



XXVI CREEM

Congresso Nacional de Estudantes
de Engenharia Mecânica

ILHÉUS/ITABUNA - BAHIA



XXVI Congresso Nacional de Estudantes de Engenharia Mecânica,
CREEM 2019
19 a 23 de agosto de 2019, Ilhéus, BA, Brasil

COMPORTAMENTO TÉRMICO DE UM MOTOR DE INDUÇÃO TRIFÁSICO SUBMETIDO A VARIAÇÕES DE CARGAS DURANTE STARTUP

Bruno Viscardi Sant' Ana¹, bruno.viscardi@hotmail.com
Gerson Bessa Gibelli¹, gersongibelli@ufgd.edu.br
Augusto Salomão Bornschlegell¹, augustosalomao@ufgd.edu.br

¹Universidade Federal da Grande Dourados (UFGD) /Faculdade de Engenharia (FAEN), Rodovia MS-270 (Dourados-Itahum), km 12, Dourados-MS. CEP: 79.804-970.

Resumo. *As perdas que ocorrem durante o funcionamento de máquinas elétricas manifestam-se, majoritariamente, em geração de calor. Desse modo, compreender o comportamento térmico é de suma importância para o projeto de um motor eficiente, impactando no cenário econômico industrial. Nessa perspectiva, um Motor de Indução Trifásico (MIT) comercial de 1/2 cv (0,37 kW) é submetido a análise experimental sob diferentes condições de carga. Esse carregamento imposto é decorrente do acoplamento ao eixo do motor de um freio eletromagnético instrumentado com uma célula de carga que capta o torque resultante. O acompanhamento térmico é resultado das medições de termopares distribuídos nos enrolamentos, estator, carcaça e aletas do MIT, além de uma câmara termográfica para exame qualitativo do gradiente de temperatura na superfície da carcaça. Assim, os resultados evidenciam o mapeamento térmico do equipamento considerando as regiões de regime transiente e permanente, relacionando a evolução da temperatura no decorrer do tempo e a curva de temperatura perante as exigências de carga, manifestando concordância com a literatura.*

Palavras chave: *Motor de indução trifásico. Curva de calibração. Termografia por infravermelho.*

1. INTRODUÇÃO

O Motor de Indução Trifásico (MIT) é um aparato que converte energia elétrica em energia mecânica. Devido a sua versatilidade e alta eficiência, podendo atingir valores acima de 90% (Lancial, *et al.*, 2017 e Chaudhari 2004), representa uma elevada aplicabilidade e apreciável impacto no consumo energético. Em relação a aplicação de motores de indução, APEC (2008) cita o emprego em indústrias, empresas, instituições públicas e em aparelhos elétricos domiciliares, alimentando sopradores de vento, compressores, bombas e máquinas-ferramentas. Estatisticamente, ainda segundo APEC (2008), motores elétricos, em geral, configuram cerca de 2/3 do consumo elétrico industrial (no Brasil, 49% (Soares 2007), por exemplo) e 40% do consumo total de cada país. Por fim, considerando a aplicabilidade e a parcela na demanda energética, um aumento de 0,5% no sistema de eficiência dos motores seria o equivalente a construção de 1140 MW de plantas de potência por ano (Bortoni, 2009). Dessa forma, suscita-se a ideia de que diminutos aprimoramentos da eficiência acarretariam em consideráveis grandezas energéticas e monetárias.

Para o aumento do rendimento, racionalmente, é necessário reduzir as perdas que ilustram uma das principais problemáticas intrínsecas a esse tipo de sistema eletromecânico. Conforme Saidur (2010), as perdas podem ser categorizadas em dois grandes grupos, as perdas fixas e as variáveis. A primeira delas engloba as perdas que ocorrem no núcleo magnético (correntes parasitas e histerese) e as perdas mecânicas devido ao atrito nos mancais de rolamento e à ventilação, perdas aerodinâmicas associadas a ventoinha e ao cisalhamento do ar com as partes rotativas. A segunda varia em concordância à carga imposta ao motor, são elas as perdas por Efeito Joule nos enrolamentos do estator e rotor e as perdas suplementares (harmônicos e fugas de corrente). Uma vez que essas perdas se manifestam pela produção de calor, compreender o comportamento térmico do motor é de suma importância para contornar essa problemática.

Nesse sentido muitos autores se comprometeram a compreender o efeito térmico em motores elétricos. Grabowski, *et al.*, (2016) investiga com viés numérico e experimental a transferência de calor por condução na carcaça aletada de um motor elétrico de 7,5 kW. Os resultados de distribuição de temperatura numéricos e experimentais com uso da termografia por infravermelho não ultrapassam 10% de discordância mútua, após estabelecido o regime permanente. Hosain e Fdhila (2017) versam a transferência de calor entre o rotor e o estator variando a velocidade de rotação e a espessura do entreferro. Os autores mediante abordagem numérica por CFD (do inglês, Computational Fluid Dynamic) constatarem que a presença do escoamento caracterizado pelos vórtices de Taylor-Couette aumenta a transferência de calor, sendo impulsionados por uma maior velocidade de rotação e espessura do entreferro. Ainda, Hong, *et al.*, (2018) baseia-se no propósito de um projeto otimizado multi-objetivo de um atuador eletro-hidrostático, modelando sua rede

térmica e comparando com resultados experimentais. Os parâmetros de espessura, altura e espaçamento das aletas, fator de empacotamento das ranhuras e condutividade térmica dos materiais de preenchimento combinados pelo método de otimização Taguchi resultam em menores temperaturas nos enrolamentos e maior razão carga / potência.

