



UNIVERSIDADE DA BEIRA INTERIOR
Engenharia

Análise Térmica de uma Máquina Assíncrona Baseada em Metodologias Multifísicas

(Versão final após defesa)

Pedro Cabral André

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em
Engenharia Eletromecânica
(2º ciclo de estudos)

Orientador: Prof. Doutor António João Marques Cardoso
Co-orientadora: Doutora Amel Mohamed SalahAdouni

Covilhã, Abril de 2020

Agradecimentos

Queria agradecer em primeiro lugar aos meus pais e à minha irmã, por todo o apoio dado ao longo dos anos e pela possibilidade de seguir o meu percurso académico, pois sem eles não teria sido possível atingir este objetivo.

Em segundo lugar, gostaria de agradecer ao professor Doutor António João Marques Cardoso e à Doutora Amel Mohamed SalahAdounipela orientação e disponibilidade que me providenciaram. Também quero expressar os meus agradecimentos aos colegas do laboratório CISE | LSE e à WEG.

Por último, gostaria de agradecer a todos os amigos e namorada que me acompanharam ao longo deste percurso.

Resumo

O motor de indução trifásico é uma das máquinas elétricas mais utilizadas na indústria, pelo que, o conhecimento detalhado do seu funcionamento torna-se essencial. Em muitas aplicações, o motor de indução trifásico opera num ambiente de pequenas dimensões e elevada temperatura ambiente. Todas estas condições permitem uma rápida concentração de calor. Em caso de altas temperaturas, alguns componentes serão deteriorados. Portanto, a análise térmica reveste-se de grande importância no estudo desta máquina. A análise térmica pode ser realizada através de métodos analíticos, como o método dos parâmetros concentrados, ou através de métodos numéricos, como o método dos elementos finitos, ou ainda através da dinâmica de fluídos computacional.

No presente trabalho é descrito o comportamento térmico de um motor de indução trifásico operando sob condições saudáveis e com um desequilíbrio no sistema de alimentação, através de uma abordagem multifísica. A análise térmica é realizada através da construção de uma rede térmica de parâmetros concentrados, em ambiente Matlab\Simulink, que descreve as transferências de calor existentes na máquina. As transferências de calor dependem das perdas existentes no motor, pelo que, estas necessitam de ser determinadas. Uma máquina elétrica em funcionamento apresenta três tipos de perdas: perdas por efeito de Joule, perdas no núcleo da máquina e perdas mecânicas. Todos estes fenómenos foram quantificados de forma a obter uma caracterização térmica fiável.

De forma a validar os resultados obtidos através da rede térmica desenvolvida, foi realizado um estudo experimental da máquina em condições saudáveis e em condições de desequilíbrio das tensões de alimentação.

Palavras-chave

Motor de indução, análise térmica, multifísica, rede térmica de parâmetros concentrados (LPTN).

Abstract

The three-phase induction motor is one of the most widely used electric machines in the industry; therefore a detailed knowledge of its operation becomes essential. In many applications, the induction motor operates in a small space environment and high ambient temperature. All these conditions allow a rapid concentration of heat. In case of high temperatures, some components will be damaged. Therefore, thermal analysis is a very important issue in the study of this machine. Thermal analysis can be performed by analytical methods, such as the lumped parameter method, or by numerical approaches, such as the finite element method, or through computational fluid dynamics.

In the present work, the thermal behavior of an induction motor operating under healthy conditions and with unbalance supply conditions is described through a multiphysics approach. The thermal analysis is performed by building a lumped parameter thermal network in Matlab\Simulink software, which describes the heat transfers in the machine. Heat transfers depend on engine losses, and therefore they need to be determined. An operating electrical machine has three types of losses: Joule effect losses, core losses, and mechanical losses. All these phenomena have been quantified to obtain a reliable thermal characterization.

In order to validate the results obtained through the developed thermal network, an experimental study of the machine was carried out under healthy and unbalanced supply voltage conditions.

Keywords

Induction motor, thermal analysis, multiphysics, lumped parameter thermal network (LPTN).

Índice

Capítulo 1	1
1.1 Introdução	1
Capítulo 2: Estado da arte da Análise Térmica	3
2.1 Definição e Objetivos	3
2.2 Métodos	4
2.2.1 Rede Térmica de Parâmetros Concentrados	4
2.2.1.1 Descrição	4
2.2.1.2 Princípios	6
2.2.2 Métodos dos Elementos Finitos	8
2.2.2.1 Descrição	8
2.2.2.2 Princípios	9
2.2.3 Dinâmica de Fluídos Computacional (CFD).....	10
2.2.3.1 Descrição	10
2.2.3.2 Princípios	11
2.3 Comparação	12
2.4 Conclusão	13
Capítulo 3: Máquina Assíncrona	15
3.1 História	15
3.2 Descrição	16
3.2.1 Estator	17
3.2.2 Rotor	17
3.3 Modo de Funcionamento	18
3.3.1 Lei de Faraday e Lenz	19
3.3.2 Modelo da Máquina Assíncrona no referencial abc	20
3.3.3 Modelo da Máquina Assíncrona no referencial dq0	25
3.3.3.1 Transformada dq0	25
3.3.3.2 Modelo da Máquina	25
3.3.3 Componentes Simétricas	27
3.4 Conclusão	30
Capítulo 4: Análise das perdas	31
4.1 Definição	31
4.2 Formulação das Perdas	32
4.2.1 Perdas por Efeito de Joule	32
4.2.2 Perdas do Núcleo	32
4.2.2.1 Aproximação das perdas ferromagnéticas	34
4.2.2.2 Fórmula de Bertotti	34

4.2.3 Perdas Mecânicas	35
4.3 Balanço de Potência	37
4.4 Conclusão	38
Capítulo 5: Análise Térmica	39
5.1 Abordagem multifísica	39
5.1.1 Definição	39
5.1.2 Formulação para o Regime Estacionário	40
Capítulo 6: Resultados da Simulação	47
6.1 Regime Estacionário	48
6.1.1 Alimentação Desequilibrada	48
6.2 Regime Transitório	51
Capítulo 7: Validação dos Resultados Obtidos.....	55
7.1 Descrição do Protótipo Experimental.....	55
7.2 Validação Experimental	56
Capítulo 8: Conclusão	59
Referências.....	61
Anexo A: Ensaio Económico Motor de Indução	67
Anexo B: Equações Estado Transitório	71

Lista de Figuras

Figura 1 -Rede térmica detalhada de um motor de indução [16]	5
Figura 2 -Exemplo análise FEA de um motor de indução (distribuição da densidade de fluxo magnético) [34]	8
Figura 3-Análise CFD de um motor de indução [10]	11
Figura 4 - Descrição do Motor de Indução [44]	16
Figura 5 -Estator de um MI com os enrolamentos parcialmente completos [40].	17
Figura 6 -Esquema elementar de um rotor em gaiola de esquilo e um rotor bobinado, respectivamente [22].....	18
Figura 7 -Representação gráfica da força magneto motriz em três instantes de tempo	19
Figura 8 -Esquema equivalente do circuito do estator [37].	20
Figura 9 -Esquema equivalente do circuito do rotor [37].....	21
Figura 10 -Esquema equivalente do circuito do rotor modificado [37].....	22
Figura 11 -Esquema equivalente final do circuito do rotor [37]	22
Figura 12 -Esquema equivalente do IM recomendado pelo IEEE [37].....	22
Figura 13 -Sistema trifásico assimétrico. (a) Sequência positiva. (b) Sequência negativa. (c) Sequência zero. (d) [51].	29
Figura 14 -Esquema equivalente do MI para a sequência positiva [52].....	29
Figura 15 -Esquema equivalente do MI para a sequência negativa [52].....	30
Figura 16 -Ciclo de histerese típico de um material ferromagnético [57].	33
Figura 17 -Diferentes métodos utilizados no cálculo das perdas ferromagnéticas[59].	33
Figura 18-Diagrama de potência do motor de indução.....	37
Figura 19 -Modelo do motor de indução, baseado no LPTN	40
Figura 20 -Transferência de calor na direção axial num cilindro oco [13]	41
Figura 21 -Geometria do estator do MI.	47
Figura 22 -Distribuição das perdas por efeito de Joule e perdas do núcleo do estator para cada caso em estudo.	49
Figura 23 -Análise térmica no regime transitório do MI para os componentes em estudo (T_{gap}) (T_{th}), (T_{win}), (T_{ins}), (T_{co}) e (T_{fra}),para os diferentes casos em estudo: A, B, C, D, E, F.	54
Figura 24 -Posição dos sensores de temperatura no motor de indução [67].	55
Figura 25 -Configuração experimental do banco de ensaio utilizado para a realização dos ensaios experimentais [67].....	56
Figura 26 -Comparação entre a temperatura obtida através da simulação e os valores medidos no sensor PT 100 2A para os diferentes casos em estudo.	56
Figura 27-Comparação entre a temperatura obtida através da simulação e os valores medidos no sensor PT 100 3 para os diferentes casos em estudo.	57
Figura 28 -Esquema equivalente do motor de indução no ensaio em vazio [37]	67
Figura 29 -Esquema equivalente do motor de indução do rotor bloqueado [37].	68

Lista de Tabelas

Tabela 1 - Analogia entre a componente térmica e a componente elétrica	5
Tabela 2 - Analogia entre a componente da mecânica de fluídos e a componente elétrica	5
Tabela 3 - Leis de Maxwell	10
Tabela 4 - Correspondências do esquema equivalente da Figura 8.....	20
Tabela 5 - Correspondências do esquema equivalente da Figura 9.....	21
Tabela 6 - Classificação dos diferentes tipos de desequilíbrios na alimentação de um MI [48]	29
Tabela 7 - Valores das resistências térmicas dos diferentes componentes.....	48
Tabela 8 - Tensões de alimentação para os vários casos em estudo.	48
Tabela 9 - Tensões e correntes das diferentes sequências para os diferentes componentes. .	49
Tabela 10 -Definição das temperaturas calculadas.....	50
Tabela 11 - Distribuição de temperaturas no regime estacionário	50
Tabela 12 - Valores das capacitâncias térmicas dos diferentes componentes do motor.....	51
Tabela 13 - Erro entre os resultados obtidos através da simulação e os resultados experimentais.	57
Tabela 14 - Parâmetros do esquema equivalente da Figura 12.....	69

Lista de Acrónimos

FEM	Finite Element Method
LPTN	Lumped Parameter Thermal Network
FEA	Finite Element Analysis
CFD	Computational Fluid Dynamics
PDE	Partial Differential equations
IEEE	Institute of Electrical and Electronics Engineers
NEMA	National Electrical Manufacturers Association
IEC	Internacional Electrotechnical Commission
FEA	Finite Element Analysis
CFD	Computational Fluid Dynamics
MI	Motor de Indução
PVU	Percentage VoltageUnbalance
VUF	VoltageUnbalanceFactor
MVD	MaximumVoltageDeviation
LIME	Lightweight Integrating Multiphysics Environment
SKF	Svenska KullagerFabriken

Capítulo 1

Introdução

Atualmente, vive-se uma era tecnológica onde existe a constante necessidade de desenvolver equipamentos inovadores e de aprimorar os já existentes. Este desenvolvimento tecnológico apresenta grande importância a nível industrial, pois este sector exige, cada vez mais, máquinas elétricas mais sofisticadas, de baixo custo e com maiores rendimentos. Estes fatores só conseguem ser atingidos através do estudo pormenorizado das máquinas, de forma a compreender e descrever todos os fenómenos envolvidos no seu funcionamento. Em particular, é especialmente importante identificar todas as perdas que ocorrem numa máquina e compreender as suas causas, de modo a tentar minimizar estas ocorrências. Desta forma, é necessário analisar detalhadamente todas as componentes das máquinas elétricas, tanto a nível eletromagnético, como térmico e mecânico. Além de analisar estas componentes, é ainda necessário ter em conta o seu relacionamento.

Este trabalho, foca-se no estudo de uma das máquinas elétricas mais usadas a nível industrial, a máquina assíncrona trifásica. Desde a sua invenção, este equipamento conseguiu ganhar o seu lugar na indústria devido à sua robustez, rendimento, fiabilidade e baixo custo [1]. Motores elétricos e sistemas de acionamento são responsáveis por cerca de 64% do consumo industrial de eletricidade [2]. Devido a este fator, o melhoramento do rendimento desta máquina pode ter um impacto muito grande a nível do consumo industrial de energia. A forma de melhorar o rendimento deste dispositivo passa por caracterizar o comportamento da máquina e identificar as perdas existentes. Um dos principais fatores a ter em conta na análise de uma máquina elétrica é o comportamento térmico da mesma. Inclusive, o aumento de temperatura é o principal fator que limita a potência da máquina [3]. O comportamento térmico encontra-se intimamente ligado com as perdas, um aumento de temperatura excessivo leva a uma diminuição da vida útil dos componentes vitais da máquina, como os rolamentos e os enrolamentos [4]. Logo, no projeto de uma máquina elétrica é necessário prever a distribuição de temperatura nos componentes da mesma, de modo a evitar possíveis danos resultantes do aumento de temperatura e aprimorar o funcionamento em modo normal. Mais especificamente, um aumento de 10°C na temperatura de uma máquina elétrica, resulta numa diminuição do seu tempo de vida útil em cerca de 50% [5]. As primeiras tentativas de realizar uma previsão do comportamento térmico destes dispositivos foram baseadas em fórmulas derivadas de medições experimentais [6]. Porém, com o desenvolvimento tecnológico, tornou-se possível analisar estes equipamentos através de simulações computacionais. Para tal, foi necessário desenvolver modelos matemáticos que caracterizassem o comportamento destas máquinas. Este método de análise é deveras

vantajoso no projeto de máquinas elétricas, pois permite que a máquina seja estudada antes de ser construída.

