

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA

TATIANA FERNANDES

MODELO TÉRMICO SIMPLIFICADO DE UM MOTOR DE INDUÇÃO

ARARANGUÁ

2018

TATIANA FERNANDES

MODELO TÉRMICO SIMPLIFICADO DE UM MOTOR DE INDUÇÃO

Trabalho de Conclusão de Curso, apresentado à Universidade Federal de Santa Catarina, como parte das exigências para a obtenção do título de Engenheiro(a) de Energia.

Araranguá, 6 de dezembro de 2018.

BANCA EXAMINADORA



Prof. Dr. Thiago Dutra (Orientador)
Universidade Federal de Santa Catarina



Profa. Dra. Elise Sommer Watzko
Universidade Federal de Santa Catarina



Prof. Dr. Fernando Henrique Milanese
Universidade Federal de Santa Catarina

MODELO TÉRMICO SIMPLIFICADO DE UM MOTOR DE INDUÇÃO

Tatiana Fernandes*

RESUMO

Motores elétricos são dispositivos utilizados para converter energia elétrica em energia mecânica e são os responsáveis atualmente por fornecer a força motriz para quase todas as ferramentas, principalmente no setor industrial. Uma das partes mais críticas em um projeto de um motor elétrico é o isolamento de seus enrolamentos, que possui um limite máximo de temperatura tolerável para o correto funcionamento da máquina. Em outras palavras, a temperatura máxima do enrolamento limita a potência máxima que pode ser fornecida continuamente pelo motor. Neste sentido, há uma crescente necessidade por modelos térmicos que permitam a previsão de distribuição de temperaturas nos componentes de um motor elétrico. Desta forma, o presente trabalho tem como objetivo o desenvolvimento de um modelo térmico simplificado, a fim de determinar a distribuição de temperatura dos componentes de um motor de indução sob diferentes condições de carga. Para tanto, um modelo teórico simplificado foi implementado por meio de um circuito térmico com as interligações entre componentes modeladas via condutâncias globais. Em seguida foram realizados ensaios experimentais, visando obtenção de dados de entrada e de calibração do modelo. Após, o modelo foi simulado com o auxílio do *software* OpenModelica. Os resultados obtidos a partir da simulação foram avaliados e discutidos. Por fim, foi realizada uma análise de sensibilidade das capacidades térmicas para o comportamento transiente do modelo. Comparando os resultados de simulação com medições, observou-se desvios de temperatura inferiores a 4°C.

Palavras-chave: Modelo térmico. Motor elétrico. Linguagem Modelica.

1 INTRODUÇÃO

A máquina elétrica é um dispositivo que pode converter energia mecânica em energia elétrica ou energia elétrica em energia mecânica. Quando esse dispositivo é usado para converter energia elétrica em energia mecânica, ele é chamado de motor. Os motores elétricos são os responsáveis pelo funcionamento de refrigeradores, aspiradores de pó, liquidificadores, condicionadores de ar, ventiladores e muitos aparelhos similares. Nas indústrias, os motores fornecem a força motriz para quase

* Graduanda do Curso de Engenharia de Energia da Universidade Federal de Santa Catarina, Campus Araranguá, Rodovia Governador Jorge Lacerda, 3201, Jardim das Avenidas Araranguá, Santa Catarina, Brasil, CEP 88906-072. E-mail: tatiana.fernandes1@hotmail.com

todas as ferramentas. A principal razão para eles serem tão comuns é o fato de a energia elétrica ser uma fonte de energia limpa e eficiente que é fácil de ser transmitida por longas distâncias e de fácil controle (CHAPMAN, 2012).

Uma das principais considerações a se fazer em relação a motores é quanto ao seu tipo de alimentação. A maior parte dos motores em fabricação hoje são motores de corrente alternada (CA), devido à sua boa relação de custo-benefício. Em algumas situações, ainda é vantajosa a utilização da máquina de corrente contínua (CC), sendo a sua principal função o controle de velocidade com necessidade crítica de torque. Atualmente é possível variar a velocidade de motores CA com inversores de frequência, mas em algumas situações esse tipo de conjunto simplesmente não atende às condições de torque exigidas e traz outros problemas, como a poluição da rede (NASCIMENTO JUNIOR, 2011).

Existem duas classes principais de máquinas de corrente alternada: máquinas síncronas e máquinas de indução (assíncronas). Em máquinas síncronas, a corrente de campo magnético é fornecida por uma fonte contínua separada, enquanto máquinas de indução são equipamentos cuja corrente de campo é fornecida por indução magnética em seus enrolamentos de campo. A característica distintiva de um motor de indução é que nenhuma corrente de campo CC é necessária para operar a máquina (UMANS, 2014).

Os motores trifásicos assíncronos são os que, em sua grande maioria, movimentam as indústrias. Eles são largamente empregados por serem robustos, de fácil manutenção e terem torque de partida que atende à maioria das necessidades, com diversas aplicações (SEN, 2014).

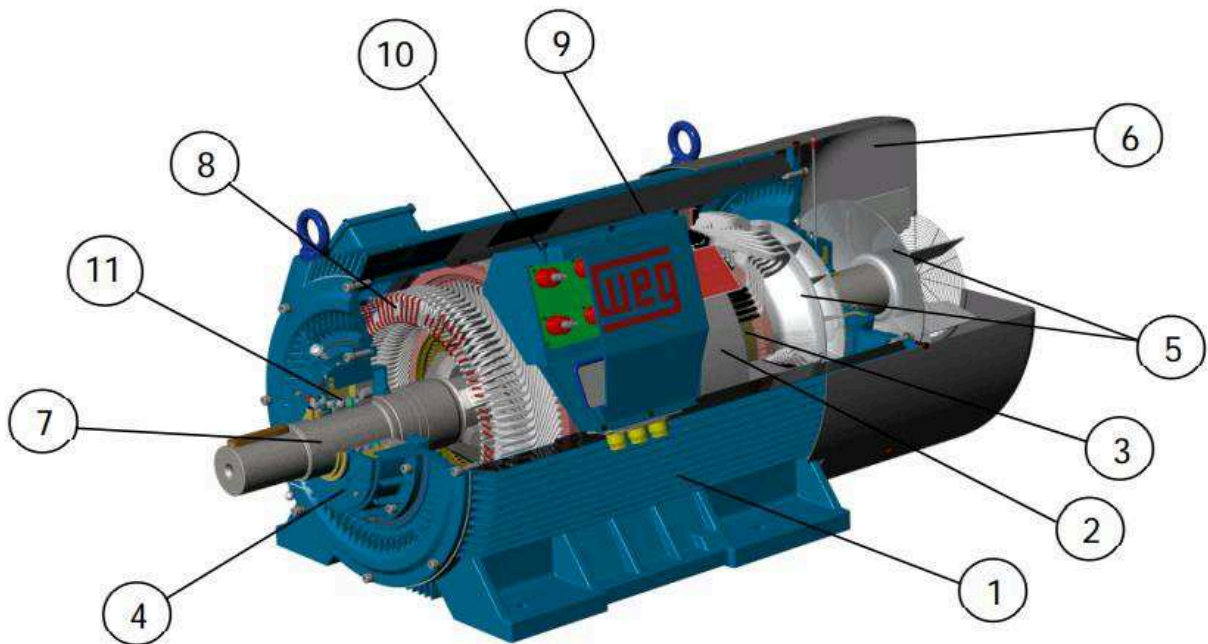
Há dois tipos de motores de indução: motor de gaiola e motor de anéis. O primeiro consiste de uma série de barras condutoras, alojadas em ranhuras perfuradas no rotor, e em curto-circuito com os anéis das extremidades. O segundo possui um rotor bobinado, com um conjunto completo de enrolamentos trifásicos semelhantes aos enrolamentos do estator. As três fases dos enrolamentos do rotor têm suas extremidades amarradas a anéis coletores no eixo do rotor. Os motores de anéis são mais caros do que os motores de gaiola e exigem muito mais manutenção devido ao desgaste associado às suas escovas e anéis coletores. Como resultado, os motores de indução de gaiola são utilizados para a maioria das aplicações (CHAPMAN, 2012).

1.1 COMPONENTES DO MOTOR

Todos os motores elétricos têm em comum vários elementos construtivos. Adicionalmente, cada tipo de motor possui certos elementos específicos que o caracterizam. Entre os elementos comuns a todos os tipos de motores estão as partes estruturais como: carcaça, estator, tampas, mancais, rotor, caixas de ligação, ventiladores externos e/ou internos, entre outros (WEG, 2015).

A figura 1.1 ilustra um típico motor elétrico de indução trifásico, onde os seguintes componentes estão destacados: carcaça (1); núcleo de chapas do estator (2); núcleo de chapas do rotor (3); tampas (4); ventilador interno e externo (5); tampa defletora (6); eixo (7); enrolamento trifásico (8); caixa de ligação (9); placa de bornes (10); e rolamento (11).

Figura 1.1 – Motor elétrico de indução trifásico



Fonte: WEG (2015).

Os dois principais componentes do motor são o estator e o rotor e ambos se encontram ilustrados na figura 1.2. O estator é um componente estático, composto por uma estrutura de chapas laminadas de aço e um enrolamento trifásico, posicionado em ranhuras perfuradas junto à superfície interna dessa estrutura. O rotor é um componente móvel, também formado por um pacote de lâminas de material ferromagnético, o qual é perfurado com ranhuras junto à superfície externa. Dentro

das ranhuras, são alojadas as barras condutoras do rotor tipo gaiola. Em geral, o estator é posicionado no entorno do rotor e os dois são separados por uma folga denominada entreferro. O princípio de funcionamento se baseia no fornecimento pela rede de três correntes alternadas, com mesma amplitude e defasadas de 120° , que circulam por três bobinas fixas (do estator), cujos eixos magnéticos distam 120° entre si. Quando essas correntes fluem através desses enrolamentos, um campo magnético giratório de amplitude e velocidade constante será produzido no entreferro, este último induzirá corrente no circuito do rotor de forma a produzir torque no eixo (DEL TORO, 1994).

Figura 1.2 – Rotor e estator, respectivamente, de um típico motor de indução



Fonte: WEG (2015).

Um outro componente muito importante do motor é a carcaça. Sua principal função é apoiar e proteger o motor, alojando também o pacote de chapas e enrolamento do estator. Ela pode ser construída nos tipos horizontal ou vertical e com grau de proteção de acordo com as necessidades do ambiente. Sua fabricação pode ser em chapas de aço (construção soldada) ou em ferro fundido de alta resistência, dotada de aletas externas e internas e canais de ventilação para o fluxo de ar, com o objetivo de proporcionar o máximo desempenho (OLIVEIRA, 2009).

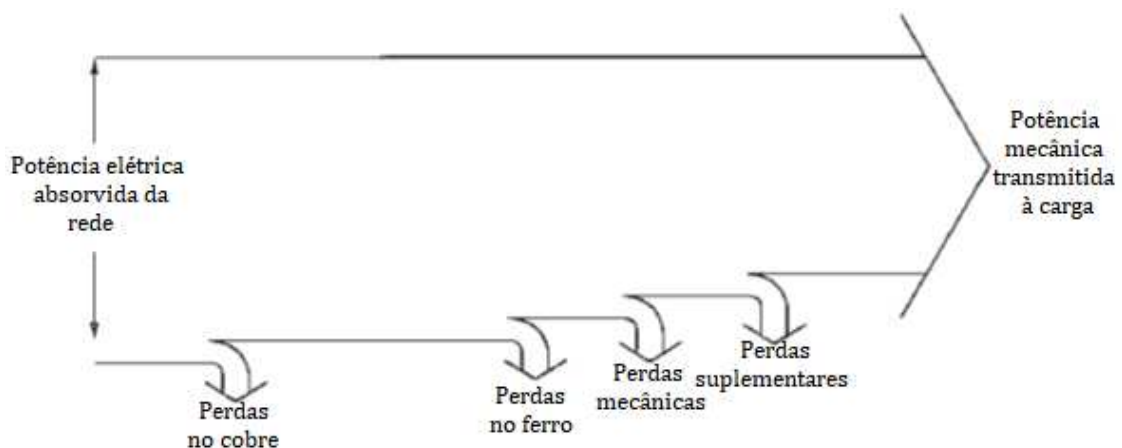
Por fim, um dos componentes de maior destaque no motor é o mancal. Ele é um dispositivo mecânico sobre o qual se apoia um eixo girante, deslizante ou oscilante, e que lhe permite o movimento com um mínimo de atrito. Os principais fatores que determinam a sua durabilidade são: velocidade de operação; esforços axiais e radiais aplicados aos mesmos; a correta manutenção e lubrificação; e as condições ambientais as quais é submetido. Os tipos mais comuns são mancal de rolamento e mancal de bucha. Um motor elétrico típico possui dois mancais

instalados, um no lado acionado e outro no lado não acionado, sendo o lado acionado a vista frontal da ponta de eixo (lado dianteiro) (SILVA, SANTOS e FERNANDES, 2018).

1.2 PERDAS

Sabe-se que a potência transmitida à carga pelo eixo do motor é sempre menor que a potência absorvida da rede, e isso ocorre devido às perdas no motor. Segundo a norma IEC 60034-2 (2014), essas perdas podem ser classificadas em: perdas totais no cobre do estator; perdas totais no cobre do rotor; perdas por atrito e ventilação; perdas no ferro; e perdas suplementares. A figura 1.3 representa a distribuição destas perdas.

