

Análise do Sistema de Arrefecimento de Óleo Direcionado Ar Forçado de Um Transformador Móvel por Fluidodinâmica Computacional

Tema: Subestações de Distribuição

Autores: Luciene Martins Moura

Co-Autores: Rudolf Huebner ; Paulo Vinicius Trevizoli

Empresa: Cemig Distribuição S. A.

Resumo

Transformadores de potência representam uma parte importante do investimento de capital em subestações de transmissão e distribuição. O arrefecimento dos enrolamentos depende da convecção de calor, aprimorada pela circulação forçada de óleo através das bobinas e trocadores de calor. A circulação forçada de óleo combinada com a circulação forçada de ar nos trocadores de calor é geralmente aplicada em transformadores móveis, cuja estrutura compacta é um desafio em termos de taxas de transferência de calor. Um projeto inadequado ou um problema de fabricação associado à montagem do sistema de arrefecimento pode resultar em uma troca de calor ineficiente, o que pode levar à falha do transformador devido ao superaquecimento ou à redução da vida útil. Neste contexto, o presente trabalho propõe um modelo matemático 2D para simular o sistema de arrefecimento das bobinas de um Transformador de Potência Móvel de 138x69 34x13.8 kV, 25 MVA com o objetivo de investigar as causas do superaquecimento. O modelo é implementado no CFD- *Computational Fluid Dynamic*-Ansys Fluent® versão 17.0 e validado com dados experimentais. Avalia-se a distribuição de velocidade e temperatura, e a identificação dos pontos quentes no funcionamento do transformador considerando as condições nominais para a taxa de fluxo de óleo, temperatura de entrada e potência dissipada. As temperaturas dos pontos quentes são comparadas com norma atual NBR 5356 2: 2007. Neste estudo são impostas artificialmente algumas restrições geométricas e/ou operacionais ao transformador. Seu impacto nos campos de velocidade e temperatura, bem como nas temperaturas dos pontos quentes, são mapeados a fim de se verificar se são mantidos os limites de temperatura da norma e se as restrições impostas podem levar à falha do transformador. Os resultados numéricos ilustram claramente que eventuais imperfeições geométricas nos discos, guias ou dutos de arrefecimento axiais têm impacto direto nas distribuições de fluxo de óleo e temperatura. Essas imperfeições também podem alterar a localização e aumentar significativamente a temperatura do ponto mais quente (*Hot Spot*) dentro da bobina, em alguns casos até excedendo os requisitos da norma em determinados cenários. Portanto, o modelo matemático proposto serve como uma ferramenta valiosa -na investigação de casos semelhantes de queima precoce de transformadores. Essa questão não apenas causa inconvenientes à população, mas também leva a desafios econômicos a cada ano. Finalmente, os resultados deste estudo podem fornecer aos engenheiros uma compreensão essencial para aprimorar o projeto térmico de transformadores de potência, assim como pode ajudar a orientar os esforços de manutenção no entendimento das causas raízes de novas falhas.

1. Introdução

Transformadores de potência imersos em óleo mineral naftênico representam o tipo mais comum em subestações de distribuição e transmissão de energia. O fluido tem duas funções principais: dielétrica e de arrefecimento. Um dos parâmetros mais importantes que regem a expectativa de vida de um transformador é sua condição de operação sob carga (kA kiloampères), ou seja, a potência fornecida às cargas da concessionária de energia (Hamza, 2019), que afeta diretamente a temperatura do óleo, das bobinas e, conseqüentemente, dos materiais isolantes que compõem sua parte ativa. Em caso de falha de transformadores fixos, subestações móveis são normalmente empregadas para assistência de emergência no sistema elétrico. Estas últimas são, em geral, unidades compactas montadas em carretas e feitas de materiais isolantes com altos limites de temperatura de operação e fornecendo grandes densidades de potência. Portanto, o sistema de arrefecimento desse tipo de transformador é crucial, uma vez que a troca de calor ineficaz pode levar ao superaquecimento, causando os chamados pontos quentes dentro das bobinas ou no núcleo magnético (Daghrah, 2020). Em transformadores de alta potência (>15 MVA), a elevação da temperatura precisa ser controlada para garantir seu funcionamento adequado e longa vida útil.

Existem diferentes construções do sistema de arrefecimento em transformadores móveis. O transformador objeto de investigação neste trabalho é composto internamente por fluxo de óleo direcionado, estabelecido por bombas centrífugas associadas a dutos de direcionamento no interior das bobinas; e externamente por ar forçado por meio do uso de ventiladores ou aerotermos. Este tipo de transformador é chamado ODAF (*Arrefecimento à Óleo Direcionado e Ar Forçado*). O óleo direcionado remove calor das bobinas gerado por efeito Joule e o rejeita para o ambiente externo por meio do trocador de calor, em que a fase fria é o ar forçado externo. Desse modo, a avaliação do sistema de arrefecimento de um transformador de potência é um problema de engenharia atual que vem sendo estudado experimental e numericamente.

Em Daghrh et al (2020), um estudo numérico foi desenvolvido para prever a distribuição de temperatura em um sistema do tipo ODAF. Os resultados para os campos de fluxo e temperatura foram comparados com medições experimentais de Daghrh (2017). Nesse contexto, simulações CFD mostraram-se bastante confiáveis para prever as distribuições de fluxo e temperatura em transformadores de potência operando sob condições nominais. No entanto, a literatura aberta carece de informações suficientes sobre como falhas e imperfeições estruturais (condições não nominais) podem resultar em transferência de calor inadequada e, subseqüentemente, na falha prematura de transformadores. Essa lacuna de conhecimento é particularmente pronunciada no caso de transformadores com restrições rigorosas de volume e peso, como àqueles para subestações móveis. Conseqüentemente, a aplicação de simulações de Dinâmica de Fluidos Computacional (CFD) pode ser estendida para abranger condições não nominais, permitindo a avaliação de vários cenários e fornecendo insights valiosos sobre o surgimento de pontos quentes e casos de falha precoce.

