



**XXIII SNPTTE
SEMINÁRIO NACIONAL
DE PRODUÇÃO E
TRANSMISSÃO DE
ENERGIA ELÉTRICA**

FI/GET/13
18 a 21 de Outubro de 2015
Foz do Iguaçu - PR

GRUPO - XIV

GRUPO DE ESTUDO DE EFICIÊNCIA ENERGÉTICA E GESTÃO DA TECNOLOGIA, DA INOVAÇÃO E DA EDUCAÇÃO - GET

CONTRIBUIÇÕES PARA O ESTUDO DE EFICIÊNCIA ENERGÉTICA EM TRANSFORMADORES SOB CARGA NÃO LINEAR

Francisco Kleber de A. Lima* Danielle C. Leite e Silva Renato G. Araújo Carlos Gustavo C. Branco
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA - DEE
UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ - UFC

RESUMO

Perdas adicionais em transformadores devido a tensões e correntes harmônicas causam ainda mais aquecimento em suas partes estruturais e prejudicam o seu funcionamento adequado, reduzindo assim a sua vida útil. Este trabalho propõe um estudo sobre eficiência energética em um transformador a seco trifásico de 10kVA, o qual compara as medições das temperaturas obtidas em ensaios térmicos neste transformador sob correntes senoidais e não-senoidais. Também é realizada uma comparação entre resultados experimentais e de simulações obtidas a partir de um modelo 3D do mesmo transformador desenvolvido no software COMSOL Multiphysics.

PALAVRAS-CHAVE

Transformador a seco, correntes harmônicas, eficiência energética.

1.0 - INTRODUÇÃO

A poluição harmônica em sistemas de distribuição tem aumentado significativamente devido ao uso generalizado de cargas não-lineares monofásicas e trifásicas [1]. As harmônicas de corrente e tensão deterioram a qualidade da energia fornecida pelos alimentadores, reduzem a eficiência e comprometem o desempenho dos equipamentos conectados à rede elétrica [2] [3]. Estes equipamentos exigem uma forma de onda senoidal para garantir seu adequado funcionamento, como é o caso dos transformadores em redes de distribuição [4].

Ocorre que as correntes harmônicas drenadas da fonte por cargas não-lineares tornaram-se um agente determinante no desempenho e na vida útil dos transformadores, uma vez que originam fluxos adicionais dispersos em suas partes estruturais [5]. Isto se nota, por exemplo, com o aumento da elevação de temperatura de operação. Tudo isto implica em problemas de segurança e em perdas econômicas para concessionárias de energia devido a uma maior necessidade de manutenção corretiva neste tipo de equipamento, ou mesmo sua substituição prematura, além de vir a prejudicar a continuidade do fornecimento de energia elétrica do sistema.

No sistema de distribuição os transformadores a óleo estão presentes de forma massiva nas subestações aéreas, enquanto que os transformadores a seco são comuns em subestações abrigadas. Contudo, estes têm aplicações nas mais diversas condições e instalações, atestando a sua ótima confiabilidade. Sua instalação dispensa portas corta-fogo, poços de recolhimento de fluídos e sistemas de combate a incêndios, permitindo com isso a sua instalação em praticamente qualquer local. A ausência do óleo isolante torna os problemas de superaquecimento muito mais comuns em transformadores a seco [6]. As condições de funcionamento dos transformadores a seco dependem em grande parte da isolação dos enrolamentos, que está intimamente relacionada com a temperatura de funcionamento [7].

A fim de investigar o aquecimento do transformador sob carga não-linear, este artigo apresenta medições comparativas entre o aumento da temperatura causada em um transformador a seco trifásico de 10kVA quando submetido a correntes senoidais e não-senoidais, e, posteriormente, é realizada uma comparação entre os

(*) Endereço Rua Humberto Monte, S/N, Campus do Pici – Bloco 705 – CEP 60.455-760 Fortaleza, CE – Brasil
Tel: (+55 85) 3366-9650 – Fax: (+55 85) 3366-9574 – Email: kleber@coe.ufjf.br

resultados experimentais e os de simulações obtidas a partir de um modelo 3D do mesmo transformador desenvolvido no software COMSOL Multiphysics.