Figura 1.3 - Distribuição da potência e de perdas em máquinas assíncronas



Fonte: adaptado de Chapman (2012).

Analisar as perdas nas máquinas elétricas é importante por três razões: as perdas determinam o rendimento da máquina e influenciam no seu custo; as perdas aquecem a máquina e isso determina a potência máxima de saída que pode ser obtida sem prejudicar o isolamento; e em uma representação da máquina, deve-se incluir de forma adequada as quedas de tensão e as correntes associadas às perdas (UMANS, 2014).

As perdas no cobre são as perdas por aquecimento resistivo que ocorrem nos enrolamentos do estator e do rotor da máquina. São também chamadas de perdas por efeito Joule, perdas ôhmicas ou simplesmente perdas I^2R , ou seja, elas

relacionam-se de forma direta com a resistência do condutor e variam de forma proporcional ao quadrado da corrente. A ocorrência desse tipo de perda independe do tipo de alimentação e, nos motores de indução, localizam-se no estator (fios de cobre) e no rotor (anéis de curto e barras transversais da gaiola de esquilo) (CEZÁRIO, 2007).

As perdas no ferro dividem-se em perdas por Foucault (correntes parasitas) e histerese e não têm uma relação de dependência com a corrente absorvida. As perdas por histerese são provenientes da energia despendida para orientar os domínios magnéticos. Já as perdas por correntes de Foucault dependem do quadrado da densidade de fluxo, da frequência, e da espessura das chapas. As perdas no ferro ocorrem nas chapas laminadas do estator e do rotor, mas nas máquinas de indução essas perdas estão confinadas em sua maior parte ao ferro do estator (SEN, 2014).

Já as perdas mecânicas são as perdas associadas a efeitos mecânicos, sendo dois tipos básicos: atrito e circulação do ar. As perdas por atrito estão localizadas nas escovas (quando aplicáveis) e mancais, e as perdas na circulação do ar ocorrem devido à ventilação interna e externa, e pelo atrito entre as partes móveis da máquina e o ar dentro da carcaça do motor. Essas perdas variam conforme o cubo da velocidade de rotação da máquina, e elas também não têm uma relação de dependência com a corrente absorvida (CHAPMAN, 2012).

Classificam-se como perdas suplementares todas as perdas que não são quantificáveis ou são de difícil quantificação, contudo sabe-se que estão presentes durante o funcionamento do motor. Por exemplo, pode-se citar a força magneto motriz da corrente de carga, que cria pulsações de fluxo e perdas por correntes parasitas nas laminações, nos condutores e nas partes metálicas adjacentes. Através do método direto de ensaio, as perdas suplementares são definidas como sendo a diferença entre a potência absorvida e as demais potências (perdas Joule, perdas no ferro, perdas mecânicas e potência útil) (VOIGDLENER, 2004).

1.3 OBJETIVO GERAL

Uma das partes mais críticas do projeto de uma máquina elétrica é o isolamento elétrico de seus enrolamentos. O reparo de uma máquina com isolamento danificado é muito caro, isso quando é sequer possível. Para evitar que o isolamento do enrolamento se rompa devido ao sobreaquecimento, é necessário limitar a

temperatura dos enrolamentos. Assim sendo, a temperatura máxima do enrolamento limita a potência máxima que pode ser fornecida continuamente pela máquina (CHAPMAN, 2012).

Segundo Mellor, Roberts e Turner (1991), com o aumento dos custos dos materiais há uma tendência em reduzir o tamanho da carcaça para uma mesma carga, às custas da eficiência do motor e uma menor tolerância para sobrecargas térmicas. Neste sentido, há uma crescente necessidade por modelos térmicos precisos e, além disso, que tenham uma formulação simples, permitindo uma avaliação do estado permanente e transiente do motor elétrico sob diferentes condições de carga.

Dado o exposto, o objetivo geral do presente trabalho é desenvolver um modelo teórico simplificado, para determinar a distribuição de temperatura de componentes de um motor de indução sob diferentes condições de carga.

1.4 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

O presente trabalho tem como objetivos específicos:

- implementar um modelo teórico simplificado para simulação térmica do motor. Trata-se de um modelo de rede térmica com as interligações entre componentes modeladas via condutâncias globais (UAs) obtidas de dados experimentais;
- realizar ensaios experimentais, visando obtenção de dados de entrada e de calibração do modelo;
- simular computacionalmente o modelo utilizando-se o *software* OpenModelica para a obtenção dos resultados;
- avaliar os resultados obtidos por meio da simulação, discutindo-os através de representações gráficas e realizando a comparação com os dados coletados a partir de ensaios, a fim de validação do modelo;
- realizar uma análise de sensibilidade das capacidades térmicas dos componentes para o comportamento transiente da distribuição de temperatura do modelo.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Existem inúmeras possibilidades para a construção de um modelo térmico que preveja a distribuição de temperaturas em uma máquina elétrica. Tratando-se mais especificamente de motores elétricos, muitos autores já desenvolveram trabalhos na área ao longo dos anos e, segundo Dutra (2016, p. 55), “grande parte desses trabalhos são de natureza teórica com propostas de modelos para a solução do campo de temperatura do motor”. Entre os muitos trabalhos na área, a seguir são explanados alguns em destaque.

Mellor, Roberts e Turner (1991) desenvolveram um modelo de rede térmica para previsão da distribuição de temperatura em motores, durante operação transiente e estacionária. Esse tipo de modelo consiste em representar os componentes do motor por nós e interligá-los através de resistências térmicas, criando um circuito térmico. Em caso de modelo transiente, as capacitâncias térmicas dos componentes também são inseridas no circuito. Os autores modelaram as resistências considerando os mecanismos de condução e convecção, que foram determinadas a partir de dados geométricos, propriedades dos materiais e correlações de transferência de calor disponíveis na literatura. O modelo foi validado com dados experimentais de temperatura obtidos a partir de ensaios em três motores de indução de diferentes potências e fabricantes. Os testes demonstraram que o modelo térmico é capaz de prever com precisão as temperaturas do enrolamento do estator durante variações de carga que incluem períodos de sobrecarga e resfriamento estacionário. O sucesso dessas previsões levou à conclusão de que este modelo gera resultados precisos para a maioria das máquinas TEFC de pequeno a médio porte. As máquinas maiores, que têm uma construção térmica mais complexa, exigiriam um modelo térmico mais detalhado com um grande número de componentes.

Voigdlener (2004) desenvolveu um modelo térmico híbrido para determinar a distribuição de temperatura em um motor de indução trifásico, operando em regime permanente. O modelo consistiu na combinação de parâmetros térmicos globais e distribuídos nas diferentes partes da máquina, permitindo avaliar a temperatura em mais de 20 pontos do motor. O autor utilizou parâmetros geométricos e correlações da literatura para modelar as resistências térmicas, com exceção do coeficiente convectivo de transferência de calor entre a superfície externa da carcaça e o ar ambiente, que foi determinado através de uma simulação numérica via método de

volumes finitos. Os dados de perdas necessários para o modelo foram obtidos de ensaios elétricos. O modelo foi validado com medições de temperatura e fluxo de calor em pontos estratégicos nas diferentes partes do motor. A comparação dos resultados previstos pelo modelo com os resultados experimentais foi realizada apenas nas partes fixas do motor e a concordância entre os valores experimentais e numéricos apresentados foi considerada boa e situada em torno de 2°C, indicando que o modelo proposto reproduziu razoavelmente bem a distribuição de temperatura no interior do motor elétrico.

Chen *et. al.* (2016) propuseram um novo método de acoplamento térmico-eletromagnético para um motor de duplo rotor de ímãs permanentes de polos salientes, que combina o modelo de circuito térmico com o método de elementos finitos. O método avaliou o desempenho eletromagnético com a mudança de temperatura da máquina. As fontes de calor foram obtidas diretamente a partir do cálculo das perdas totais no motor pelo método de elementos finitos. Por fim, foi feita uma análise comparativa do método de acoplamento proposto com o método de elementos finitos convencional e com resultados experimentais. Os resultados mostraram que o método proposto possui uma vantagem tanto na eficiência quanto na precisão computacional, e que pode ser aplicado a outras máquinas elétricas com estruturas complexas.

Mezani, Takorabet e Laporte (2005) apresentaram um modelo com a junção dos fenômenos eletromagnéticos e térmicos em um motor de indução. A análise térmica foi feita usando um circuito térmico equivalente cujas perdas são determinadas a partir de uma análise complexa de elementos finitos do campo magnético. O modelo foi validado com dados experimentais.

Li, Cao e Zhang (2010) propuseram um modelo térmico para um motor de indução tipo IMCCR (*Induction Motor with Compound Cage Rotor*), que possui um rotor de gaiola cujas partes superiores são de uma liga (condutor elétrico e magnético) e partes inferiores de alumínio fundido. Modelos de cálculo para análises de todas as regiões de temperatura do IMCCR foram estabelecidos. A partir de uma análise eletromagnética do motor usando o método de elementos finitos, foram obtidas as distribuições de perda, que são tomadas como fontes de calor na análise térmica. O desempenho inicial e térmico do modelo sob carga nominal foi estudado, e foi realizada uma comparação dos resultados obtidos com dados de teste. Os resultados

apontaram que o IMCCR seria uma melhor escolha para o sistema de condução em veículos elétricos (EVs) e híbridos (PHEVs).

Huai, Melnik, e Thogersen (2003) desenvolveram e validaram experimentalmente um modelo que considera perdas e descreve fenômenos térmicos em motores de indução. O modelo desenvolvido foi implementado no ambiente FEMLAB e tem sido aplicado para prever o aumento de temperatura em motores de indução totalmente fechados resfriados por ventilador. Comparações com resultados experimentais obtidos com um motor de indução de gaiola de esquilo padrão de 1,5 kW mostram a eficácia do modelo desenvolvido em prever o aumento de temperatura para uma gama de condições operacionais, em particular para diferentes frequências e tensões.

3 METODOLOGIA

O presente trabalho foi desenvolvido tomando como referência um motor de indução trifásico de 1000 kW de potência, 4 polos, e com tensão nominal de 11 kV. Trata-se de um motor com método de refrigeração TEFC (*Totally Enclosed Fan-Cooled*), ou seja, Totalmente Fechado Resfriado por Ventilador, cujos dados técnicos são apresentados no Apêndice A. Nas próximas seções, serão abordados detalhes da etapa de testes experimentais, de desenvolvimento do modelo teórico de simulação térmica, bem como da etapa de reformulação do modelo.

3.1 ETAPA EXPERIMENTAL

Os testes experimentais foram realizados em um laboratório de ensaios com capacidade de 10 MVA, o qual possui a infraestrutura e a instrumentação adequadas. A seguir, são descritos aspectos importantes com relação à etapa experimental.

3.1.1 Instrumentos de medição

Para todas as medições de temperatura realizadas durante os ensaios supracitados, o instrumento de medição utilizado foi o RTD, *Resistive Temperature Device*, mais especificamente o modelo Pt-100. Este sensor é um tipo de termorresistência (ou termorresistor) e tem seu princípio de funcionamento baseado

na variação de sua resistência elétrica com a temperatura. O instrumento é feito de platina e possui uma resistência de 100 Ohms à 0 °C. A medição tem uma precisão de $\pm 0,80^{\circ}\text{C}$, segundo catálogo do fabricante (SOUSA, 2003).

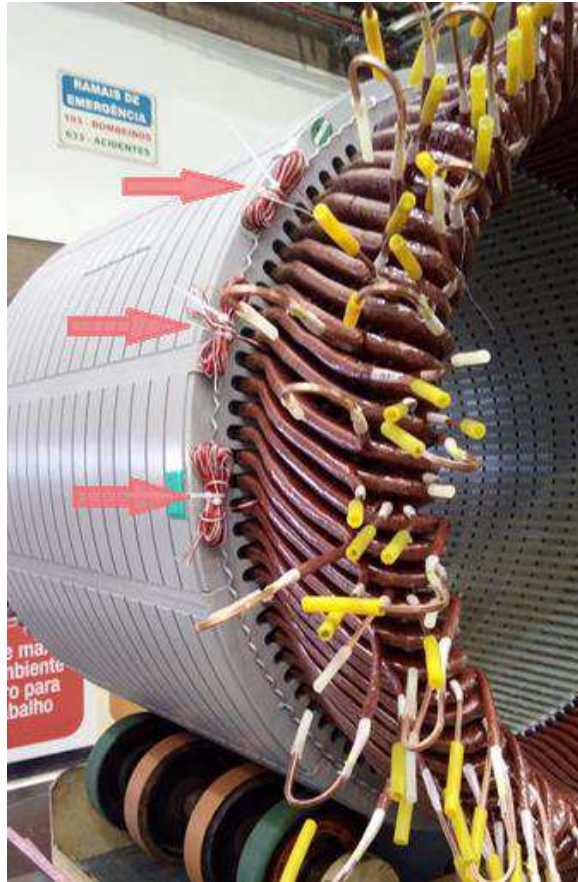
A platina é um metal especialmente indicado para a construção de sensores de temperatura pois, segundo Baker (2002), devido às suas características elementares ele torna o valor da resistência uma função linear em relação à temperatura. Logo o Pt-100 é considerado como um dos mais exatos sensores de temperatura industriais disponíveis, além de proporcionar excelente estabilidade e repetibilidade (MORGADO, 2008).