O presente trabalho propõe um modelo matemático 2D para o fluxo de fluidos e transferência de calor para investigar as possíveis causas de falha precoce relatadas em um transformador móvel real do tipo ODAF 138x69 34x13.8 kV – 25 MVA, nomeado neste trabalho como TM1. Este equipamento foi fabricado em 2014, e a ocorrência de falha foi registrada em 2018, quando este era operado pela Companhia Energética de Minas Gerais (CEMIG)

desde sua fabricação. A implementação numérica foi desenvolvida no CFD Ansys Fluent® versão 17.0. O modelo foi inicialmente validado com resultados experimentais obtidos de Daghrh (2017), para um equipamento similar com o mesmo princípio de arrefecimento (ODAF), e uma boa concordância foi observada em relação às faixas de temperatura e distribuição ao longo dos discos do transformador. A validação e o estudo de independência da malha foram realizados com base na metodologia do Índice de Convergência de Malha (GCI), de acordo com a *American Society of Mechanical Engineers – ASME: V&V 20 Stan-*

standard for Verification and Validation in Computational Fluid Dynamics and Heat Transfer (COMMITTEE ASME, 2009). Após a validação, obtém-se os perfis de temperatura nos enrolamentos e campos de velocidade do transformador de potência TM1, operando sob condições nominais e, subsequentemente, alguns casos de diferentes condições não nominais são implementados e simulados. As condições não nominais propostas estão relacionadas a variações operacionais e/ou geométricas diferentes das esperadas em projeto. Os casos não nominais de temperatura e campos de velocidade de escoamento do óleo são então comparados ao nominal, o que possibilitou a observação dos pontos quentes com temperaturas superiores às toleradas pelos materiais isolantes, de acordo com a norma brasileira ABNT NBR 5356 16:2018. Isso permitiu avaliar as possibilidades de falhas precoces associadas à trocas térmicas ineficazes, eventualmente associadas à montagem do equipamento.

2. Desenvolvimento

2. MODELO MATEMÁTICO

2.1. DOMÍNIO DO MODELO

A Fig. 1 apresenta um desenho esquemático do transformador móvel do tipo ODAF estudado neste trabalho.

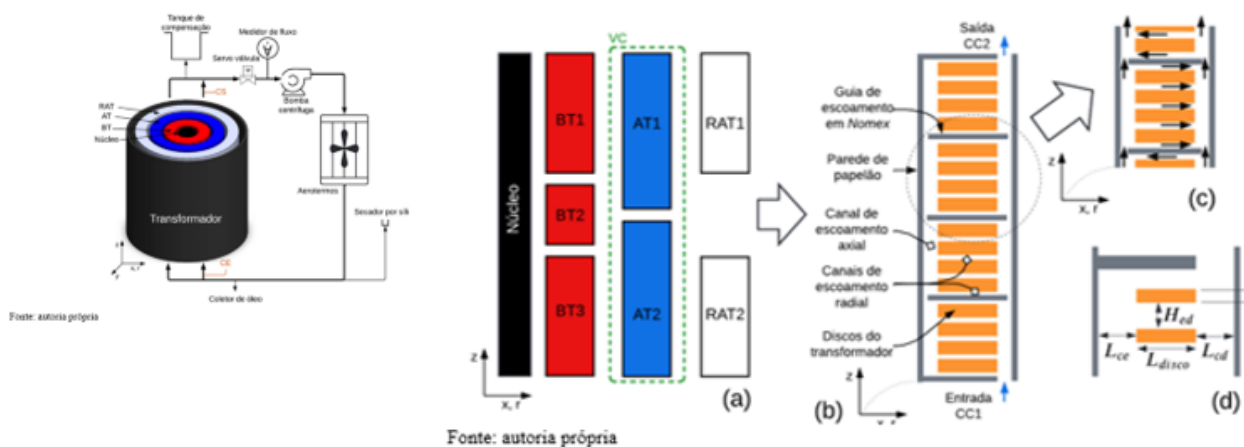


Figura 1- Desenho esquemático do transformador móvel tipo ODAF

Como na Fig. 1(a), sua parte ativa possui três colunas (uma por fase), cada uma com uma bobina de três enrolamentos: o enrolamento de baixa tensão (BT, em vermelho), a alta tensão (AT, em azul) e um enrolamento adicional (RAT, azul claro) responsável por regular a tensão na alta tensão. O óleo de arrefecimento entra no transformador através de diferentes entradas, posicionadas na parte inferior, sendo assim o óleo é direcionado para as três colunas individuais e, em seguida, para cada enrolamento, onde remove o calor gerado (efeito Joule). Após sair do transformador, o óleo mais quente flui através de diferentes componentes (tanque de compensação, válvula servo, medidor de fluxo) retornando à bomba centrífuga. Esta última bombeia o óleo para os trocadores de calor, onde é resfriado pelo fluxo forçado de ar externo, então o óleo resfriado finalmente retorna ao transformador.

Para simular todo o domínio (equipamento) é computacionalmente custoso, sendo necessário propor algumas simplificações. Partindo da geometria, assume-se as seguintes hipóteses simplificativas: (i) toda a parte externa ao transformador (tanque de compensação, tubulações, bomba, aerotermos, entre outros) e suas perdas não são incluídas na simulação (ii) o domínio 3D é simplificado para um domínio 2D, onde as

direções radial (5) e axial (5) não são consideradas; (iii) os enrolamentos são axissimétricos; e (iv) para atender aos objetivos deste trabalho, não é necessário simular os três enrolamentos e, assim, apenas o enrolamento HV é selecionado (veja o volume de controle em Fig. 2(a)) para ser investigado, pois outros incidentes de superaquecimento foram relatados sobre ele.

O enrolamento AT tem um total de 96 discos (divididos em dois blocos, cada um com 48 discos), separados axialmente por espaçadores estabelecendo os canais de fluxo radial de óleo. Os discos são feitos de cobre, envoltos em papel Nomex410®. Para conduzir o fluxo através dos dutos radiais, guias de fluxo (ou arruelas) em Nomex são periodicamente inseridas ao longo da direção axial (veja as setas pretas na Fig. 2(b)). Todo o enrolamento também está envolto em papelão, estabelecendo os canais de fluxo axial. Tabela 1 mostra as principais dimensões do enrolamento HV no transformador móvel em estudo, de acordo com o Catálogo de um dos fabricantes deste modelo:

Tabela 1 - Dimensões dos discos e espaçamentos para o enrolamento de AT

Medidas	Nomenclatura	Medidas (mm)
Altura entre discos -	H_{ed}	4,00
Largura do canal direito	L_{cd}	7,00
Largura do canal esquerdo	L_{ce}	8,00
Altura espaçadores entre blocos	H_{esp}	24,00
Altura anel blindagem/espaçador	H_{anel}	16,00
Altura do disco	H_{disco}	9,58
Largura do disco	L_{disco}	81,00

i. O fluxo de fluido e a transferência de calor no enrolamento do transformador são governados pelas equações de conservação de massa, momento e energia. No arrefecimento a óleo direcionado, o efeito da força de flutuação é negligenciável (Daghrach, 2020) e, portanto, o fluxo de fluido pode ser desacoplado da transferência de calor. A seguir, estão listadas as hipóteses simplificadoras relacionadas ao fluxo de fluido: (v) as propriedades dos sólidos (discos e paredes) são constantes; (vi) os efeitos hidrodinâmicos e térmicos de espaçadores radiais (especialmente pela redução da área de arrefecimento) não são levados em conta.