2.0 - PERDAS EM TRANSFORMADORES

As perdas adicionais em um transformador sob carga não linear dependem da amplitude das correntes harmônicas drenadas pelas cargas não lineares, e das resistências do enrolamento do transformador correspondentes às frequências harmônicas presentes na corrente, como pode ser visto a seguir [8][9]:

$$P_C = \sum_{n=0}^{50} i_n^2(p) R_n(p) + \sum_{n=0}^{50} i_n^2(s) R_n(s) + P_{EC} + P_{OSL} \quad (1)$$

Onde,

P_C : Perdas totais nos enrolamentos;

n : Ordem da corrente harmônica;

$i_n(p)$: Corrente harmônica do primário;

$i_n(s)$: Corrente harmônica do secundário;

$R_n(p)$: Resistência do enrolamento primário para o enésimo harmônico;

$R_n(s)$: Resistência do enrolamento secundário para o enésimo harmônico;

P_{EC} : Perdas por correntes parasitas para condições não senoidais;

P_{OSL} : Perdas suplementares nas partes metálicas para condições não senoidais;

Para o cálculo de P_{EC} e P_{OSL} é necessário o Fator de Perdas Harmônicas (FHL) [8].

As perdas por histerese associadas ao núcleo magnético do transformador sob condições não senoidais são calculadas como segue [10]:

$$\frac{P_{Hn}}{P_{H1}} = \left[1 + \left(\sum_{n=2}^{\infty} \frac{1}{n} \frac{V_n}{V_1} \cos \varphi_n \right)^S \right] \quad (2)$$

P_{Hn} e P_{H1} são, respectivamente, as perdas totais por histerese para um suprimento distorcido e as perdas por histerese para frequência fundamental, n é a ordem da corrente harmônica, V_n é a amplitude da tensão para o enésimo harmônico, V_1 a amplitude da tensão fundamental, e φ_n o ângulo de fase do enésimo harmônico.

Enquanto que as perdas por correntes de Foucault no núcleo são dadas por [10]:

$$\frac{P_{Fn}}{P_{F1}} = \left[1 + \sum_{h \neq 1}^{\infty} \left(\frac{V_n}{V_1} \cos \varphi_n \right)^2 C_{en} \right] \quad (3)$$

P_{Hn} e P_{H1} são, respectivamente, as perdas totais por histerese para um suprimento distorcido e as perdas por histerese para frequência fundamental, e C_{en} está em torno de $1 - 0,0017 \xi^{3,62}$, $\xi < 3,6$.

Para casos em que a carga não linear provoca distorção apenas de corrente, ou a distorção provocada na tensão está dentro dos limites estabelecidos, pode se desconsiderar o cálculo das perdas adicionais no núcleo.

3.0 - USO DO COMSOL MULTIPHYSICS

O modelo desenvolvido no simulador COMSOL Multiphysics foi concebido utilizando a física *Heat Transfer*, a qual aplica as equações segundo [11].

O calor gerado nas partes internas do transformador se transfere pelo processo da condução. Nas extremidades, o calor é dissipado pelos processos de convecção e irradiação. A equação que governa a difusão de calor em um regime estacionário é a seguinte:

$$k \nabla^2 T + q'' = 0 \quad (4)$$

Onde, k é a condutividade térmica do material, T a temperatura, e q'' a fonte de calor.

Na modelagem, foram consideradas as perdas no transformador como as fontes de calor. Essas perdas são oriundas do efeito joule nos enrolamentos, de histerese e das correntes parasitas no núcleo.

A interface entre o sólido e o ar circundante, ou seja, a interação do fluido com o material que constitui o transformador foi modelada pela lei de Newton de resfriamento, o que segue:

$$\dot{q} = h(T_s - T_\infty) \quad (5)$$

Sendo h o coeficiente de transferência de calor, T_s a temperatura da superfície, e T_∞ a temperatura do fluido.

Por meio do coeficiente de transferência de calor por convecção, h , é possível simular o comportamento do fluido ao redor do transformador. Pois o valor do h está relacionado ao comportamento e características do fluido, e ao tipo de escoamento. No entanto, não se tem uma expressão analítica para o h , ou seja, tem-se apenas um valor médio. Para calcular o valor médio do h , deve-se primeiro calcular o número de Nusselt, $\overline{Nu_L}$, o qual é a razão entre o calor convectivo e o calor condutivo. As equações a seguir relacionam o $\overline{Nu_L}$ com os tipos de escoamento que se pode encontrar no transformador. O escoamento em uma placa vertical é encontrado através de:

$$\overline{Nu_L} \approx \left[0,825 + \frac{0,387(Ra_L)^{\frac{1}{4}}}{\left[1 + \left(\frac{0,492}{Pr} \right)^{\frac{9}{16}} \right]^{\frac{8}{27}}} \right]^2 \quad (6)$$

$$Ra_L = \frac{g\beta(T_s - T_\infty)L^3}{\nu\alpha} \quad (7)$$

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha} \quad (8)$$

Ra_L é o Número de Rayleigh, Pr o Número de Prandtl, g a aceleração da gravidade, β coeficiente de expansão térmica, L o comprimento, ν a viscosidade cinemática, e α a difusão térmica.