3.1.2 Pontos de medição

Três componentes do motor foram instrumentados com 11 sensores de temperatura. Foram instalados 2 termorresistores em cada fase do motor. As 3 fases encontram-se dentro das 48 ranhuras do estator, distribuídas uniformemente ao longo da circunferência do estator.

Os termorresistores da fase U encontram-se nas ranhuras 1 e 25, da fase V nas ranhuras 9 e 33, e da fase W nas ranhuras 17 e 41. Os sensores são alojados em posições que correspondem à metade do comprimento da ranhura, e visto da lateral do motor, se encontram exatamente na metade do seu comprimento. A figura 3.1 mostra uma foto do estator, com destaque para os fios de alguns dos Pt-100 posicionados dentro das ranhuras.

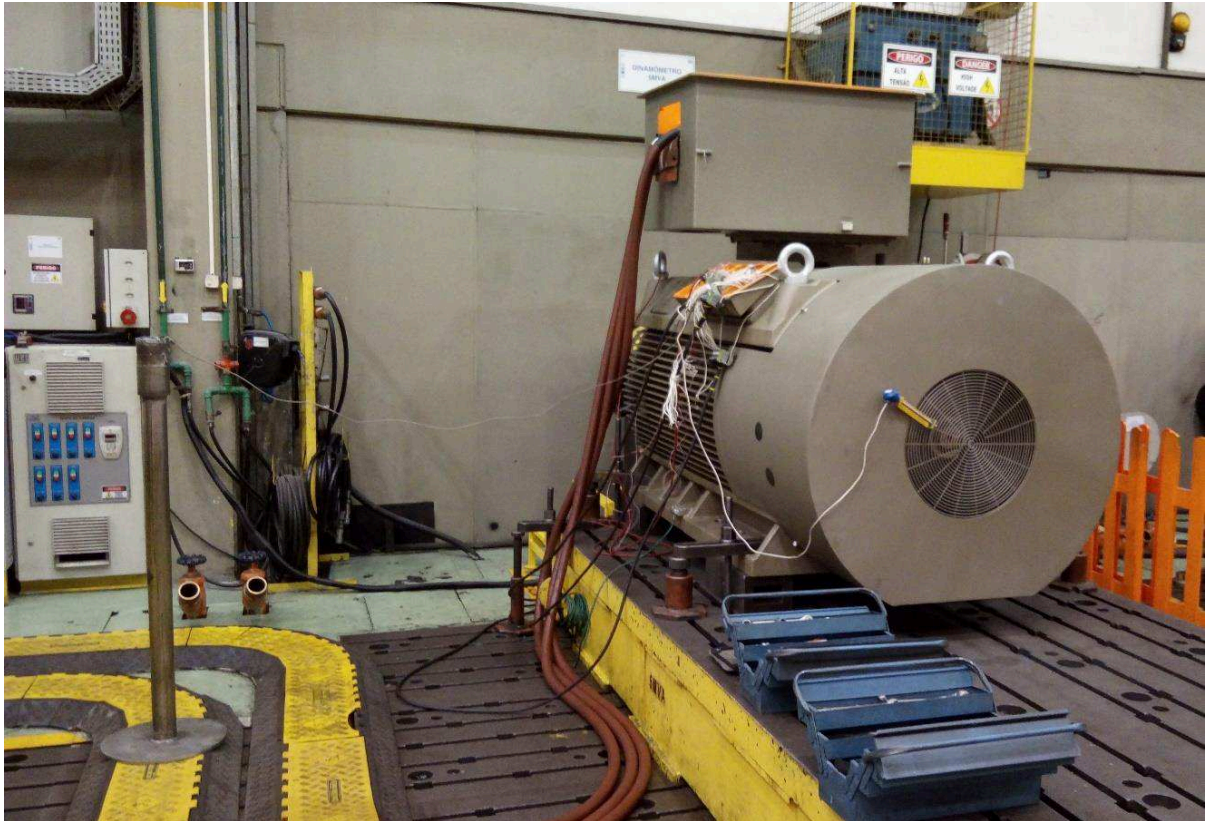
Figura 3.1 – Pt-100 dentro das ranhuras do estator



Fonte: cortesia WEG.

Além das fases, foram instalados 2 termorresistores no lado acionado e 2 no lado não acionado. Um termorresistor adicional foi posicionado na carcaça do motor, exatamente em seu ponto médio, visto da lateral do motor. A figura 3.2 exibe uma foto do motor durante o período de ensaio.

Figura 3.2 – Motor em ensaio



Fonte: cortesia WEG.

3.1.3 Medições

Inicialmente o motor passou pelo ensaio de carga. Este ensaio tem o objetivo de determinar a eficiência e o fator de potência da máquina em diversas condições de carga. Ao realizá-lo em conjunto com outros ensaios, é possível determinar também todas as perdas da máquina, que são então divididas em perdas do estator P_{est} , do rotor P_{rot} , mecânicas P_{mec} , no ferro P_{fer} e perdas adicionais P_{adc} . Todos os métodos e cálculos utilizados estão de acordo com a organização internacional de padronização IEC, *International Electrotechnical Commission*, que desenvolve padrões internacionais para tecnologias elétricas no mundo (IEC, 2014). O motor foi ensaiado com 25%, 50%, 75%, 100%, 125% e 150% de carga e as distribuições das respectivas perdas podem ser vistas na tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Perdas no motor em função da carga

Carga [%]	P_{est} [W]	P_{rot} [W]	P_{adc} [W]	P_{mec} [W]	P_{fer} [W]
25	660,0	240,0	680,0	16560,0	8090,0
50	1561,7	915,2	2609,8	16559,0	8253,0
75	3040,0	2040,0	5810,0	16560,0	8090,0
100	5165,9	3661,5	10441,0	16559,0	8094,0
125	8020,0	5840,0	16660,0	16560,0	8090,0
150	11660,0	8630,0	24620,0	16560,0	8090,0

Fonte: cortesia WEG.

O motor então passou pelo ensaio de elevação de temperatura. Este ensaio tem por objetivo determinar o aumento de temperatura de alguns componentes do motor sob condições específicas de carga. Os parâmetros elétricos e térmicos são gravados a cada 30 minutos até a máquina atingir a estabilidade térmica. Tal condição é atingida quando, num período de 30 minutos, a variação da temperatura não for maior que 1 Kelvin (IEC, 2017).

O ensaio de elevação de temperatura foi conduzido nas condições de 50% e 100% de carga nominal. Os resultados para 100% de carga são apresentados na tabela 3.2. Os subíndices u, v e w representam as três fases (ou enrolamentos) do estator, la e ln correspondem aos mancais do lado acionado e do lado não acionado, respectivamente, e o subíndice crc denota a carcaça. Os resultados mostrados são valores médios de dois pontos de medição em cada componente, exceto na carcaça. A temperatura ambiente não consta na tabela, mas foi medida ao longo dos testes e seu valor médio é de 22,38°C. Resultados de temperatura em condição de estabilidade térmica, para os regimes de 50% e 100% de carga, são mostrados na tabela 3.3.

Tabela 3.2 – Temperatura dos componentes do motor em função do tempo para 100% de carga

Tempo [h]	\bar{T}_u [°C]	\bar{T}_v [°C]	\bar{T}_w [°C]	\bar{T}_{la} [°C]	\bar{T}_{lna} [°C]	T_{crc} [°C]
0,5	60,55	60,70	59,60	46,80	47,40	34,80
1,0	66,20	66,25	65,40	48,05	47,65	37,60
1,5	71,05	71,10	70,05	50,00	48,15	39,90
2,0	75,15	75,20	74,00	51,10	48,95	41,10
2,5	77,75	77,85	76,55	51,90	49,60	41,70
3,0	80,55	80,65	79,30	52,35	50,35	42,50
3,5	81,70	81,90	80,50	53,10	50,65	42,60
4,0	83,00	83,10	81,65	53,45	51,00	42,80
4,5	83,90	83,95	82,50	53,60	51,40	43,00
5,0	84,25	84,15	82,65	53,30	51,60	43,20

Fonte: cortesia WEG.

Tabela 3.3 – Temperatura dos componentes do motor em função da carga após estabilização da temperatura

Carga [%]	\bar{T}_u [°C]	\bar{T}_v [°C]	\bar{T}_w [°C]	\bar{T}_{la} [°C]	\bar{T}_{lna} [°C]	T_{crc} [°C]
50	61,55	61,65	60,60	46,60	46,45	38,40
100	84,25	84,15	82,65	53,30	51,60	43,20

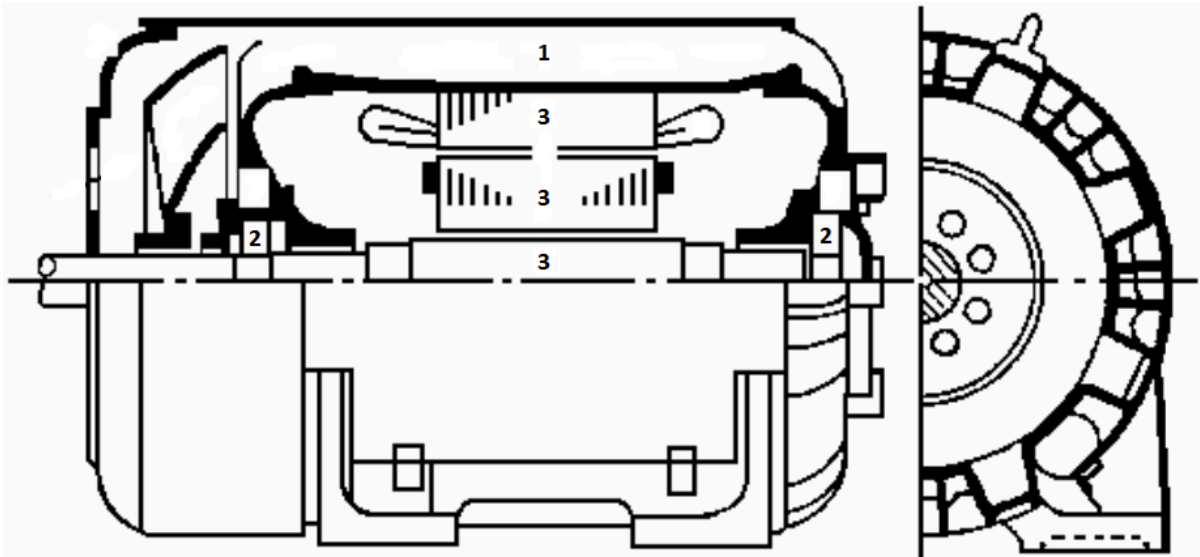
Fonte: cortesia WEG.

3.2 MODELO DE SIMULAÇÃO TÉRMICA

O modelo de simulação térmica é baseado em uma formulação integral da equação da conservação da energia aplicada a volumes de controle que abrangem componentes do motor. A divisão foi estabelecida com base nos dados experimentais (ver tabela 3.3 das medições de temperatura), onde nota-se que as medições de temperatura nas fases u, v e w são muito próximas entre si, ocorrendo o mesmo para as medições nos mancais do lado acionado e do lado não acionado. Por isso, essas medições foram agrupadas em um único volume de controle. Por fim, um volume de controle adicional compreende a carcaça, totalizando três volumes de controle ao todo.

No total, o domínio foi dividido em três volumes de controle: “motor”, que engloba rotor e estator; “mancais” e “carcaça”. Uma representação esquemática destes componentes pode ser vista na figura 3.3, onde os números 1, 2 e 3 correspondem aos componentes carcaça, mancais e motor, respectivamente.

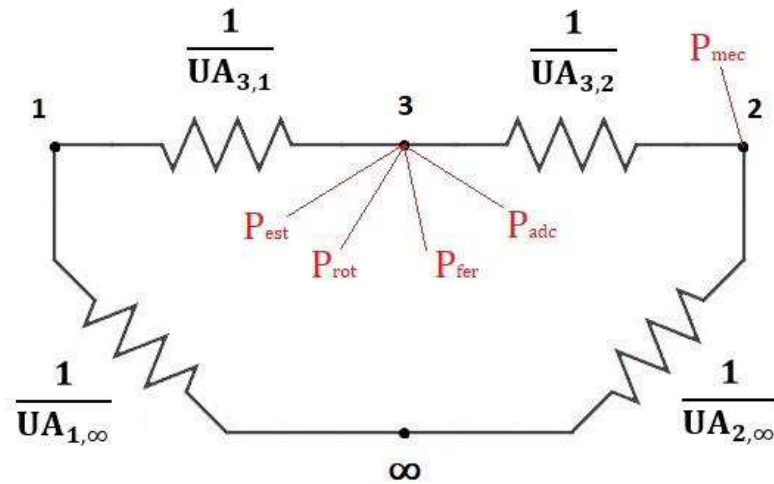
Figura 3.3 – Representação esquemática dos componentes



Fonte: adaptado de Voigdlener (2004).

As interações térmicas entre os volumes de controle foram modeladas através de condutâncias térmicas globais, $UA_{i,j}$, em que i e j denotam os índices dos volumes de controle envolvidos na troca de calor. Trata-se, portanto, de um modelo de rede térmica, cujo circuito equivalente é mostrado na figura 3.4. As perdas no estator, no rotor, no ferro e as perdas adicionais foram alocadas no nó do motor (3), visto que este engloba os componentes em que tais perdas são geradas. As perdas mecânicas foram alocadas nos mancais (2). Os valores das perdas são obtidos dos ensaios experimentais e prescritos como dados de entrada no modelo. O circuito térmico proposto considera que o nó do motor troca calor diretamente com os nós referentes aos mancais e carcaça. Por sua vez, os nós de mancais e carcaça trocam calor com o nó do ambiente, denotado pelo símbolo ∞ .