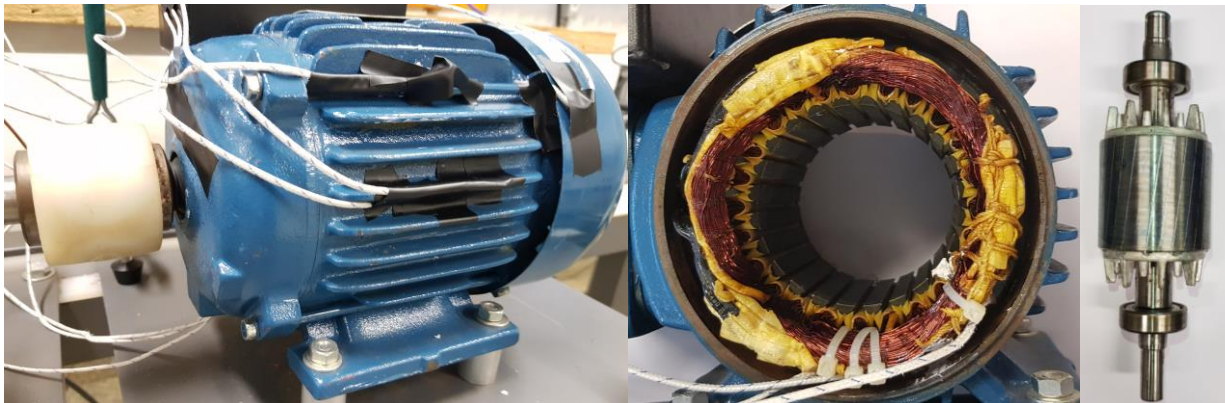
Dessa forma, é observável que o desempenho térmico é um fator limitante para potência e performance do motor elétrico. De acordo com Hosain, *et al.*, (2017) a dissipação de calor para a circunvizinhança intensifica o consumo elétrico do sistema por adicionar carga térmica a ambientes que necessitam controle de temperatura. Não obstante, uma análise detalhada da dinâmica dos fluidos, transferência de calor e eletromagnetismo auxiliam no entendimento interdisciplinar do comportamento do motor elétrico. Esse conhecimento conduz em critérios de projeto que possibilitam maiores eficiências e vida útil do equipamento.

Nesse trabalho é submetido a análise térmica experimental um MIT comercial de 1/2 cv (0,37 kW) sob diferentes condições de carga. Dessa forma, 11 termopares são posicionados tanto internamente, nos enrolamentos e no estator, quanto externamente, na carcaça e aletas. As cargas impostas ao motor são decorrentes ao acoplamento de um freio eletromagnético que cria um campo contrário a rotação do eixo girante do motor, com isso uma célula de carga capta o torque resultante. Ademais, uma câmara termográfica é posicionada com o intuito de examinar qualitativamente o gradiente de temperatura na superfície da carcaça. Assim, os resultados evidenciam o mapeamento térmico do equipamento considerando as regiões de regime transiente e permanente, relacionando a evolução da temperatura no decorrer do tempo e a curva de temperatura perante as exigências de carga.

2. METODOLOGIA

Um Motor de Indução Trifásico - MIT (fabricante: Voges, modelo: VTOP 71a), 220 V ou 380 V, 4 polos, 60 Hz e com potência de 1/2 cv (0,37 kW) é submetido à investigação térmica dos efeitos proporcionados pelas perdas inerentes a essa classe de equipamento. Fixado ao eixo do motor, encontra-se um freio eletromagnético (Disco de Foucault) com a finalidade de simular condições de carga. Assim, são escolhidos 4 carregamentos: 0% (vazio), 50%, 75% e 100% (plena carga). Além disso, na estrutura do freio eletromagnético situa-se uma célula de carga (fabricante: MK, modelo: PWZL-20) que percebe as variações de exigências impostas ao motor. A Figura 1 apresenta a máquina elétrica analisada.

Figura 1. MIT instrumentado para avaliação térmica. Detalhes do estator e rotor de gaiola



Nota-se, ainda, pela Fig. 1 que o motor foi instrumentado com termopares (tipo K). A Tab. 1 expressa a localização dos 11 termopares calibrados pelos autores. Internamente, são dispostos dois termopares em contato com o enrolamento (T7 e T11), dois no estator, próximos ao rotor (T6 e T9), e três termopares no estator, próximos a carcaça (T8, T12 e T10). Externamente, há 4 termopares: na carcaça, próximo à ventoinha (T13) e próximo ao eixo (T14), no topo (T15) e base da aleta (T16). É importante ser mencionado que durante a fixação dos termopares foi empregada uma pasta térmica para melhoria de contato e distribuição de calor entre a superfície desejada e o sensor.

Tabela 1. Disposição dos termopares tipo K no MIT

Termopares internos				Termopares externos			
	□	T6	+	T9		★	T13
	◇	T7	×	T11		□	T14
	▷	T8	*	T10		▷	T15
	○	T12				▽	T16