O escoamento em uma placa horizontal superior e inferior são dados respectivamente a seguir:

$$\overline{Nu_L} = 0,15Ra_L^{\frac{1}{3}} \quad (9)$$

$$\overline{Nu_L} = 0,27Ra_L^{\frac{1}{4}} \quad (10)$$

O valor médio do h é proporcional ao valor do $\overline{Nu_L}$ conforme a equação dada por:

$$h = \frac{k\overline{Nu_L}}{L} \quad (11)$$

4.0 - RESULTADOS DE SIMULAÇÕES E EXPERIMENTAIS

A Figura 1 mostra o transformador trifásico a seco usado no estudo experimental.



FIGURA 1 – Transformador a seco trifásico usado no estudo.

A medição térmica foi realizada primeiramente com o transformador suprimindo uma carga linear, aqui chamada de tipo 1, em seguida uma carga não linear composta por um retificador trifásico em ponte completa com filtro RL, aqui chamada tipo 2. E, por fim outra carga não linear composta por um retificador trifásico em ponte completa com filtro RC, aqui chamada tipo 3. Cada carga com potência trifásica de 3,2kVA e tensão trifásica de alimentação de 220V,

encontra-se esquematizada na Figura 2. Constan na Tabela 1 os dados de placa do transformador, bem como a distorção harmônica total de corrente (THDi) das cargas não lineares adotadas.

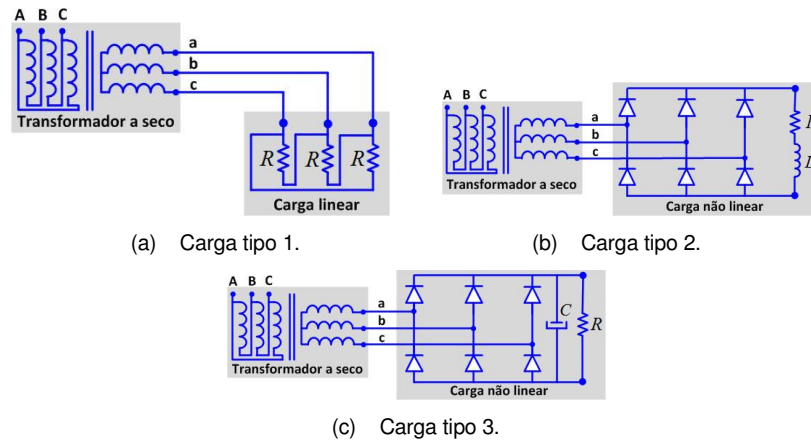


FIGURA 2 – Transformador a seco trifásico suprindo (a) uma carga resistiva, (b) um retificador trifásico ponte completa com filtro RL, (c) um retificador trifásico ponte completa com filtro RC.

TABELA 1 – Dados de Placa do Transformador e THDi das Cargas.

Parâmetros	Valores
Potência trifásica	10kVA
Tensão	380-200V- Δ Y
Frequência	60Hz
Temperatura de operação	50 °C
Temperatura limite de isolamento	150 °C
Temperatura limite dos enrolamentos	80 °C
Cargas	
THD – Carga tipo 1	< 1%
THD – Carga tipo 2	26,62%
THD – Carga tipo 3	43,98%

4.1 Resultados de Simulações no COMSOL Multiphysics

A geometria do transformador desenvolvida no software emula o transformador real, e pode ser vista na Figura 3.

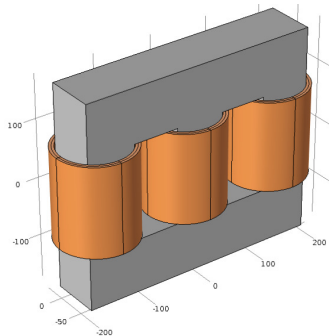


FIGURA 3 – Geometria do modelo do transformador no COMSOL Multiphysics.