Após aplicar essas simplificações, a equação de conservação para um domínio 2D é a seguinte (Picher et al, 2010). Apresenta-se, respectivamente, a equação de continuidade (Eq. 1), a equação de momento (Navier-Stokes) na direção radial (5) e Eq. 2), a equação de momento (Navier-Stokes) na direção axial (5) e Eq. 3) e a equação de energia para as fases do fluido (Eq. 4) e sólido (Eq. 5) do domínio.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial(r u_r)}{\partial r} + \frac{\partial u_z}{\partial z} = 0 \quad (1)$$

$$\rho_f \left(u_r \frac{\partial u_r}{\partial r} + u_z \frac{\partial u_r}{\partial z} \right) = \frac{\partial p}{\partial r} + \mu \left(\frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial r u_z}{\partial z} \right) + \frac{\partial^2 u_r}{\partial z^2} \right) \quad (2)$$

$$\rho_f \left(u_r \frac{\partial u_z}{\partial r} + u_z \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) = \frac{\partial p}{\partial z} + \mu \left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) + \frac{\partial^2 u_z}{\partial z^2} \right) \quad (3)$$

$$\left(u_r \frac{\partial T_f}{\partial r} + u_z \frac{\partial T_f}{\partial z} \right) = \frac{k_f}{\rho_f c_{p,f}} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T_f}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 T_f}{\partial z^2} \right) \quad (4)$$

$$\frac{1}{\rho_s c_{p,s}} \left(k_s \left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T_s}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 T_s}{\partial z^2} \right) + S_e \right) = 0 \quad (5)$$

em que u_r é a velocidade na direção radial, u_z é a velocidade na direção axial, ρ é a densidade, p é a pressão, μ é a viscosidade cinemática, T é a temperatura, k é a condutividade térmica e c_p é o calor específico. O termo fonte (S_e) na Equação (5) representa a produção de calor por unidade de volume devido ao efeito Joule. Os subscritos f e s estão relacionados às propriedades do fluido e sólido, respectivamente. É importante notar que o termo de dissipação viscosa para a conservação de energia é negligenciado porque a velocidade do óleo é pequena e, portanto, pode ser considerada negligenciável como na suposição (d). Além disso, a hipótese (c) de fluxo laminar pode ser confirmada avaliando o número de Reynolds com base no diâmetro hidráulico e na velocidade média do óleo. As condições de contorno de entrada são a velocidade prescrita u_{in} e a temperatura do óleo T_{in} . No plano de saída há um perfil de pressão uniforme na saída do enrolamento (e dentro do tanque), p_{out} . O fluxo de saída (Q_{out}) é mostrado na Fig. 2(a) para mais detalhes da entrada e saída. Além disso, na parede, no domínio sólido, para a conservação do momento, considera-se a condição de não deslizamento e o calor gerado devido ao efeito Joule (S_e) também é prescrito de acordo com as especificações do transformador de potência, correspondendo às perdas totais por disco.

3. IMPLEMENTAÇÃO NUMÉRICA

O modelo matemático foi implementado no Ansys Fluent® versão 17.0, como uma geometria 2D axis-simétrica. Após definir o domínio computacional, vários parâmetros acerca dos enrolamentos são coletados e representados no módulo em CAD – *Design Modeler*. É necessário também delimitar cada região de acordo com os tipos de domínios: um para o fluido (óleo mineral isolado); e três domínios sólidos (disco, guias e espaçadores entre blocos). Na configuração da solução, são definidas as propriedades dos materiais, como na Tabela 2 para o fluido de arrefecimento, e na Tabela 3 para os sólidos. Tabela 5 mostra brevemente todos os métodos utilizados, bem como os critérios de convergência empregados. As perdas de disco de 3534.90 W/m³ são equivalentes a 1 p.u. (sistema por unidade) na potência nominal de 25 MVA.

Regime	Permanente
Equação de Energia	<i>On</i> (habilitado)
Fluxo	<i>Laminar</i>
Método de Acoplamento	<i>Couple/Pseud</i>
Pressão -Velocidade	<i>q Transiente</i>
Pressão	<i>Second Order</i>
Momentum	<i>Second Order</i>
Método de Discretização	<i>Upwind</i>
Energia	<i>Second Order</i>
Continuidade	<i>Upwind</i>
e	0,000001
Crítério de Convergência	Velocidade em x Velocidade em y Energia
	0,000001 0,000001 0,000001

Fonte: elaborado pela autora

Tabela 2: Propriedades dos materiais (Nyras, 2014).

Propriedade	Valores ou Funções Polinomiais ²
ρ (kg/m ³)	$880(1 - 0,0004T + 10^{-6})$
μ (Pa.s)	$6,7102 - 0,000275T + 0,00004750T^2 - 6,62904 \times 10^{-6}T^3 + 1,08809 \times 10^{-9}T^4$
k (W/(m.K))	0,1570
c_p (J/(kg.K))	200

Fonte: Nyras (2014).

Tabela 3 - Propriedades dos sólidos

Propriedades Físicas	Cobre enrolado em Nomex450 Quinica et al (2012)	Papel AcryFluor [®] 17.0, (2017)	Madeira AcryFluor [®] 17.0 (2017)
ρ (kg/m ³)	8770	920	700
k_p (W/(m.K))	388,5	0,18	0,170
c_p (J/(kg.K))	381	1340	2310

Tabela 4: Condições Operacionais Nominais

Variáveis	Unidade	Limites
Velocidade de entrada do óleo	U_{in} m/s	0,4 – 0,7
Temperatura de entrada do óleo	T_{in} °C	77,0
Perda nos discos ¹	\dot{Q}_0 W/m ²	3534,90

Tabela 5 - Configuração dos métodos de solução:

4. RESULTADOS

4.1. ANÁLISE DE INDEPENDÊNCIA DO TAMANHO DA MALHA E VALIDAÇÃO DO MODELO

A análise de independência do tamanho da malha, bem como a validação do modelo, é realizada de acordo com a metodologia do *Índice de Convergência de Malha*, estabelecido pela ASME V&V20 2009 (COMITÉ ASME, 2009). O método consiste na aplicação de três malhas computacionais diferentes, designadas no estudo por M1, M2 e M3, sobre a geometria do enrolamento estudado em Daghrhah (2017) e simulações são realizadas. No domínio do fluido, são consideradas malhas estruturadas, enquanto no domínio sólido, foi utilizada uma malha não estruturada do tipo triangular. Após simulações obtém-se o perfil de distribuição que mais se aproxima do modelo base de Daghrhah (2017). A Fig. 3 (a) apresenta o resultado típico para a distribuição de temperatura ao longo do enrolamento (gráfico de contornos) para a malha M2, enquanto a figura A Fig. 3 (b) compara os resultados da simulação para a distribuição de T_{\bullet} ao longo dos discos, para as três malhas propostas, com os dados experimentais de Daghrhah (2017). Nessas simulações, as condições de operação são $5G5V3Q, 55V5m/s, 0,35D = p1u$. Note que uma unidade de perda prescrita representa a potência dissipada na carga nominal tomada com a unidade base (W/m³, veja a Tabela 4). Isso significa que 1 p.u. é igual a 3534.90 W/m³.

