilizando do programa Sysweld[®], um pacote comercial dedicado para simulação numérica, que utiliza o método elementos finitos para simulação de processos de soldagem e tratamentos térmicos, por meio da análises térmica, mecânica e metalúrgica [11]. A simulação com o Sysweld[®] ocorreu em quatro etapas distintas, geração da malha do modelo importado do software CREO[®], entradas dos parâmetros de soldagem, processamento (Simulação) e visualização dos resultados (pós processamento). Primeiramente, através do ambiente de modelagem Visual-Mesh[®], onde foi possível a gerar e refinar a malha na área de interesse (zona fundida e ZAC) de modo a gerar resultados com maior acurácia após o processamento, como pode ver visualizado na **Tabela 4**. Em seguida, selecionou-se os materiais a partir da biblioteca de materiais disponíveis no Sysweld[®], além da entrada dos parâmetros de soldagem no ambiente Visual-Weld[®] e posteriormente, a simulação do processo de soldagem é iniciada. Tão logo a simulação seja concluída, os resultados podem ser exibidos através do ambiente de visualização Visual-Viewer[®] [12].

Após o corte da seção transversal dos cordões, preparação das amostras, ataque com nital 2% e realização da macrografia para mediação das dimensões dos cordões, foram gerados os modelos tridimensionais primeiramente no software CREO®, as juntas soldadas foram modeladas separadamente com extensão (*.prt) reunidas em uma montagem (*.asm), em seguida, os modelos foram salvos no formato (*.igs/iges) de modo a serem importados para o ambiente Visual-Mesh® e então gerar a malha, essa sequência de eventos pode ser vista na

Tabela 4. Tabela 4. Geração dos modelos: Macros das seções transversais dos cordões, superfícies dos modelos construídos no CREO® e geração de malha no Visual-Mesh®

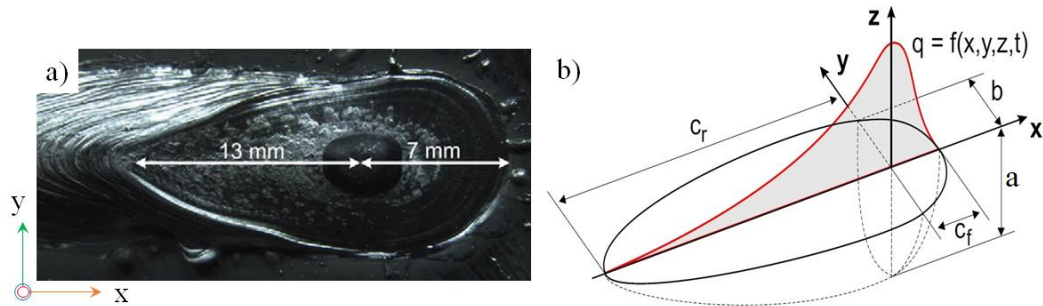
	CP01	CP02	CP03	CP04
Macrografia				
CREO®				
Visual-Mesh®				
	18400 Elementos 23879 Nós	35692 Elementos 28987 Nós	44434 Elementos 36685 Nós	40847 Elementos 33128 Nós

Fonte: Próprio autor.

O modelo de fonte de calor utilizado neste estudo, é o modelo duplo-elipsoide proposto por Goldak et al. 1984 [13], este modelo de fonte de calor atualmente é o mais utilizado em programas dedicados a simulação de processos de soldagem, pois fornece uma descrição das condições reais de soldagem a arco [14]. Trata-se de uma combinação de duas elipses, uma que representa a parte da frente da fonte de calor e a outra a parte de trás conforme **Figura 4**. A distribuição volumétrica do fluxo de calor de cada parcela que compõem o modelo é apresentada pelas Equações 1 e 2, onde $E_s = I.V.\eta$, é a potência de soldagem, sendo o produto da tensão pela corrente e η , que por sua vez representa a eficiência térmica do processo, que para este trabalho será adotada com valor de 0,80, já c_f , c_r , b e a são os parâmetros dimensionais da fonte de calor, c_f e c_r são os comprimentos da frente e de trás da poça de fusão respectivamente, a representa a altura da penetração

e b a metade da largura da poça de fusão, f_f e f_r são os coeficientes de proporcionalidade de tal forma que $f_f + f_r = 2$ [15].

Figura 4. Representação do modelo duplo-elipsoide com seus respectivos parâmetros dimensionais.



Fonte: Adaptado de [16]

$$q_f(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f E_s}{c_f b a \pi \sqrt{\pi}} e^{-\frac{3[x+v(\tau-t)]^2}{c_f^2}} e^{-\frac{3y^2}{b^2}} e^{-\frac{3z^2}{a^2}} \quad (1)$$

$$q_r(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r E_s}{c_r b a \pi \sqrt{\pi}} e^{-\frac{3[x+v(\tau-t)]^2}{c_r^2}} e^{-\frac{3y^2}{b^2}} e^{-\frac{3z^2}{a^2}} \quad (2)$$

Os parâmetros dimensionais podem ser obtidos via medições da poça de fusão e a partir da análise macrográfica da seção do cordão, estes parâmetros são utilizados para calibrar a fonte de calor do modelo do Sysweld[®], para este estudo foram utilizados os parâmetros apresentados na **Tabela 5**.

Tabela 5. Parâmetros dimensionais utilizados para calibração da fonte de calor duplo-elipsoide.