Para os três tipos de cargas, as perdas nos enrolamentos utilizadas na simulação foram calculadas a partir do espectro harmônico de cada uma delas e das resistências dos condutores das bobinas do transformador para as frequências harmônicas presentes na corrente de carga. Estas correntes foram obtidas através do espectro harmônico registrado pelo osciloscópio, enquanto que as resistências foram medidas através de um ensaio em curto-circuito do transformador, as quais estão representadas na Figura 4. Com um ensaio a vazio obteve-se as perdas no núcleo do transformador para a frequência fundamental.

A temperatura inicial de simulação para o transformador foi de 26 °C, respeitando a mesma temperatura ambiente na qual se encontrava o transformador real ao se iniciar as medições térmicas. Após o término da simulação, os resultados para a carga tipo 1 apresentaram os seguintes aspectos: nos pontos mais quentes dos enrolamentos, a temperatura alcançou 71,82 °C, como é possível observar na Figura 5. A partir da Fig. 6 verifica-se que a temperatura do núcleo alcança o valor máximo de 44,71 °C.

O efeito da carga tipo 2 sobre a elevação de temperatura do transformador é percebido na Fig. 7, com temperatura máxima de 73,3°C na superfície das bobinas, e 45,1°C a maior temperatura alcançada na superfície do núcleo como pode se verificar na Figura 6.

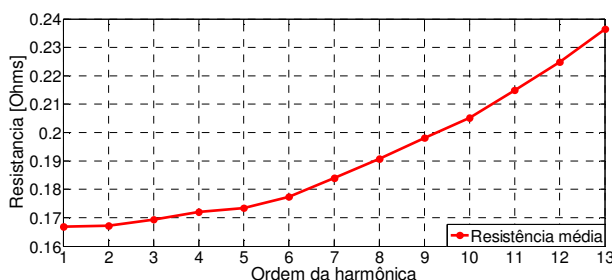


FIGURA 4. Variação da resistência nos enrolamentos do transformador em função da ordem harmônica.

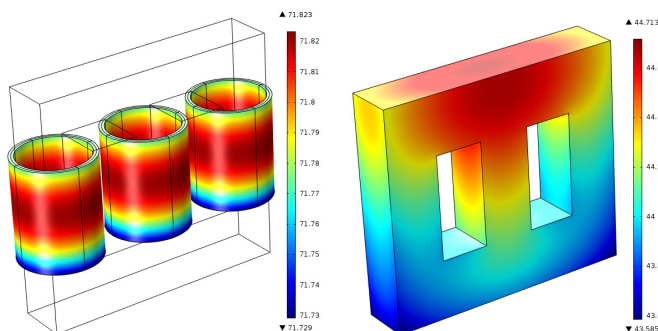


FIGURA 5 – Temperatura na superfície das bobinas (à esquerda) e do núcleo (à direita) do transformador a seco alimentando a carga tipo 1.

O adicional nas perdas ocasionado pelo THDi da carga tipo 3, refletiu acentuadamente no aquecimento das bobinas e do núcleo. Observa-se através da Figura 7 que os pontos mais quentes nas bobinas atingiram 76,01°C, assim como a temperatura do núcleo alcançou o máximo de 46,2°C.

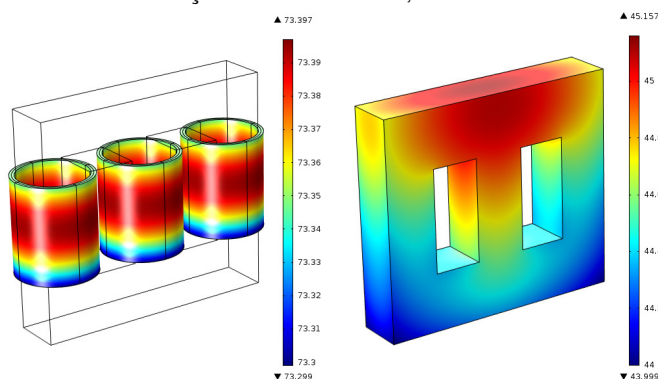


FIGURA 6 – Temperatura na superfície das bobinas (à esquerda) e do núcleo (à direita) do transformador a seco alimentando a carga tipo 2.