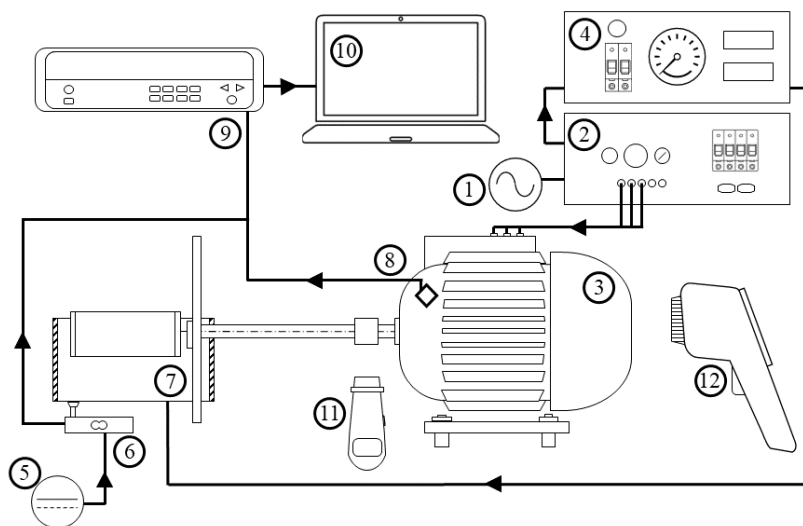
2.1. Procedimento experimental

Os materiais utilizados encontram-se na Tab. 2 e o arranjo físico desses são apresentados na Fig. 2. Sendo assim, inicia-se o procedimento experimental com o fornecimento de 220 Vca no painel de alimentação, sendo que esse concede 220 Vca ao controlador de torque e ao motor elétrico (conexão delta). Paralelamente, uma fonte de tensão contínua alimenta a célula de carga com 10 Vcc. Com a curva do motor fornecido pelo fabricante (Voges, 2019) têm-se a rotação indicativa da carga de ensaio almejada, ou seja, para 0% têm-se 1780 rpm, para 50% -1742 rpm, 75% -1730 rpm e para 100% -1706 rpm. Dessa forma, de acordo com o carregamento proposto, basta alterar gradualmente o potenciômetro do controlador de torque até atingir a rotação requerida no visor do tacômetro digital. Com os equipamentos devidamente energizados e o motor sujeito as condições de carga requerida, inicia-se a captação de dados, expressos em tensão elétrica, dos 11 termopares e da célula de carga com auxílio do data-logger. Posteriormente, esses dados serão convertidos na grandeza desejada ($^{\circ}\text{C}$ ou kgf.m), conforme curva de calibração (Fig. 3b) elaborada pelos autores. Finalmente, é registrada uma imagem termográfica com a câmera disposta a 1 m do motor, após superação do regime transiente. Esse procedimento é repetido para as quatro condições de carga em dias diferentes para garantia de resfriamento total do aparato.

Tabela 2. Instrumentação e especificações dos equipamentos utilizados durante procedimento experimental e calibração. Itenização em referência a Fig. 2 e 3a

Item	Instrumento	Fabricante, modelo	Características
1	Alimentação CA	-	220 Vca
2	Painel de alimentação e proteção	De Lorenzo	220 Vca / 25 A ou 380 Vca
3	Motor de indução trifásico	Voges, VTOP 71a	1/2 cv, 4 P, 60 Hz, 220 Vca
4	Controle de torque e conversor de sinais	De Lorenzo	Tensão nas bobinas: 0 a 190 Vcc (regulável por potenciômetro)
5	Fonte de alimentação CC	Cidepe, EQ030F	0 a 30 Vcc / 0 a 5 Acc
6	Célula de carga	MK, PWZL-20	Capacidade: 20 kgf
7	Freio eletromagnético (Disco de Foucault)	De Lorenzo	Força de frenagem: 7,0 Nm
8	Termopares	EDIY	Tipo: K
9	Datta-logger	Keysight, 34972A	Multiplexador de 20 canais
10	Computador pessoal	-	-
11	Tacômetro digital	Politem, DT6236B	Exatidão: $\pm (0,05\% + 1 \text{ dígito})$
12	Câmera termográfica	FLIR, E50	Resolução IR: 240×180 pixels
13	10 Massas	-	1,488 kg ($\pm 0,043$ kg)
14	Multímetro digital	Instrutherm, MDA-235	Precisão: $\pm (0,5\% + 2 \text{ dígitos})$
15	Garrafa térmica	'K	Material: Aço inox
16	Calorímetro	Cidepe, EQ053	Duplo vaso
17	Aquecedor de água elétrico	WAB, 7480	Potência: 1000 W

Figura 2. Aparato experimental



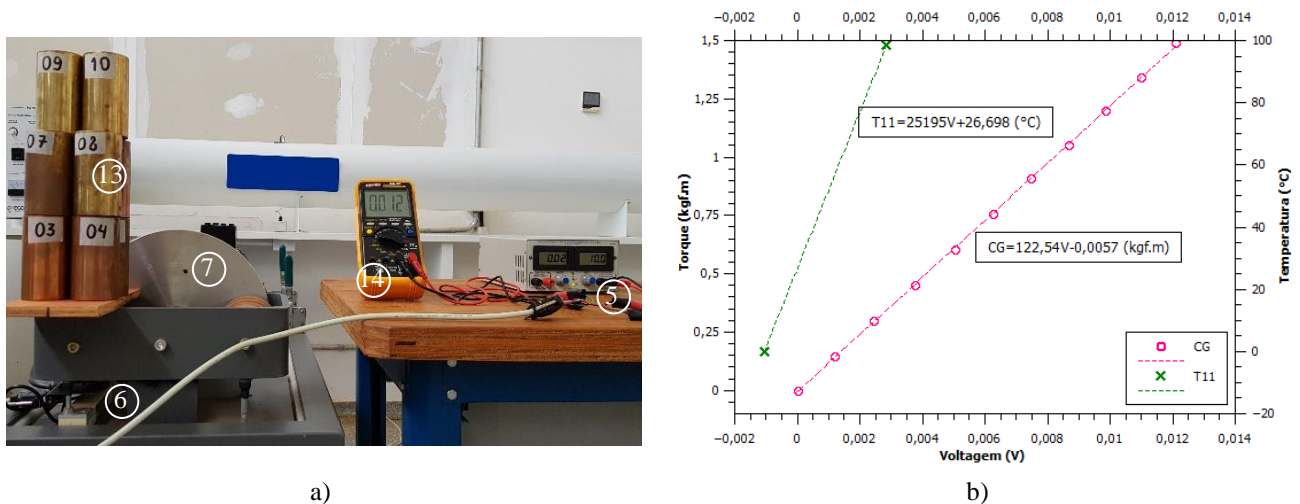
Para tanto, julgou-se necessário estabelecer um critério que configure alcance ao regime permanente. Os dados coletados pelo data-logger são organizados pelo *software* Agilent Benchlink Data Logger 3, onde definiu-se um intervalo de medição de 30 s. Cada teste teve uma duração mínima de 70 min e o regime permanente é estimado conforme critério adaptado de Maia Junior (2019). Portanto, admitiu-se regime quando a variação consecutiva das temperaturas se tornava igual ou inferior a 0,03 °C. Para a condição de 100% de carga considerou-se, também, o critério de um desvio em torno da média de temperatura abaixo de 0,5 °C. Após o critério ser atendido espera-se cerca de 30 min para término do ensaio.