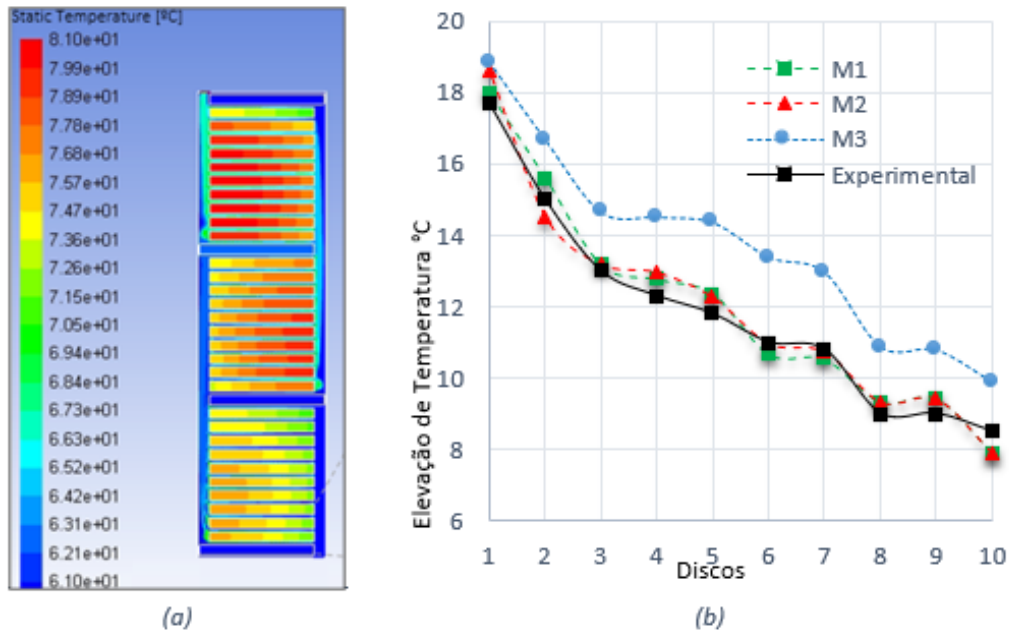


Figura 3: (a) Resultado típico para a distribuição de temperatura ao longo do enrolamento; (b) evolução dos valores ao longo dos discos, comparando as malhas computacionais M1, M2 e M3 com o estudo base, para 55°C, 0,3 m/s e 1 p.u.

O estudo de independência de malha e a validação do modelo são baseados na elevação de temperatura (δT_{HS}) pela Eq. (6), onde T_{hs} é a temperatura do ponto mais quente em cada disco, e T_{in} é a temperatura do óleo de entrada. Portanto, δT_{HS} varia ao longo dos discos (direção axial).

$$\delta T_{HS} = T_{hs} - T_{in} \quad (6)$$

Primeiro, é notável a melhoria no resultado numérico ao comparar as malhas M3 e M2. Também é observado que ambas, as malhas M2 e M1, garantem uma boa reprodução dos resultados experimentais, em termos de intensidades de δT_{HS} ao longo dos discos. Neste caso, o GCI obtido com 3,45% (idealmente menos que 5%), e assim, com base no ASME V&V20 2009, pode-se afirmar que a malha M2 está refinada o suficiente para garantir a qualidade dos resultados numéricos, assim como o modelo matemático proposto pode ser considerado como validado.

Nesse contexto, a malha selecionada M2 pode ser aplicada ao domínio de solução TM1, que possui dimensões, bem como algumas características construtivas e operacionais diferentes do arranjo experimental proposto por Daghray (2017). O domínio 2D agora é composto por 96 discos, separados em dois blocos de 48 cada, que é discretizado em uma malha de 1.560.496 elementos aplicando as mesmas especificações dos elementos da malha M2. Assim, as variações da solução numérica obtida podem ser atribuídas às condições geométricas e operacionais impostas ao transformador TM1 em estudo, conforme discutido a seguir.

4.2. CONDIÇÃO NOMINAL DE OPERAÇÃO

Os primeiros resultados da simulação para o TM1 são considerados como condições normais de operação, adotando a premissa que a montagem do transformador de potência foi exatamente como projetada, ou seja, sem imperfeições. A Fig. 5 mostra o resultado para a distribuição da temperatura média do disco ao

longo da direção axial, os pontos com um quadrado sólido preto indicam os discos em que as guias de fluxo (ou *washers*) estão posicionadas ao longo do enrolamento. A Fig. 5 (a) considera fixado em 0,4 m / s; a temperatura de entrada de óleo a $=77^{\circ}\text{C}$ e perda de energia uniforme equivalente a $t_o = 3534.90 \text{ W/m}^3$ por disco; enquanto a Fig. 5 (b) apenas desloca o v para 0,7 m / s.

A partir da Fig. 5(a) e Fig. 5(b) pode-se observar que as temperaturas mais altas estão no centro da bobina, entre os discos 48 e 49, localizados no final do bloco 1 e início do bloco 2, respectivamente. Note que o bloco 1, em geral, apresenta temperaturas mais baixas do que as observadas no bloco 2. Isso ocorre porque os discos do bloco 1 trocam calor com o óleo em temperaturas mais baixas, enquanto no bloco 2, o óleo de arrefecimento já está aquecido pelo calor ganho dos discos no bloco 1. Comparando os resultados para as diferentes velocidades, algumas semelhanças são notadas, mas com v fixo em 0,7 m/s, a temperatura média é reduzida de $89,1^{\circ}\text{C}$ (0,4 m/s) para $86,1^{\circ}\text{C}$ (0,7 m/s). Em relação ao ponto quente de teste, ele permanece no disco 48 para ambas as condições, enquanto o ponto mais quente apresenta uma temperatura mais baixa para o caso de 0,7 m/s, a $89,5^{\circ}\text{C}$, comparado a $94,5^{\circ}\text{C}$ para 0,4 m/s. Como conclusão, ambos os casos atendem à norma brasileira atual ABNT NBR 5356 16:2018, e não há preocupação relacionada ao superaquecimento do transformador, assim como falhas precoces, sob as condições de operação nominal.