Neste trabalho, foi realizado um estudo do comportamento térmico de um motor de indução trifásico sob condições de alimentação normais e desequilibradas, através de uma abordagem multifísica. De forma a prever as temperaturas atingidas pela máquina, foi construído um modelo do motor. Para a construção do modelo foi necessário conhecer detalhadamente a geometria da máquina e as propriedades térmicas dos seus vários componentes. Porém, as máquinas elétricas apresentam geometrias muito complexas, pelo que o desenvolvimento de um modelo preciso apresenta alguma dificuldade. No que diz respeito à análise térmica destas máquinas, pode considerar-se que tem sido negligenciada nos últimos anos face à análise eletromagnética. Talvez pelo facto da análise térmica fazer parte de uma componente mecânica e os projetistas de motores terem formação em engenharia eletrotécnica [7]. Apesar deste facto, atualmente é possível encontrar uma série de modelos que caracterizam o comportamento de uma máquina elétrica ([8][9][10][11]). Em relação a máquinas de grandes dimensões, foram desenvolvidos alguns modelos que caracterizam corretamente o comportamento destes equipamentos, mas que não podem ser aplicadas em motores de pequenas dimensões [12].

Capítulo 2: Estado da arte da Análise Térmica

2.1. Definição e Objetivos

A análise térmica consiste no estudo da distribuição de temperaturas num determinado objeto ou espaço, e das transferências de calor nele ocorridas. O calor pode ser definido como uma das formas de transferência de energia[13]. Para que ocorra uma transferência de calor é necessário a existência de uma diferença de temperaturas entre dois corpos. Este fluxo de calor ocorre no sentido das temperaturas descendentes, ou seja, do corpo mais quente para o mais frio. O calor pode ser transmitido através de três diferentes modos: condução, convecção e radiação[14]. A transmissão de calor por condução pode ser associada a fenômenos de natureza microscópica e ocorre entre dois meios sólidos. A convecção ocorre quando a transferência de calor é feita entre uma superfície e um fluido adjacente em movimento. Este modo de transferência pode ainda ser dividido em convecção forçada ou natural, consoante a origem do movimento do fluido. No caso de o movimento do fluido ter origem em fontes externas (ventiladores), denomina-se convecção forçada. Caso o fluxo seja originado por fenômenos naturais, devido à variação da densidade do fluido, a convecção será denominada natural. A transmissão de calor por radiação caracteriza-se pela emissão de ondas eletromagnéticas.

A análise térmica pode ser realizada de duas formas diferentes, através de métodos numéricos ou métodos analíticos, como o método de parâmetros concentrados (LPTN). Em relação aos métodos numéricos, a análise pode ser realizada recorrendo ao método dos elementos finitos (FEM) ou através da dinâmica de fluidos computacional (CFD). Estes métodos baseiam-se na descrição de fenômenos físicos, como a transferência de calor, através de um modelo matemático. O modelo matemático pode ser formado por uma ou várias equações diferenciais parciais (PDE), que permitem caracterizar o sistema, em conjunto com as condições iniciais e de fronteira. Para casos relativamente simples, estas equações podem ser resolvidas através de métodos analíticos. No caso da transferência de calor, se a geometria do objeto em estudo não apresentar grande complexidade, a distribuição da temperatura pode ser obtida analiticamente a partir da solução das equações diferenciais parciais que descrevem o problema.

Todavia, uma máquina elétrica corresponde a um sistema térmico muito elaborado, pelo que, a resolução destas equações analiticamente torna-se muito complexa. Deste modo, para analisar termicamente uma máquina elétrica foi necessário recorrer a um dos métodos referidos anteriormente. Convém realçar que até recentemente, a análise tridimensional de

máquinas elétricas estava fora de questão devido às suas exigências computacionais[7]. Porém, hoje em dia, é possível encontrar uma série de programas capazes de realizar análises tridimensionais. Neste trabalho, os conceitos descritos anteriormente são aplicados no estudo de um motor de indução de forma a prever o seu comportamento. Este estudo foi realizado utilizando uma abordagem multifísica para determinar as temperaturas dos vários componentes do motor. A nível térmico, verifica-se que o isolamento dos enrolamentos do estator é o componente menos resistente, pelo que, é o primeiro a ficar danificado [1]. Deste modo, a temperatura que os enrolamentos atingem é uma das mais importantes a ter em conta.

2.2 Métodos de Análise

2.2.1 Rede Térmica de Parâmetros Concentrados

2.1.1.1 Descrição

Uma rede térmica de parâmetros concentrados (LumpedParameterThermal Network - LPTN) caracteriza-se por ser um método analítico que permite a representação das transferências de calor dentro da máquina. Esta rede pode ser construída através do agrupamento de regiões com temperaturas semelhantes num só nó, pelo que, os cálculos realizados são baseados em temperaturas médias[15]. Os componentes são representados por nós, separados por resistências térmicas, que simbolizam as transferências de calor entre os mesmos. As resistências são modeladas através de algoritmos. Na construção da rede térmica é ainda necessário determinar os elementos onde existe geração de calor. No caso de tratar-se de uma análise no estado transitório, é também necessário a utilização de condensadores na rede, de forma a ter em conta a variação da energia com o tempo. Em suma, uma rede térmica é essencialmente constituída por resistências térmicas, condensadores e por fontes de calor (perdas). Ao desenvolver a rede térmica foi necessário definir o nível de discretização ideal para a rede. Redes muito complexas levam a sistemas muito complicados de resolver, e redes simples resultam em sistemas pouco precisos [7]. Deste modo, existem uma variedade de esquemas possíveis, pelo que foi necessário definir os fenómenos físicos mais importantes para modelar as principais transferências de calor. De forma a perceber o conceito deste método, é apresentada na Figura 1 uma detalhada rede térmica de um motor de indução.

As resistências térmicas foram calculadas a partir da resolução da equação de transferência de calor e as fontes de calor podem ser associadas às perdas existentes na máquina. A precisão do método LPTN está fortemente relacionada com o conhecimento dos valores das resistências de contato entre os vários componentes dentro do motor[15]. O valor destas resistências também pode ser obtido experimentalmente [16].

Quando dois sistemas podem ser descritos por equações e condições de fronteira semelhantes, podem ser analisados da mesma forma[19]. Ou seja, ambos os fenômenos são caracterizados pelas mesmas equações, com a exceção da alteração das variáveis. Este fator permite que as leis utilizadas para descrever as transferências de energia elétrica possam ser utilizadas na transferência de calor. Deste modo foi possível obter de forma simplificada as expressões que caracterizam estas transferências. De outro modo, as expressões seriam obtidas através da equação de difusão de calor, que seria um processo muito mais trabalhoso (necessidade de recorrer a métodos numéricos).

De acordo com [20], o desenvolvimento de um modelo térmico pode ser dividido em quatro partes:

- Construção da rede térmica,
- Determinação das resistências e capacitâncias térmicas,
- Determinação dos elementos térmicos de compensação (compensar erros de temperatura),
- Determinação das perdas.

Para obter uma rede que caracteriza corretamente o comportamento do motor foi necessário saber a localização e a magnitude das perdas, as propriedades térmicas do motor e a sua geometria. Porém, a determinação das propriedades térmicas dos materiais que constituem o motor apresenta alguma dificuldade[21]. Convém ainda realçar, que as transferências de calor numa máquina ocorrem na direção radial, axial e tangencial, apesar de neste trabalho apenas ter sido estudada a direção radial.

2.1.1.2 Princípios

O princípio deste método consiste na análise dos três meios de transferência de calor: condução, convecção e radiação. Para obter as temperaturas dos vários componentes da máquina foi necessário calcular as resistências da rede térmica. Os cálculos destas resistências têm por base as analogias referidas anteriormente.

1. Transferência por Condução

Através da analogia elétrica foi possível obter a resistência térmica relativa à transmissão de calor por condução:

$$R_{\text{cond}} = \frac{L}{k A} \quad (1)$$

Deste modo, verifica-se que a resistência depende da condutibilidade térmica do material (k), e da geometria do objeto (L-comprimento da secção de transmissão, A-área da superfície de permuta). A condutibilidade térmica é uma propriedade do material e permite caracterizar a transmissão de calor por difusão.

2. Transferência por Convecção

Do mesmo modo, foi possível obter a resistência térmica relativa ao fenômeno de convecção.

$$R_{conv} = \frac{1}{A hc} \quad (2)$$

Esta resistência depende da geometria do objeto (A-área) e do coeficiente de transferência de calor por convecção (hc). Este coeficiente depende de vários fatores, como a geometria e rugosidade da superfície, natureza do escoamento, propriedades do fluido, entre outros. Por norma, a determinação do coeficiente hc é feita através de correlações empíricas. Este parâmetro encontra-se bem definido na literatura da transferência de calor [4].

3. Transferência por Radiação

A fórmula para o cálculo da resistência da transmissão de calor através de radiação é semelhante à anterior, com a exceção do coeficiente de convecção ser substituído pelo coeficiente de radiação (hr).

$$R_{rad} = \frac{1}{A hr} \quad (3)$$

Este parâmetro pode ser calculado através da seguinte expressão:

$$hr = \sigma \varepsilon F_{1-2} \frac{(T_1^4 - T_2^4)}{T_1 - T_2} \quad (4)$$

Nesta expressão verifica-se que o coeficiente de convecção depende da constante de Stefan-Boltzman ($\sigma=5,67 \times 10^{-8}$, W/ (m².K⁴)), da emissividade da superfície (ε), do fator de forma (F_{1-2}) e das temperaturas dos dois corpos. A emissividade da superfície depende do material da mesma e pode ser encontrada em diversos livros de transmissão de calor[22]. O fator de forma descreve o modo como as superfícies recebem e emitem a radiação e pode ser calculado através das dimensões dos corpos.

2.2.2 Método dos Elementos finitos

2.2.2.1 Descrição

A maior parte dos fenômenos físicos podem ser descritos por modelos matemáticos, nomeadamente, por equações diferenciais[23]. Estas equações caracterizam as mudanças que ocorrem num sistema, tanto no espaço como no tempo. Desta forma, ao resolver o modelo matemático é possível prever o resultado de um fenómeno físico. Contudo, estas equações, geralmente apresentam grande complexidade, pelo que a sua resolução através de métodos analíticos é praticamente impossível. Deste modo, surge a necessidade de resolver numericamente estes modelos através de ferramentas como o Método dos Elementos Finitos (FEM). Este método de análise, permite assim, a resolução matemática de fenômenos físicos como exemplificado na Figura 2. Este método foi desenvolvido pelo matemático Richard Courant por volta de 1940[24]; porém, a utilidade do método só foi reconhecida décadas depois. Convém realçar, que esta metodologia, apenas fornece uma solução aproximada do problema. Através deste método, o utilizador consegue prever o comportamento de um determinado objeto sob determinadas condições. No entanto, os parâmetros de entrada do modelo, como as propriedades do material e fontes de calor, são um fator limitador, independentemente do refinamento do modelo. Por isso, de acordo com[25], é necessário um modelo tridimensional para modelar corretamente certos componentes do motor; modelo este, que requer grandes tempos de simulação. O método dos elementos finitos constitui uma técnica muito versátil para a resolução de problemas descritos por equações diferenciais parciais, e pode ser adaptado para uma variedade de problemas. Construído o programa, este pode ser usado para obter a solução de uma variedade de questões, consoante os parâmetros de entrada. Esta ferramenta é particularmente adequada para resolver problemas no estado transitório ou problemas onde existem elevados gradientes de temperatura[26]. Este método permite assim, reduzir o número de protótipos e procedimentos experimentais necessários no projeto, otimização ou controlo de um dispositivo.

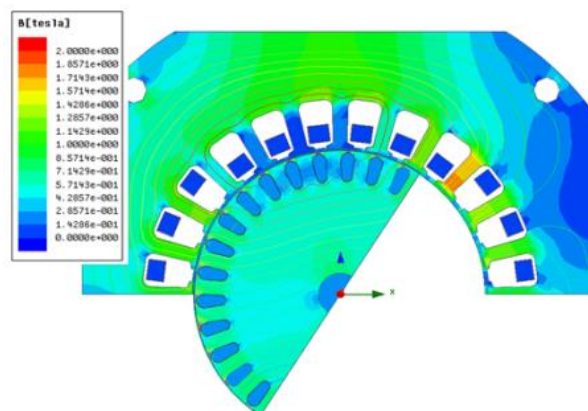


Figura 2-Exemplo de FEA de um motor de indução (distribuição da densidade de fluxo magnético [25]).

2.2.2.2 Princípios

Através deste método, a análise de um determinado objeto pode ser realizada recorrendo à discretização do espaço num grande número de pontos (malha). Os métodos de discretização aproximam as equações diferenciais parciais através de um modelo numérico. Este modelo é resolvido através de métodos numéricos, obtendo-se assim, uma solução aproximada das equações parciais[26]. A malha é um conjunto de um grande número de elementos que podem assumir a forma de triângulos ou quadriláteros. Quanto maior for o refinamento da malha, maior será a precisão dos resultados obtidos e mais demorada será a simulação. Se o número de elementos da malha fosse infinito, obter-se-ia um sistema muito preciso. A malha utilizada normalmente numa análise térmica, envolve entre 20000 a 100000 nós e consequentemente, o mesmo número de equações. O problema matemático em causa necessita de ser resolvido para cada um desses pontos, para que se possa obter um resultado final da estrutura em estudo. Porém, é impossível analisar todos os pontos de um determinado elemento, pelo que, este método recorre ao uso de aproximações. A resolução do problema torna-se possível, devido a ser considerado que todos os limites entre os elementos estão em equilíbrio e através das condições de fronteira[27]. Convém realçar que a discretização de um modelo pode resultar na origem de um grande número de equações algébricas, pelo que, este método tem de ter a capacidade para resolvê-las. Um modelo tridimensional pode facilmente ter vários milhões de graus de liberdade[26].