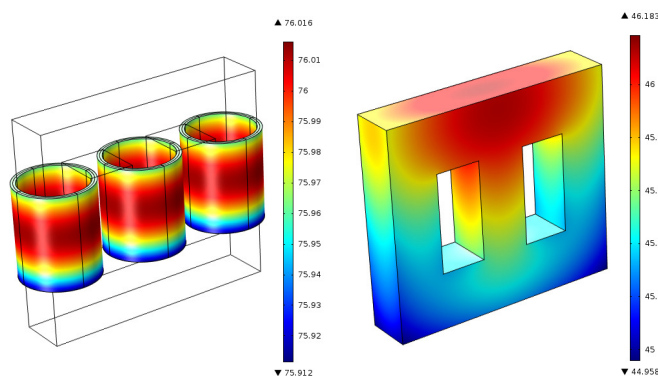


FIGURA 7 – Temperatura na superfície das bobinas (à esquerda) e do núcleo (à direita) do transformador a seco alimentando a carga tipo 3.

4.2 Resultados Experimentais

Através de um termovisor, as temperaturas do núcleo e enrolamentos do transformador foram medidas enquanto submetido às cargas tipo 1, 2 e 3. Monitorou-se o aquecimento dos enrolamentos do transformador medindo-se a temperatura em um mesmo ponto da superfície superior da bobina (fase c) a cada 1 minuto, o que permitiu plotar as curvas da variação de temperatura média que alcançou medidas de 68,2°C, 68,4°C e 68,8°C para carga tipo 1, 2 e 3, respectivamente, conforme verificado na Figura 8.

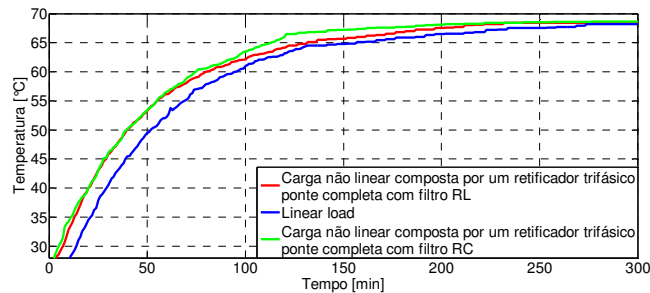


FIGURA 8 – Curva de variação da temperatura média das superfícies das bobinas do transformador sob carga tipo 1, 2 e 3.

As Figuras 9 e 10 apresentam, respectivamente, o comportamento das formas de onda de tensão e corrente no secundário do transformador alimentando a carga tipo 1 registradas pelo osciloscópio, e medições oriundas do termovisor da temperatura nos pontos quentes das bobinas, cujo ponto mais quente atingiu 72,7°C, e na região superior do núcleo onde a temperatura alcançou 46°C.

O transformador alimentando a carga tipo 2, cujo perfil de tensão e corrente está mostrado na Figura 11, implicou em uma temperatura máxima de 72,8°C e de 47,1°C, respectivamente, na superfície da bobina e na superfície superior do núcleo, como se pode observar a partir da Figura 12. Comparadas estas temperaturas com as provocadas pela carga tipo 1 houve diferença, no entanto uma diferença pequena, tendo em vista que a carga tipo 2 é um filtro RL, e sua indutância é relativamente baixa (800mH).

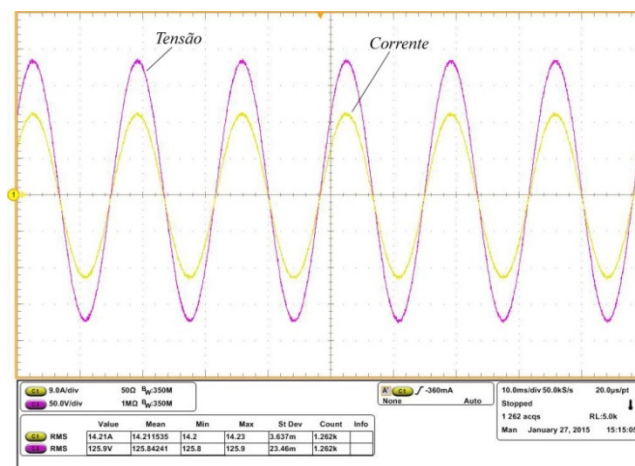


FIGURA 9 – Formas de onda de tensão e corrente no lado secundário do transformador a seco sob carga tipo 1.