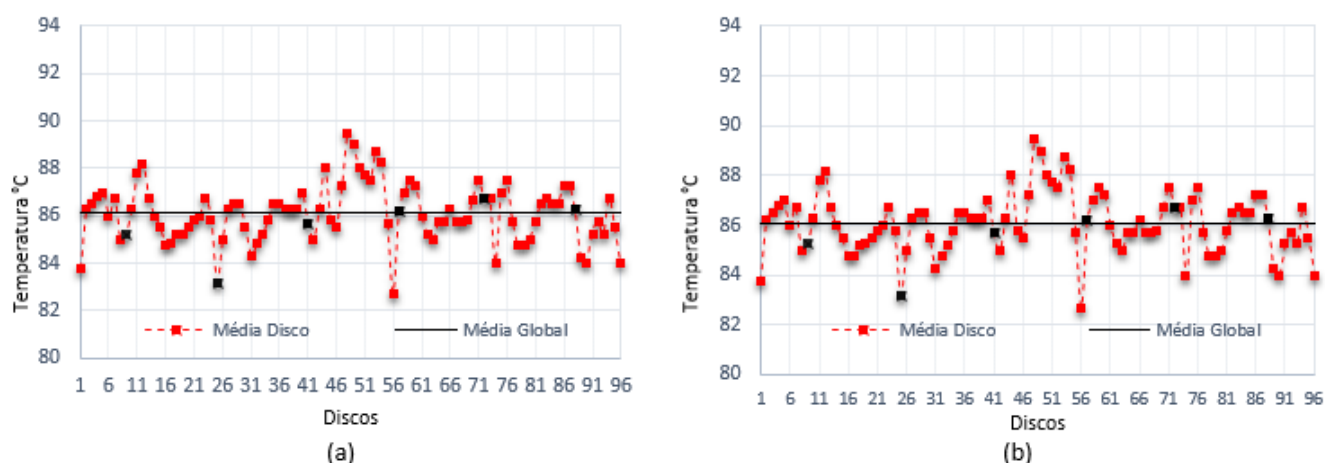


Figura 5: Resultados numéricos para a distribuição de temperatura média por disco ao longo do transformador, considerando condições nominais, $T_{in} = 77^{\circ}\text{C}$, $P_v = 3534.90 \text{ W/m}^3$ por disco, e: (a); (b) 0,7 m/s.

4.3. CONDIÇÕES NÃO-NOMINAIS DE OPERAÇÃO

Nesta etapa do estudo várias condições não nominais e/ou imperfeições estruturais que supostamente podem impactar o desempenho térmico de um transformador de potência do tipo ODAF foram artificialmente impostas nas simulações. Aqui considera-se as simulações realizadas sob condições nominais e com velocidades de entrada de 0,4 m/s e 0,7 m/s apresentaram desempenho térmico satisfatório, compatível com as especificações do fabricante e a NBR. Ao impor condições não nominais e/ou imperfeições estruturais, os perfis de temperatura são avaliados, assim como a intensidade e localização do ponto mais quente de teste, o que possibilita avaliar se eles podem impactar o desempenho térmico do transformador, levando ao superaquecimento e falhas precoces.

Com base em levantamentos de campo e inspeção realizados no TM1 real, transformador de potência do tipo ODAF, foi possível avaliar que sua falha ocorreu inicialmente na base do primeiro bloco do enrolamento, entre os discos 1 e 2. Isso delimitou as hipóteses de condições não nominais e imperfeições estruturais, que podem impactar no fluxo de fluido e transferência de calor nesta região dos enrolamentos, levando a três hipóteses fundamentais.

- i. trocas térmicas ineficazes devido a imperfeições de projeto ou montagem, envolvendo posicionamento de guias, capas, anéis de pressão ou dutos;
- ii. falhas associadas à velocidade imposta na entrada do duto;
- iii. distribuição não uniforme de perdas.

A partir dessas hipóteses, alguns cenários de desvios geométricos e operacionais foram elaborados. Dependendo do caso, a geometria é modificada e a malha reconstruída, e/ou a entrada inicial é alterada, em seguida uma nova simulação é realizada. Os resultados das condições não nominais foram então comparados com os nominais, e vinculados a tipos comuns de falhas em enrolamentos de transformadores, especialmente a observada no TM1 em investigação.

Os cenários propostos de maior impacto na extrapolação dos limites nominais foram: (i) deformação das guias de óleo; (ii) obstrução do duto de entrada; (iii) obstrução da saída; (iv) perdas não uniformes ao longo dos enrolamentos.

A Tabela 5 apresenta um resumo das condições impostas em cada cenário e os resultados da simulação para a localização e intensidade do ponto quente. Todas as simulações consideraram a temperatura do óleo de entrada de $5G5V5T_1 = 77^\circ$

Tabela 5 - Resumo das condições não nominais, cenários e resultados da simulação em relação à temperatura do ponto quente (em °C) e localização (disco).

Condições Simuladas	u_{in} (m/s)	Q_{disc} (p.u.)	Hot Spot (disco/°C)
Normal Operating condition	0.4	1	48/94.5
	0.7	1	48/89.5
i. Deformação das guias de óleo	0.4	1	85/110.4
	0.7	1	72/97.1
ii. Obstrução do duto de entrada	0.4	1	84/119.9
	0.7	1	85/103.0
iii. Obstrução do duto de saída	0.4	1	85/107.7
	0.7	1	85/90.2
iv. Perdas não uniformes ao longo dos enrolamentos.	0.4	1-5	2/124.4
	0.7	1-5	2/118.0

Ao analisar os resultados, fica claro que as restrições impostas ao fluxo de óleo afetam o desempenho, especialmente nas taxas de fluxo mais baixas. Vamos avaliar em mais detalhes esses cenários:

(i) a deformação das guias de óleo. Esta condição foi evidenciada nas inspeções investigativas quando a parte ativa do TM1 foi desmontada. O posicionamento correto das guias de óleo é essencial para garantir a circulação adequada do óleo ao longo dos dutos de enrolamento e para limitar a velocidade de passagem do óleo, como demonstrado por Yaqoob (2013) e Zhang et al. (2017). A Fig. 6 apresenta os campos de velocidade sob condições nominais e no cenário (i). Em Fig. 6(a) é o fluxo nominal a 0.4 m/s de velocidade de entrada, a Fig. 6(b) é o fluxo a 0.7 m/s, ambas com simulações de linhas de corrente; observando os vetores de velocidade, também se verifica que há regiões em que o fluxo atinge 0.94 m/s, valores muito próximos do limite recomendado pela IEEE 1538 (2000), ou seja, inferior a 1.0 m/s. A Fig. 6(c) é o cenário (i) com escoamento a 0.4 m/s, aqui é possível identificar as regiões mais críticas que estão na base do

enrolamento: próximo à entrada, entre os primeiros oito discos, e o duto vertical direito. Neste cenário observou-se que há regiões em que o escoamento do óleo atinge 0,79 m/s. Por sua vez, na Fig. 6(d), para uma entrada a 0,7 m/s, há regiões com valores acima desse limite, atingindo aproximadamente 1,3 m/s, o que não ocorre nas condições nominais.