- **Análise Térmica**

Através do método dos elementos finitos é possível obter a descrição das temperaturas de um determinado objeto. Para isso, é necessário obter um conjunto de equações simultâneas que fornecem as temperaturas dos elementos. A equação geral de transferência de calor pode ser encontrada na expressão (5) e depende de diversos fatores: transferência de calor nas diferentes direções (q_x, q_y, q_z), existência de geração de calor (Q), massa volúmica do material (ρ), calor específico (c) e variação da temperatura com o tempo[28].

$$-\left(\frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} + \frac{\partial q_z}{\partial z}\right) + Q = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (5)$$

Para cada elemento da malha é criado um conjunto de equações algébricas matriciais com a seguinte forma[26]:

$$k \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_1 \\ T_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_1 \\ F_2 \end{Bmatrix} \quad (6)$$

Nesta matriz, é tido em conta a condutibilidade térmica do material (k), as temperaturas nodais, e quantificada a transferência de calor resultante das diferentes fontes. Através das temperaturas dos vários componentes é possível determinar as permutações de calor existentes. Este método, é particularmente usado para caracterizar a condução de calor em

regiões complexas de máquinas elétricas[29]. Em relação à transferência de calor por convecção e radiação, estes fenômenos devem ser aproximados através de condições de fronteira baseadas em correlações empíricas[26].

- **Análise Eletromagnética**

A nível eletromagnético, a análise através do método dos elementos finitos (FEA) baseia-se na descrição dos fenômenos físicos através das equações de Maxwell e das equações que caracterizam os materiais[30]. As equações de Maxwell permitem caracterizar o comportamento de campos elétricos e magnéticos[31], nomeadamente, como estes se propagam, interagem e são influenciados pelos objetos à sua volta[32]. Este conjunto de fórmulas permite descrever o campo eletromagnético em todos os pontos do domínio em estudo. Nesta abordagem assume-se que as propriedades físicas dos materiais, como a permeabilidade magnética e a condutividade são independentes do tempo. Para aplicar as expressões da Tabela 3 ao problema em estudo, foi necessário definir as condições de fronteira inerentes ao problema. A partir deste ponto, torna-se possível obter parâmetros como a densidade, distribuição e intensidade do campo magnético em estudo, através de uma simulação computacional.

Tabela 3-Leis de Maxwell

$\nabla \cdot E = \frac{\rho}{\epsilon_0}$	Lei de Gauss
$\nabla \cdot B = 0$	Lei de Gauss para o magnetismo
$\nabla \times E = -\frac{\partial B}{\partial t}$	Lei de Faraday
$\nabla \times H = J + \frac{\partial D}{\partial t}$	Lei de Ampère

2.2.3 Dinâmica de Fluidos Computacional (CFD)

2.2.3.1 Descrição

Este processo caracteriza-se pela utilização de métodos numéricos para a resolução de problemas físicos complexos relacionados com o movimento de fluidos. Esta abordagem pode ser utilizada em problemas impossíveis de resolver através de correlações empíricas. Esta ferramenta foi originalmente desenvolvida a partir de tentativas de resolver numericamente as equações de Navier-Stokes. O software CFD permite analisar e prever transferências de calor e o movimento de um fluido com precisão[23], como demonstrado na Figura 3. Estes fenômenos são caracterizados com base nas propriedades físicas do fluido, tais como velocidade, pressão, temperatura, densidade e viscosidade. O funcionamento deste programa tem por base a elaboração de um modelo matemático do problema e a sua resolução através

de um método numérico. O modelo matemático, normalmente tem por base algoritmos, como as equações de Navier-Stokes e o método de resolução varia consoante a natureza do problema. Este método envolve a discretização do domínio espacial numa malha de pontos ou elementos, sendo o problema resolvido em períodos de tempo discretos. Este método pode também ser utilizado para calibrar as redes térmicas de parâmetros concentrados, pois é possível obter os coeficientes das transferências de calor [33]. No entanto, a utilização desta ferramenta exige ao utilizador algum conhecimento de mecânica de fluídos e termodinâmica, devido à importância de definir as condições de fronteira para certas transferências. De acordo com [34], os resultados obtidos através de CFD apresentam um erro de 20-30% em relação aos resultados obtidos experimentalmente.

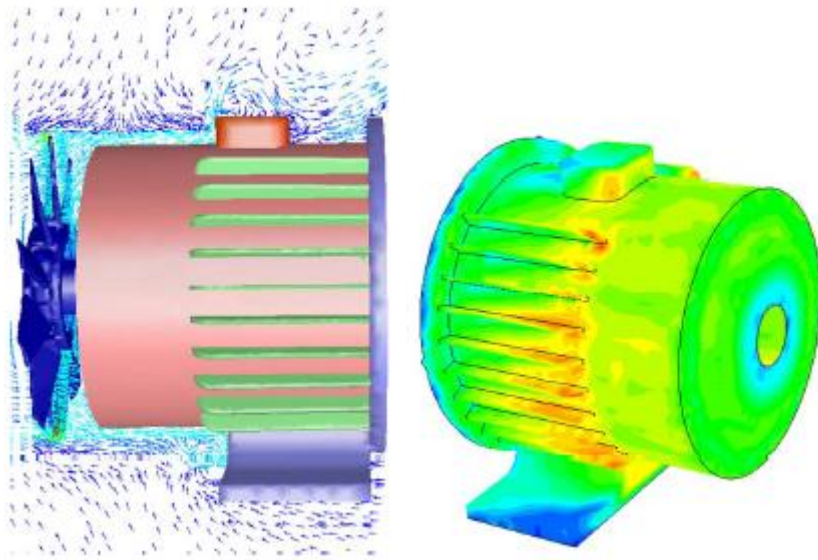


Figura 3-Análise CFD de um motor de indução [7].

2.2.3.2 Princípios

Este método tem como princípios as equações baseadas na lei da conservação das propriedades físicas do fluido[23]. As equações são baseadas na lei da conservação de massa, lei da conservação de momento e lei da conservação de energia. A partir destas equações torna-se possível determinar, em simultâneo, três propriedades físicas do fluido: velocidade, temperatura e pressão. Estas propriedades devem ser conhecidas em todos os pontos do escoamento. Em relação ao movimento do fluido, este pode ser analisado através dos métodos de Lagrange ou Euler.

A discretização do domínio espacial é essencial na resolução do problema pois permite que as variáveis em causa sejam consideradas lineares entre cada ponto da malha. Deste modo,

quanto maior for refinamento da malha mais precisa será a solução, porém, o tempo de simulação também aumenta[35].

2.3 Comparação

Como referido anteriormente, existem duas possibilidades diferentes de efetuar uma análise térmica, através de métodos analíticos (LPTN) ou métodos numéricos (FEA e CFD). O método analítico fornece uma distribuição de temperatura relativamente precisa da máquina, e apresenta como grande vantagem os tempos rápidos de simulação. Porém, a determinação de temperaturas localizadas é impossível, a menos que a rede térmica seja muito complexa, o que exige um trabalho muito minucioso. Os rápidos tempos de simulação permitem ao utilizador realizar um estudo de um determinado elemento sujeito a diferentes condições. Este fator torna-se muito útil em situações de projeto de equipamentos, pois permite analisar uma série de diferentes condições. O método LPTN apresenta também grande utilidade em situações onde exista a necessidade de realizar uma monitorização on-line de um determinado equipamento. Porém, o desenvolvimento de um modelo preciso e realista do caso em estudo, exige um trabalho muito laborioso. Outro fator limitador deste método, é o facto de ser muito difícil modelar geometrias muito complexas, devido à dificuldade de obter soluções analíticas para os modelos matemáticos. Apenas é possível obter uma solução analítica em casos muito específicos. Por outro lado, os métodos numéricos permitem a modelação de qualquer geometria, apesar dos longos tempos de simulação e da dificuldade em desenvolver o modelo a simular. Uma das grandes vantagens deste método, é o facto de ser possível visualizar o escoamento dos fluidos. Ao aplicar estas abordagens à máquina elétrica em estudo, verifica-se que a análise através de CFD permite analisar escoamentos em regiões complexas do motor[34].

Em relação à abordagem FEA, verifica-se que apenas pode ser modelado o fenómeno de condução de calor, pelo que, a transferência de calor por convecção e radiação precisam de ser analisadas através de outros métodos [23]. Porém, permite a correta caracterização da transferência por condução, mesmo em regiões muito complexas.

2.4 Conclusão

Neste capítulo foram apresentadas algumas das noções básicas inerentes à realização deste estudo. Numa primeira fase foi feita a introdução ao conceito de análise térmica, abordando os princípios em causa. De forma a determinar o método mais adequado para a realização da descrição das temperaturas numa máquina elétrica, foram apresentados os diferentes meios disponíveis, incluindo as vantagens e desvantagens de cada um. De forma a cumprir o objetivo proposto, foi selecionado o método LPTN para a realização da análise térmica em causa. Os princípios inerentes a este método são posteriormente expandidos e explicados mais detalhadamente nos capítulos seguintes.

Capítulo 3: Máquina Assíncrona

3.1 História

A invenção da máquina assíncrona trifásica ocorreu no final século XIX por parte do inventor e engenheiro Nicola Tesla, em Nova Iorque[36]. Esta máquina permite transformar energia elétrica em energia mecânica através do fenómeno de indução magnética. Devido às suas inúmeras vantagens, este equipamento conseguiu ganhar o seu lugar na indústria. De facto, este equipamento é amplamente usado a nível industrial, pelo que grande parte da energia consumida neste meio pode ser atribuída a estes dispositivos. Consequentemente, a melhoria dos motores elétricos apresenta uma grande importância, apesar deste facto ter sido porventura negligenciado devido às inúmeras vantagens deste equipamento[7]. Atualmente, a indústria exige que os motores trabalhem mais perto do ponto de carga máxima, pelo que, as perdas têm de ser minimizadas ao máximo. Outro dos requisitos da indústria, é a necessidade de diversificação das características das máquinas. Desta forma, os motores são desenvolvidos consoante a função que desempenham, pelo que, o projeto destes dispositivos torna-se cada vez mais exigente e complexo. Além disso, a relativamente recente preocupação ambiental, exige que as máquinas consumam a menor energia possível, contribuindo assim, para a necessidade de aprimoramento dos equipamentos.

Motores modernos são desenvolvidos com novas técnicas de fabricação e novos materiais, de forma a criar motores cada vez mais eficientes e ecológicos[37]. Como os requisitos da indústria são cada vez mais rigorosos, é necessário garantir um tempo de vida útil adequado para o motor. Para isso, é necessário analisar o comportamento térmico da máquina, pois o aumento de temperatura excessivo leva a uma deterioração mais rápida dos componentes do equipamento[1]. O comportamento térmico do motor, está também diretamente relacionado com as perdas que ocorrem na máquina. Deste modo, para prever corretamente o comportamento da máquina, torna-se fundamental identificar todas as perdas que ocorrem nos diferentes componentes.

3.2 Descrição

As máquinas assíncronas são compostas por uma variedade de materiais, desde condutores a isolantes. Em relação à sua constituição, a qual pode ser observada na Figura 4, o motor de indução é essencialmente constituído por um estator, um rotor, um eixo e uma carcaça (parte exterior do motor). O eixo ou veio do motor tem como função a transferência do movimento de rotação da máquina em trabalho útil. O veio encontra-se acoplado à máquina através de rolamentos. O estator é a única parte da máquina que é alimentada, e encontra-se separada do rotor por uma camada de ar denominada entreferro. O motor de indução pode ser utilizado para uma vasta gama de aplicações consoante as suas características. O tamanho destes dispositivos varia desde pequenos motores, usados em liquidificadores, até grandes máquinas, usadas em bombas e compressores. Em relação ao modo de operação, esta máquina pode desempenhar três funções diferentes: motor, gerador e travão. Porém, a maior parte destes equipamentos são utilizados como motores, pois as suas características não são as mais convenientes para a maior parte das aplicações, em funcionamento como gerador (exceção feita às aplicações eólicas). Para a máquina funcionar como gerador, o rotor tem de ser movido a uma velocidade superior à velocidade de sincronismo e na direção do campo girante. Neste ponto, a máquina converte energia mecânica em energia elétrica. Este modo de funcionamento pode ser utilizado em algumas aplicações como travagem regenerativa[38]. No modo de funcionamento como travão, a máquina é ajustada para rodar no sentido contrário ao campo girante do estator. Deste modo, o binário criado opõe-se ao movimento da máquina, ou seja, trava o motor. Esta travagem pode ser muito brusca e violenta. Este modo de funcionamento pode ser utilizado em aplicações em que seja necessário a rápida paragem da máquina. Este equipamento também pode ser utilizado em modo estacionário como regulador de fase e regulador de indução.

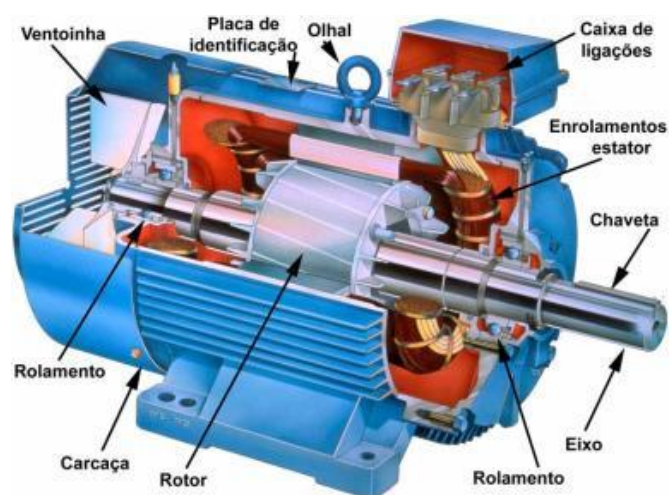


Figura 4-Descrição do motor de indução[39].