Figura 3.4 – Circuito térmico equivalente do motor.



Fonte: o autor.

3.2.1 Calibração do modelo

Os balanços de energia em regime permanente aplicados aos nós do motor (3), do mancal (2) e da carcaça (1) são representados, respectivamente, por:

$$P_{est} + P_{rot} + P_{fer} + P_{adc} - UA_{3,1}(T_3 - T_1) - UA_{3,2}(T_3 - T_2) = 0 \quad (1)$$

$$P_{mec} + UA_{3,2}(T_3 - T_2) - UA_{2,\infty}(T_2 - T_\infty) = 0 \quad (2)$$

$$e \quad UA_{3,1}(T_3 - T_1) - UA_{1,\infty}(T_1 - T_\infty) = 0 \quad (3)$$

Na etapa de calibração, as equações apresentadas devem ser utilizadas para determinar as condutâncias térmicas $UA_{3,1}$, $UA_{3,2}$, $UA_{2,\infty}$ e $UA_{1,\infty}$, utilizando os valores de temperatura e perdas obtidos dos experimentos, para uma condição de carga específica. Os valores de temperatura adotados para o motor e para os mancais foram obtidos a partir de médias aritméticas das medições em diferentes posições nos componentes (6 para o motor e 4 para os mancais). Nota-se que o sistema de equações (1-3) é composto por 3 equações e 4 incógnitas, não possuindo uma solução única. Uma alternativa é determinar as condutâncias a partir da solução do seguinte problema de otimização:

$$\min_{UA_{i,j}} FO = \sqrt{R_1^2 + R_2^2 + R_3^2} \quad (4)$$

em que R_1 , R_2 e R_3 são os resíduos provenientes da solução numérica dos balanços de energia representados pelas equações (1-3):

$$R_1 = P_{est} + P_{rot} + P_{fer} + P_{adc} - UA_{3,1}(T_3 - T_1) - UA_{3,2}(T_3 - T_2) \quad (5)$$

$$R_2 = P_{mec} + UA_{3,2}(T_3 - T_2) - UA_{2,\infty}(T_2 - T_\infty) \quad (6)$$

e

$$R_3 = UA_{3,1}(T_3 - T_1) - UA_{1,\infty}(T_1 - T_\infty) \quad (7)$$

As equações 5, 6 e 7 são inseridas na equação 4, de modo que o problema de minimização não possua restrições. A solução obtida deve retornar um valor da função f suficientemente pequeno (menor que 0,1 W, por exemplo). O problema de otimização foi resolvido através do método GRG (*Generalized Reduced Gradient*), introduzido por Lasdon et al. (1978). Esse algoritmo está disponível no módulo Solver, um suplemento do *software* Microsoft Excel.

A tabela 3.4 apresenta os valores dos $UA_{i,j}$, os resíduos de cada equação de balanço de energia e os valores finais da função objetivo FO, referentes às calibrações do modelo em condição de 50% e 100% de carga.

Tabela 3.4 – Valores calculados para as condutâncias térmicas, resíduos e função objetivo

Carga [%]	50	100
$UA_{3,1}$ [W/K]	372,07	431,39
$UA_{3,2}$ [W/K]	327,76	316,91
$UA_{2,\infty}$ [W/K]	885,96	879,88
$UA_{1,\infty}$ [W/K]	531,11	838,86
R_1 [W]	0,018049	0,024327
R_2 [W]	0,012052	0,024207
R_3 [W]	0,008176	0,005509
FO [W]	0,023192	0,034758

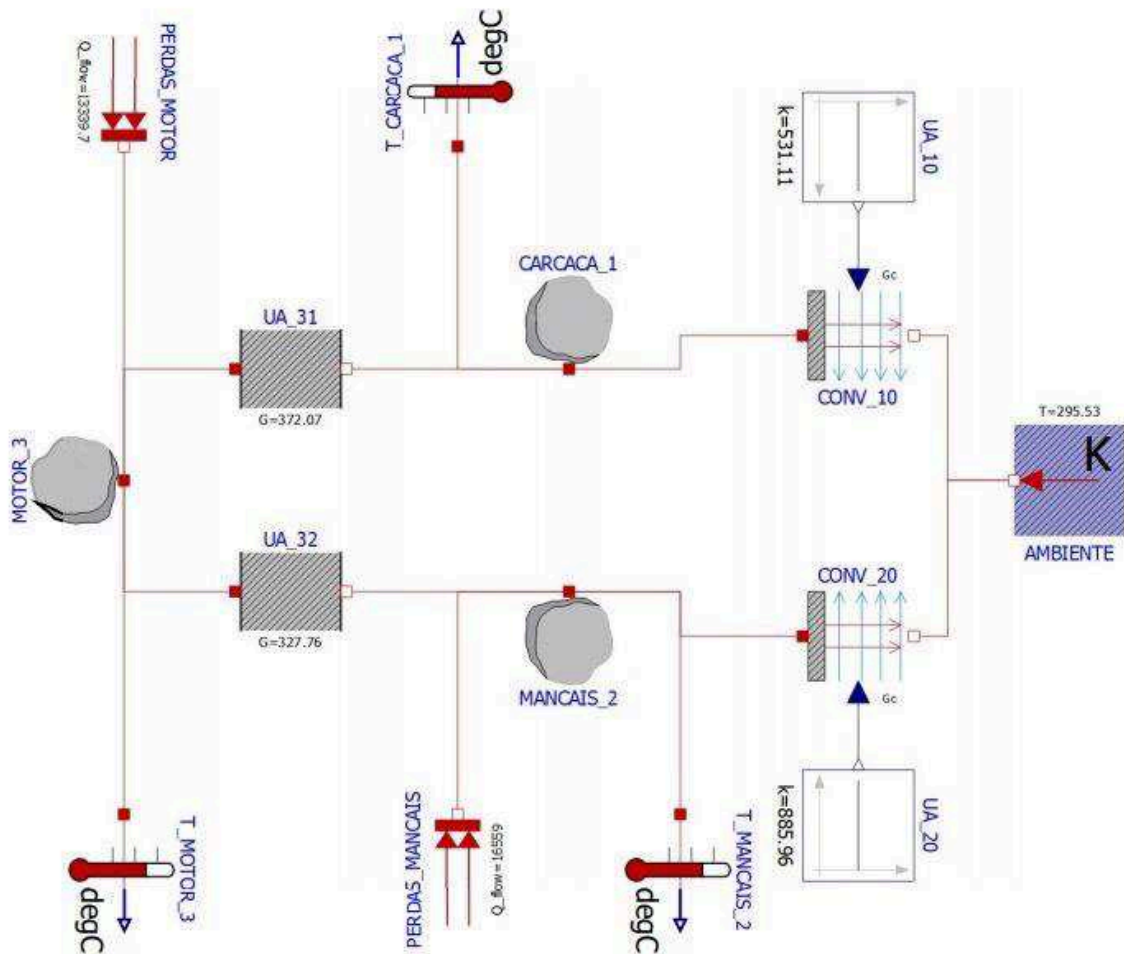
Fonte: o autor.

3.2.2 Simulação térmica

Em posse das condutâncias experimentais, o circuito térmico foi montado na plataforma de simulação OpenModelica. As condutâncias e as perdas são dados de entrada para o problema, e as incógnitas na etapa de simulação passam a ser as temperaturas de cada componente da máquina. A temperatura ambiente também é um dado de entrada. Um diagrama esquemático do modelo térmico programado no ambiente do *software* pode ser visto na figura 3.5.

O OpenModelica é um ambiente gratuito e de código aberto baseado na linguagem de modelagem Modelica, a qual, segundo Fritzson (2011), é orientada a objetos e permite a modelagem, simulação, otimização e análise de sistemas dinâmicos complexos. Por exemplo, sistemas mecânicos, elétricos, hidráulicos, térmicos e de controle.

Modelica é uma linguagem que vem sendo utilizada com frequência para modelagem de sistemas de diferentes naturezas. Casella *et. al.* (2006) exemplificaram um modelo típico de sistema de bombeamento de água potável, onde a água é bombeada de uma fonte por 4 bombas em paralelo através de um tubo e, sendo assim, a bomba liga e desliga para manter o nível do reservatório na altura desejada. Já Sodja e Zupančič (2009) reimplementaram um simulador de construção solar que foi originalmente construído no ambiente de simulação Matlab – Simulink. Assim, um ambiente muito superior em comparação com o anterior foi obtido, oferecendo a possibilidade de modelagem modular e orientada a objetos de alto nível.

Figura 3.5 – Diagrama do modelo no *software* OpenModelica

Fonte: o autor.

Os componentes CARCACA_1, MANCAIS_2 e MOTOR_3 representam os nós do circuito. As condutâncias entre componentes são inseridas através dos blocos UA_31, UA_32, CONV_10 e CONV_20, sendo os dois últimos vinculados à temperatura ambiente (AMBIENTE). As perdas em cada componente são inseridas através dos blocos PERDAS_MOTOR e PERDAS MANCAIS. Blocos para monitoramento de temperaturas ao longo da simulação também foram conectados: T_CARCACA_1, T_MANCAIS_2 e T_MOTOR_3.

As equações a serem resolvidas no circuito mostrado na figura 3.4 são semelhantes às equações (1-3), porém incluem o termo transiente no lado direito da equação, dado por $C \, dT/dt$, em que C é a capacidade térmica do componente [J/K] e t é o tempo [s]. Por padrão, os modelos implementados na plataforma OpenModelica são transientes. As equações diferenciais ordinárias (EDO's) são discretizadas e integradas numericamente pelo método de Euler. Foi feita uma análise para

adequação do passo de tempo a ser utilizado nas simulações realizadas, sendo este de 15 segundos.

Os valores de capacidade térmica foram obtidos por meio da multiplicação do respectivo calor específico “cp” do componente, em J/kg.K, com a sua massa “m” em kg. Todos os valores de calor específico foram retirados de Borgnakke e Sonntag (2013) e, para o componente motor, foi utilizado o calor específico correspondente ao material aço. Já para a carcaça e os mancais, foi utilizado o calor específico correspondente ao material ferro. A massa de cada componente foi obtida de medições experimentais. Os valores de calor específico, massa e capacidades térmicas adotadas neste trabalho são exibidos na tabela 3.5.

Tabela 3.5 – Massa, calor específico e capacidade térmica para cada componente

Componente	m [kg]	cp [J/Kg.K]	C [J/K]
Carcaça	3.553,205	447	1.588.282,635
Motor	6.376,481	480	3.060.710,880
Mancais	90,740	447	40.560,780

Fonte: o autor.

3.3 MODELAGEM COM A DIVISÃO DO COMPONENTE MOTOR

Visando melhorar a qualidade dos resultados obtidos com o modelo térmico, foi proposta a divisão do componente “motor” em dois novos componentes: estator e rotor. Essa fragmentação permite que as perdas sejam alocadas com mais precisão nos componentes do motor.

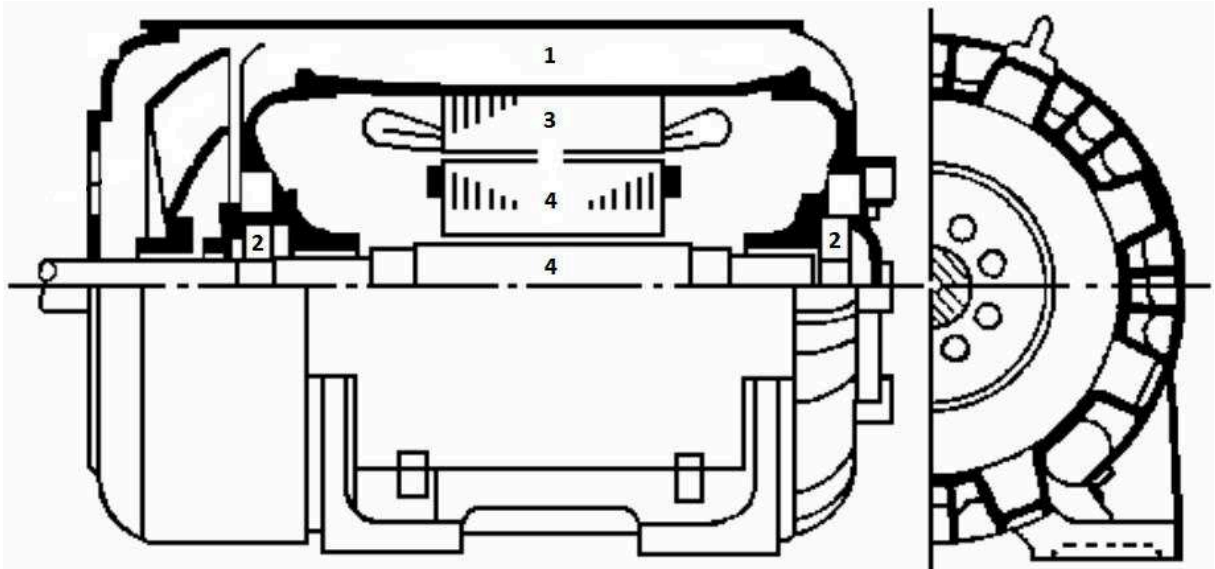
Foi feita então uma adaptação ao modelo térmico, atualizando também o circuito térmico equivalente. Consequentemente, todas as demais etapas foram alteradas e remodeladas de acordo. Essas etapas podem ser vistas nos tópicos que seguem.