2.2. Calibração

A calibração dos termopares baseou-se em referências de temperaturas conhecidas da mudança de fase da água, fusão e ebulição. Ocorrendo, assim, em duas etapas: em um recipiente isolado termicamente (item: 15, Tab. 2) com gelo e água líquida para início do processo de mudança de fase, e outra em um recipiente (item: 16, Tab. 2) com água em ebulição pelo efeito de um aquecedor de água elétrico (item: 17, Tab. 2). Desse modo, alternadamente, os 11 termopares foram imersos nesses banhos e coletados as informações de tensão com o data-logger (item: 9, Tab. 2) durante 5 min e realizado a média dessas medições. Dado a condição de 968 hPa do dia (Embrapa, 2019), as medições de tensão para a água em fusão e ebulição foram relacionadas com as temperaturas de 0°C e 98,6°C, respectivamente (Moran, *et al.*, 2013). Por fim, a Fig. 3b expressa a curva de calibração obtida para o termopar T11, como exemplo, e sua regressão linear pelo método dos mínimos quadrados.

Ademais, a calibração da célula de carga foi consumada utilizando referências de pesos. Para isso, a célula foi energizada apropriadamente e 10 cilindros com massas enumeradas em torno de 1,488 kg ($\pm 0,043$ kg) foram apoiados progressivamente, um a um, em cima do sistema do freio eletromagnético, enquanto registravam-se manualmente as respostas de tensão contínua da célula de carga oferecidas por um multímetro (fabricante: Instruherm, modelo: MDA-235) para cada acréscimo de massa. Ao final do 10° cilindro, todas as massas eram retiradas e iniciava-se um novo ciclo de medidas, respeitando a ordem de enumeração. Esse procedimento repetindo-se 9 vezes. Sabendo que a distância da célula de carga ao centro do disco do freio é de 10,0 cm ($\pm 0,5$ cm), obteve-se o torque para as 10 combinações graduais das massas e esses foram relacionados com as respostas médias de tensão dos 9 ciclos de medição. A Fig. 3 apresenta a montagem da calibração e a curva com o ajuste linear para conversão das grandezas de tensão para kgf.m.

Figura 3. a) Montagem da calibração da célula de carga; b) curvas de calibração do termopar T11 e célula de carga com respectiva regressão linear pelo método dos mínimos quadrados



3. RESULTADOS

As Figuras 4 a 7 apresentam a evolução da temperatura em função do tempo, a partir da temperatura ambiente, para as quatro condições de carregamento. No que tange a duração de regime transiente, nota-se, de acordo com os critérios de determinação de regime permanente supracitados que o acréscimo de carregamento provoca um retardo do estabelecimento da temperatura. Com 0%, 50%, 75% e 100% de carga a duração aproximada corresponde a 40 min, 45 min, 50 min e 60 min, respectivamente. Ainda, o desvio em torno da média de temperatura após atingir regime não ultrapassa 0,4 °C (exceto T16, 0,7 °C – 100% de carga, devido a condições ambientais). Esse efeito está relacionado com o potencial aumento da amplitude de temperatura para cada condição.

Figura 4. Alcance das temperaturas pontuais internas e externas. Simulação a 0% de carga