3.2.1 Estator

O estator, como o nome indica, é a parte fixa da máquina e é constituído por lâminas de chapa de aço magnético de alta qualidade, visíveis na Figura 5. Estas chapas apresentam a forma de um anel e possuem ranhuras por onde passam os enrolamentos estatóricos. As chapas são tratadas termicamente de forma a reduzir o aparecimento de correntes parasitas de Foucault e as perdas devidas ao fenómeno de histerese[40]. Os enrolamentos encontram-se desfasados 120° eléctricos entre si e são alimentados por uma corrente trifásica alternada, de forma a criar um campo eletromagnético girante. Os enrolamentos encontram-se uniformemente distribuídos de forma a melhorar a forma de onda da força eletromotriz e a suavizar o binário desenvolvido pela máquina.

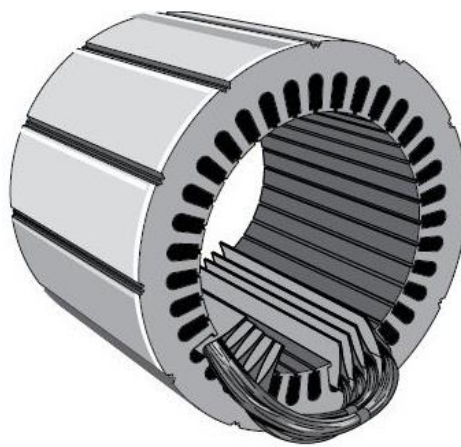


Figura 5-Estator de um motor de indução com os enrolamentos parcialmente completos[41].

3.2.2 Rotor

O rotor é a parte móvel da máquina e é formado por um material ferromagnético laminado, também em forma de anel, com ranhuras na superfície exterior[38], o qual pode ser observado na Figura 6. Nas máquinas assíncronas é possível encontrar dois tipos de rotores: rotor bobinado e o rotor em gaiola de esquilo. O rotor em gaiola de esquilo consiste em barras de alumínio (ou respetivas ligas) ou cobre, embutidas nas ranhuras do rotor e presas nas extremidades por anéis do mesmo material. A forma do circuito elétrico do rotor é semelhante a uma gaiola de esquilo, daí a sua designação. Este tipo de máquina, representa cerca de 95% dos motores de indução existentes[42]. O rotor bobinado apresenta uma forma semelhante ao enrolamento do estator, com a particularidade dos seus enrolamentos estarem conectados a três anéis, que podem ser alcançados através de três escovas de grafite. Deste modo, pode ser feito o acesso aos enrolamentos com o propósito de controlar a velocidade do motor. Apesar das vantagens do acesso aos enrolamentos do rotor, a máquina assíncrona com rotor em gaiola de esquilo é mais simples, económica e robusta.

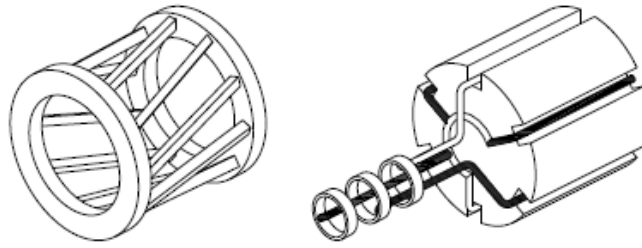


Figura 6- Esquema elementar de um rotor em gaiola de esquilo e um rotor bobinado, respetivamente[36].

3.3 Modo de Funcionamento

Ao aplicar uma corrente trifásica alternada aos enrolamentos do estator é criado um campo magnético girante no entreferro da máquina. A velocidade de rotação deste campo (velocidade de sincronismo) depende da frequência de alimentação (f), do número de pares de polos da máquina (p) e pode ser determinada pela expressão seguinte[38]:

$$n_s = \frac{60f}{p} \quad (7)$$

O campo magnético criado provoca a indução uma força magneto motriz de natureza sinusoidal no rotor, originando o aparecimento de corrente elétrica devido ao rotor estar em curto-circuito. Na Figura 7, pode encontrar-se uma representação esquemática da variação da direção da força magneto motriz criada, com o tempo. A amplitude desta força encontra-se dependente da intensidade da corrente elétrica. A passagem de corrente elétrica no rotor leva ao surgimento de binário eletromagnético, que faz com que o rotor comece a rodar. De acordo com a lei de Lenz a rotação do rotor tem a direção do campo girante. Quando a velocidade do rotor iguala a velocidade do campo girante, deixa de existir indução magnética e a velocidade de rotação do rotor começa a diminuir. Neste ponto, a velocidade do campo magnético é diferente da velocidade de rotação do rotor, pelo que, passa a existir novamente uma força induzida. Deste modo, a rotação da máquina estabiliza a uma velocidade de rotação ligeiramente inferior à velocidade de sincronismo. Esta diferença de velocidades pode ser denominada de deslizamento.

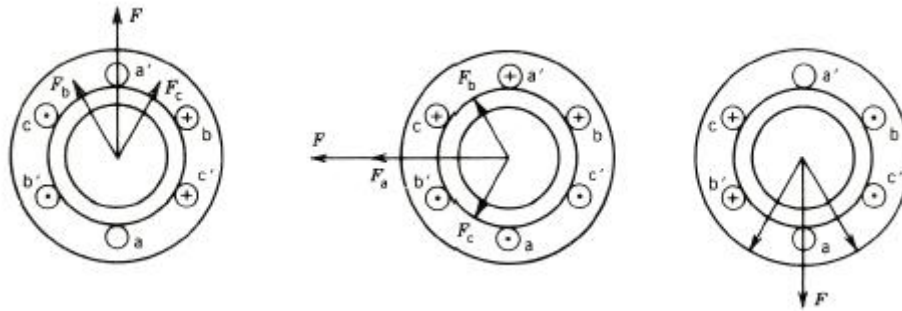


Figura 7- Representação gráfica da força magneto motriz em três instantes de tempo[38].

3.3.1 Lei de Faraday e Lenz

A leis de Faraday e Lenz são a base do eletromagnetismo, pelo que estão no fundamento do funcionamento da máquina assíncrona. Michael Faraday foi o responsável pela descoberta do fenómeno de indução eletromagnética[43]. Este cientista chegou à conclusão de que a variação do campo magnético no tempo poderia produzir uma corrente elétrica num circuito fechado. A lei de Faraday caracteriza a força eletromotriz induzida e pode ser expressa pela seguinte fórmula:

$$e = - \frac{d\Psi}{dt} \quad (8)$$

De acordo com[44], “a força eletromotriz induzida num circuito é igual à razão de variação decrescente do fluxo ligado com o circuito, com o tempo”. O sinal negativo desta equação faz parte da lei de Lenz e é uma consequência da lei da conservação de massa. Heinrich Lenz chegou à conclusão de queo campo magnético produzido por uma corrente induzida tem direção oposta à variação do campo original[45]. Desta forma, torna-se possível caracterizar os fenómenos eletromagnéticos em estudo. Este princípio pode ser considerado como o fundamento do funcionamento de grande parte das máquinas elétricas como: transformadores, geradores, motores elétricos, entre outros.

3.3.2 Modelo da Máquina Assíncrona no referencial abc

De forma a caracterizar o motor em estudo, foi necessário desenvolver um modelo capaz de descrever corretamente o funcionamento da máquina. O modelo matemático deve ser capaz de caracterizar os principais fenómenos que ocorrem numa máquina elétrica. A construção deste modelo tem por base o esquema equivalente do motor de indução proposto pelo IEEE. O esquema equivalente por fase permite estudar e prever o desempenho do motor de indução com simplicidade e precisão razoável. Este tipo de representação, baseia-se no método dos parâmetros concentrados, pois considera-se que os componentes reais e os fenómenos físicos envolvidos, se encontram concentrados nos parâmetros do circuito.

Numa primeira fase, foi feita a separação do circuito do estator (Figura8) e do rotor (Figura9). O circuito do estator apresenta uma grande semelhança com o esquema equivalente do primário de um transformador, com a particularidade da diferença de magnitude dos parâmetros envolvidos.

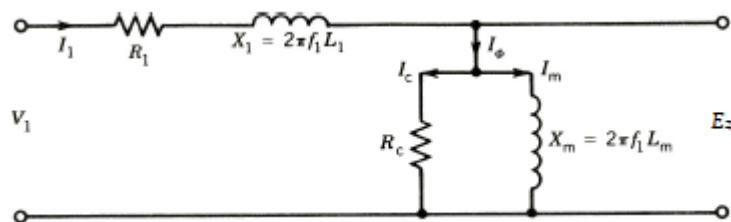


Figura 8- Esquema equivalente do circuito do estator [38].

Na Tabela 4, é possível encontrar as correspondências relativas aos parâmetros do esquema equivalente. O ramo R_c do esquema equivalente tem a função de representar as perdas ferromagnéticas que ocorrem no núcleo do estator.

Tabela 4- Correspondências do esquema equivalente da Figura 8.

V_1	Tensão dos enrolamentos do estator
R_1	Resistência dos enrolamentos do estator
X_1	Reactância de fugas do estator
I_ϕ	Corrente de excitação
E_2	Tensão induzida no rotor
X_m	Reactância de magnetização
R_c	Perdas no núcleo

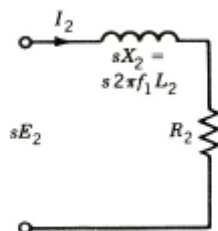


Figura 9- Esquema equivalente do circuito do rotor [38].

As correspondências relativas ao esquema do circuito do rotor podem ser encontradas na Tabela 5.

Tabela 5-Correspondências do esquema equivalente da Figura 9.

X_2	Reactância de fugas do rotor
R_2	Resistência do enrolamento do rotor

Desta forma, a corrente do rotoe a potência que atravessa o entreferro (P_2) podem ser obtidas através das seguintes expressões:

$$I_2 = \frac{sE_2}{R_2 + jsX_2} \quad (9)$$

$$P_2 = I_2^2 R_2 \quad (10)$$

Ao analisar a equação da corrente, verifica-se que a corrente no rotor se encontra à frequência de deslizamento (sf_1). Desta forma, surge a necessidade de obter uma frequência igual no circuito do estator e do rotor, pelo que foi realizada a seguinte transformação.

$$I_2 = \frac{E_2}{\frac{R_2}{s} + jX_2} \quad (11)$$

Desta maneira, obtém-se uma nova expressão para a corrente no rotor, à frequência de alimentação. Ambas as correntes apresentam a mesma magnitude e o mesmo ângulo de fase. Em consequência desta alteração, a resistência R_2 , passa a ser uma resistência variável. Desta forma, é possível obter uma corrente derivada da aplicação de uma tensão constante, em vez de uma corrente criada por uma tensão à frequência de deslizamento. O outro fator alterado, foi o facto de a impedância do circuito do rotor deixar de ter uma reactância de fugas variável para passar a ter uma reactância constante. Deste modo, o circuito obtido, fornece um ponto de vista do rotor em relação ao estator. Esta transformação encontra-se representada no esquema equivalente da Figura 10.

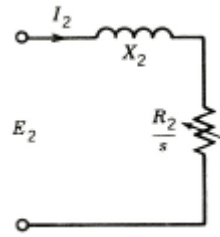


Figura 10- Esquema equivalente do circuito do rotormodificado[38].

Neste caso, a potência que atravessa o entreferro pode ser obtida através de:

$$P_2 = I_2^2 \frac{R_2}{s} \quad (12)$$

Esta expressão permite assim, ter em consideração não só as perdas por efeito de Joule no estator, mas também a potência mecânica desenvolvida através da seguinte separação:

$$P_2 = I_2^2 \left[R_2 + \frac{R_2}{s} (1 - s) \right] \quad (13)$$

$$P_{\text{mech}} = I_2^2 \frac{R_2}{s} (1 - s) \quad (14)$$

Deste modo, verifica-se que para um funcionamento eficaz do motor de indução, este deve operar com baixos valores de deslizamento. A separação da potência que atravessa o entreferro é tida em conta na representação do esquema equivalente da Figura 11.

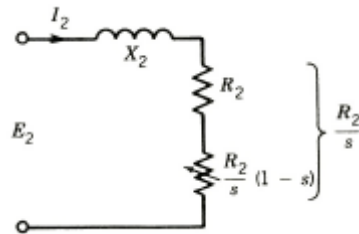


Figura 11- Esquema equivalente final do circuito do rotor [38].

Por último, realiza-se a junção do circuito do estator e do rotor de forma a obter o esquema equivalente final, conforme representado na Figura 12:

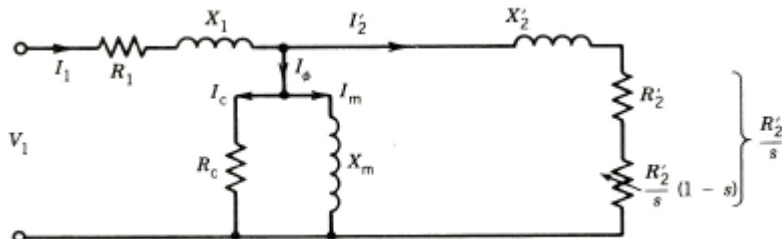


Figura 12-Esquema equivalente do motor de indução recomendado pelo IEEE[38].