3.3.1 Remontagem do modelo

Com a divisão do “motor” em estator e rotor, o novo modelo conta com 4 componentes. Na figura 3.6, pode-se observar a nova divisão, onde o número 1

continua correspondendo ao componente “carcaça” e o número 2 aos “mancais”, porém agora o número 3 representa apenas o “estator” e o número 4, o “rotor”.

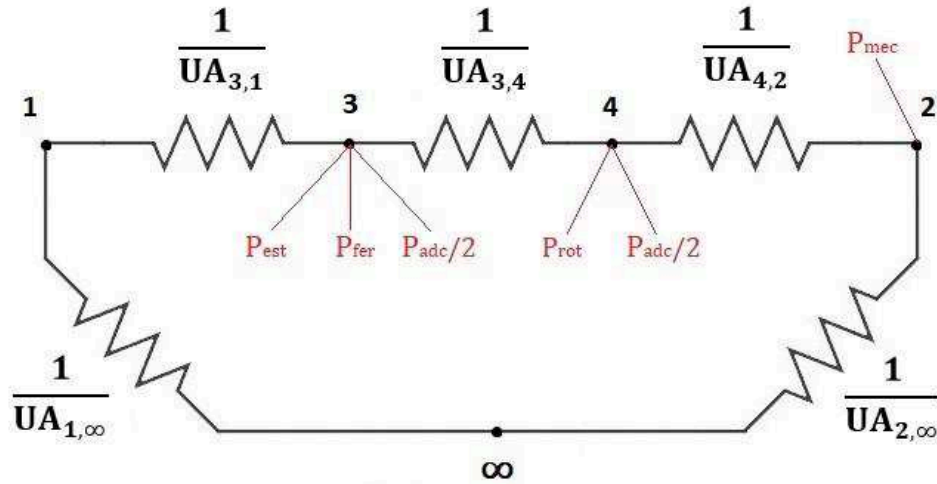
Figura 3.6 – Nova representação dos componentes



Fonte: adaptado de Voigtlener (2004).

Inicialmente seguiu-se com o mesmo processo, ou seja, foi descrito o novo circuito térmico equivalente do modelo proposto. As perdas foram redistribuídas como fontes de calor constantes no circuito do novo modelo. As perdas no estator, ferro e metade das perdas adicionais foram alocadas no nó do componente estator (3). As perdas no rotor e a outra metade das perdas adicionais foram alocadas no nó do componente rotor (4). Esta decisão de dividir as perdas adicionais se deu devido justamente à imprecisão da origem dessas perdas. Já as perdas mecânicas continuaram alocadas no nó do componente mancais (2). A figura 3.7 mostra a distribuição destas perdas no novo modelo térmico proposto.

Figura 3.7 – Distribuição das perdas no novo modelo



Fonte: o autor.

3.3.2 Calibração do novo modelo

A partir da definição do novo modelo do circuito térmico equivalente, foram então escritas as novas equações dos balanços de energia. Novamente, para cada um dos quatro componentes, foram descritas as entradas e saídas de calor do sistema. Os balanços de energia aplicados aos nós do estator (3), do rotor (4), dos mancais (2) e da carcaça (1) estão representados, respectivamente, por:

$$P_{est} + P_{fer} + P_{adc}/2 - UA_{3,1}(T_3 - T_1) - UA_{3,4}(T_3 - T_4) = 0 \quad (8)$$

$$P_{rot} + P_{adc}/2 + UA_{3,4}(T_3 - T_4) - UA_{4,2}(T_4 - T_2) = 0 \quad (9)$$

$$P_{mec} + UA_{4,2}(T_4 - T_2) - UA_{2,\infty}(T_2 - T_\infty) = 0 \quad (10)$$

$$e \quad UA_{3,1}(T_3 - T_1) - UA_{1,\infty}(T_1 - T_\infty) = 0 \quad (11)$$

Os valores das perdas e as temperaturas T_∞ , T_1 , T_2 e T_3 são conhecidas. Assume-se que as condutâncias $UA_{1,\infty}$ e $UA_{2,\infty}$ permanecem as mesmas do modelo anterior. As incógnitas das quatro equações tornam-se as três condutâncias $UA_{3,1}$, $UA_{3,4}$, e $UA_{4,2}$ e a temperatura T_4 . O interesse agora é resolver um sistema não-linear

4 x 4. Para tanto, pode-se utilizar novamente o suplemento Solver do *software* Microsoft Excel, entendendo que a solução do problema de otimização é a própria solução do sistema. A função objetivo a ser minimizada é:

$$\min_{UA_{3,1}; UA_{3,4}; UA_{4,2}; T_4} FO = \sqrt{R_8^2 + R_9^2 + R_{10}^2 + R_{11}^2} \quad (12)$$

sendo R_8 , R_9 , R_{10} e R_{11} os resíduos dos balanços de energia das equações (8-11):

$$R_8 = P_{est} + P_{fer} + P_{adc}/2 - UA_{3,1}(T_3 - T_1) - UA_{3,4}(T_3 - T_4) \quad (13)$$

$$R_9 = P_{rot} + P_{adc}/2 + UA_{3,4}(T_3 - T_4) - UA_{4,2}(T_4 - T_2) \quad (14)$$

$$R_{10} = P_{mec} + UA_{4,2}(T_4 - T_2) - UA_{2,\infty}(T_2 - T_\infty) \quad (15)$$

e

$$R_{11} = UA_{3,1}(T_3 - T_1) - UA_{1,\infty}(T_1 - T_\infty) \quad (16)$$

O procedimento foi repetido e então foram determinadas as incógnitas do novo modelo térmico. Os resultados podem ser vistos na tabela 3.6, onde utilizou-se novamente como dados de entrada os valores experimentais obtidos para 50% e 100% de carga.

Tabela 3.6 – Valores calculados para as condutâncias térmicas, resíduos e função objetivo para o novo modelo

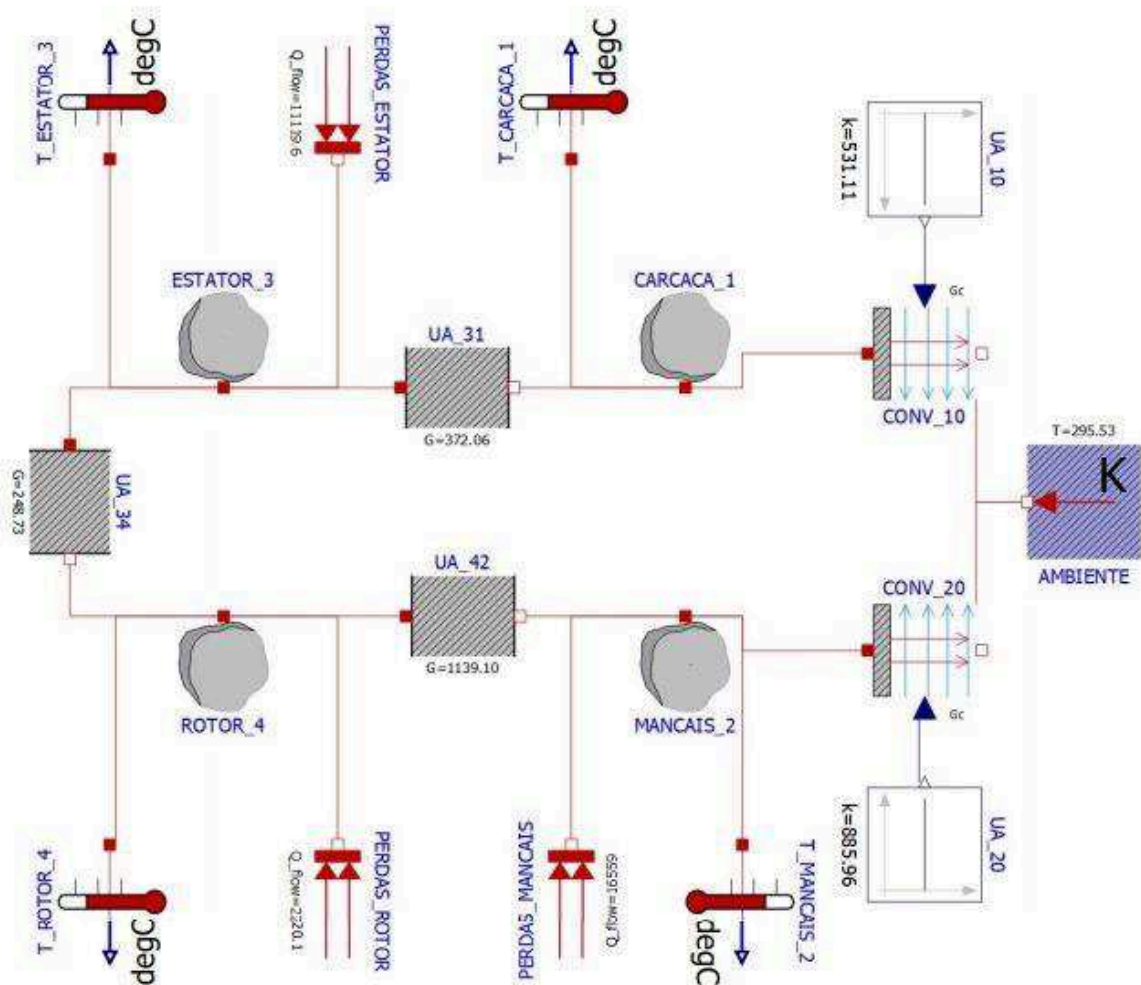
Carga [%]	50	100
$UA_{3,1}$ [W/K]	372,07	431,39
$UA_{3,4}$ [W/K]	248,73	143,60
$UA_{4,2}$ [W/K]	1139,10	409,73
T_4 [°C]	50,77	76,61
R_8 [W]	0,008310	0,022831
R_9 [W]	0,052266	0,008036
R_{10} [W]	0,030475	0,016335
R_{11} [W]	0,008176	0,039510
FO [W]	0,061615	0,049130

Fonte: o autor.

3.3.3 Simulação térmica do novo modelo

Em posse de todas as condutâncias experimentais, foi então introduzido o novo circuito térmico na plataforma de simulação OpenModelica. Novamente, as condutâncias e as perdas tornam-se dados de entrada do problema, e as novas incógnitas são os valores de temperatura para cada componente da máquina. A nova esquemática do modelo no ambiente do *software* pode ser vista na figura 3.8.

Figura 3.8 – Diagrama do novo modelo no *software* OpenModelica



Fonte: o autor.

Os componentes CARCACA_1, MANCAIS_2, ESTATOR_3 e ROTOR_4 representam os nós do circuito. As condutâncias entre componentes são inseridas através dos blocos UA_31, UA_34, UA_42, CONV_10 e CONV_20, sendo os dois últimos novamente vinculados à temperatura ambiente (AMBIENTE). As perdas em

cada componente são inseridas através dos blocos PERDAS_ESTATOR, PERDAS_ROTOR e PERDAS MANCAIS. Blocos para monitoramento de temperaturas ao longo da simulação também foram conectados: T_CARACA_1, T_MANCAIS_2, T_ESTATOR_3 e T_ROTOR_4.

Como já foi mencionado, os valores de calor específico que serão introduzidos ao modelo foram retirados de Borgnakke e Sonntag (2013), e tanto para o componente estator quanto para o componente rotor foi utilizado o calor específico correspondente ao material aço. Já para a carcaça e os mancais os valores continuam os mesmos, como pode ser visto na tabela 3.7.

Tabela 3.7 – Massa, calor específico e capacidade térmica para os componentes do novo modelo

Componente	m [kg]	cp [J/Kg.K]	C [J/K]
Carcaça	3.553,205	447	1.588.282,635
Estator	3.832,000	480	1.839.360,000
Rotor	2.544,481	480	1.221.350,880
Mancais	90,74	447	40.560,780

Fonte: o autor.

4 RESULTADOS

Com a realização da simulação dos modelos propostos, os dados obtidos foram sintetizados e serão apresentados ao longo desta seção.

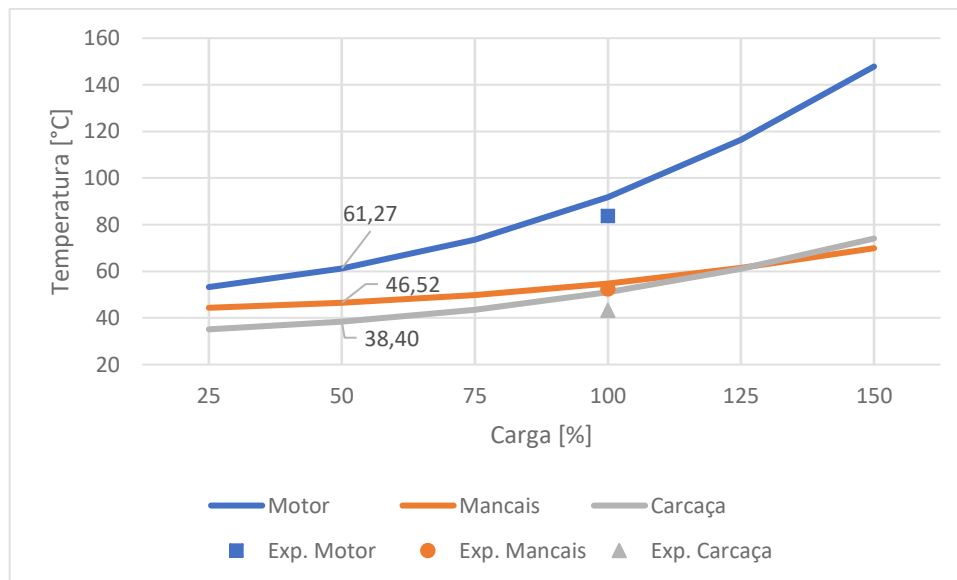
Tanto para o primeiro modelo com 3 componentes, quanto para o segundo com 4 componentes, foram avaliadas as distribuições de temperatura em função da carga para o caso de regime permanente, e as distribuições de temperatura em função do tempo para o caso de regime transiente.