Parâmetros	CP01	CP02		CP03			CP04			
	C1	C1	C2	C1	C2	C3	C1	C2	C3	C4
c_f (mm)	10,71	7,71	9,43	8,57	10,29	9,43	8,14	9,43	9,43	9,00
c_r (mm)	14,29	10,29	12,57	11,43	13,71	12,57	10,86	12,57	12,57	12,00
b (mm)	7,50	4,00	7,00	4,50	7,00	6,00	4,50	6,50	6,00	5,00
a (mm)	7,40	8,00	6,00	5,00	5,20	6,20	4,50	4,50	3,60	4,20

Fonte: Próprio autor.

2.3 CONDIÇÕES DE CONTORNO TÉRMICAS

Durante a simulação numérica do processo de soldagem, é necessário que o mesmo contemple as condições de contorno térmicas e suas influências, ou seja, neste caso, a radiação e convecção ao ar livre, primeiramente. O Sysweld[®] considera os efeitos

combinados destes mecanismos de transferência de calor, ao recomendar o uso da **Equação 3**, para determinação do coeficiente de transferência de calor por radiação adicionado ao valor de $h_c = 25 \text{ (W/m}^2\text{K)}$ pertinente a contribuição da convecção, onde $T_\infty = 25 \text{ }^\circ\text{C}$ é a temperatura ambiente, $\varepsilon = 0,8$ é a emissividade do material e $\sigma = 5,67 \times 10^{-8} \text{ W/(m}^2\text{K}^4)$ a constante de Stefan-Boltzmann [17].

$$h_{comb.} = \varepsilon \times \sigma [(273,15 + T_\infty) + (273,15 + T_\infty)] \cdot [(273,15 + T_\infty)^2 + (273,15 + T_\infty)^2] + h_c \quad (3)$$

Para uma aplicação específica como o caso em estudo, faz-se necessário adicionar ao modelo a condição de troca de calor por convecção devido o contato do óleo isolante com a superfície interna da parede do tanque do transformador. Para isso, é necessário um modelo empírico ou uma função que seja capaz de descrever a influência do coeficiente de transferência de calor para essa condição, $h_f \text{ (W/m}^2\text{K)}$.

As relações empíricas consideradas para determinar o h_f , consideraram uma chapa vertical aquecida em um lado, essa superfície estará sendo aquecida enquanto a outra estará em contato com o óleo isolante.

Para isso são necessárias algumas informações importantes, como as propriedades do óleo mineral em função da temperatura, neste caso foram obtidas funções através de regressão linear a partir dos gráficos das propriedades termofísicas variando com a temperatura, como pode ser verificado na **Tabela 6**.

Tabela 6. Propriedades termofísicas do óleo mineral isolante [18]

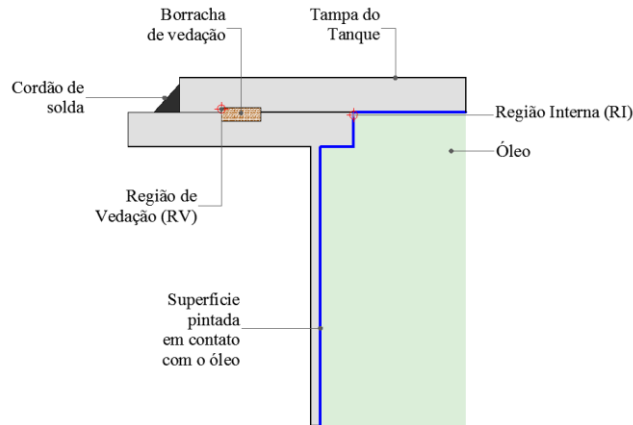
Propriedades do óleo	
Viscosidade Cinemática (Kg/ms)	$\nu_{\text{óleo}} = 7,27896 \times 10^{-4} T_f^{-1,22485}$ (4)
Condutividade térmica (W/mK)	$k_{\text{óleo}} = 0,13 + 4,36 \times 10^{-7} T_f$ (5)
Densidade (kg/m ³)	$\rho_{\text{óleo}} = 891 - (0,69)T_f$ (6)
Coeficiente de Expansão térmica (K ⁻¹)	$\beta_{\text{óleo}} = 7,0 \times 10^{-7} T_f + 0,0008$ (7)
Calor específico (J/Kg.K)	$C_{p\text{óleo}} = 1,775 + 4,204 \times 10^{-3} T_f$ (8)

Fonte: Próprio autor.

Para determinação do coeficiente de transferência de calor por convecção, foram utilizadas relação empíricas, a convecção atua de forma diferente para cada situação quer seja geometria da superfície, regime de escoamento laminar ou turbulento, o meio, posição e condição de aquecimento da superfície, neste caso em estudo foi considerado

uma placa vertical aquecida em um dos lados como ilustra a **Figura 5**. A convecção pode ser livre ao ar ou forçada. Neste caso, a superfície está imersa no óleo que se manteve estático, ou seja, não existe movimento do óleo sobre a superfície.

Figura 5. Detalhe da interação entre a superfície interna e o óleo isolante



Fonte: Próprio autor.