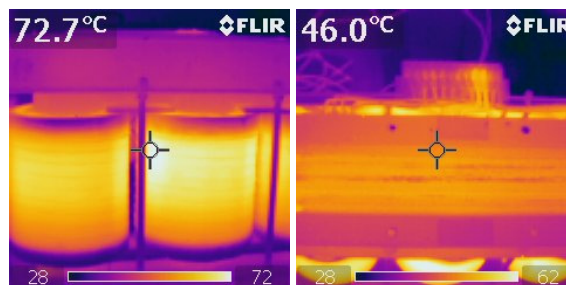


FIGURA 10 – Temperaturas da superfície das bobinas (à esquerda) e do núcleo (à direita) do transformador a seco sob carga tipo 1 medidas pelo termovisor.

As formas de onda de tensão e de corrente no secundário do transformador alimentando a carga tipo 3 estão apresentadas na Figura 13. A elevada distorção harmônica de corrente provocada por esta carga, implicou em um considerável aumento da elevação de temperatura nas superfícies das bobinas, em média de 73,8°C, com o ponto mais quente medindo em torno de 75°C, e na região superior do núcleo foi verificada uma temperatura de 48,3°C, o que se nota na Figura 14.

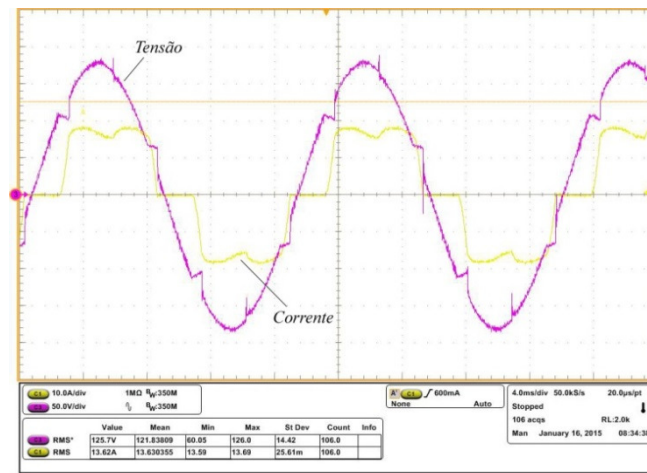


FIGURA 11 – Formas de onda de tensão e corrente no lado secundário do transformador a seco sob carga tipo 2.

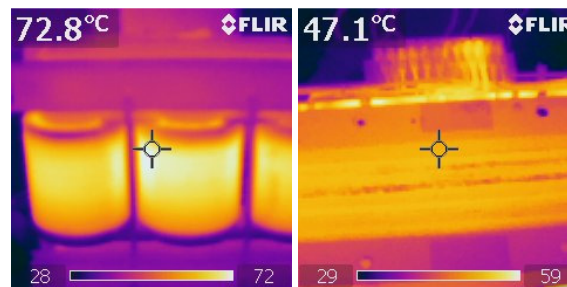


FIGURA 12 – Temperaturas da superfície das bobinas (à esquerda) e do núcleo (à direita) do transformador a seco sob carga tipo 2 medidas pelo termovisor.

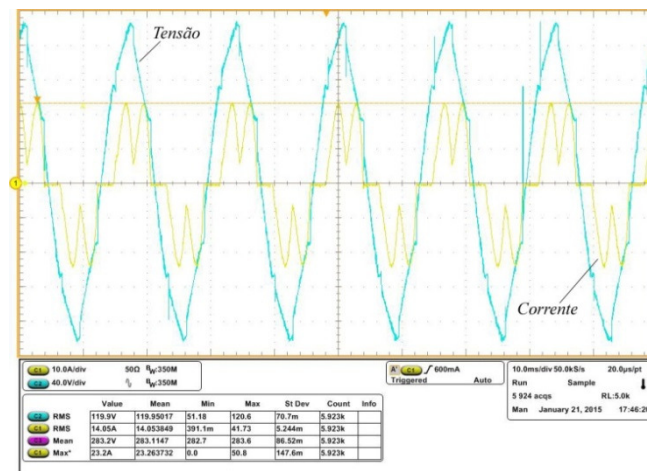


FIGURA 13 – Formas de onda de tensão e corrente no lado secundário do transformador a seco sob carga tipo 3.

A Figura 15 mostra os erros percentuais entre as temperaturas finais mais elevadas obtidas através das medições dos três experimentos, e as temperaturas oriundas das simulações no COMSOL Multiphysics.