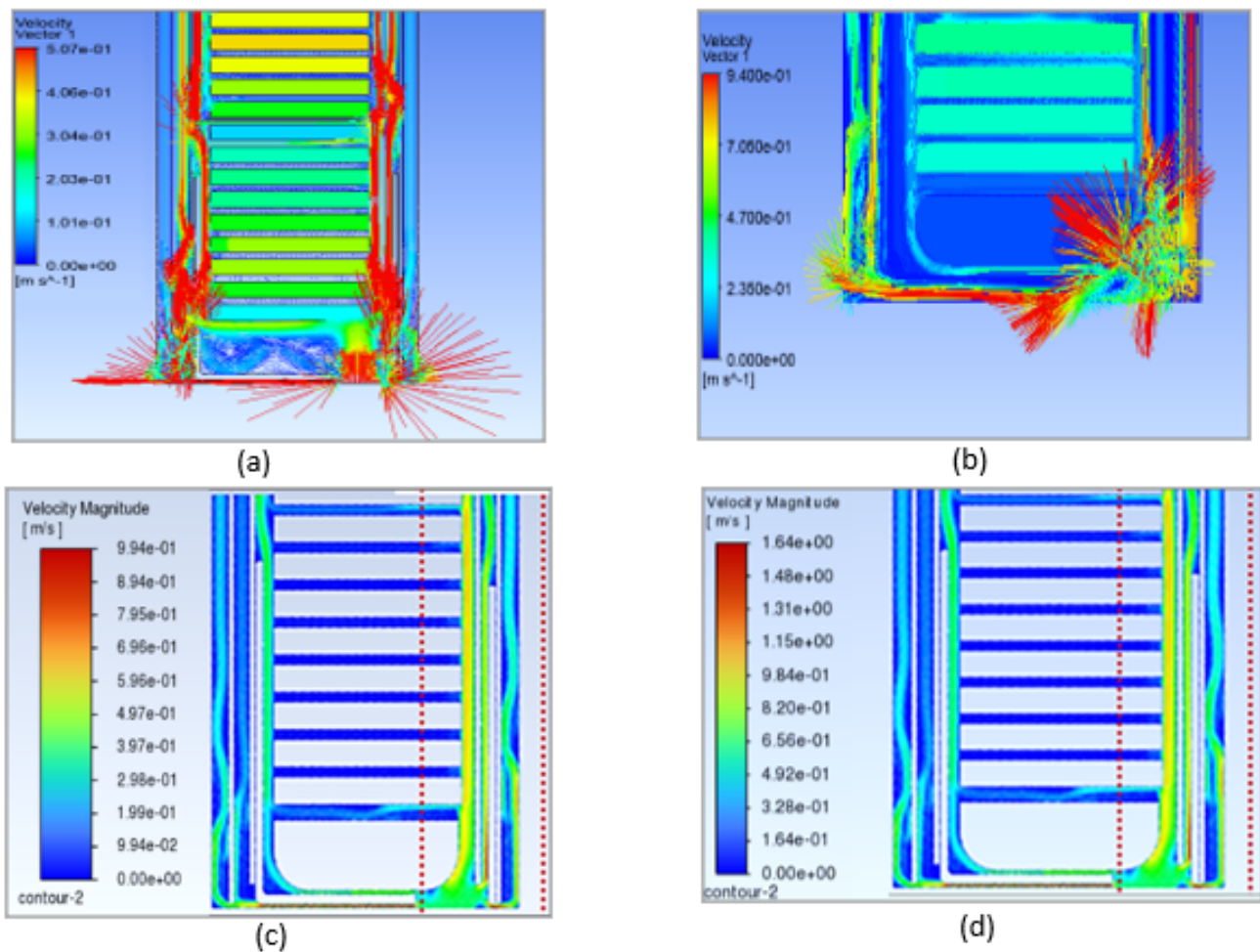


Figura 6 – Resultados dos campos de velocidade da simulação, região de entrada: (a) condições nominais com linhas de corrente e 5b5V5m/s, (b) condições nominais com linhas de corrente e 5b5V5m/s, (c) cenário (i) e 5b5V5m/s, (d) cenário (i) e 5b5V5m/s.

Esses resultados justificam as recomendações do fabricante para limitar a velocidade de entrada em até 0,7 m/s. A extrapolação do limite de velocidade do fluxo pode levar a um aumento na *Tendência de Carga Eletrostática* – ECT, conforme estudado por Shimizu et al (1979), Bustin e Dukek (1983) e Cesar et al (1989). Embora não seja avaliado neste estudo, o ECT deve ser considerado como um fator de risco para falhas no controle de velocidade entre os canais dentro das bobinas.

A Fig. 7 mostra a distribuição de temperatura média do disco ao longo da direção axial para o cenário (i) a 5b5V5m/s e 5b5V5m/s, Fig. 7(a) e Fig. 7(b), respectivamente. Comparando Fig. 7 e Fig. 5 (condições nominais), fica evidente como a restrição de fluxo imposta impacta a distribuição de temperatura. Nessa há uma distribuição tão uniforme, como observado na Fig. 5, apresentando regiões de temperatura mais baixa (discos iniciais – de 1 a 10 na Fig. 7(a)) e regiões de temperatura mais alta (de 67 a 87 na Fig. 7(a)). Finalmente, como já apresentado na Tabela 6, a temperatura do ponto quente também subiu de 94,5°C para 110,4°C, assim como sua localização mudou do disco 48 para 85, para 0,4 m/s. Um resultado semelhante é observado para 0,7 m/s. Certamente, o sistema de arrefecimento não foi projetado para operar

nessa distribuição de temperatura, bem como em tal intensidade do ponto mais quente. Se o cenário (i) for combinado com qualquer outra imperfeição ou mau funcionamento, o fluxo do fluido e a transferência de calor podem ser ainda mais impactados, levando ao superaquecimento e falha precoce.