Churchill e Chu [19] em 1975 propuseram um conjunto de correlações empíricas para regime laminar e turbulento para convecção livre aplicada a uma chapa vertical. Segundo os autores [19], a **Equação 9**, pode ser utilizada dentro de todo intervalo do número de Rayleigh (R_a).

$$h = \frac{Nu.k}{L} \quad (9)$$

$$R_a = \frac{(g.\beta.(T_f - T_\infty).L^3}{\nu^2} . Pr \quad (10)$$

$$Nu = \left(8,825 + \frac{0,387Ra^{1/6}}{\left(1 + \left(\frac{0,492}{Pr} \right)^{9/16} \right)^{8/27}} \right)^2 \quad (11)$$

$$Pr = \frac{\rho \cdot v \cdot Cp}{k} \quad (12)$$

Onde Nu é o número de Nusselt, o número de Prandtl, o número de Rayleigh, $T_f = (T_s + T_\infty)/2$, onde T_s é a temperatura na superfície em contato com o óleo e T_f é a temperatura de filme, A é área da superfície, P o perímetro e $L = A/P$ é o comprimento característico.

As equações apresentadas na **Tabela 6** e as **Equações 9-12** foram implementadas na plataforma Wolfram Mathematica[®] versão 11.3, com o objetivo de determinar os valores do coeficiente de transferência de calor h entre o óleo e a superfície da parede do tanque do transformador. A partir da determinação destes pontos, realizar-se-á o ajuste da curva por uma função polinomial de modo a permitir a implementação desta função no código fonte do software Sysweld[®], essa rotina é chamada pelo solver no programa durante a simulação.

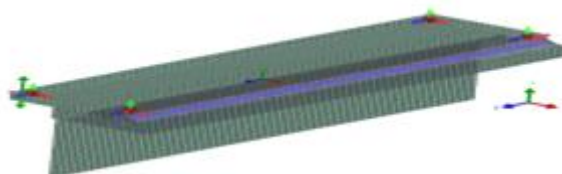
A próxima etapa foi definir a condição de resfriamento, que neste estudo utiliza uma condição de troca de calor por convecção e radiação com o ar e com a superfície em contato com o óleo isolante, é utilizada a opção “SOLID_AIR_HEAT_EXCHANGE” e “SOLID_OIL_HEAT_EXCHANGE” do programa, respectivamente.

2.2.3 Condições de Grampeamento

Para o grampeamento do modelo, relacionado aos graus de liberdade que os nós e superfícies podem se deslocar nas coordenadas x , y e z durante a simulação, o Sysweld[®] atribui ao modelo condições (restrições) de deslocamento.

Esses grampeamentos são definidos como rígido (Rigid Clamp), elástico (Elastic Clamp) e livre (Free Clamp), como pode ser apresentado na **Figura 6**, sendo para os quatro CP's essas condições foram as mesmas.

Figura 6. Condições de grampeamento Rígido, (Rigid Clamp); Elástico (Elastic Clamp) e Livre (Free Clamp)



Fonte: Próprio autor.

Após realização de todos as configurações requeridas na interface Welding Advisor do ambiente Visual-Weld®, foram realizadas as quatro simulações, primeiramente somente com a condição de contorno térmica de convecção ao ar livre, onde foi possível coletar os resultados da transferência de calor e os picos de temperatura nos pontos de interesse.

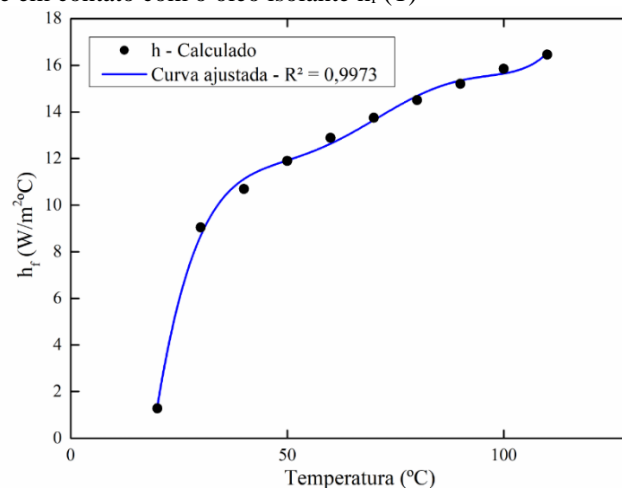
Posteriormente foi implementada a condição de transferência de calor por convecção da superfície em contato com o óleo isolante, deixando o restante das superfícies sob a condição de convecção ao ar livre. A seguir serão apresentados os resultados dessas duas condições de resfriamento dos corpos de prova.

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Primeiramente foram simulados todos os corpos de prova, levando-se em consideração apenas a troca térmica com o meio ambiente por convecção ao ar livre (sem o óleo) e em seguida obtido o modelo ajustado aos pontos calculados do coeficiente de transferência de calor por convecção, h na condição em que existe o contato da superfície interna com o óleo isolante.

A **Figura 7** apresenta os pontos do h calculado em função da variação de temperaturas a partir das relações empíricas e a curva ajustada por um polinômio de grau 5 conforme a **Equação 13** com coeficiente de determinação $R^2 = 0,9973$.

Figura 7. Pontos calculados de h com a curva ajustada do coeficiente de transferência de calor por convecção da superfície em contato com o óleo isolante h_f (T)



Fonte: Próprio autor.