Com base nos parâmetros do esquema equivalente, torna-se possível obter os fluxos magnéticos e as correntes em ação, o binário desenvolvido pela máquina e determinar o rendimento da mesma. Estes parâmetros podem ser determinados através da realização dos ensaios económicos do motor de indução. Estes ensaios consistem na realização de dois testes: ensaio em vazio e ensaio com o rotor bloqueado [46], aos quais se junta a medição das resistências dos enrolamentos do estator. Informação mais detalhada destes ensaios pode ser encontrada no Anexo A.

O desenvolvimento de um modelo do motor no referencial abc apresenta alguma dificuldade e requer algum esforço computacional, porém apresenta algumas vantagens em casos específicos (análise de harmónicos espaciais) [42]. Em relação ao modelo desenvolvido, começou-se por caracterizar a alimentação da máquina. O motor foi alimentado por três tensões sinusoidais com uma magnitude de aproximadamente 326.6 V e desfasadas 120° entre si:

$$V_a = \frac{400}{\sqrt{3}} \sqrt{2} \sin(\omega t) \quad (15)$$

$$V_b = \frac{400}{\sqrt{3}} \sqrt{2} \sin\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) \quad (16)$$

$$V_c = \frac{400}{\sqrt{3}} \sqrt{2} \sin\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right) \quad (17)$$

onde ω representa a frequência angular e t o instante de tempo. As equações que permitem caracterizar o motor de indução podem ser encontradas de seguida:

$$\begin{bmatrix} V_{abcs} \\ V_{abcr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & \\ & R_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{abcs} \\ i_{abcr} \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \Psi_{abcs} \\ \Psi_{abcr} \end{bmatrix} \quad (18)$$

onde, V_{abcs} e V_{abcr} representam as tensões no estator e no rotor, respetivamente, e i_{abcs} e i_{abcr} as respetivas correntes. Além destas variáveis, foi ainda necessário ter em consideração o fluxo magnético no estator e no rotor (Ψ_{abcs} , Ψ_{abcr}). Os fluxos em causa podem ser determinados em função das indutâncias do estator e do rotor (L_s, L_r) e da indutância mútua entre estes dois componentes (L_{sr}), através da seguinte expressão:

$$\begin{bmatrix} \Psi_{abcs} \\ \Psi_{abcr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_s & L_{sr} \\ L_{sr}^T & L_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{abcs} \\ i_{abcr} \end{bmatrix} \quad (19)$$

As indutâncias em estudo foram determinadas através das seguintes matrizes:

$$L_s = \begin{bmatrix} L_{ls} + L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} \\ -\frac{1}{2}L_{ms} & L_{ls} + L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} \\ -\frac{1}{2}L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} & L_{ls} + L_{ms} \end{bmatrix} \quad (20)$$

$$L_r = \begin{bmatrix} L_{lr} + L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} \\ -\frac{1}{2}L_{mr} & L_{lr} + L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} \\ -\frac{1}{2}L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} & L_{lr} + L_{mr} \end{bmatrix} \quad (21)$$

$$L_{sr} = \begin{bmatrix} \cos \theta_r & \cos \left(\theta_r + \frac{2\pi}{3} \right) & \cos \left(\theta_r - \frac{2\pi}{3} \right) \\ \cos \left(\theta_r - \frac{2\pi}{3} \right) & \cos \theta_r & \cos \left(\theta_r + \frac{2\pi}{3} \right) \\ \cos \left(\theta_r + \frac{2\pi}{3} \right) & \cos \left(\theta_r - \frac{2\pi}{3} \right) & \cos \theta_r \end{bmatrix} L_{ms} \quad (22)$$

onde, L_{ls} e L_{ms} representam a indutância de fugas e a auto-indutância do estator, respectivamente, e θ_r o ângulo da posição do rotor. O mesmo se verifica para L_{lr} e L_{mr} em relação ao rotor. O binário eletromagnético (T_e) desenvolvido pela máquina foi obtido através da expressão (23) e depende também o número de polos do motor (p).

$$T_e = \left(\frac{p}{2} \right) (i_{abcs})^T \frac{d}{d\theta_r} [L_{sr}] i_{abcr} \quad (23)$$

3.3.3 Modelo da Máquina Assíncrona no referencial dq0

O desenvolvimento de um modelo no plano abc torna-se muito complexo devido à variação do campo magnético com o tempo. De modo a simplificar o modelo em estudo foi aplicada a transformada de Park, permitindo assim, modelar o motor apenas em dois planos. Esta transformação é apenas apresentada como uma alternativa, uma vez que foi utilizado o método das componentes simétricas para construir o modelo da máquina.

3.3.3.1 Transformada de Park

Ao aplicar a transformada de Park foi possível obter as tensões de alimentação nos planos dq0 (V_d, V_q e V_0). O ângulo θ pode ser definido com o ângulo de fase da corrente do estator. Este parâmetro pode ser obtido em função da velocidade de rotação do campo girante e do instante de tempo.

$$\begin{bmatrix} V_d \\ V_q \\ V_0 \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ -\sin \theta & -\sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{\sqrt{2}}{2} & \frac{\sqrt{2}}{2} & \frac{\sqrt{2}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix} \quad (24)$$

$$V_d = \sqrt{\frac{2}{3}} (V_a \cos \theta + V_b \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) + V_c \cos(\theta + \frac{2\pi}{3})) \quad (25)$$

$$V_q = \sqrt{\frac{2}{3}} (-V_a \sin \theta - V_b \sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) - V_c \sin(\theta + \frac{2\pi}{3})) \quad (26)$$

$$V_0 = \frac{2\sqrt{3}}{6} (V_a + V_b + V_c) \quad (27)$$

3.3.3.2 Modelo da Máquina

O modelo criado descreve o comportamento do motor em funcionamento, com o objetivo final de caracterizar termicamente a máquina. Para caracterizar o comportamento do motor foi necessário modelar os fenómenos existentes nos seus principais componentes (estator, rotor) e as suas características (binário e velocidade).

Estator:

A partir das seguintes equações foi possível obter as correntes (i_{ds} e i_{qs}) e os fluxos encadeados (Ψ_{ds} e Ψ_{qs}) no estator, no plano dq0. Os índices dos parâmetros indicam o plano e

o componente da máquina em estudo (s-estator e r-rotor). Para resolver as equações foi também necessário introduzir a frequência de alimentação da máquina (ω_e):

$$V_{ds} = R_s \cdot i_{ds} + \frac{d\psi_{ds}}{dt} - \omega_e \cdot \psi_{qs} \quad (28)$$

$$V_{qs} = R_s \cdot i_{qs} + \frac{d\psi_{qs}}{dt} + \omega_e \cdot \psi_{ds} \quad (29)$$

$$\psi_{ds} = L_s \cdot i_{ds} + L_m \cdot i_{dr} \quad (30)$$

$$\psi_{qs} = L_s \cdot i_{qs} + L_m \cdot i_{qr} \quad (31)$$

onde, L_m representa a indutância de magnetização.

Rotor:

As equações que permitiram caracterizar o rotor são análogas às expressões aplicadas ao estator. Tal como anteriormente, foi possível obter as correntes do rotor (i_{dr} e i_{qr}) e os fluxos encadeados (ψ_{rs} e ψ_{qr}) no plano dq0. Como o rotor gira a uma velocidade diferente do estator, este fator deve ser tido em conta. Deste modo, a velocidade angular do rotor (ω_r) deve ser tida em consideração:

$$V_{dr} = R_r \cdot i_{dr} + \frac{d\psi_{dr}}{dt} - (\omega_e - \omega_r) \cdot \psi_{qr} \quad (32)$$

$$V_{qr} = R_r \cdot i_{qr} + \frac{d\psi_{qr}}{dt} + (\omega_e - \omega_r) \cdot \psi_{dr} \quad (33)$$

$$\psi_{dr} = L_r \cdot i_{dr} + L_m \cdot i_{ds} \quad (34)$$

$$\psi_{qr} = L_r \cdot i_{qr} + L_m \cdot i_{qs} \quad (35)$$

Binário electromagnético:

Para caracterizar corretamente a máquina, foi necessário calcular o binário eletromagnético (T). Este parâmetro depende do número de polos do motor (p), do fluxo dos enrolamentos do rotor (ψ_{dr} e ψ_{qr}), das correntes no estator (i_{qs} e i_{ds}), da indutância de magnetização (L_m) e da indutância de fugas do rotor (L_r).

$$T_e = \frac{p L_m}{L_r} (\Psi_{dr} i_{qs} - \Psi_{qr} i_{ds}) \quad (36)$$

Velocidade:

A velocidade da máquina encontra-se dependente do binário calculado anteriormente, da inércia do rotor (J) e do binário de carga (C_r). A inércia de um objeto está relacionada com a dificuldade de alterar a sua velocidade, neste caso de rotação, e depende da massa e das dimensões do rotor.

$$\omega = \int \frac{T - C_r}{J} \quad (37)$$

Estas equações foram usadas para criar um modelo do motor no software Simulink. Através deste modelo foi possível obter as correntes e os fluxos no plano dq0 no estator e no rotor do motor. Além destes parâmetros, foi ainda possível modelar a velocidade e o binário do motor. Estes parâmetros foram necessários na determinação das várias perdas que ocorrem na máquina. Como referido anteriormente, o modelo desenvolvido tem por base o esquema equivalente, pelo que foi necessário calcular os parâmetros do mesmo. Os valores determinados foram depois introduzidos no programa computacional de forma a obter as características pretendidas e necessárias ao cálculo das perdas.

3.3.4 Componentes Simétricas

Este método baseia-se num princípio semelhante à aplicação da transformada de Park, possibilitando uma análise mais acessível de um sistema trifásico assimétrico. De facto, a existência de redes de alimentação desequilibradas pode ser considerado como um dos mais frequentes problemas em sistemas elétricos [47]. Este fenómeno pode ser causado por diversas ocorrências, tais como, a distribuição desequilibrada de cargas monofásicas, bancos de transformadores desequilibrados, falhas nos sistemas de energia, entre outros [48]. Em muitas situações, os motores elétricos estão sujeitos a este tipo de condições, influenciando o seu comportamento. Uma alimentação desequilibrada pode originar diversas perturbações no funcionamento de uma máquina elétrica, nomeadamente, uma diminuição do seu rendimento, um maior aumento de temperatura e a redução do binário produzido [49].

De forma a analisar o desequilíbrio nas redes de alimentação foi necessário definir este conceito. Para isso, foram utilizados os dois métodos mais frequentemente utilizados. O primeiro, definido pelas normas internacionais NEMA (National Electrical Manufacturer Association) [50] e o segundo pelo IEC (International Electrotechnical Commission) [51].

De acordo com as normas NEMA, o desequilíbrio na tensão de alimentação pode ser quantificado através do fator PVU (percentvoltageunbalance). Este fator, permite assim, ter uma percepção da magnitude do desequilíbrio na alimentação e é determinado através da seguinte expressão: (38)

$$PVU = \frac{MVD}{V_{avg}} \times 100$$

onde, MVD representa o desvio máximo da tensão, em relação ao valor médio da tensão composta e V_{avg} representa o valor médio das tensões compostas:

$$MVD = \max[(V_{ab} - V_{avg}), (V_{bc} - V_{avg}), (V_{ca} - V_{avg})] \quad (39)$$

$$V_{avg} = \frac{V_{ab} + V_{bc} + V_{ca}}{3} \quad (40)$$

O outro método mais frequentemente utilizado para avaliar o desequilíbrio das tensões de alimentação, foi definido pela IEC e tem por base a determinação de um fator denominado VUF (voltageunbalancefactor):

$$VUF = \frac{V_N}{V_P} \times 100 \quad (41)$$

Este fator depende das amplitudes da tensão da sequência positiva (V_P) e negativa (V_N). Estes valores podem ser determinados através da aplicação da matriz de transformação do método das componentes simétricas às tensões de alimentação [51]:

$$\begin{bmatrix} V_P \\ V_N \\ V_0 \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix} \quad (42)$$

onde, $a = -0.5 + j0.866$ e $a^2 = -0.5 - j0.866$.

O desequilíbrio da rede de alimentação pode ocorrer de diversas formas, pelo que, foi necessário definir os diferentes casos possíveis, representados na Tabela 6. Este desequilíbrio, pode ocorrer devido ao aparecimento de sobretensões e subtensões em uma ou mais fases, e por vezes, da ocorrência dos dois fenômenos em simultâneo.

Tabela 6-Classificação dos diferentes tipos de desequilíbrios na alimentação de um MI[49].

Casos	Comparação de V_1 com V_N	Descrição
1	$V_1 > V_N$	Sobretensão
2	$V_1 < V_N$	Subtensão

Como enunciado anteriormente, o motor de indução encontra-se frequentemente sujeito a este tipo de condições, pelo que, foi realizado um estudo da máquina sob estas circunstâncias, de forma a prever o seu comportamento. Para isso, foi utilizado o método das componentes simétricas, de forma a determinar as perdas por efeito de Joule e as perdas no núcleo do estator. Deste modo, foi necessário obter os valores das correntes estatóricas e da resistência que representa as perdas ferromagnéticas no esquema equivalente.

O método das componentes simétricas consistia na decomposição de um sistema de tensões assimétrico em três sistemas simétricos diferentes, como representado na Figura 13, de forma a simplificar a sua análise.

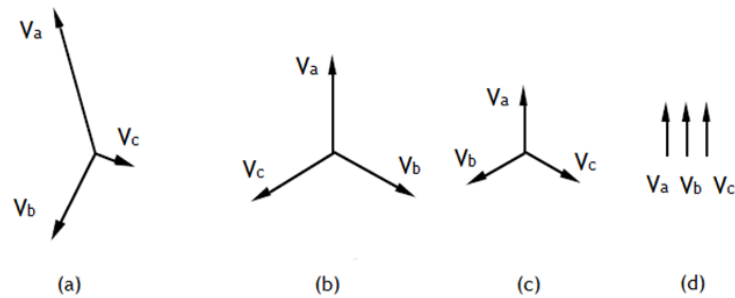


Figura 13-Sistema trifásico assimétrico. (a) Sequência positiva. (b) Sequência negativa. (c) Sequência homopolar. (d)[52].