Para a validação dos modelos foram feitas comparações com os dados experimentais e os resultados obtidos serão avaliados e discutidos. Por fim, foram feitas algumas análises de sensibilidade do modelo final.

4.1 MODELO INICIAL EM REGIME PERMANENTE

Inicialmente, o modelo foi calibrado com os valores experimentais obtidos à 50% de carga. Com a inserção do modelo no *software* OpenModelica e variando as condições de carga, obteve-se a distribuição de temperatura no motor, conforme ilustrado pela figura 4.1. Os resultados experimentais em 50% e 100% de carga também são apresentados, com a abreviação “Exp.”.

Figura 4.1 – Temperatura em função da carga para o modelo inicial calibrado em 50% de carga



Fonte: o autor.

É possível observar que a curva mais acentuada pertence ao componente motor, o que era esperado já que este componente engloba todas as perdas que variam com a carga. As temperaturas dos componentes mancais e carcaça apresentam um crescimento mais suave com o aumento da carga, o qual está associado à troca de calor com o componente motor.

A tabela 4.1 mostra os valores de temperatura calculados pelo modelo e obtidos de experimento na condição de 100% de carga. A diferença de temperatura média entre medição e previsão, $T_{\text{ensaio}} - T_{\text{simulado}}$, é de $-6,12 \pm 2,68$ °C (desvio padrão). O desvio padrão é uma estatística que indica a dispersão das diferenças de temperatura em torno do valor médio.

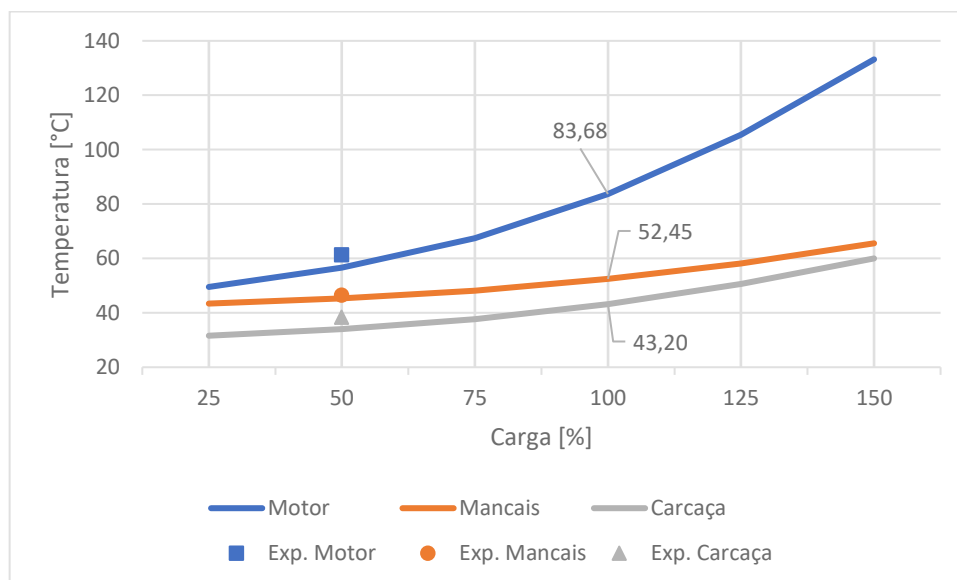
Tabela 4.1 – Diferença das temperaturas ensaiada e simulada em 100% de carga para cada componente (modelo inicial calibrado em 50% de carga)

Componente	T ensaio [°C]	T simulado [°C]	ΔT [°C]
Motor	83,68	91,88	-8,20
Mancais	52,45	54,79	-2,34
Carcaça	43,20	51,01	-7,81

Fonte: o autor.

Calibrando o modelo na condição de 100% de carga e fazendo simulações em outras condições, obtêm-se os resultados apresentados na figura 4.2. Novamente, os resultados experimentais são exibidos para comparação.

Figura 4.2 – Temperatura em função da carga para o modelo inicial calibrado em 100% de carga



Fonte: o autor.

Os comportamentos das curvas para a calibração em 100%, como esperado, permanecem os mesmos da calibração com 50%, ou seja, a temperatura aumenta com a elevação da carga. No entanto, os desvios entre previsões de temperatura e medições são aparentemente menores do que aqueles obtidos quando o modelo foi calibrado em 50% de carga.

A tabela 4.2 mostra os resultados para a condição de 50% de carga, observando-se uma diferença de temperatura média de $3,44 \pm 1,55$ °C, entre resultados experimentais e teóricos ($T_{\text{ensaio}} - T_{\text{simulado}}$). De fato, a magnitude dessa diferença de temperatura é menor do que aquela obtida com o modelo calibrado em

50% e simulado em 100% de carga ($-6,12 \pm 2,68$ °C). Isso é um indicativo de que o modelo calibrado em 100% de carga tem melhor desempenho do que o modelo calibrado em 50% de carga. Contudo, seria necessário comparar os resultados teóricos e experimentais em outras condições de carga, para poder obter uma conclusão sobre toda a faixa de operação.

Tabela 4.2 – Diferença das temperaturas ensaiada e simulada em 50% de carga para cada componente (modelo inicial calibrado em 100% de carga)

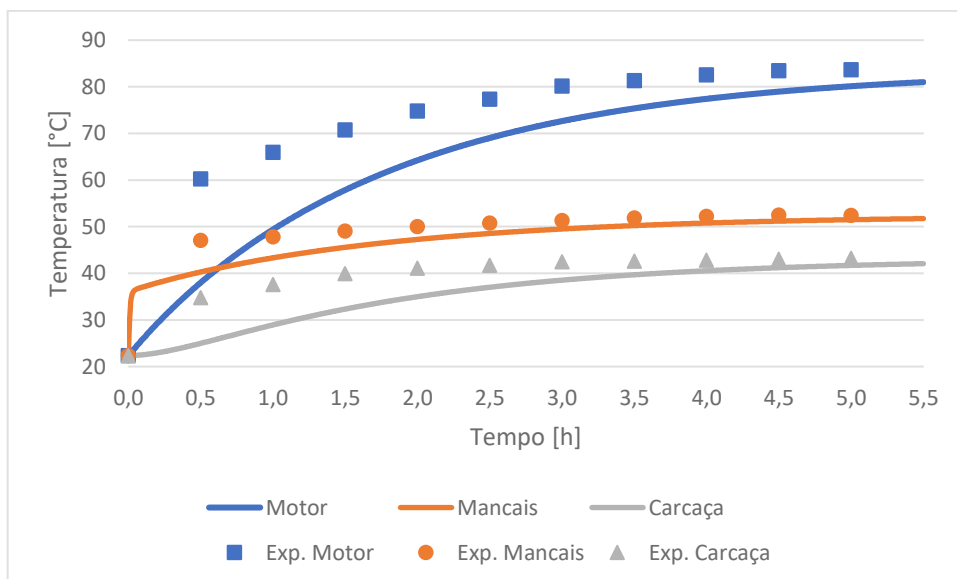
Componente	T ensaio [°C]	T simulado [°C]	ΔT [°C]
Motor	61,27	56,61	4,66
Mancais	46,53	45,28	1,25
Carcaça	38,40	34,00	4,40

Fonte: o autor.

4.2 MODELO INICIAL EM REGIME TRANSIENTE

A figura 4.3 apresenta resultados de temperatura em função do tempo para os componentes motor, mancais e carcaça em regime transiente. Os resultados foram obtidos na condição de calibração de 100% de carga. Os dados experimentais também são exibidos para verificação.

Figura 4.3 – Temperatura em função do tempo para todos os componentes do modelo inicial



Fonte: o autor.

Percebe-se que para a curva do componente carcaça, o modelo prevê um comportamento mais suave do início da curva em relação aos demais componentes, pois não há perdas alocadas para este componente e ele possui uma inércia térmica elevada. Os mancais, por sua vez, apresentam altas perdas mecânicas e inércia térmica muito baixa (a massa do componente é desprezível, se comparada às dos demais componentes), resultando em uma curva de temperatura com crescimento acentuado no início, com posterior suavização e estabilização. Por fim, o motor mostra um comportamento transiente intermediário em relação aos outros dois componentes. Ao mesmo tempo em que há uma alta concentração de perdas alocadas neste componente, o mesmo também possui uma alta capacidade térmica.

Percebe-se que todos os resultados teóricos de evolução de temperatura são subestimados em relação às medições, sugerindo que os valores de capacidade térmica possam estar superestimados.

Vale ressaltar que para uma análise mais precisa em regime transiente é necessário considerar a variação das condutâncias globais com o tempo. O modelo proposto desconsidera esta variação e por este principal motivo apresenta maiores variações entre as temperaturas ensaiadas e simuladas.

4.2.1 Análise de sensibilidade para as capacidades térmicas do modelo inicial

Nesta seção, realiza-se uma análise de sensibilidade dos resultados transientes do modelo em relação às capacidades térmicas prescritas nos componentes. Os valores de capacidade térmica utilizados anteriormente foram estimados considerando que os componentes são construídos de um único tipo de material. Nesta etapa, dividiu-se pela metade os valores inicialmente considerados para os componentes carcaça e motor, que podem englobar em si uma variedade de outros materiais e/ou possuem grandes massas e volumes. Os novos valores podem ser observados na tabela 4.3.

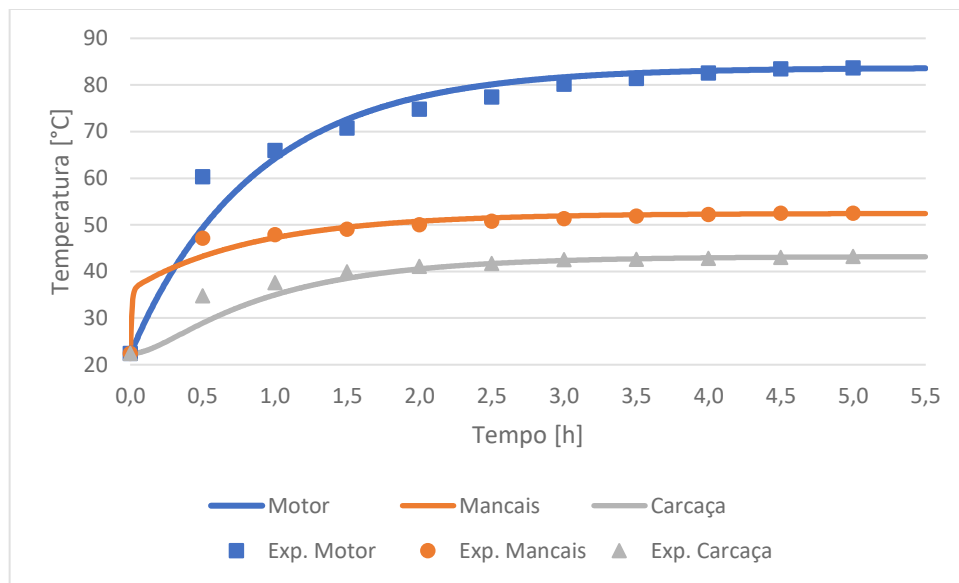
Tabela 4.3 – Novos valores de capacidade térmica para o modelo inicial

Componentes	C inicial [J/K]	C final [J/K]
Carcaça	1.588.282,635	794.141,318
Motor	3.060.710,880	1.530.355,440
Mancais	40.560,780	40.560,780

Fonte: o autor.

Depois do ajuste, o modelo foi novamente simulado e os resultados podem ser vistos nas figuras 4.4, que representa as curvas de temperatura em função do tempo para os componentes motor, mancais e carcaça.

Figura 4.4 - Temperatura em função do tempo para todos os componentes do novo modelo inicial



Fonte: o autor.

Percebe-se que, com este simples ajuste, o comportamento das curvas de todos os componentes aproximou-se dos valores experimentais obtidos em ensaio. A tabela 4.4 exhibe os valores médios das diferenças das temperaturas medidas e simuladas para os pontos de cada curva, antes e depois da correção dos valores de capacidade térmica. Os valores complementam o que já foi observado com o auxílio dos gráficos, ou seja, que o ajuste aproxima consideravelmente os valores teóricos das medições.