A **Equação 13** foi implementada no corpo do código do Sysweld®, que contempla as equações de transferência de calor por convecção, informando ao software que a região

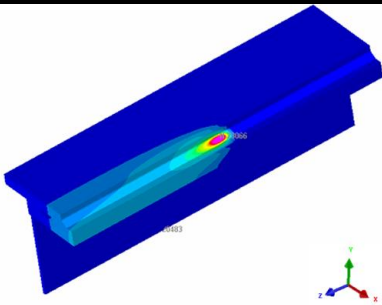
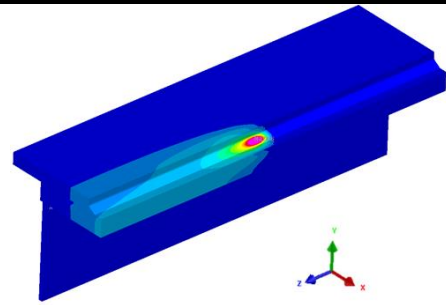
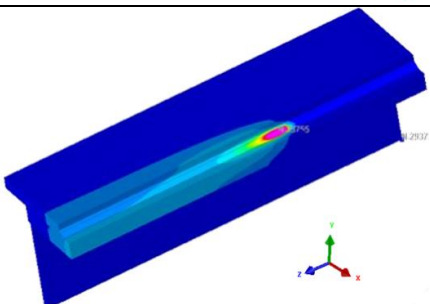
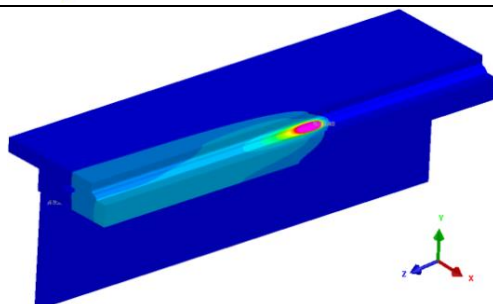
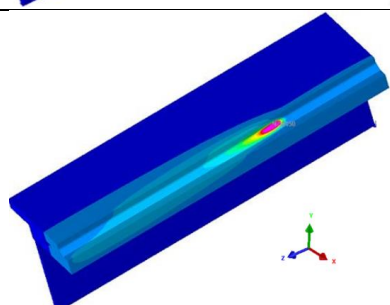
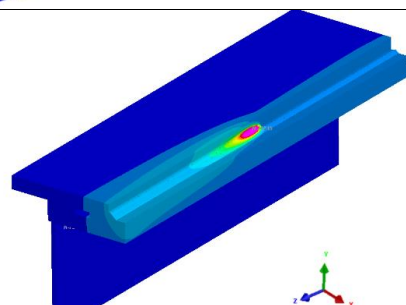
interna em contato com o óleo isolante terá como coeficiente de transferência de calor por convecção o $h_f(T)$.

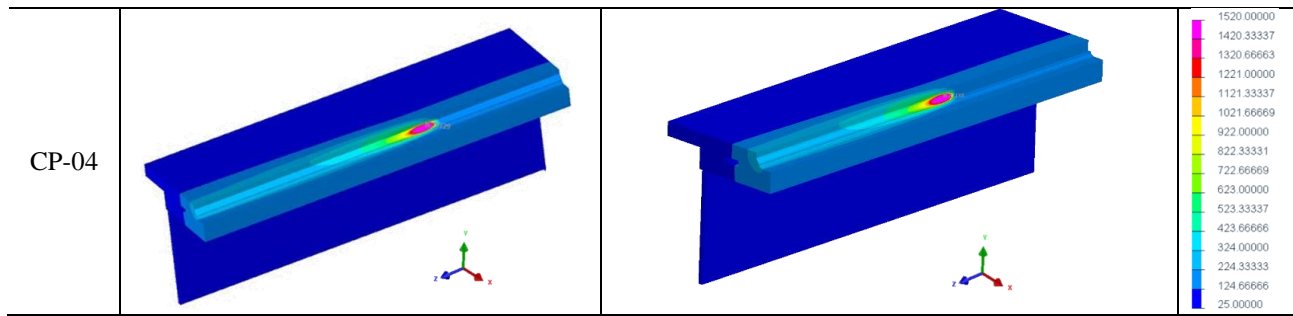
$$h_f(T) = 4 \times 10^{-8} T^5 - 2 \times 10^{-5} T^4 + 0,0022 T^3 - 0,1487 T^2 + 4,9042 T - 52,514 \quad (13)$$

Em seguida são apresentados os resultados das simulações realizadas nos quatro corpos de prova CP01, CP02, CP03 e CP04, onde são comparadas as distribuições de temperatura das juntas soldadas os ciclos térmicos dos dois pontos de interesse definidos como RV (região de vedação), região onde estaria localizada a borracha de vedação e RI (região interna), região pintada e em contato direto com o óleo isolante.

Na **Tabela 7** é apresentada a distribuição de temperatura resultante da simulação da soldagem do CP01, nota-se que para a soldagem com único passe não é possível identificar uma mudança perceptível na distribuição de temperaturas na junta.

Tabela 7. Distribuição de temperaturas dos corpos de provas simulados com as duas condições de transferência de calor por convecção