Desta forma, foi possível analisar o comportamento do motor para cada uma das sequências determinadas. Através da análise individual de cada sistema, foi possível prever o comportamento do motor sob condições de alimentação desequilibrada.

Ao aplicar este método nas equações que descrevem o comportamento da máquina, foi possível obter o esquema equivalente do motor para a sequência positiva (Figura 14) e negativa (Figura 15). A análise detalhada da transformação realizada pode ser encontrada em [53].

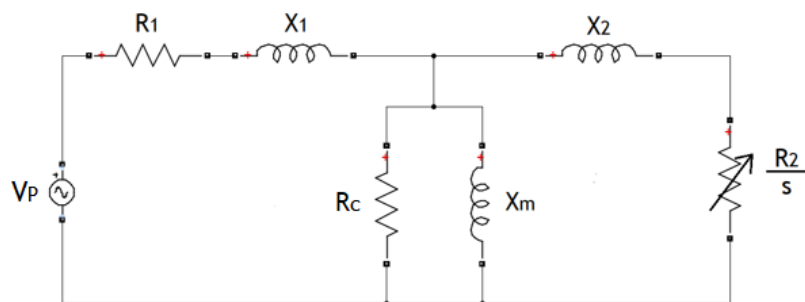


Figura 14-Esquema equivalente do MI para a sequência positiva[53].

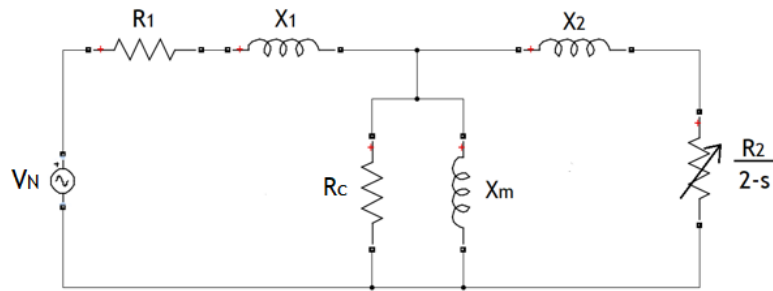


Figura 15-Esquema equivalente do MI para a sequência negativa[53].

De forma a determinar as correntes no estator, foi primeiro necessário obter as tensões da sequência positiva (V_P) e negativa (V_N). Para isso, foi aplicada a matriz de transformação da equação (42). Uma vez determinados estes parâmetros, foram introduzidos no esquema equivalente, de maneira a determinar as correntes das respectivas sequências. De seguida, foi necessário converter as correntes obtidas para o plano abc de forma a calcular as perdas. Para isso foi necessário aplicar a inversa da matriz de transformação.

$$\begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_P \\ I_N \\ I_0 \end{bmatrix} \quad (43)$$

Depois de calculadas as correntes estatóricas foi possível determinar as perdas por efeito de Joule no estator, através do método explicado no capítulo seguinte.

3.4 Conclusão

Neste capítulo foi apresentada a máquina em estudo, o motor de indução trifásico, e explicados os seus princípios de funcionamento. Foi também realizada uma pequena introdução alusiva à história deste equipamento. De forma a compreender os fenómenos envolvidos na atividade deste dispositivo, foi fundamental compreender corretamente o princípio de funcionamento do motor. De maneira a calcular as perdas que ocorrem no motor, foi desenvolvido um modelo da máquina, de forma a obter os parâmetros necessários para a sua determinação. Para analisar o comportamento do motor em condições de alimentação desequilibrada, foi aplicado o método das componentes simétricas para determinar as perdas existentes na máquina. Os modelos desenvolvidos foram fundamentais na determinação das perdas, fundamentadas no capítulo 4.

Capítulo 4: Análise das Perdas

4.1 Definição

Apesar do elevado rendimento de uma máquina assíncrona, nem toda a energia elétrica de entrada é convertida em energia mecânica útil. Parte desta energia é perdida sob a forma de calor. As perdas são um fator essencial na determinação do rendimento de uma máquina e vários métodos de minimização de perdas devem ser tidos em conta no projeto da mesma. A máquina elétrica deve ser capaz de absorver ou dissipar o calor resultante dos diferentes tipos de perdas. Estes fenómenos encontram-se relacionados com a passagem de campos magnéticos e correntes através da máquina. Numa máquina elétrica as perdas podem ser classificadas em três diferentes tipos: perdas por efeito de Joule, perdas no núcleo do estator e do rotor (ferromagnéticas) e perdas mecânicas[1]. A energia perdida manifesta-se sob a forma de calor, contribuindo para o aumento de temperatura da máquina. Durante o funcionamento do motor, estas perdas afetam o rendimento e o desempenho da máquina. Caso limite térmico do motor seja ultrapassado, pode levar ao aparecimento de alguns problemas no equipamento[1]:

- Tensões térmicas nos anéis e barras do rotor;
- Aumento das perdas por efeito de Joule;
- Aumento da temperatura do isolamento dos enrolamentos, podendo originar curto-circuitos;
- Aumento geral da temperatura da máquina, que resulta na diminuição do tempo de vida útil.

O cálculo destas perdas pode ser realizado analiticamente, através de equações que descrevem os fenómenos físicos em causa. Neste trabalho foi realizado o cálculo analítico das perdas, que foram posteriormente usadas como parâmetros de entrada na rede térmica. Este processo deve-se ao facto de a temperatura da máquina se encontrar diretamente ligada com as perdas e vice-versa[20]. Desta forma, o cálculo preciso das perdas foi um fator muito importante para a obtenção de um modelo realista do motor.

As perdas por efeito de Joule podem ser facilmente calculadas através da aplicação da lei de Joule, contudo as perdas no núcleo dependem do método usado no cálculo [1]. Frequentemente, o cálculo das perdas mecânicas e das perdas ferromagnéticas pode também ser realizado experimentalmente[54]. A diferença entre as perdas do núcleo medidas experimentalmente e as calculadas pode variar na ordem dos 20%[55].

4.2 Formulação das perdas

4.2.1 Perdas por efeito de Joule

As perdas por efeito de Joule ocorrem devido à passagem de corrente elétrica nos condutores do estator (enrolamentos) e do rotor da máquina, manifestando-se sob a forma de calor. Estas perdas podem ser quantificadas através da lei de Joule, que diz que ao aplicar uma diferença de potencial aos terminais de uma resistência, a potência por ela absorvida será igual a[38]:

$$P_j = R_a I_a^2 + R_b I_b^2 + R_c I_c^2 \quad (44)$$

Esta fórmula resulta da aplicação da lei de Ohm na expressão original da lei de Joule e permite determinar a potência dissipada para sistemas trifásicos. A passagem da corrente alternada nos enrolamentos do estator resulta na dissipação de calor. O mesmo acontece nas barras do rotor[56]. Estas perdas encontram-se dependentes da resistência do condutor e da corrente ao quadrado. Convém ainda salientar, que a resistência dos condutores depende da temperatura, pelo que estas perdas também podem ser influenciadas pelo comportamento térmico da máquina. O efeito pelicular também pode influenciar este tipo de fenómenos, se a área dos condutores apresentar uma dimensão substancial. No presente trabalho, este efeito foi considerado desprezável, assim com a variação da temperatura dos enrolamentos.

4.2.2 Perdas do Núcleo

As perdas no núcleo, também classificadas como perdas no ferro (perdas ferromagnéticas), resultam de fenómenos eletromagnéticos e podem ser divididas em três tipos: perdas devido à histerese, perdas por correntes de Foucault e perdas complementares. Estas perdas são uma consequência da variação do campo magnético no núcleo do motor. Diversos fatores influenciam estes fenómenos, como a existência de harmónicos de ranhura, o processo de fabrico dos componentes e as suas propriedades magnéticas, a temperatura dos mesmos, a frequência de alimentação do motor e a sua geometria[57]. A análise detalhada do fenómeno de histerese foi particularmente difícil, devido à magnetização de um material não variar linearmente com o campo magnético. Para estudar este fenómeno foi necessário ter em conta a curva de histerese, representada na Figura 16. Esta curva fornece a energia dissipada em cada ciclo de magnetização. Durante este processo, verifica-se que uma certa quantidade de energia foi perdida sob a forma de calor, devido à orientação dos domínios magnéticos[58]. Esta energia encontra-se relacionada com o facto de os materiais apresentarem magnetismo residual.

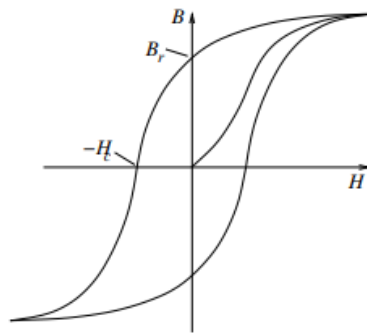


Figura 16-Ciclo de histerese típico de um material ferromagnético [58].

As perdas devido às correntes parasitas de Foucault resultam das correntes induzidas pelo campo magnético do estator nos materiais da máquina. Estas correntes ao percorrerem os condutores originam a libertação de calor (efeito de Joule). Para tentar minimizar o efeito destas correntes o núcleo ferromagnético da máquina é laminado. As perdas complementares foram introduzidas como um fator de correção, de forma a tentar melhorar a precisão do cálculo das perdas [51].

Em relação aos fenómenos descritos anteriormente, verificou-se que são proporcionais à densidade de fluxo magnético máxima ao quadrado e à frequência. Deste modo, as perdas no circuito do rotor podem ser desprezadas a velocidades normais de operação devido à frequência do rotor ser muito reduzida.

As perdas no ferro são normalmente calculadas através de modelos empíricos como o modelo de Steinmetz[59], mas também podem ser calculadas através de modelos matemáticos. Na Figura 17 pode encontrar-se uma série de métodos utilizados para o cálculo das perdas ferromagnéticas. Em [60]foi possível encontrar uma análise global de todos estes métodos e as escolhas mais adequadas. Neste trabalho foi utilizada uma expressão de aproximação e, paralelamente, a fórmula de Bertotti, para obter a magnitude das perdas em causa[61].

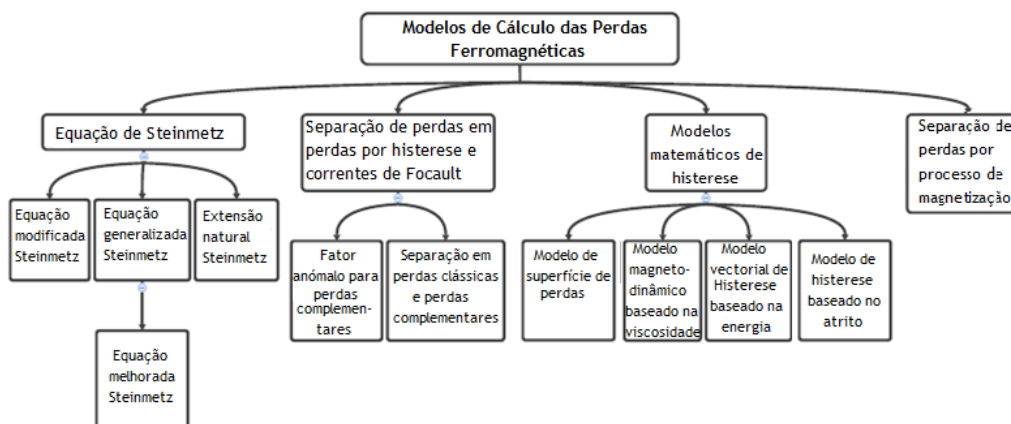


Figura 17-Diferentes métodos utilizados no cálculo das perdas ferromagnéticas [60].

4.2.2.1 Aproximação das perdas no ferro

Como mencionado anteriormente, o cálculo das perdas no núcleo do estator envolve processos relativamente complexos, porém, pode ser feita a sua aproximação através da expressão (45). Contudo, esta fórmula fornece um valor rudimentar das perdas da máquina.

$$P_f = \frac{3 \cdot U_{RMS}^2}{R_c} \quad (45)$$

Neste método, as perdas dependem do valor RMS da tensão no estator e da “resistência do ferro” que simboliza as perdas no núcleo.

4.2.2.2 Fórmula de Bertotti

Bertotti realizou um estudo bidimensional das perdas ferromagnéticas através do método dos elementos finitos[62]. Neste estudo, Bertotti desenvolveu uma equação que permite caracterizar as perdas devido à histerese, às correntes de Foucault e às perdas complementares, respectivamente.

$$P_f = \left[K_h \cdot B_m^2 \cdot f + \frac{\pi^2 \cdot \sigma \cdot d^2}{6} (B_m \cdot f)^2 + K_e (B_m \cdot f)^{\frac{3}{2}} \cdot 8,67 \right] \cdot K_f \quad (46)$$

Os parâmetros desta expressão podem ser obtidos através das características dos materiais[63]. Esta fórmula depende da densidade máxima do campo magnético (B_m), da frequência de alimentação da máquina (f) e dos parâmetros específicos dos materiais. Os restantes parâmetros da fórmula de Bertotti são o coeficiente de histerese (K_h), o coeficiente das correntes de Foucault, que depende da espessura da laminação do estator (d) e da condutividade elétrica (σ) da mesma, o coeficiente das perdas complementares (K_e) e o coeficiente de enchimento (K_f). O coeficiente complementar depende da área transversal da laminação do estator, da condutividade elétrica da mesma, de uma constante relacionada com as correntes de Foucault e da distribuição estática de forças coercivas. O coeficiente de histerese pode encontrar-se através de dados fornecidos pelos produtores da chapa ferromagnética. Convém realçar, que a separação das perdas não é real, sendo apenas uma abordagem empírica. Este modelo só pode ser utilizado se o efeito pelicular for desprezado. A densidade máxima do campo magnético pode ser encontrada através das expressões (47) e (48).

$$B_m = \frac{\Psi}{A_e} \quad (47)$$

$$(48)$$

$$B(t) = \frac{1}{N_2 A_e} \int_0^T v_s(t) dt$$

A primeira expressão relaciona o fluxo magnético (Ψ) com a área transversal do estator (A_e). A segunda expressão permitiu obter a densidade máxima do campo magnético em função do tempo e encontra-se dependente da tensão de alimentação ($v_s(t)$), do número de espiras do estator (N_2) e da área do mesmo (A_e).