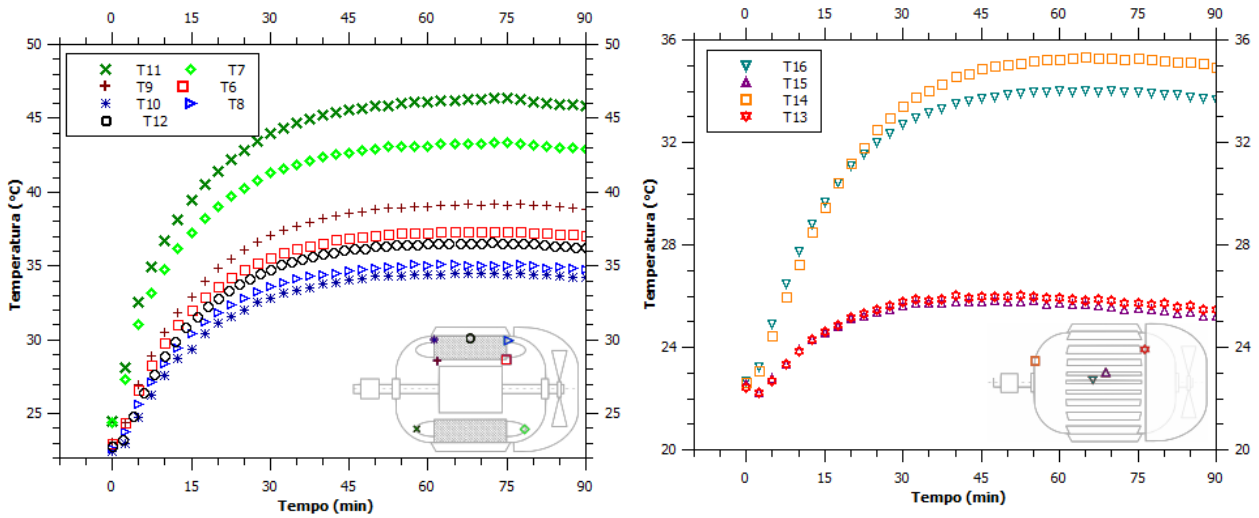


Figura 5. Alcance das temperaturas pontuais internas e externas. Simulação a 50% de carga

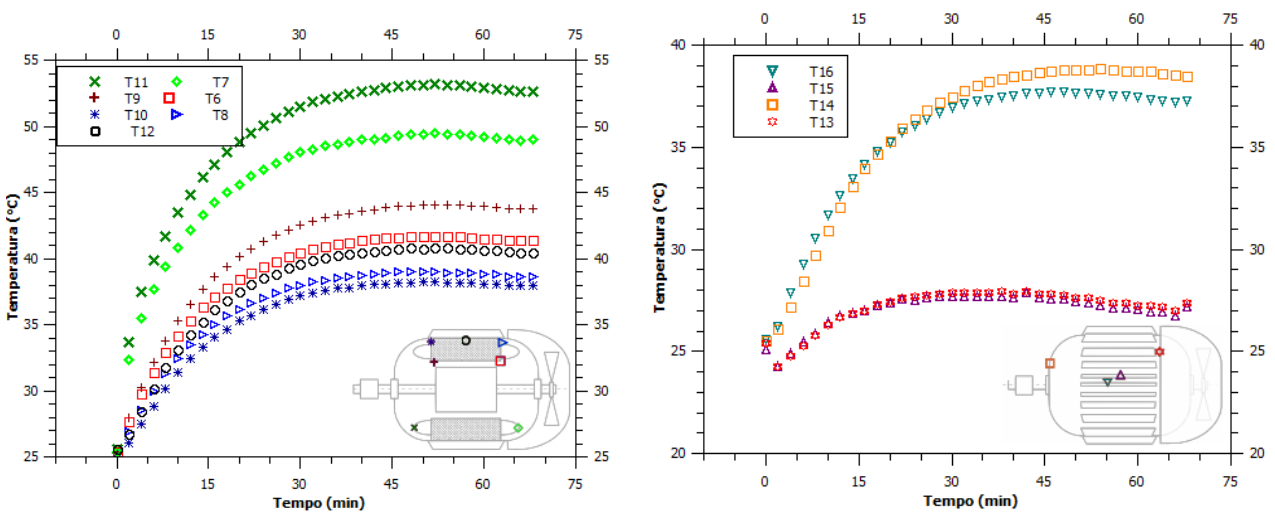


Figura 6. Alcance das temperaturas pontuais internas e externas. Simulação a 75% de carga