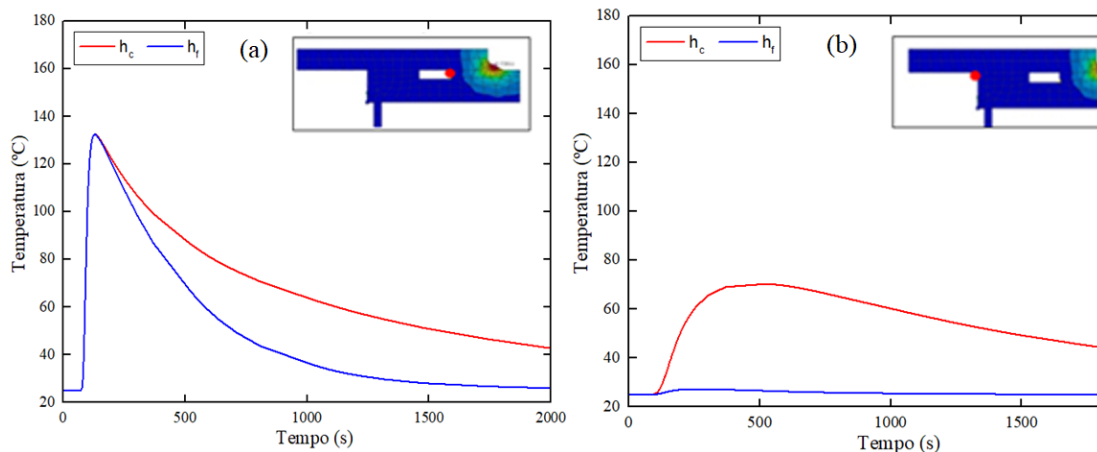
CPs	Convecção ao ar livre	Convecção em contato com óleo isolante	T (°C)
CP-01			<ul style="list-style-type: none"> 1520.00000 1420.33337 1320.66663 1221.00000 1121.33337 1021.66669 922.00000 822.33331 722.66669 623.00000 523.33337 423.66666 324.00000 224.33333 124.66666 25.00000
CP-02			<ul style="list-style-type: none"> 1520.00000 1420.33337 1320.66663 1221.00000 1121.33337 1021.66669 922.00000 822.33331 722.66669 623.00000 523.33337 423.66666 324.00000 224.33333 124.66666 25.00000
CP-03			<ul style="list-style-type: none"> 1520.00000 1420.33337 1320.66663 1221.00000 1121.33337 1021.66669 922.00000 822.33331 722.66669 623.00000 523.33337 423.66666 324.00000 224.33333 124.66666 25.00000



Fonte: Próprio autor.

A **Figura 8** mostra os ciclos térmicos calculados nos dois pontos de interesse, comparando as duas condições de convecção estudadas. Em RV (a) na etapa de aquecimento os ciclos térmicos possuem comportamento próximos, no entanto, na etapa do resfriamento é possível notar uma drástica diferença, com uma taxa de resfriamento maior quando contemplado o modelo de convecção h_f . Na região interna (RI), onde a superfície possui contato direto com o óleo isolante tanto a etapa do aquecimento como do resfriamento possui diferença, uma vez que a fonte de calor está mais afastada da RI em relação a RV, para as temperaturas menores a influência da convecção é mais determinante.

Figura 8. Ciclos Térmicos CP-01: a) Convecção ao ar livre e b) convecção em contato com a superfície do óleo



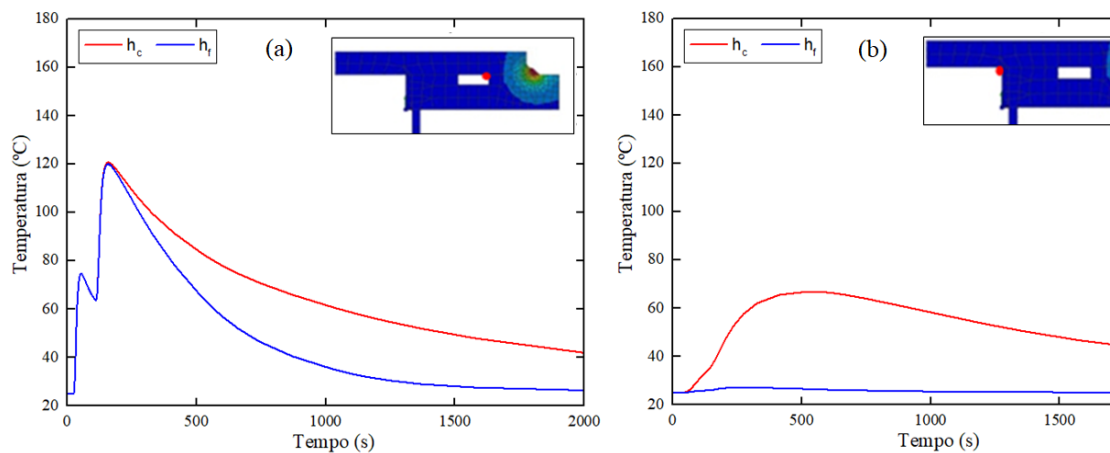
Fonte: Próprio autor.

O CP-02, utiliza a soldagem multipasse com dois passes para o fechamento do tanque de óleo, essa técnica tem como consequência o efeito acumulativo do calor entregue a junta soldada, dependendo da energia de soldagem utilizada em cada cordão. Os ciclos térmicos obtidos apresentados na **Figura 9** mostram que durante o aquecimento na região de vedação **Figura 9a** os mecanismos de convecção não apresentam influências diferença expressiva, no entanto, durante o resfriamento a condição de convecção da

superfície em contato com o óleo exerce sobre a região de vedação uma taxa de resfriamento maior, diminuindo o tempo de permanência em temperaturas acima da temperatura ambiente.

Além disso, é apresentado o efeito da energia do primeiro cordão sobre o segundo, proporcionando assim o efeito do cordão anterior com o segundo cordão, elevando a temperatura de pico final, sendo assim, esse resultado mostra a necessidade do controle da temperatura de interpasse para esse tipo de soldagem. Na região interna, em contato com a pintura e óleo, nota-se apenas uma temperatura de pico, pois devido a distância entre o ponto medido e a fonte de calor, quando as temperaturas provenientes do segundo cordão atingem a região interna, este ainda está sob o efeito de aquecimento do primeiro cordão, ou seja, ainda existe o efeito do segundo cordão sobre o primeiro, tendo como consequência uma maior temperatura de pico nesta região.