Tabela 4.4 – Média das diferenças de temperatura antes e depois do ajuste da capacidade térmica para o modelo inicial

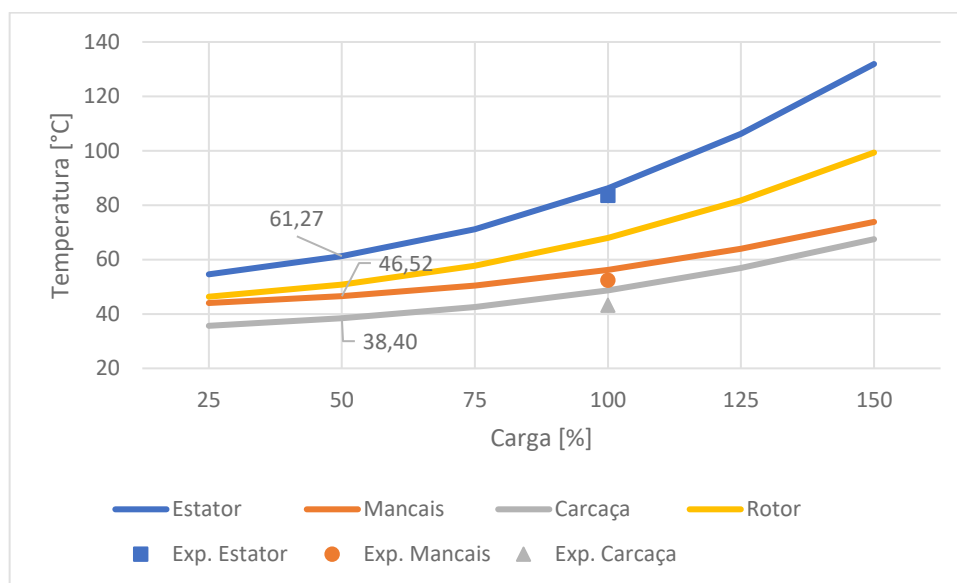
Ajuste	Motor [°C]	Mancais [°C]	Carcaça [°C]
Antes	9,73 ± 5,67	2,70 ± 1,72	4,93 ± 2,83
Depois	2,34 ± 2,99	0,74 ± 1,06	1,10 ± 1,78

Fonte: o autor.

4.3 MODELO FINAL EM REGIME PERMANENTE

Dividindo o componente motor em dois novos componentes, estator e rotor, o modelo foi novamente calibrado com os valores experimentais obtidos à 50% de carga. A figura 4.5 mostra a distribuição de temperatura no motor, obtida via simulação e medições (Exp.) em diferentes condições de carga.

Figura 4.5 – Temperatura em função da carga para o modelo final calibrado em 50% de carga



Fonte: o autor.

Nota-se que as características das curvas permanecem as mesmas, com os componentes do motor apresentando maior variação de temperatura com a carga. A curva mais acentuada corresponde ao componente estator, seguida da curva do componente rotor, que também gera parte das perdas por efeito Joule. Os componentes mancais e carçaça continuam apresentando uma variação de temperatura com a carga mais suave que os demais componentes, como esperado.

A tabela 4.5 mostra que a diferença média de temperatura entre medições e previsões é $-3,90 \pm 1,22$ °C para o novo modelo, enquanto era de $-6,12 \pm 2,68$ °C para o modelo anterior. Esse resultado sugere que uma divisão adicional do motor, separando-o em estator e rotor com suas respectivas perdas, confere melhoria nas previsões de temperatura.

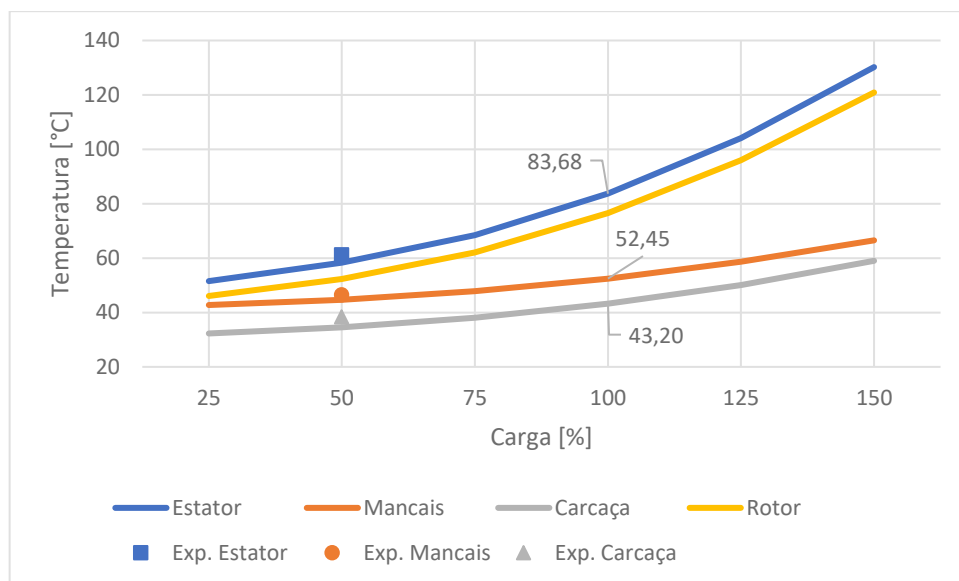
Tabela 4.5 – Diferença das temperaturas ensaiada e simulada em 100% de carga para cada componente (modelo final calibrado em 50% de carga)

Componente	T ensaio [°C]	T simulado [°C]	ΔT [°C]
Estator	83,68	86,16	-2,48
Mancais	52,45	56,20	-3,75
Carcaça	43,20	48,66	-5,46

Fonte: o autor.

A figura 4.6 mostra resultados de temperatura em função da carga, obtidos com o novo modelo calibrado a 100% de carga. Os dados experimentais também são plotados a título de comparação. As tendências de variação de temperatura seguem aquelas obtidas com o modelo anterior e com o novo modelo calibrado em 50% de carga, em que os componentes associados às perdas Joule apresentam maior variação de temperatura.

Figura 4.6 – Temperatura em função da carga para o modelo final calibrado em 100% de carga



Fonte: o autor.

Visando maior detalhamento, a tabela 4.6 ilustra os valores de temperatura medidos e calculados pelo novo modelo calibrado em 100% de carga, para a condição de 50% de carga. Na nova configuração, tem-se uma diferença média de $2,85 \pm 0,82$ °C entre as temperaturas ensaiadas e simuladas, enquanto que o modelo anterior indicava $3,90 \pm 1,22$ °C. Isso mostra uma pequena melhoria no desempenho do modelo ao incluir uma divisão adicional no motor. A tabela 4.7 sintetiza as diferenças

médias de temperatura obtidas nos dois modelos sob as condições de calibração de 50% e 100% de carga.

Tabela 4.6 – Diferença das temperaturas ensaiada e simulada em 50% de carga para cada componente (modelo final calibrado em 100% de carga)

Componente	T ensaio [°C]	T simulado [°C]	ΔT [°C]
Estator	61,27	58,35	2,92
Mancais	46,53	44,72	1,81
Carcaça	38,40	34,59	3,81

Fonte: o autor.

Tabela 4.7 – Médias das diferenças de temperatura ensaiada e simulada para os modelos inicial e final, com calibração em 50% e 100% de carga

Modelo	Calibrado em 50% [°C]	Calibrado em 100% [°C]
Inicial	-6,12 \pm 2,68	3,44 \pm 1,55
Final	-3,90 \pm 1,22	2,85 \pm 0,82

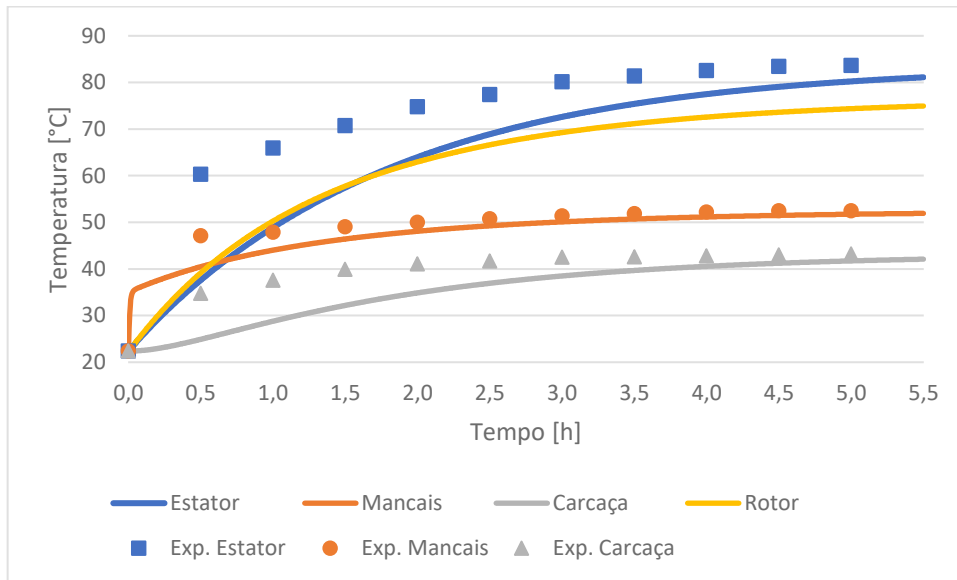
Fonte: o autor.

Observando ainda a tabela 4.7, salienta-se que o modelo novo apresenta valores de desvio padrão (em relação à média de diferenças de temperatura) menores do que o modelo anterior. Isto é, além de menor diferença média de temperatura entre medições e previsões teóricas, a diferença de temperatura medida e prevista entre componentes tem menor dispersão com o modelo novo. Quanto menor for o desvio padrão, menos disperso são os valores que representam a média das diferenças de temperatura ($T_{\text{ensaio}} - T_{\text{simulado}}$) em cada componente.

4.4 MODELO FINAL EM REGIME TRANSIENTE

A figura 4.7 mostra os resultados de temperatura em função do tempo, obtidos com o novo modelo, para os componentes estator, mancais, carcaça e rotor. Essa análise foi conduzida com o modelo calibrado em 100% de carga. Os dados experimentais são plotados para todos os componentes, com exceção do rotor, pois não há medições disponíveis.

Figura 4.7 – Temperatura em função do tempo para todos os componentes do novo modelo



Fonte: o autor.

Os resultados mostram tendências similares às aquelas observadas com o modelo de apenas 3 componentes. A curva do componente carcaça continua com um comportamento mais suave, ao mesmo tempo em que a curva do componente mancais continua com seu início acentuado, com posterior suavização e estabilização.

Por fim, os componentes estator e rotor têm comportamentos semelhantes, visto que os mesmos derivam do componente motor e herdam suas perdas. Novamente, a simulação prevê valores menores de temperatura que as medições durante o período de aquecimento do motor. Isso significa que a divisão do motor em dois componentes não afetou os resultados durante o período transiente. Por isso, realizou-se também o procedimento de ajuste de capacidade térmica de componentes no modelo novo.

4.4.1 Análise de sensibilidade para as capacidades térmicas do modelo final

Nesta etapa, os componentes estator, rotor e carcaça tiveram suas capacidades térmicas reduzidas pela metade, da mesma forma como foi realizado para o modelo anterior. Os novos valores de capacidade térmica são mostrados na tabela 4.8.

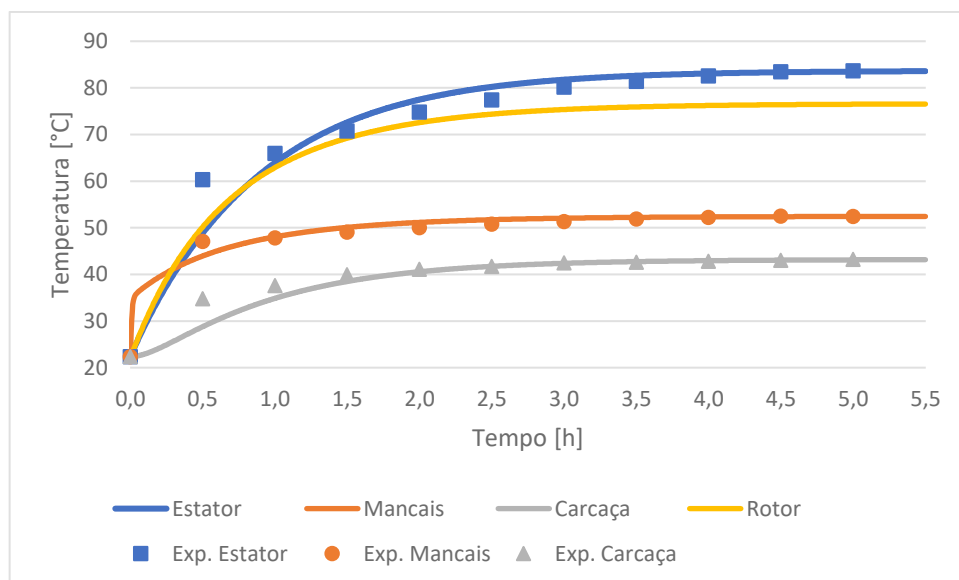
Tabela 4.8 – Novos valores de capacidade térmica para o modelo final

Componentes	C inicial [J/K]	C final [J/K]
Carcaça	1.588.282,635	794.141,318
Estator	1.839.360,000	919.680,000
Mancais	40.560,780	40.560,780
Rotor	1.221.350,880	610.675,440

Fonte: o autor.

Com estes novos valores, o modelo foi novamente simulado e os resultados podem ser vistos na figura 4.8, que representa as curvas de temperatura em função do tempo para os componentes estator, mancais, carcaça e rotor.

Figura 4.8 - Temperatura em função do tempo para todos os componentes do novo modelo final



Fonte: o autor.

Percebe-se que, novamente com o mesmo ajuste, o comportamento das curvas de todos os componentes aproximou-se dos valores experimentais obtidos em ensaio. Esses resultados são aparentemente semelhantes àqueles obtidos com o modelo anterior. A tabela 4.9 detalha ainda mais os resultados, mostrando os valores médios das diferenças de temperaturas medidas e simuladas para os pontos de cada curva, antes e depois da correção do valor de capacidade térmica, tanto para o modelo anterior quanto para o modelo novo.