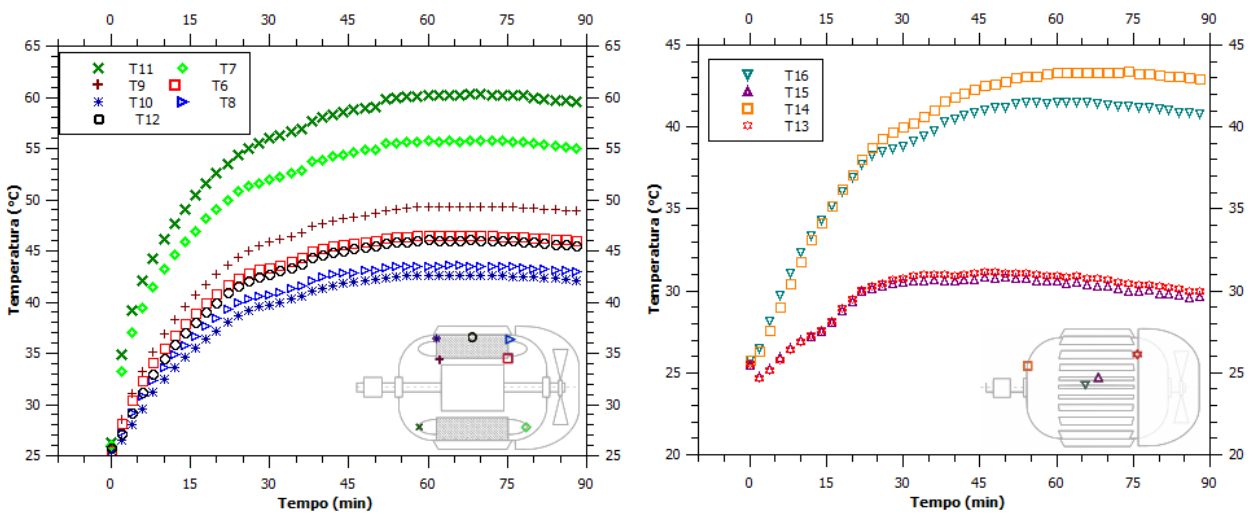
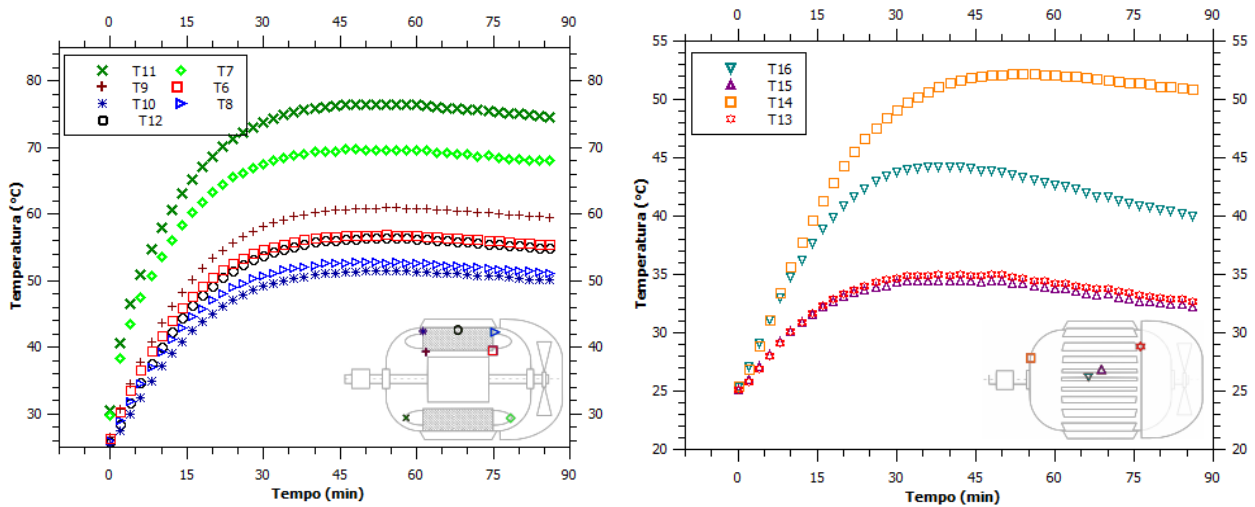
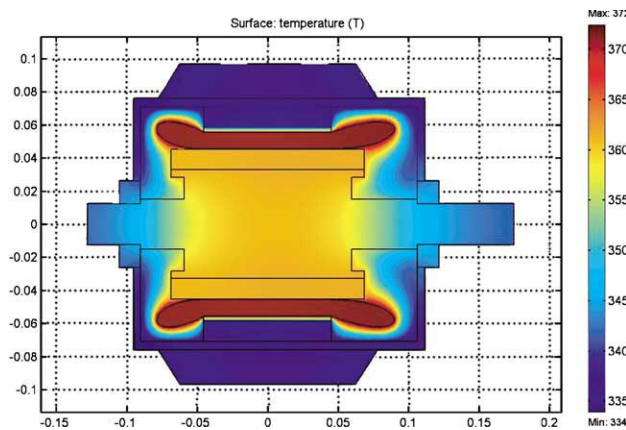


Figura 7. Alcance das temperaturas pontuais internas e externas. Simulação a 100% de carga



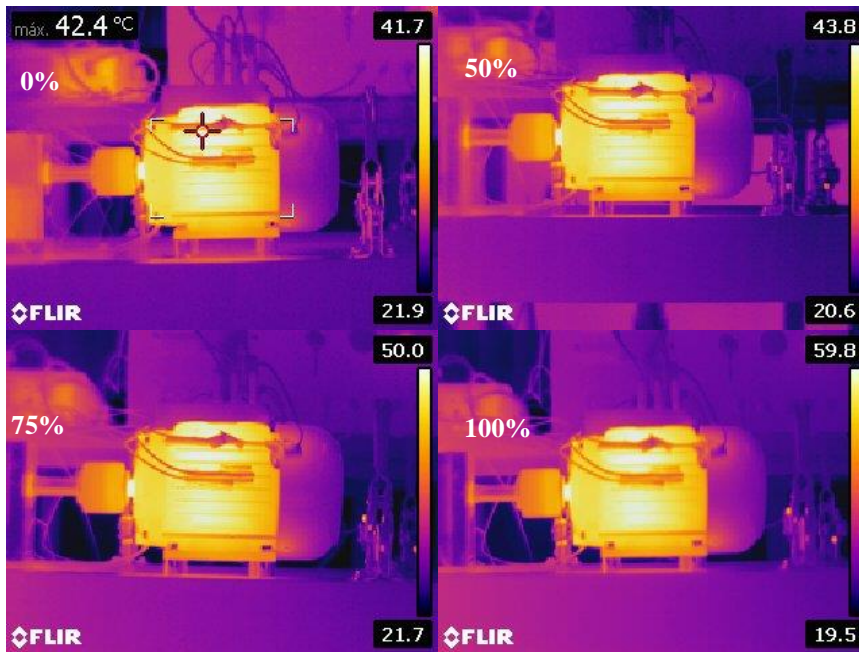
Ainda em referência as Fig. 4 a 7, é possível observar a distribuição de temperatura, tanto interna quanto externa, dando respaldo ao entendimento das perdas e sua dissipação para o ambiente. Internamente, as maiores temperaturas são aquelas medidas no enrolamento do motor (T11 e T7), seguido pelas temperaturas próximas ao rotor, localizadas no estator (T9 e T6) e, por fim, no estator próximo a carcaça (T10 e T8), sendo em menor magnitude aquelas próximas a ventoinha (exceto T10). Assim, percebe-se que as perdas do cobre que representam 58% da geração de calor (Saidur, 2010), são dissipadas por condução do estator até a carcaça (Hong, *et al.*, 2018). O mesmo comportamento térmico é comparável à literatura de Huai, *et al.*, (2003), vislumbrado na Fig. 8, onde nota-se as regiões quentes, de média e menor temperatura em concordância com os resultados encontrados.