Figura 9. Ciclos Térmicos CP-02: a) Convecção ao ar livre e b) Convecção em contato com a superfície do óleo

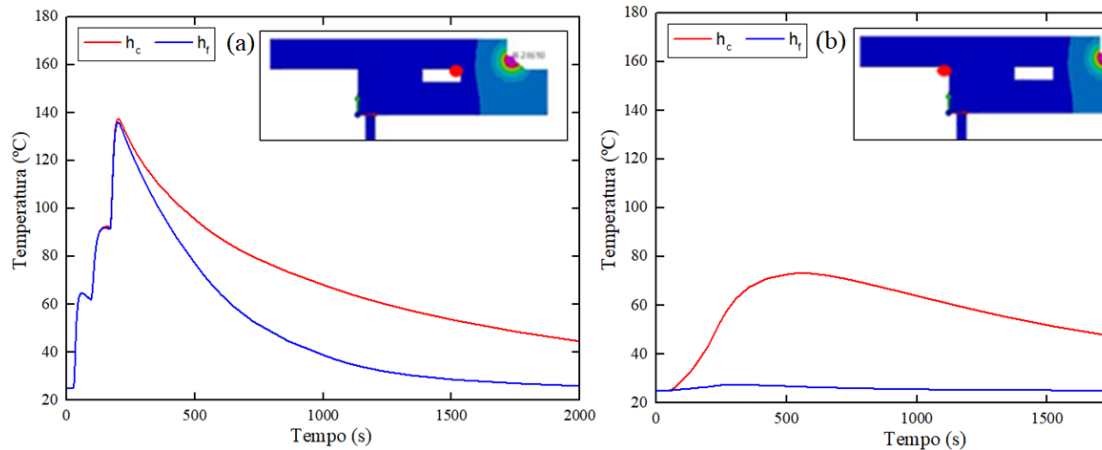


Fonte: Próprio autor.

A **Figura 10** apresenta os ciclos térmicos simulados a partir do CP-03, ou seja, com três passes, na região de vedação mais próxima da fonte de calor é possível perceber o efeito acumulativo sobre as temperaturas de pico de cada ciclo térmico, a exemplo da **Figura 9**, chama a atenção mais uma vez para a importância da temperatura de interpasse, que neste estudo o controle desta temperatura não foi considerado. Na etapa de aquecimento não houve diferença expressiva entre os efeitos do coeficiente de transferência de calor por convecção, o que pode ser notado na etapa de resfriamento, quando não há mais a ação da fonte de calor. Na região interna, devido a distância da fonte de calor, a temperatura de pico na condição de convecção ao ar sobre o efeito do aquecimento dos três cordões nessa região. Para essas faixas de temperaturas percebe-se

que para a condição de convecção considerando o óleo isolante, é mandatória na capacidade de extração de calor da superfície.

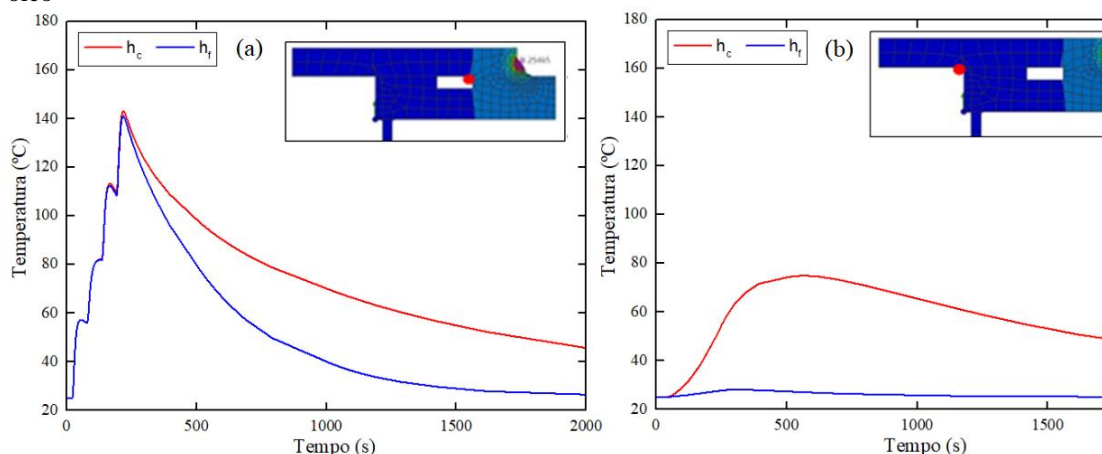
Figura 10. Ciclos Térmicos CP-03: a) Convecção ao ar livre e b) convecção em contato com a superfície do óleo



Fonte: Próprio autor.

A **Figura 11** apresenta os resultados do CP-04, com quatros passes, os ciclos térmicos nas duas regiões de interesse são mostrados, na região de vedação é possível notar, a influência da sequência de passes e o efeito acumulativo do calor entregue a junta, devido a isso, é o corpo de prova com maior temperatura de pico, quando comparado as duas condições de convecção, a etapa de aquecimento não apresenta diferença tão evidente. No entanto, na etapa de resfriamento é possível perceber o descolamento das curvas devido a influência do contato da superfície com o óleo isolante.