Tabela 4.9 – Média das diferenças de temperatura antes e depois do ajuste da capacidade térmica

Modelo	Ajuste [°C]	Estator [°C]	Mancais [°C]	Carcaça [°C]
Inicial	Antes	9,73 ± 5,67	2,70 ± 1,72	4,93 ± 2,83
	Depois	2,34 ± 2,99	0,74 ± 1,06	1,10 ± 1,78
Final	Antes	9,87 ± 5,87	2,17 ± 1,73	4,98 ± 2,88
	Depois	0,29 ± 3,96	0,12 ± 1,17	1,05 ± 1,87

Fonte: o autor.

De acordo com os resultados da tabela 4.9, é evidente que apenas a mudança realizada no modelo (de 3 para 4 componentes) não é suficiente para uma melhoria dos resultados. Quando se combina a mudança de modelo com o ajuste dos valores de capacidade térmica, têm-se uma pequena melhoria em termos de diferença média de temperatura.

É importante frisar que o ajuste realizado é empírico e que o intuito de sua implementação foi verificar a sensibilidade da resposta transiente do modelo simplificado, em relação à capacidade térmica de alguns componentes. Certamente, o modelo necessita de uma divisão do motor em maior quantidade de elementos, tentando separar componentes de diferentes materiais e distribuindo adequadamente as perdas, de modo a prever o aquecimento transiente de componentes sem necessidade de grandes ajustes.

5 CONCLUSÃO

Em geral, a faixa de operação de um motor elétrico é limitada por questões térmicas. O componente crítico é o isolamento elétrico, presente nos enrolamentos do estator. Se sua temperatura de operação for superior a um valor máximo admissível, o isolamento começa a degradar, podendo causar curto-circuito e conseqüente falha do motor. Por esse motivo, é fundamental dispor de modelos teóricos que permitam prever a temperatura em diferentes regiões do motor e sob diferentes condições de carga. Nesse sentido, o presente trabalho desenvolveu um modelo teórico simplificado para determinar a distribuição de temperatura de componentes de um motor de indução do tipo TEFC, sob diferentes condições de carga. Duas propostas de modelo foram apresentadas, uma em que o motor é dividido em 3 elementos (motor, mancais e carcaça) e outra em que é dividido em 4 elementos (estator, rotor, mancais e

carcaça). Testes experimentais foram conduzidos para gerar dados de entrada para os modelos, bem como prover resultados para validação. Os modelos foram calibrados com dados experimentais em duas condições de carga (50 e 100% da carga nominal) e avaliados nestas condições. Os resultados mostraram aumento de temperatura dos componentes com o aumento da carga, o que faz sentido, uma vez que as perdas por efeito Joule também aumentam. Considerando calibração em 50% de carga e operação em 100% de carga, a diferença média entre temperaturas medidas e calculadas foi de 6,12 °C para o modelo de 3 divisões e de 3,90 °C para o modelo de 4 divisões. Esses resultados são relativamente bons, dada a simplicidade dos modelos, e indicam que melhor divisão e alocação das perdas melhora a qualidade dos resultados. Por fim, foi realizada uma análise do desempenho dos modelos em regime transiente. Simulações preliminares mostraram desvio significativo entre resultados teóricos e medições. Ajustes foram realizados, reduzindo-se em 50% as capacidades térmicas do estator, rotor e carcaça. Em função disso, os resultados teóricos se aproximaram consideravelmente dos dados experimentais durante período de aquecimento, com diferença média entre temperaturas medidas e calculadas (modelo de 4 componentes) inferior a 1 °C. Entretanto sabe-se que este ajuste foi superestimado, uma vez que não se espera um erro tão elevado nos dados estimados para a capacidade térmica.

As sugestões para trabalhos futuros são as seguintes:

- validar os resultados dos modelos em outras condições de carga;
- instrumentar o motor com outros pontos de temperatura, a fim de gerar dados adicionais para calibração e validação do modelo. Uma maior quantidade de pontos de medição permite identificar gradientes de temperatura e adotar uma melhor divisão do modelo teórico;
- incluir outros componentes do motor no modelo, como por exemplo, o ar no interior do motor;
- investigar melhor a transferência de calor transiente entre componentes a partir de uma divisão mais refinada do motor e melhor alocação das perdas distribuídas;

REFERÊNCIAS

- AARNIOVUORI, L.; NIEMELÄ, M.; PYRHÖNEN, J.; CAO, W.; AGAMLOH E. B. **Loss Components and Performance of Modern Induction Motors**. Conference Paper, European Union. 2018, 8 p.
- BAKER, B. **Temperature Sensing Technologies**. Chandler: Microchip Technology Inc., 2002. 13 p.
- CASELLA, F.; OTTER, M.; PROELSS, K.; RICHTER, C.; TUMMESCHEIT, H. **The Modelica Fluid and Media library for modeling of incompressible and compressible thermo-fluid pipe networks**. In: Proceedings of the Modelica Conference. 2006. p. 631-640.
- CENGEL, Y.; BOLES, M. **Thermodynamics: An Engineering Approach**. 8. ed. Boston: McGraw Hill, 2015. 988p.
- CEZÁRIO, C. A. **Análise do escoamento do ar em motores de indução totalmente fechados**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, p 151. 2007.
- CHAPMAN, S. J. **Fundamentos de máquinas elétricas**. [S.l.]: AMGH Editora, 2012.
- CHEN, Y.; ZHU, X.; QUAN, L.; WANG, L. **Performance Analysis of a Double-Salient Permanent-Magnet Double-Rotor Motor Using Electromagnetic-Thermal Coupling Method**. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, v. 25, n. 4. 2016.
- DEL TORO, V. **Fundamentos de Máquinas Elétricas**. Prentice Hall do Brasil, Rio de Janeiro, 1994.
- DUTRA, T. **Modelagem Integrada para Simulação de Compressores Alternativos Herméticos com Ênfase no Motor de Indução**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, p.266. 2016.
- FRITZSON, Peter. **Introduction to modeling and simulation of technical and physical systems with Modelica**. John Wiley & Sons, 2011.
- HEWITT, G. F.; SHIRES, G. L.; BOTT, T. R. **Process Heat Transfer**. Boca Raton: CRC Press, 1994.
- HUAI, Y.; MELNIK, R. V. N.; THOGERSEN, P. B. **Computational Analysis of Temperature Rise Phenomena in Electric Induction Motors**. Applied Thermal Engineering, v. 23, pp. 779-795. 2003.
- INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P.; BERGMAN, T. L.; LAVINE, A. S. **Fundamentos de transferência de calor e de massa**. 6. ed. Rio de Janeiro: Ltc, 2008, 643 p.

INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION. **IEC 60034-1**: Rotating electrical machines - Part 1: Rating and performance. Geneva, p. 222. 2017.

INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION. **IEC 60034-2-1**: Rotating electrical machines - Part 2-1: Standard methods for determining losses and efficiency from tests (excluding machines for traction vehicles). Geneva, p. 186. 2014.

KREITH, F.; BOHN, M. **Princípios de Transferência de Calor**. Cengage Learning, São Paulo, 2003.

LASDON, L. S.; WAREN, A. D.; JAIN, A.; RATNER, M. **Design and Testing of a Generalized Reduced Gradient Code for Nonlinear Programming**. Journal ACM Trans. on Mathematical Software, vol. 4, no. 1, pp. 34-50, March 1978.

LI, W.; CAO, J.; ZHANG, X. **Electrothermal Analysis of Induction Motor with Compound Cage Rotor Used for PHEV**. IEEE Transactions on Industrial Electronics, v. 57, n. 2, pp. 660-668. 2010.

MELLOR, P. H.; ROBERTS, D.; TURNER, D. R. **Lumped Parameter Thermal Model for Electrical Machines of TEFC Design**. IEE Proceedings-B, v. 138, n. 5, pp. 205-218. 1991.

MEZANI, S.; TAKORABET, N.; LAPORTE, B. **A combined Electromagnetic and Thermal Analysis of Induction Motors**. IEEE Transactions on Magnetics, v. 41, n. 5, pp. 1572-1575. 2005.

MORGADO, R. J. L. **Estudo e aplicação de um sistema de controle automático de temperatura ambiente**. São Carlos, 2008. 62 p.

NASCIMENTO JUNIOR, G. C. do. **Máquinas Elétricas – Teorias e ensaios**. 4 ed. São Paulo: Érica. 2011, 266 p.

OLIVEIRA, J. G. S. M. de. **Materiais usados na construção de motores elétricos**. Departamento de Engenharia Elétrica - Pontifícia Universidade Católica do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, p. 70. 2009.

ORGNAKKE, C.; SONNTAG, R. E. **Fundamentos da termodinâmica**. 7. ed. São Paulo: Edgard Blucher, 2009. 659p.

ROHSENOW, W. M.; HARTNETT, J. P.; CHO, Y. I. **Handbook of Heat Transfer**. 3.ed. New York: McGraw-Hill, 1998.

SEN, P. C. **Principles of Electric Machines and Power Electronics**. Wiley, 3 ed. Kingston, Ontario, Canada. 2014, 642 p.

SILVA, D. A. C. da; SANTOS, E. B. dos; FERNANDES, U. B. **Conceitos essenciais sobre mancais de rolamento e de deslizamento**. Tecnologia em Mecatrônica Industrial - Faculdade de Tecnologia de Garça (FATEC). Garça, p. 10. 2018.

SODJA, A.; ZUPANČIČ, B. **Modelling thermal processes in buildings using an object-oriented approach and Modelica**. Simulation Modelling Practice and Theory, v. 17, n. 6, p. 1143-1159, 2009.

SOUSA, F. L. de. **Sensores de Temperatura, Aquecedores Elétricos, Termostatos e Controladores de Estado Sólido**. In: Ciclo de palestras sobre controle térmico de satélites. São José dos Campos: INPE, 2003. 31 p.

TIPLER, P. A., MOSCA, G. **Física para Cientistas e Engenheiros: Mecânica, Oscilações e Ondas, Termodinâmica**. v2, Edit. LTC, 2006.

UMANS, S. D. **Máquinas Elétricas de Fitzgerald e Kingsley**. Mc Graw Hill Education. 7 ed. Porto Alegre. 2014, 724 p.

VOIGDLENER, T. **Escoamento e Transferência de Calor em Motores Elétricos de Indução**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, p. 182. 2004.

WEG. **DT-6: Motores elétricos assíncronos e síncronos de média tensão – especificação, características e manutenção**. Revisão 3.07/2015. Jaraguá do Sul. 2015, 166 p.

SIMPLIFIED THERMAL MODEL FOR AN INDUCTION MOTOR

ABSTRACT

The electrical motor is a device used to convert electrical energy into mechanical energy and it is responsible today for providing the driving force for almost all tools, especially in the industrial sector. One of the most critical parts of the design of an electrical motor is the insulation of its windings, which has a maximum tolerable temperature limit for the correct operation of the machine. In other words, the maximum winding temperature limits the maximum power that can be supplied continuously by the motor. In the same line, there is an increasing need for thermal models that allow the prediction of temperature distribution in the components of an electrical motor. In this way, the present work has the objective of developing a simplified thermal model in order to determine the temperature distribution of the components of an induction motor under different load conditions. To this end, a simplified theoretical model was implemented using a thermal circuit with interconnections between components modeled by global conductances. Experimental tests were carried out to obtain the input and calibration data of the model. Afterwards, the model was simulated with OpenModelica software. The results obtained from the simulation were evaluated and discussed. Finally, a sensitivity analysis of the thermal capacities for the transient behavior of the model was performed. Comparing the simulation results with the measurements, typical temperature deviations below 4 °C were observed.

Keywords: Thermal model. Electrical motor. Modelica language.

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente à empresa WEG Equipamentos Elétricos S.A. e à toda a sua equipe de colaboradores, especialmente aos que se envolveram com este trabalho direta ou indiretamente, e que não mediram esforços para que tudo ocorresse da melhor forma possível e possibilitaram que este trabalho fosse realizado.

Agradeço também aos professores do curso de Engenharia de Energia, que com toda dedicação transmitem seu conhecimento e possibilitam a formação de profissionais muito bem qualificados. Em especial ao meu orientador, professor Dr. Thiago Dutra, que me guiou com muita sabedoria ao longo de todo o trabalho.

Por fim, agradeço à todas as pessoas que estiveram comigo neste momento da minha vida, me dando suporte e me acolhendo sempre que necessário, em especial à minha família e ao meu namorado, Matheus Padilha Marques.

APÊNDICE A – Dados técnicos do motor

Tipo: Motor trifásico de Indução – Rotor de gaiola.

Tamanho da carcaça: 560 mm.

Potência: 1000 kW.

Número de polos: 4.

Frequência: 50 Hz.

Tensão nominal: 11000 V.

Corrente nominal: 61.9 A.

I_p/I_n (p.u): 8.5.

Rotação nominal: 1494 rpm.

Classe do isolamento: H.

Fator de serviço: 1.00.

Elevação de temperatura: 80 K.

Regime de serviço: S1.

Temperatura ambiente: -20 °C a 40 °C.

Altitude: 1000 m.

Grau de proteção: IP55.

Método de refrigeração: TEFC.

Forma construtiva: B3T.

Método de partida: Partida direta.

Sentido de rotação: Ambos.

Massa aproximada: 10963 kg.