4.2.3 Perdas Mecânicas

As perdas mecânicas consistem nas perdas devido à ventilação do motore ao atrito gerado nos rolamentos. As perdas por ventilação são proporcionais à velocidade de rotação da máquina e resultam do atrito entre a superfície do rotor e o ar existente no entreferro. Logo, quanto maior for a velocidade do rotor maior será o atrito. Em motores ventilados, a energia necessária para mover a ventoinha também pode ser classificada como perdas por ventilação. Além da velocidade de rotação, este tipo de perdas pode ser influenciado por outros fatores como a geometria do motor, a rugosidade das superfícies do estator e do rotor, e do comprimento do entreferro.

As perdas nas chumaceiras de rolamentos resultam do atrito nas áreas de contato entre os elementos rolantes, (esferas, por exemplo) com a gaiola e com os anéis externos e internos. [12]. As perdas nos rolamentos são influenciadas por diversos fatores, como as velocidades de rotação da máquina, o tipo de rolamento, as propriedades do lubrificante, a temperatura, entre outros[64].

A velocidades de rotação elevadas, as perdas por ventilação são a componente predominante. A velocidades reduzidas, esta componente torna-se praticamente inexistente, permitindo assim, calcular as perdas nos rolamentos experimentalmente. As perdas por atrito e ventilação, são normalmente determinadas experimentalmente, como em[54]. De acordo com a SKF as perdas existentes nos rolamentos (P_b) podem ser obtidas através da seguinte fórmula:

$$P_b = 0,5. \Omega. F. D_b. \mu \quad (49)$$

em que, Ω representa a frequência angular do eixo do motor, F a força exercida no rolamento, D_b o diâmetro interno do rolamento e μ o coeficiente de fricção. Este coeficiente normalmente assume valores entre 0.001 e 0.05 e pode ser determinado experimentalmente. A força exercida no rolamento foi obtida através do catálogo do fabricante do motor. No caso em estudo, o motor possui rolamentos rígidos de esferas de fila única, que são frequentemente utilizados na indústria, devido ao baixo atrito, baixo ruído e vibração, permitindo assim, altas velocidades de rotação.

Em relação às perdas por ventilação, podem ser considerados dois fenômenos: o atrito provocado pela superfície exterior do rotor (P_{W1}) e pelas superfícies das extremidades do mesmo com o ar (P_{W2}). Estes fenômenos podem ser quantificados através das seguintes expressões[64]:

$$P_{W1} = \frac{1}{32} K \cdot C_{M1} \cdot \pi \cdot \rho \cdot \Omega^3 \cdot D_r^4 \cdot l_r \quad (50)$$

O primeiro fenômeno pode ser quantificado através desta fórmula, em que, K corresponde ao coeficiente de rugosidade da superfície (valores normais entre 1-1.4), C_{M1} representa um coeficiente de binário e encontra-se relacionado com o número de Couette, com a densidade do ar (ρ), a velocidade angular do motor (Ω), o diâmetro exterior do rotor (D_r) e o comprimento do rotor (l_r). Para obter o coeficiente de binário foi primeiro necessário calcular o número de Couette:

$$Co = \frac{\rho \Omega D_r \delta}{2\mu_{ar}} \quad (51)$$

Este parâmetro depende do comprimento do entreferro (δ), da viscosidade dinâmica do ar (μ_{ar}) e dos restantes parâmetros definidos anteriormente. Depois de calculado este parâmetro, pode proceder-se ao cálculo do coeficiente de binário consoante o valor de Couette:

$$C_{M1} = 10 \frac{(2\delta/D_r)^{0.3}}{Co}, \quad Co < 64, \quad (52)$$

$$C_{M1} = 1.03 \frac{(2\delta/D_r)^{0.3}}{Co^{0.6}}, \quad 64 < Co < 5 \times 10^2, \quad (53)$$

$$C_{M1} = 2 \frac{(2\delta/D_r)^{0.3}}{Co^{0.5}}, \quad 5 \times 10^2 < Co < 10^4, \quad (54)$$

$$C_{M1} = 0.065 \frac{(2\delta/D_r)^{0.3}}{Co^{0.2}}, \quad 10^4 < Co. \quad (55)$$

As perdas devido ao atrito na superfície das extremidades do rotor foram obtidas por:

$$P_{W2} = \frac{1}{64} C_{M2} \cdot \rho \cdot \Omega^3 (D_r^5 - D_{ri}^5) \quad (56)$$

Neste caso, C_{M2} representa o coeficiente de binário, mas neste caso, dependente do número de Reynolds, D_{ri} simboliza o diâmetro do veio do motor (ou diâmetro interno do rotor), todos

os restantes parâmetros foram caracterizados anteriormente. Tal como no exemplo anterior, antes de calcular o coeficiente de binário, foi necessário determinar o número de Reynolds:

$$Re = \frac{\rho \Omega D_r^2}{4 \mu_{ar}} \quad (57)$$

O segundo coeficiente de binário foi obtido através expressões seguintes em função do número de Reynolds.

$$C_{M2} = \frac{3.87}{Re^{0.5}}, \quad Re < 3 \times 10^5, \quad (58)$$

$$C_{M2} = \frac{0.146}{Re^{0.2}}, \quad Re > 3 \times 10^5. \quad (59)$$

Uma vez obtidas as duas componentes das perdas por ventilação e as perdas por atrito nos rolamentos, foi possível obter o valor total das perdas mecânicas (P_m) ocorridas na máquina:

$$P_m = P_b + P_{W1} + P_{W2} \quad (60)$$

4.3 Balanço de Potência

Um diagrama de potência consiste na representação esquemática das perdas que ocorrem na máquina (Figura 18). Como referido anteriormente, as perdas que ocorrem num motor de indução são as seguintes: perdas por efeito de Joule no estator (P_{sj}) e no rotor (P_{rj}), perdas no núcleo do estator (P_{sc}) e do rotor (P_{rc}) e perdas devido ao atrito e ventilação (P_m).

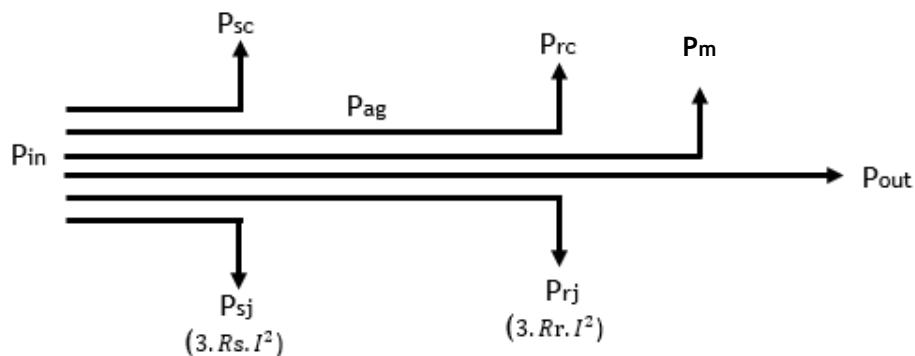


Figura 18-Diagrama de potência do motor de indução.

O intuito deste diagrama é a visualização gráfica de todas as perdas, com a intenção de determinar a magnitude das perdas ferromagnéticas do estator. Este método permitiu assim, a realização de uma comparação com o método de Bertotti. Ao isolar o termo das perdas pretendidas no diagrama, obtém-se a seguinte expressão:

$$P_f = P_{in} - P_{out} - P_w - P_{sj} - P_{rj} \quad (61)$$

Para calcular as perdas no ferro através deste método, apenas falta determinar a potência fornecida ao motor pela rede (P_{in}) e a potência útil desenvolvida (P_{out}). A potência recebida pela máquina foi determinada através da equação (62) e depende da tensão de alimentação, da corrente nos enrolamentos do estator e do fator de potência. O fator de potência pode ser determinado através do cosseno do ângulo de fase da corrente no estator (θ).

$$P_{in} = \sqrt{3} U I \cos \theta \quad (62)$$

A potência desenvolvida pela máquina depende do binário (T) e da velocidade (ω) da mesma. Este parâmetro pode ser obtido através da seguinte equação:

$$P_{out} = T \omega \quad (63)$$

4.4 Conclusão

Neste capítulo foram definidos os vários tipos de perdas existentes numa máquina assíncrona e explicados os fenômenos que se encontram na sua base. A determinação das perdas de forma precisa, apresenta uma grande importância na exatidão deste estudo, devido a serem a origem da libertação de calor. Deste modo, foram apresentados os vários métodos para a determinação da magnitude dos fenômenos envolvidos. No capítulo seguinte, as perdas determinadas vão ser utilizadas como parâmetros de entrada na rede térmica.

Capítulo 5: Análise Térmica

5.1 Abordagem multifísica

5.1.1 Definição

A abordagem multifísica consiste no estudo de vários fenómenos físicos em simultâneo, cada um descrito pelos seus princípios. No sentido mais extenso da palavra, uma única equação com termos de diferentes tipos, representa um modelo multifísico, pois cada termo deve ser tratado com métodos separados[65]. Através deste método torna-se possível estudar a interação dos vários campos físicos num determinado sistema. Os campos em estudo variam desde o domínio elétrico até ao mecânico e químico, entre outros. Nesta abordagem, os problemas físicos são descritos matematicamente através de equações diferenciais. Para a resolução do problema foi necessário a implementação de um dos métodos apresentados anteriormente. Esta abordagem surge da necessidade de estudar a interação dos diferentes fenómenos físicos, pois a análise individual destes fenómenos conduz a resultados imprecisos. Esta abordagem revela-se muito útil na análise de uma máquina elétrica, pois permite estudar os diferentes campos em ação no motor. Ao analisar uma máquina destas, foi necessário ter em conta uma série de domínios multifísicos, incluindo eletromagnetismo, mecânica, termodinâmica, dinâmica estrutural, vibração, ruído, mecânica de fluidos e fadiga[66]. Uma das interações mais importantes a ter em conta foi o facto de as perdas (domínio eletromagnético e mecânico) estarem diretamente relacionados com o comportamento térmico da máquina, pelo que, todos estes fenómenos necessitam de ser estudados em simultâneo, de forma a obter resultados precisos. No presente trabalho apenas foram estudados três domínios, o domínio eletromagnético, mecânico e elétrico. Ao longo do tempo têm sido desenvolvidos vários programas computacionais que aplicam a abordagem multifísica, como o Chombo, LIME (LightweightIntegratingMultiphysicsEnvironment), Trilinos, COMSOL, entre outros[66].

5.1.2 Formulação para o Regime Estacionário

No presente trabalho, o modelo do motor de indução utilizado encontra-se na Figura 19. Este modelo tem em consideração as transferências de calor ocorridas nos diferentes componentes da máquina na direção axial. Deste modo, foi possível obter as temperaturas nos seguintes elementos: dentes do estator (T_{th}), enrolamentos do estator (T_{win}), isolamento dos enrolamentos (T_{ins}), superfície de contacto entre o isolamento e o núcleo do estator (T_{ins-co}), núcleo do estator (T_{sc}), superfície de contacto entre o núcleo do estator e a carcaça do motor (T_{sc-fra}), e por último, na carcaça do motor (T_{fra}). A temperatura no veio da máquina, rotor e entreferro foi considerada uniforme de forma a simplificar o estudo em causa.

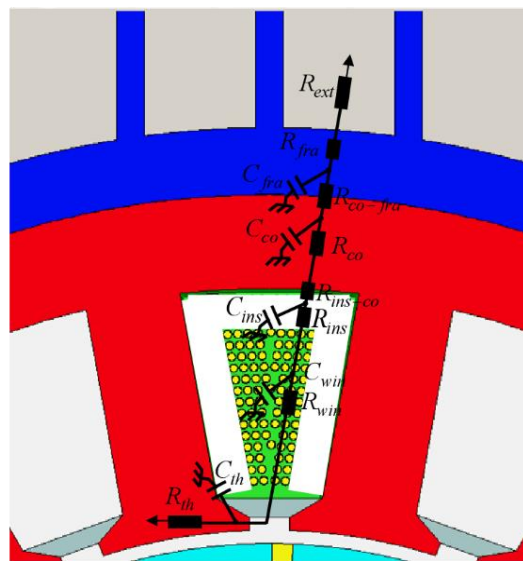


Figura 19-Modelo do motor de indução, baseado emLPTN.

Os condensadores apenas foram tidos em consideração na análise no regime transitório. Através da analogia estabelecida entre o domínio térmico e eléctrico foi possível obter uma expressão para o cálculo das temperaturas nos vários componentes da máquina. A expressão obtida tem por base a lei de Ohm, que pode ser enunciada como: “A diferença de potencial U entre as extremidades de um condutor é igual ao produto da sua resistência R pela intensidade da corrente I através da sua secção reta” [44].

$$U = R \times I \tag{64}$$

Ao aplicar as analogias referidas na Tabela 1, foi possível obter uma fórmula para a determinação das temperaturas:

$$T_2 - T_1 = R_t \times P \tag{65}$$

onde, R_t representa as resistências térmicas dos componentes da máquina e P as perdas em Watts associadas aos mesmos.