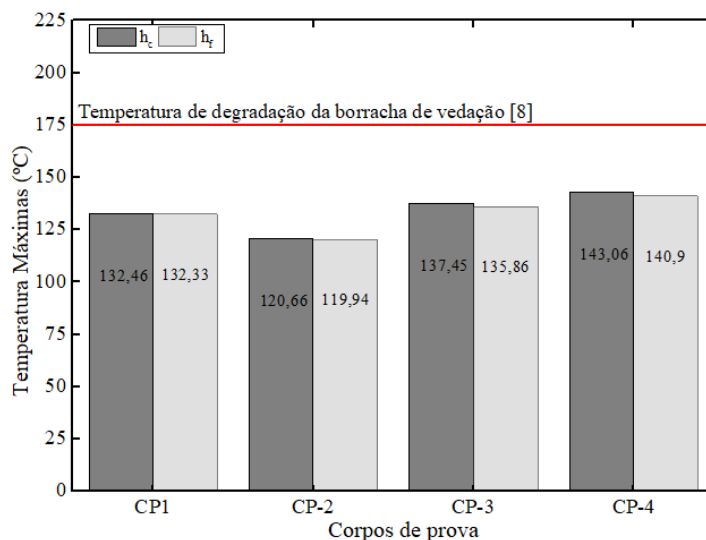
Figura 11. Ciclos Térmicos CP-04: a) Convecção ao ar livre e b) convecção em contato com a superfície do óleo



Fonte: Próprio autor.

Na **Figura 12** é apresentada a comparação entre as temperaturas máximas atingidas na região de vedação, com o objetivo de verificar se a temperatura de degradação da borracha de vedação foi atingida, uma vez que o soldador não tem acesso visual a essa região após a soldagem. O corpo de prova que proporcionou temperaturas máximas próximas da temperatura de degradação foi o CP-04, com quatro passes, quando apenas foi contemplado a condição de convecção ao ar e mesmo com a condição de convecção da superfície em contato com o óleo, foi o corpo de prova nesta condição que mais aproximou-se da temperatura de degradação da borracha de vedação. O CP-02 foi o corpo de prova que forneceu menor efeito do calor sobre as temperaturas máximas atingidas, com dois passes esse corpo de prova, dentre os demais foi o que menor ofereceu risco a borracha de vedação.

Figura 12. Comparação das temperaturas máximas atingidas na região de vedação

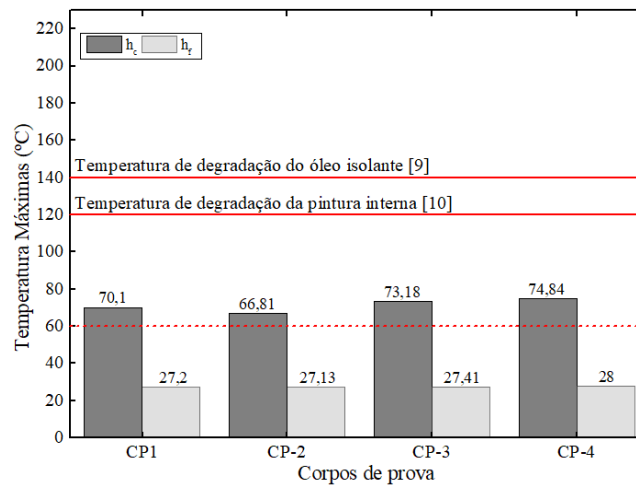


Fonte: Próprio autor.

A **Figura 13** mostra as temperaturas máximas atingidas na região interna da superfície em contato com o óleo isolante. Para ao comparar as duas condições de resfriamento da superfície, nota-se que as temperaturas máximas ficaram abaixo das temperaturas de degradação do óleo isolante e da pintura, considerando apenas a condição de convecção ao ar livre as temperaturas máximas atingidas indicam que a pintura começaria a perder brilho e coloração, na condição de resfriamento ao óleo, nenhuma das temperaturas atingidas são próximas das temperaturas que poderiam ser nocivas a pintura, a linha tracejada em vermelho indica a temperatura de 60 °C, onde pode ocorrer variações de brilho e coloração, assumindo uma postura conservativa, essa condição poderia ser restritiva, uma vez que o objetivo do estudo é apresentar requisitos de projeto,

visando a integridade do equipamento em operação.

Figura 13. Comparação das temperaturas máximas atingidas na região interna em contato com óleo isolante



Fonte: Próprio autor.

Como mostra a **Figura 12**, os CPs 02 e 04 chamam atenção por serem os corpos de provas com menor e maior influência sobre as temperaturas máximas, respectivamente.