Figura 8. Resultados computacionais obtidos por Huai, *et al.*, (2003) (verificado experimentalmente). Nota-se as zonas quentes no enrolamento, médias e baixas temperaturas próximas ao rotor e carcaça, respectivamente.



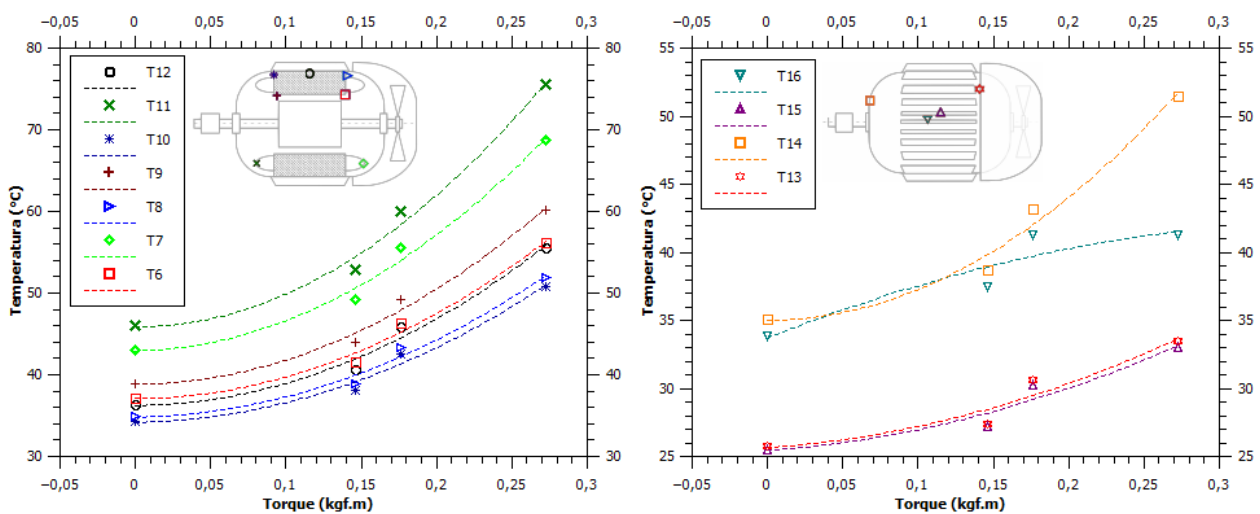
Ademais, os efeitos da dissipação de calor externa podem ser analisados quantitativamente pelos resultados da Fig. 4 a 7 e qualitativamente pela Fig. 9. Há maiores temperaturas adjacentes ao eixo (T14) registrada na carcaça, distante dos efeitos convectivos proporcionado pela ventoinha e aletas. Em contraste, temperaturas mais baixas podem ser notadas em T13 e T15. Finalmente, avalia-se a troca de calor das aletas com o ambiente. Adotando a temperatura média em regime permanente na base (T16) e cume da aleta (T15), verifica-se que a 0% de carga a redução de temperatura é de 32,6%. Da mesma forma, em 50%, 75% e 100% de carga houve diminuição percentual de 37,9%, 36,6% e 25,2%, respectivamente. As evidências da Fig. 9 confirmam os resultados dos termopares: maiores temperaturas na carcaça próximo ao eixo e base da aleta e menores temperaturas próxima a ventoinha e cume da aleta. Dessa forma, distingue-se uma variação de temperatura longitudinal, devido aos efeitos da ventoinha, e uma variação transversal, devido ao efeito convectivo das aletas. Essa indicação das variações de temperatura também é obtida por Wernik (2017) e Grabowski, *et al.*, (2016).

Figura 9. Campo de temperatura vislumbrado pelo uso da termografia em diferentes condições de carregamento



Como mencionado, o aumento da temperatura está diretamente relacionado com a ampliação das simulações de carga. É possível observar, portanto, na Fig. 10 um comportamento semi-parabólico do alcance da temperatura em função da elevação do torque. As temperaturas no enrolamento do motor (T11), por exemplo, que representa as máximas atingidas, possuem magnitude de $46,0 \pm 0,2 \text{ }^\circ\text{C}$ a 0% de carga, $52,9 \pm 0,2 \text{ }^\circ\text{C}$ a 50%, $60,0 \pm 0,2 \text{ }^\circ\text{C}$ e $75,5 \pm 0,4 \text{ }^\circ\text{C}$ a 100%. Esse efeito pode ser alusivo às perdas no estator em que há aquecimento do enrolamento de cobre em função do aumento da passagem de corrente. Segundo Saidur (2010), essas perdas são comumente referidas como I^2R (Efeito Joule) e, dessa forma, é dependente da resistência elétrica do condutor e a corrente passante ao quadrado, justificando o comportamento encontrado.