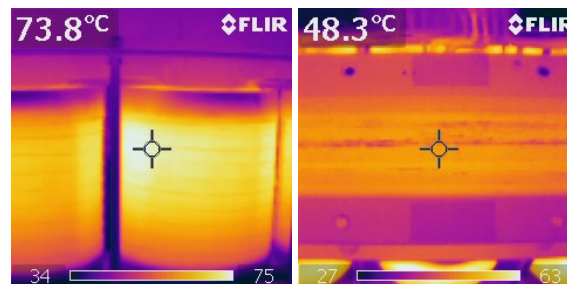


FIGURA 14 – Temperaturas da superfície das bobinas (à esquerda) e do núcleo (à direita) do transformador a seco sob carga tipo 3 medidas pelo termovisor.

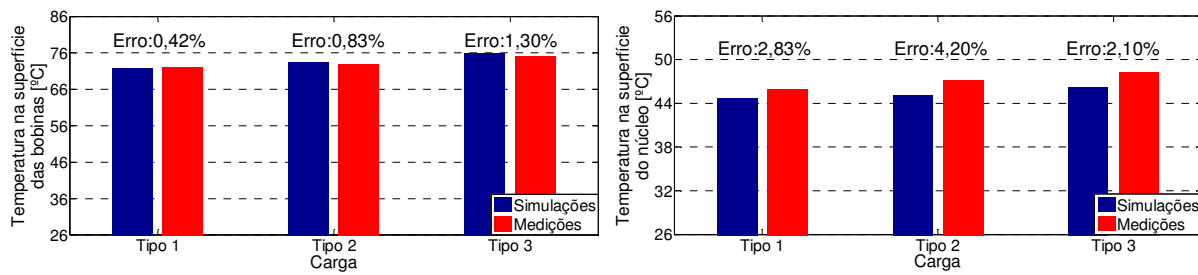


FIGURA 15 – Erro percentual entre as temperaturas finais mais elevadas das medições, e das simulações térmicas do transformador a seco na superfície das bobinas (à esquerda) e do núcleo (à direita).

5.0 - CONCLUSÃO

É possível notar que quanto mais significativo o conteúdo harmônico de corrente da carga submetida ao transformador em estudo, maiores são as perdas adicionais nos enrolamentos e no núcleo, elevando a temperatura do transformador acima da temperatura normal de funcionamento.

O estudo demonstra que os condutores dos enrolamentos são as partes mais afetadas pela distorção harmônica, apresentando pontos quentes com temperaturas bem mais acentuadas do que para condições de funcionamento na frequência nominal, como foi visto para o caso da carga tipo 3, onde a temperatura do ponto mais quente medida pelo termovisor esteve apenas 5°C abaixo da temperatura limite de operação dos enrolamentos que é de 80°C, e em torno de 3°C acima da temperatura do ponto mais quente dos enrolamentos quando supria a carga linear. Ressalta-se que no interior das bobinas as temperaturas deveriam se encontrar mais elevadas do que na superfície, e quanto maior for a potência da carga não linear maior é a tendência a excederem a temperatura limite de operação dos enrolamentos.

Por outro lado, tendo em vista os picos de corrente ocasionados pelo filtro de saída RC, o núcleo sofreu aquecimento superior ao atingido para os casos das cargas tipo 1 e 2.

Os erros verificados entre as medições experimentais e os resultados de simulações do modelo 3D do transformador desenvolvido no COMSOL Multiphysics, mostrados na Figura 15, foram considerados aceitáveis para o estado atual da pesquisa. Com o refinamento do modelo utilizado no simulador será possível empregá-lo a fim de prever com maior precisão as características e efeitos térmicos de transformadores em fase de projeto principalmente diante de cargas não lineares severas.