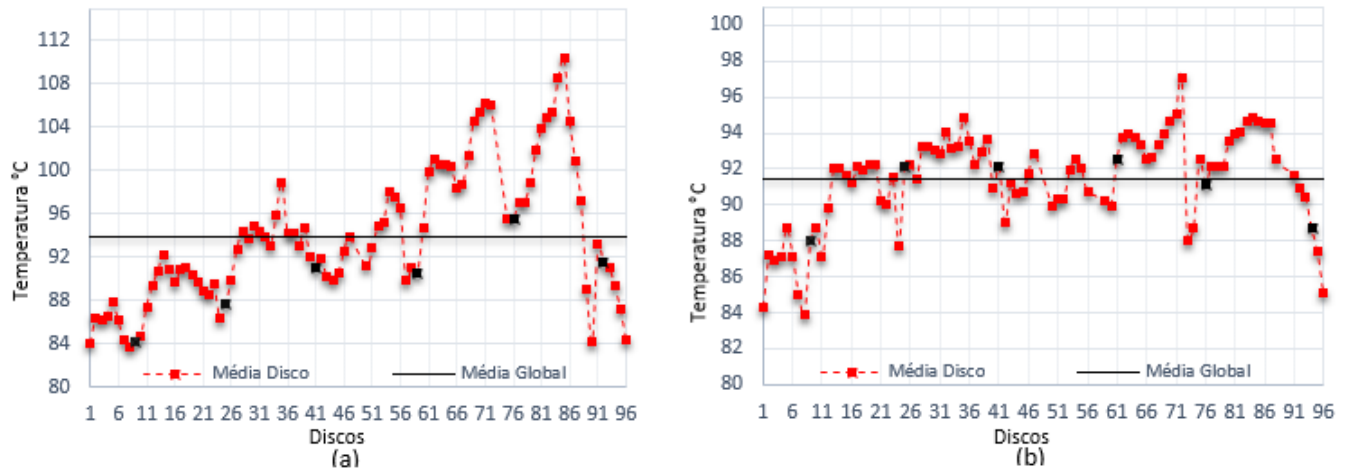


Figura 7: Resultados numéricos para a distribuição de temperatura média dos discos para o cenário (i): (a) 5b 5V5[= 0.452V5m/s0.7

Além das observâncias do cenário (i), o cenário (iv) pode ser considerado um dos maiores relevâncias nas distorções dos perfis de temperatura registrados na tabela 5, em relação aos demais (ii e iii), neste impõe-se no modelo uma distribuição de perdas não uniforme ao longo dos discos. Isso possibilita simular uma falha local que reproduz o efeito térmico nos discos a partir da introdução de um curto-circuito, que se sustentado por um tempo relevante, pode resultar em esforços mecânicos com quebra dos espaçadores entre discos. Outra condicionante com efeito térmico semelhante, seria o comprometimento de materiais isolantes (ex. papel que envolve a espiras, proporcionando um aquecimento local importante, por efeito Joule. Neste contexto, assume-se que na região dos discos 1 e 2 há uma não uniformidade em termos de perdas e o valor prescrito de 5D 2 p.u. (simulando um 5d 525 p.u.) é imputado. Essa condição seria suportável pelo equipamento por pouco mais de 1 minuto. Nos outros discos, mantém-se o valor prescrito de 5D 2 p.u. A Fig. 8 mostra os resultados para o cenário (iv), considerando 5b 5V5m/s0.4 a temperatura de entrada do óleo de 77°C.

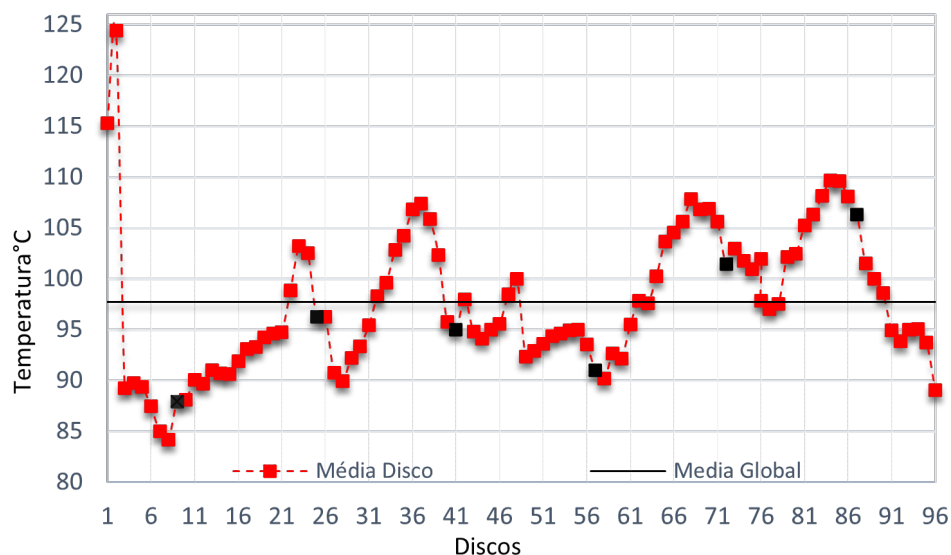


Figura 8: Resultados numéricos para a distribuição de temperatura média dos discos para o cenário (iv), onde $5b \cdot 5V5m \cdot 0,45G \cdot 5V5m = 77$

Verifica-se um aumento importante na temperatura do disco 2, alcançando 124.38°C, enquanto no disco 1 a temperatura é de 115.31°C. Portanto, esses resultados indicam que um curto-circuito entre espiras, mesmo em correntes baixas (que podem ser sustentadas por um período mais longo, quando comparadas a correntes curtas de alta intensidade por um período muito curto) pode explicar a ocorrência do acidente em investigação no transformador de potência TM1. Dessa forma, o equipamento estaria sujeito a perdas não uniformes na região dos discos 1 e 2, resultando em sua falha precoce

3. Conclusão

A ocorrência de acidentes em transformadores de potência causa vários distúrbios no fornecimento de energia, afetando os grandes centros urbanos e a economia local. Uma das principais causas de falhas em transformadores é a transferência de calor inadequada nos enrolamentos. O objeto de estudo nesta pesquisa, uma falha precoce no transformador de potência móvel (TM1), foi registrada em 2018, para um equipamento fabricado em 2014. Durante esses anos, o transformador foi operado pela Companhia Energética de Minas Gerais (CEMIG), de acordo com a legislação vigente. Nesse contexto, este trabalho desenvolveu um modelo matemático para estudar o fluxo de fluido e a transferência de calor em um sistema de arrefecimento do tipo ODAF, parte de um transformador de potência móvel como possível causa de transferência de calor ineficaz e consequente queima dos enrolamentos. O modelo bidimensional e em estado estacionário foi implementado no software CFD Ansys Fluent® versão 17.0. Foi submetido a uma análise de independência de tamanho de malha computacional e validação de acordo com a metodologia GCI. Para a validação, foram utilizados os dados experimentais de Daghrhah (2017) obtidos de um aparato experimental que emula um transformador ODAF similar. Uma boa concordância para a distribuição de temperatura média ao longo das bobinas foi observada, assim como um GCI de 3,45% foi obtido. Além disso, várias condições de entrada foram alteradas para uma validação mais aprofundada do modelo. Após a validação, várias simulações foram realizadas e as seguintes conclusões foram obtidas:

- Ao considerar condições operacionais nominais, a distribuição de temperatura média ao longo da bobina pode ser considerada próxima de ser uniforme, assim como a temperatura do ponto mais quente está de acordo com as normas brasileiras atuais ABNT NBR 5356 16:2018. Portanto, não houve razão para causa uma falha precoce relacionada ao mau dimensionamento do modelo térmico nominal.
- Ao considerar imperfeições geométricas e/ou condições não nominais, foi notória uma perturbação da distribuição de temperatura média, assim como o impacto na intensidade e localização da temperatura mais quente, o que pode causar superaquecimento local acima dos limites admissíveis para os materiais utilizados na isolamento.
- Cenários (i) e (iv) apresentaram condições que podem impor um maior risco de falha entre os discos 1 e 2, o que pode estar associado à falha precoce identificada no TM1. Isso se deve à extrapolação dos limites de velocidade do óleo nesta região de entrada e aos limites de temperatura impostos por uma distribuição não uniforme de perdas, causadas por uma possível dispersão de fluxo eletromagnético ou um curto-circuito entre as espiras. Portanto, o modelo matemático validado proposto e os cenários em estudo para imperfeições geométricas e condições não nominais mostraram-se uma ferramenta confiável para entender o comportamento térmico e a localização do ponto quente, e podem ser aplicados por concessionárias, fabricantes e seguradoras. Além disso, outras falhas em transformadores do tipo ODAF podem ser esclarecidas, uma vez que as particularidades de cada transformador sejam implementadas.

Como etapas futuras da pesquisa, pretende-se expandir a análise envolvendo todas as três bobinas, Baixa Tensão, Alta Tensão e Regulação, assim como expandir o modelo para um domínio 3D, incluindo efeitos transientes de origem elétrica, modelo de acoplamento eletromagnético e térmico.

4. Referências bibliográficas

- Bustin, W. M.; Dukek, W. G. Eletrostatic Hazards in the Petroleum Industry – Research Studies Press Ltd. England, 1983.
- Campelo, H. M.R.; Fernandez, X. M. L.; Picher, P.; Torriano, F. *Advanced Thermal Modelling Techniques in Power Transformers*. Review and Case Studies. ARWTR2013 - Advanced Research Workshop on Transformers, Baiona, October 2013.
- Cesar, L.C; Vieira, S.; Sens, M.A.; Marins, L. E.; Fernandez, J.B. – *Carregamento Eletrostático Do Óleo Dieétrico Para Transformadores*. X SNPTEE – Seminário Nacional De Produção E Transmissão De Energia Elétrica, Curitiba, 1989
- Daghrhah, M. *Experimental Study Of Transformer Liquid Flow and Temperature Distributions*. Thesis (The Degree of Master), the University Of Manchester, 2017.
- Daghrhah, M., Wang Z., Zhongdong, W., Qiang, L., Jarman, P., Walkerb D. *Flow and Temperature Distributions in a Disc Type Winding-Part I: Forced and Directed Cooling Mode*. *Applied Thermal Engineering*, 2020.
- Fonte, C. M.; Lopes, J. C.; Dias, M.M.; Sousa R. G.; Campelo, H.M.; Lopes, R. C. *CFD Analysis of Core Type Power Transformers*. 21^a International Conference on Electricity Distribution. Frankfurt 6-9, June 2011.
- IEEE Institute of Electrical and Electronic Engineers. IEEE 1538:2000. *Guide for determination of Maximum Winding Temperature Rise in Liquid Filled Transformers*, 2000.
- Hamza, S.; Herskind, T., 2019 – *Dynamic Thermoelectric Modelling Of Oil-Filled - Transformers For Optimized IEEE Institute Of Electrical And Electronic Engineers*. IEEE 1538:2000. Guide For Determination Of Maximum Winding Temperature Rise In Liquid Filled Transformers, 2000.
- Jarman, P.; Zhang, X; Daghrhah, M.; Liu Q.; Wang, Z.; Dyer, P.; Gyore, A.; Smith, P.; Mavrommatis, P.; Negro, M. *Prediction Of The Oil Flow Distribution In Oil-Immersed Transformer Windings By Network Modelling And Computational Fluid Dynamics*; IET Electric Power Applications, February 2012.

- Nynas, AB. *Product Data Sheet: Nytro 11GBX-US*, 2014.
- Ortiz, C.; Skorec, A.W.; Lavoie M.; Benard P. *Parallel CFD analysis conjugate heat transfer in a dry-type transformer. IEEE Transactions on industry applications*, v. 45, p. 1530 - 1534, July/Agost 2009.
- Picher, P.; Torriano, F.; Chaaban, M.; Gravel, S.; Rajotte, C.; Girard, B. *Optimization of Transformer Overload Using Advanced Thermal Modelling*. CIGRÈ Session, Paris, 2010.
- Radakovic, Z.R.; Sorgic, M.S. Basics of Detailed *Thermal-Hydraulic Model for Thermal Design of Oil Power Transformers. IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 25, Pp. 790–802, April, 2010.
- Santisteban, A.; Ortiz, F.; Carlos, J. R.; Perez, S.; Mendez, C.; Fernández, C.D. *Thermal Modeling of Power Transformer With Different Dielectric Liquids*. XI National and II International Engineering Thermodynamics Congress – 2019. Responsibility Notice.
- Shimizu, S.; Murata, H; Honda, M. – *Electrostatic In Power Transformer IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*. Vol. Pas-98, N° 4, Ed. July/Agost 1979.
- Torriano F., Chaaban M., Picher P. *Numerical Study of Parameters Affecting the Temperature Distribution in a Disc-Type Transformer Winding*. Applied Thermal Engineering, Vol. 30, No. 14, Pp. 2034-2044, 2010.
- Quintela, B.; Torriano, F.; Campelo, H.M.; Labbéa, P. M.; Pichera, P.; *Numerical and Experimental Thermal Fluid Investigation of Different Disc-Type Power Transformer Winding Arrangements*. International Journal of Heat And Fluid Flow. 2018.
- Torriano, F.; Picher, P.; Chaaban, M. *Numerical Investigation of 3D Flow and Thermal Effects in a Disc-Type Transformer Winding*. Applied Thermal Engineering, 2012.
- Tsili, M. A.; Amoirales, E.I.; Kladas, A.G.; Souflaris, A.T. *Power Transformer Thermal Analysis by Using an Advanced Coupled 3D Heat Transfer and Fluid Flow FEM Model*. International Journal of Thermal Sciences, v. 53, p. 188 201, 2012.
- Yaqoob, M. T. *Transformer Thermal Model Of The Disk Coils With Non-Directed Oil Flow*. A Thesis (The Degree of Master), University Hussein on Malaysia, January, 2013.
-

WEG. *Manufacturer's Catalog - Design Review: Remote Controlled Regulator Transformer*, 2020;

-

Zhang X.; Wang Z.D.; Liu Q.; *Interpretation of Hot Spot Factor for Transformers in OD Cooling Modes*. IEEE Transactions on Power Delivery, 2017.