4 CONCLUSÕES

Com base nos resultados e discussões apresentados, foi possível reportar as seguintes conclusões:

- Foi possível a implementação no código fonte do software o modelo que contempla o coeficiente de transferência de calor por convecção, h_f resultado do efeito da interação entre a superfície interna da parede do tanque e o óleo isolante. Desta forma, foi ampliada a aplicabilidade do software Sysweld®;
- Com a implementação do h_f , foi possível verificar a influência das duas condições de convecção sobre as temperaturas máximas nas regiões de interesse e verificar se as mesmas não eram nocivas aos itens de vedação, pintura e óleo, atestou-se que somente no caso da convecção ao ar as temperaturas máximas ficaram cima da temperatura de início de degradação da pintura interna de 60 °C;
- O corpo de prova CP-04, com quatro passes mostrou-se a condição em relação ao número de passes mais crítico, uma vez que as temperaturas máximas tanto na região de vedação, como na região interna foram as mais elevadas, em comparação aos outros

corpos de prova. No entanto, o CP-02, foi a condição mais favorável com menores temperaturas máximas atingidas nas regiões de interesse.

d) Este trabalho mostrou a necessidade do controle da temperatura de interpasse, uma vez que para soldagem multipasse o efeito acumulativo do calor, pode ser causador do aumento da temperatura nas regiões de interesse. Neste caso, na região de vedação e na região interna, os resultados apresentados, mostraram que se faz necessário o controle da temperatura de início e fim para cada cordão.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção (PPGEP) da Universidade Federal do Amazonas (UFAM) pelo apoio e estrutura. Este trabalho foi realizado com o apoio da Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado do Amazonas (FAPEAM) no âmbito do Programa PosGrad. e pela a ESI South América Comércio de serviços de informática Ltda, pela disponibilização da licença para fins de pesquisa do software Sysweld®.

REFERÊNCIAS

- [1] Hasan, M.I. “Improving the cooling performance of electrical distribution transformer using transformer oil – Based MEPCM suspension.” *Eng. Sci. Technol. an Int. J.* vol. 20, no. 2. pp. 502–510. 2017.
- [2] Lee, S.; Lee, J.Y.; et al. “Development of thermal and structural design technology for a hermetically sealed oil transformer.” *WIT Trans. Built Environ.* vol. 126. pp. 179–190. 2012.
- [3] T. H. Keogh “HERMETICALLY SEALED DISTRIBUTION TRANSFORMER,” 1969.
- [4] INSTITUTE OF ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERS IEEE Standard Requirements for Liquid-Immersed Power Transformers. IEEE Std C57.12.10TM, vol. 2010, no. January. 2010.
- [5] Analyze, S. “SIMULATION OF RESIDENT INTERNAL STRAINS OF WELDED JOINTS OF HERMETICALLY SEALED TRANSFORMER TANKS BY TRANSIENT THERMAL ANALYZE AND STRUCTURAL ANALYZE.” no. May. 2016.
- [6] EREN, İ. “SIMULATION OF RESIDENT INTERNAL STRAINS OF WELDED JOINTS OF HERMETICALLY SEALED TRANSFORMER TANKS BY TRANSIENT THERMAL ANALYZE AND STRUCTURAL ANALYZE, CORRECTION OF RESULTS WITH EMPIRICAL METHODS.” no. May. 2016.
- [7] Yan, C.; Hao, Z.; et al. “Numerical methods for the analysis of power transformer tank deformation and rupture due to internal arcing faults.” *PLoS One.* vol. 10, no. 7. pp. 1–17. 2015.
- [8] Next, C.S. “Parker O-Ring.” Textbook.
- [9] WEG TINTAS LTDA “Starflex Ac 277.” vol. 14274, no. Data Sheet. p. 5. 2016.
- [10] Ab, N.; Box, P.O. “NYTRO ® TAURUS.” vol. 2006, no. 1907. 2018.
- [11] Zubairuddin, M.; Albert, S.K.; et al. “Finite Element Simulation of Weld Bead Geometry and Temperature Distribution during GTA Welding of Modified 9Cr-1Mo Steel and Experimental Validation.” *J. Manuf. Sci. Prod.* vol. 14, no. 4. pp. 195–207. 2014.
- [12] Liu, Y.C.; Cheng, T.C.; et al. “Dissimilar Welding Simulation of 316L and Low Alloy Steel Using the SYSWELD Simulation.” *Adv. Mater. Res.* vol. 1101. pp. 438–441. 2015.
- [13] Goldak, J.; Chakravarti, A.; et al. “A New Finite Element Model for Welding Heat Sources.” *Metall. Trans. B.* vol. 15B, no. June. pp. 299–305. 1984.
- [14] Bradáč, J. “Calibration of heat source model in numerical simulations of fusion welding.” *Mach. Technol. Mater.* no. 11. pp. 9–12. 2013.

- [15] Mohammed Zubairuddin Siddiqi, Shaju K Albert, M. Vasudevan, V.C. “Finite Element Simulation of Weld Bead Geometry and Temperature Distribution during GTA Welding of Modified 9Cr-1Mo Steel and Experimental Validation Finite Element Simulation of Weld Bead Geometry and Temperature Distribution during GTA Welding of Modifi.” *J. Manuf. Sci. Prod.* no. January. pp. 195–207. 2014.
- [16] Azar, A.S.; Ås, S.K.; et al. “Determination of welding heat source parameters from actual bead shape.” *Comput. Mater. Sci.* vol. 54, no. 1. pp. 176–182. 2012.
- [17] Wang, Y.; Wang, L.; et al. “Simulation and analysis of temperature field for in-service multi-pass welding of a sleeve fillet weld.” *Comput. Mater. Sci.* vol. 68, no. November. pp. 198–205. 2013.
- [18] Nabati, H.; Mahmoudi, J.; et al. “Heat transfer and fluid flow analysis of power transformer’s cooling system using CFD approach.” *Chem. Prod. Process Model.* vol. 4, no. 1. 2009.
- [19] Churchill, S.W.; Chu, H.H.S. “Correlating Equations for Laminar Turbulent Free Convection From a Horizontal Cylinder.” *Int. J. Heat Mass Tran.* vol. 18, no. 9. pp. 1049–1053. 1975.