Figura 10. Evolução da temperatura média em regime permanente em função do torque resultante pelo aumento de carga imposto (0%, 50%, 75% e 100%). Ajuste polinomial de segunda ordem pelo algoritmo Scaled Levenberg-Marquardt



Por fim, ainda conforme a Fig. 10, é notável que alguns pontos se distanciam da linha de tendência, podendo ser explicado pelas incertezas de medição do torque. Ou seja, os valores de torque resultaram em 0,15 kgf.m para 50% de carga, 0,18 kgf.m para 75% e 0,27 kgf.m para 100% de carga. Comparando com o torque da curva disponibilizada pelo fabricante do motor, encontra-se uma discrepância de 8,0%, 11,2% e 34,4%. Salienta-se que para 0% de carga, o torque resultou em -0,01 kgF.m, sendo esse valor negativo interpretado como um erro sistemático e, portanto, somado aos

resultados após conversão de grandezas, vide equação da Fig.3b, para todas as condições. Pode-se induzir, portanto, alguns fatores dessa não conformidade, como por exemplo: alta capacidade, ocasionando em menor sensibilidade, da célula de carga, incerteza instrumental do tacômetro durante o ajuste de rotação, baixa precisão do multímetro durante calibração da célula de carga ou, ainda, não correspondência das informações apuradas pelo fabricante do motor com as condições experimentais desse trabalho, como temperatura, tempo de ensaio e atual estado de conservação do MIT.

4. CONCLUSÕES

Um Motor de Indução Trifásico (MIT) de 1/2 cv foi submetido a análise térmica experimental com intuito de mapear as regiões de dissipação de calor ocasionadas pelas diferentes perdas desse equipamento comercial sob adversas simulações de carregamento. Os resultados sugerem que a elevação de carregamento representa um retardo da superação do regime transiente. Esse efeito pode estar relacionado com a evidência de aumento da amplitude de temperatura atingida em função do aumento de carga. Além disso, esse aumento possui tendência parabólica, revelando predomínio das perdas por Efeito Joule no enrolamento do estator, local onde foram encontradas as maiores temperaturas. A análise qualitativa e quantitativa verifica os efeitos convectivos da ventoinha e aletas, dando notoriedade ao gradiente de temperatura longitudinal e transversal detectado. Finalmente, a magnitude de torque encontrada distancia-se àquela atribuída pelo fabricante do equipamento, indicando lapsos experimentais ou diferentes condições de obtenção das curvas.

5. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à UFGD e ao suporte da equipe técnica do Laboratório de Máquinas e Equipamentos Elétricos do curso de Engenharia de Energia (UFGD/ FAEN) onde os experimentos ocorreram.

6. REFERÊNCIAS

- APEC, 2008. “Electric Motors—Alignment of Standards and Best Practice Programmes within APEC, Final Report”.
- Bortoni, E.C., 2009. “Are my motors oversized?”. *Energy Conversion and Management*, Vol. 50, p. 2282-2287.
- Chaudhari, S., 2004. *Load-based energy savings in three-phase squirrel cage induction motors*. Tese de mestrado, Virginia University, Morgantown.
- Voges, 2019. “Detalhamento de produtos”. 30 Maio 2019. < http://www.voges.com.br/catalogo/index.php?id_motor=868&idx=0&n_polos=4&pot_cv=0.5&tensao=220&pot_kw=0.37>.
- Embrapa, 2019. “Guia Clima - Temperatura, Umidade, Chuva, e outros dados climáticos” Embrapa Agropecuária Oeste. 22 Abr. 2019 <<https://clima.cpao.embrapa.br/>>.
- Grabowski, M., Urbaniec, K., Wernik, J. e Wołosz, K. J., 2016. “Numerical simulation and experimental verification of heat transfer from a finned housing of an electric motor”. *Energy conversion and management*, Vol. 125, p. 91-96.
- Hong, G., Wei, T., Ding, X. e Duan, C., 2018. “Multi-Objective Optimal Design of Electro-Hydrostatic Actuator Driving Motors for Low Temperature Rise and High Power Weight Ratio”. *Energies*, Vol. 11(5), p. 1173.
- Hosain, M. L. e Fdhila, R. B., 2017. “Air-Gap Heat Transfer in Rotating Electrical Machines: A Parametric Study”. *Energy Procedia*, Vol. 142, p. 4176-4181.
- Hosain, M. L., Fdhila, R. B. e Rönnberg, K., 2017. “Taylor-Couette flow and transient heat transfer inside the annulus air-gap of rotating electrical machines”. *Applied Energy*, Vol. 207, p. 624-633.
- Huai, Y., Melnik, R. V. e Thogersen, P. B., 2003. “Computational analysis of temperature rise phenomena in electric induction motors”. *Applied Thermal Engineering*, Vol 23(7), p. 779-795.
- Lancial, N., Torriano, F., Beaubert, F., Harmand, S. e Rolland, G., 2017. Taylor-Couette-Poiseuille flow and heat transfer in an annular channel with a slotted rotor. *International Journal of Thermal Sciences*, Vol. 112, p. 92-103.
- Maia Junior, G. N., 2019. *Estudo experimental de um descritor invariante do resfriamento conjugado por convecção forçada-condução de aquecedores discretos em canais*. Tese de mestrado, UFPR-PG, Ponta Grossa.
- Moran, M. J., Shapiro, H. N., Boettner, D. D. e Bailey., M. B., 2013. *Princípios de Termodinâmica para Engenharia*. LTC, Rio de Janeiro, 7ª edição.
- Saidur, R., 2010. “A review on electrical motors energy use and energy savings”. *Renewable and sustainable energy reviews*, Vol. 14, p. 877-898.
- Soares, G. A., 2007. “Brazilian industrial energy efficiency program: focus on motor driven systems”. In *Proceedings of the International Conference on Energy efficiency in motor driven systems - EEMODS*. Beijing, China.
- Wernik, J., 2017. “Investigation of Heat Loss from the Finned Housing of the Electric Motor of a Vacuum Pump”. *Applied Sciences*, Vol. 7(12), p. 1214.

5. RESPONSABILIDADE PELAS INFORMAÇÕES

Os autores são os únicos responsáveis pelas informações incluídas neste trabalho.