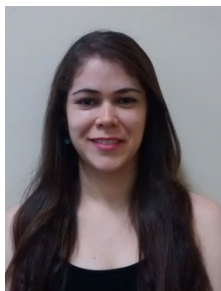
6.0 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- (1) P. Salmeron, S.P. Litran, "Improvement of the Electric Power Quality Using Series Active and Shunt Passive Filters", Power Delivery, IEEE Transactions on, vol. 25, pp. 1058-1067, 2010.
- (2) R. Singh, A. Singh, "Aging of distribution transformers due to harmonics", Harmonics and Quality of Power (ICHQP), 2010 14th International Conference on, pp. 1-8, 2010.
- (3) J.W.L. Nerys, L.R. Lisita, A.M. Oliveira, A.C. Moreira, A.J. Batista, "Additional Loss in the Core of Three Phase Transformers Feeding Non Linear Loads", in Latin America Transactions, IEEE (Revista IEEE America Latina), vol. 2, pp. 48-56, 2004.
- (4) M.S. Dalila, M.N. Khalid, M. Md Shah, "Distribution transformer losses evaluation under non-linear load", in Power Engineering Conference. AUPEC 2009. Australasian Universities, pp. 1-6, 2009.
- (5) M.S. Taci, M.H. Sarul, G.Yildirmaz, "The effects of the harmonic components upon transformer active losses in case of (non)sinusoidal sources and (non)linear loads", in Industrial Technology. Proceedings of IEEE International Conference on, vol. 1, pp. 741-746, 2000.
- (6) L.W. Pierce, "Transformer design and application considerations for nonsinusoidal load currents," Industry Applications, IEEE Transactions on, vol.32, pp. 633-645, 1996.
- (7) WangNing, X. Ding, "Three-Dimensional Finite Element Analysis on Fluid Thermal Field of Dry-Type Transformer," Instrumentation, Measurement, Computer, Communication and Control (IMCCC), Second International Conference on , pp. 516-519, 2012.
- (8) IEEE Recommended Practice for Establishing Liquid-Filled and Dry-Type Power and Distribution Transformer Capability When Supplying Nonsinusoidal Load Currents - Redline, IEEE Std C57.110-2008 (Revision of IEEE Std C57.110-1998), 2008.
- (9) M.S Hwang, W.M. Grady, H.W. Sanders, "Distribution Transformer Winding Losses Due To Nonsinusoidal Currents", IEEE Trans. On Power Delivery, vol. PWRD-2, nº1, pp. 140-146, 1987.
- (10) A.E. Emanuel, Wang Xiaoming, "Estimation of Loss of Life of power Transformers Supplying Nonlinear Loads", IEEE Trans. On Power Apparatus and Systems, pp-628-636, 1985.
- (11) F. P. Incropera, D. P. DeWitt, Fundamentals of Heat and Mass Transfer, Fifth ed. John Wiley & Sons, 2002.

7.0 - DADOS BIOGRÁFICOS



Francisco Kleber de Araújo Lima, nascido em 03 de novembro de 1968 em Fortaleza é Engenheiro Eletricista (1998) e Mestre em Engenharia Elétrica (2003), pela Universidade Federal do Ceará. Recebeu o título de Doutor em Engenharia Elétrica pela COPPE/Universidade Federal do Rio de Janeiro em 2009. Dr. Kleber Lima é professor do Departamento de Engenharia Elétrica da Universidade Federal do Ceará. Suas áreas de interesse são: Eletrônica de Potência, Qualidade de Energia, Acionamentos de Máquinas Elétricas e Filtragem Ativa. Francisco Kleber de A. Lima é membro da SOBRAEP desde 2002.



Danielle Cristinny Leite e Silva, nascida em 12 de fevereiro de 1989 em Campo Maior - PI é Engenheira Eletricista (2011), pela Universidade Estadual do Piauí, com Especialização em Segurança do Trabalho (2012), pela Faculdade Evangélica do Meio-Norte. Atualmente cursa mestrado através do Programa de Pós Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal do Ceará. Suas áreas de interesse são: Eletrônica de Potência, Qualidade de Energia e Eficiência Energética.



Renato Guerreiro Araújo, nascido em 16 de maio de 1990 em Maranguape é Engenheiro Eletricista (2013), pela Universidade Federal do Ceará. Atualmente cursa mestrado através do Programa de Pós Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal do Ceará. Suas áreas de interesse são: Eletrônica de Potência, Qualidade de Energia e Sistemas de Sincronização.



Carlos Gustavo Castelo Branco, possui Graduação em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal do Ceará (2002) e mestrado em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal do Ceará (2005). Durante o Mestrado trabalhou em Projetos de P&D na área de Fontes Ininterruptas de Energia (UPS) e Conversores de Alta Potência. Desde 2005 trabalha na área de Pesquisa e Desenvolvimento de sistemas UPS Isolados em Alta Frequência, Sistemas de Energia Fotovoltaica e Acionamentos de Máquinas. Atualmente é professor assistente do Departamento de Engenharia Elétrica da Universidade Federal do Ceará. É membro do IEEE e SOBRAEP.