As resistências térmicas podem ser calculadas através da aplicação das condições de fronteira de cada componente, na equação de calor que descreve a temperatura em função da distância (raio). Esta equação foi obtida através da integração da equação diferencial de calor, relativa a cada caso[67]. Esta fórmula permite descrever a transferência de calor na direção axial num objeto de geometria cilíndrica, como representado na Figura 20. Deste modo, o motor de indução foi considerado como um cilindro, de forma a poder aplicar esta expressão.

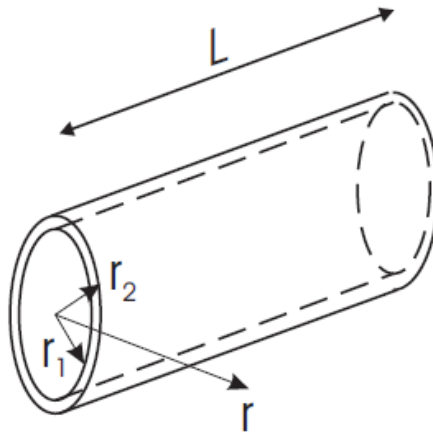


Figura 20-Transferência de calor na direção axial num cilindro oco [14].

No caso em estudo, foram utilizadas duas expressões: uma equação para os casos onde não existe geração de calor (66) e outra no caso de existir (67).

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(kr \frac{dT}{dr} \right) = 0 \quad (66)$$

$$\frac{d}{dr} \left(kr \frac{dT}{dr} \right) = -\dot{q} \quad (67)$$

Estas fórmulas dependem do raio r , da condutividade térmica do material de cada componente (k) e da existência de geração de calor (\dot{q}).

Deste modo, foi possível obter as equações que caracterizam os fenômenos térmicos dos diferentes componentes existentes na máquina:

- **Dentes do estator:**

No caso relativo aos dentes do estator, existe geração de calor devido às perdas ferromagnéticas. Deste modo, foi feita a integração da equação (67), para obter a expressão que descreve a temperatura:

$$T(r) = C_1 + C_2 \ln(r) - \frac{P_t \cdot r^2}{4 \lambda_{th}} \quad (68)$$

onde, C_1 e C_2 representam duas constantes resultantes da integração, P_t representa o somatório de todas as perdas ocorridas no motor e λ_{th} a condutibilidade térmica do componente. De forma a determinar as constantes de integração foram aplicadas as condições de fronteira inerentes a este caso:

$$-\lambda_{th} \frac{dT}{dr}_{(r=r_1)} = 0 \quad (69)$$

$$T_{r=r_2} = T_{th} \quad (70)$$

Este componente foi considerado como um sistema adiabático, pelo que, encontra-se isolado em relação ao entreferro.

Através da expressão (68), foi possível determinar a resistência térmica deste componente (R_{th}):

$$R_{th} = \frac{1}{4 \cdot \pi \cdot l_r \cdot \lambda_{th}} \left[1 - 2 \left(\frac{r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \right) \ln \left(\frac{r_2}{r_1} \right) \right] \quad (71)$$

onde l_r representa o comprimento do estator. Depois de determinada a resistência térmica foi possível obter a temperatura nos dentes do estator:

$$T_{th} = (R_{win} \times (P_t + P_m)) + T_{win} \quad (72)$$

onde, R_{win} representa a resistência térmica dos enrolamentos do estator, T_{win} a temperatura dos mesmos e P_m as perdas mecânicas.

- **Enrolamentos estatóricos:**

Nos enrolamentos foi considerado a existência de geração de calor devido às perdas por efeito de Joule (P_j). Deste modo, foi obtida a equação que permita avaliar a temperatura:

$$T(r) = C_1 + C_2 \ln(r) - \frac{P_j \cdot r^2}{4 \lambda_{win}} \quad (73)$$

Esta expressão permitiu determinar a temperatura dos enrolamentos, em função das perdas (P_j), do raio (r) e da condutividade térmica dos enrolamentos (λ_{win}).

De forma a determinar as constantes de integração foram aplicadas as seguintes condições de fronteira:

$$-\lambda_{win} \frac{dT}{dr}_{(r=r_2)} = P_f \quad (74)$$

$$T_{r=r_3} = T_{win} \quad (75)$$

Depois de obtidas as constantes de integração, foi possível determinar as resistências térmicas dos enrolamentos do estator associadas aos dois tipos de perdas que influenciam este componente:

$$R_{win1} = \frac{1}{4 \cdot \pi \cdot l_r \cdot \lambda_{win}} \left[1 - 2 \left(\frac{r_2^2}{r_3^2 - r_2^2} \right) \ln \left(\frac{r_3}{r_2} \right) \right] \quad (76)$$

$$R_{win2} = \frac{\ln \left(\frac{r_2}{r_1} \right)}{2 \cdot \pi \cdot l_r \cdot \lambda_{win}} \quad (77)$$

A resistência R_{win1} encontra-se associada às perdas por efeito de Joule e a resistência R_{win2} às perdas ferromagnéticas que influenciam este componente. Depois de determinadas as resistências foi possível obter a temperatura neste componente:

$$T_{win} = R_{ins} \times (P_f + P_j) + T_{ins} \quad (78)$$

onde, R_{ins} representa a resistência térmica do isolamento dos enrolamentos do estator e T_{ins} a temperatura do isolamento.

- **Isolamento dos enrolamentos:**

O comportamento térmico deste componente foi descrito pela expressão seguinte, tendo em consideração a ausência de geração de calor.

$$T(r) = C_1 \ln(r) + C_2 \quad (79)$$

Em relação às condições de fronteira inerentes a este caso, foi considerado a existência de perdas ferromagnéticas e perdas por efeito de Joule:

$$-\lambda_{ins} \frac{dT}{dr} \Big|_{(r=r_3)} = P_j + P_f \quad (80)$$

$$T_{r=r_4} = T_{ins} \quad (81)$$

onde, λ_{ins} representa a condutividade térmica do isolamento dos enrolamentos do estator.

O passo seguinte foi a determinação da resistência térmica do componente em estudo:

$$R_{ins} = \frac{\ln \left(\frac{r_4}{r_3} \right)}{2 \cdot \pi \cdot l_r \cdot \lambda_{ins}}$$

(82)

Posteriormente, procedeu-se à determinação da equação que descreve a temperatura para este componente:

$$T_{ins} = R_{ins-co} \times (P_j + P_f) + T_{ins-co} \quad (83)$$

onde, R_{ins-co} representa a resistência térmica entre o isolamento dos enrolamentos e o núcleo do estator e T_{ins-co} a temperatura desta conexão.

- **Isolamento dos enrolamentos-núcleo do estator:**

Neste caso, foi considerada a ausência de geração de calor, pelo que foi realizada a integração da equação (66) de forma a obter a seguinte expressão:

$$T(r) = C_1 \ln(r) + C_2 \quad (84)$$

Com a aplicação das condições de fronteira relativas a este caso:

$$-\lambda_{ins} \frac{dT}{dr}_{(r=r_4)} = P_j + P_f \quad (85)$$

$$T_{r=r_4} = T_{ins-co} \quad (86)$$

onde, T_{ins-co} representa a temperatura da ligação entre o isolamento dos enrolamentos do e o núcleo do estator.

De seguida, procedeu-se à resolução da equação de forma a determinar a resistência térmica pretendida:

$$R_{ins-co} = \frac{r_5}{2 \cdot \pi \cdot l_r \cdot r_4} \quad (87)$$

Por último, determinou-se a equação que descreve a temperatura em função do raio para o caso em estudo.

$$T_{ins-co} = (R_{sc} \times (P_j + P_f)) + T_{co} \quad (88)$$

onde, R_{sc} representa a resistência térmica do núcleo do estator e T_{co} a temperatura do mesmo.

- **Núcleo do estator:**

Como referido anteriormente, no núcleo do estator existe a ocorrência das perdas ferromagnéticas que afetam a temperatura da máquina. Deste modo, foi utilizada a equação (89) para descrever a temperatura em função do raio:

(89)

$$T(r) = C_1 + C_2 \ln(r) - \frac{P_f \cdot r^2}{4 \lambda_{sc}}$$

onde, λ_{sc} representa a condutividade térmica do núcleo do estator. Este componente considerou-se também afetado pelas perdas devido ao efeito de Joule pelo que, deve ser tido em conta nas condições de fronteira do problema:

$$-\lambda_{sc} \frac{dT}{dr}_{(r=r_5)} = \frac{r_6^2 - r_5^2}{2 r_5} \cdot (P_j + P_f) \quad (90)$$

$$T_{r=r_6} = T_{co} \quad (91)$$

Depois de aplicadas a condições de fronteira na equação (89), foi possível obter a expressão da resistência térmica do núcleo do estator:

$$R_{co1} = \frac{1}{4 \cdot \pi \cdot l_r \cdot \lambda_{sc}} \left[1 - 2 \left(\frac{r_5^2}{r_6^2 - r_5^2} \right) \ln \left(\frac{r_6}{r_5} \right) \right] \quad (92)$$

$$R_{co2} = \frac{r_7}{2 \cdot \pi \cdot l_r \cdot r_6} \quad (93)$$

Uma vez calculada a resistência térmica do componente foi possível obter a temperatura do mesmo:

$$T_{co} = (R_{co-fra} \times (P_j + P_f)) + T_{co-fra} \quad (94)$$

onde, T_{co-fra} representa a temperatura entre o núcleo e a carcaça do motor.

- **Núcleo do estator-carcaça do motor:**

Neste ponto de ligação foi utilizada a equação (66), uma vez que não existe geração de calor. Deste modo, a resistência térmica deste ponto pode ser obtida pela equação (95), com a aplicação das condições de fronteira.

$$R_{co-fra} = \frac{r_7}{2 \cdot \pi \cdot l_r \cdot r_6} \quad (95)$$

A temperatura neste ponto de contacto entre dois componentes pode ser obtida pela seguinte expressão:

$$T_{co-fra} = (R_{fra} \times (P_j + P_f)) + T_{fra} \quad (96)$$

onde, T_{fra} representa a temperatura da carcaça da máquina.

- **Carcaça do motor:**

Em relação a este componente, foram consideradas as mesmas condições do caso anterior. A resistência térmica da carcaça pode ser calculada pela seguinte fórmula:

$$R_{fra} = \frac{\ln\left(\frac{r_8}{r_7}\right)}{2 \cdot \pi \cdot l_r \cdot \lambda_{fra}} \quad (97)$$

onde, λ_{fra} representa a condutividade térmica da carcaça. A temperatura neste componente foi determinada com o auxílio da seguinte expressão:

$$T_{fra} = (R_{ext} \times (P_j + P_f)) + T_{ext} \quad (98)$$

onde, R_{ext} representa a resistência térmica do meio exterior e T_{ext} a temperatura do meio ambiente, considerada igual a 25 °C. A resistência em causa, foi determinada com recurso à seguinte expressão:

$$R_{ext} = \frac{1}{h \cdot S_{ext}} \quad (99)$$

onde, h representa o coeficiente de transferência de calor por convecção e S_{ext} a superfície de contato entre a carcaça e o meio exterior (ar).

Capítulo 6: Resultados da Simulação

No presente trabalho, foram aplicados os conceitos apresentados anteriormente, na análise térmica de um motor de indução trifásico, de 4 polos, com ligação em estrela e com uma carga aplicada de 7 N.m. O motor em estudo apresenta as seguintes características:

- Potência nominal, $P_n = 2.2 \text{ kW}$;
- Tensão de alimentação, $U_{ff} = \frac{400}{\sqrt{3}}\sqrt{2} \text{ V}$ (fase-fase);
- Frequência de alimentação, $f = 50 \text{ Hz}$;
- Deslizamento, $s = 0.02$;
- Velocidade nominal, $\omega_n = 1435 \text{ rpm}$;
- Corrente nominal, $I_n = 4.56 \text{ A}$;
- Binário, $T_n = 14.6 \text{ N.m}$;
- Fator de potência (50% / 75% / 100%) = 0.6 / 0.73 / 0.8

Geometria do motor:

A geometria do estator do motor em estudo, pode ser encontrada na Figura 21. Os restantes parâmetros encontram-se definidos de seguida:

- Estator: 36 ranhuras;
- Rotor: 28 ranhuras;
- Diâmetro externo do núcleo do estator: aproximadamente 160 mm (devido ao diâmetro não ser completamente circular);
- Diâmetro interno do estator: 100 mm;
- Diâmetro externo do rotor: 99,4 mm;
- Espessura do entre-ferro: 0,3 mm;
- Diâmetro interno do núcleo do rotor: 35 mm;
- Comprimento dos núcleos do estator e rotor: 120 mm.

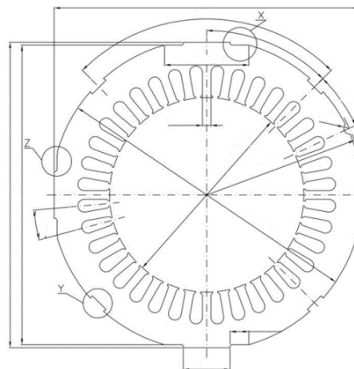


Figura 21-Geometria do estator do MI [WEG].

6.1 Regime Estacionário

Através das expressões apresentadas no capítulo anterior e da geometria do motor, foi possível determinar as resistências da rede térmica desenvolvida. Os valores das resistências encontram-se representados na Tabela 7.

Tabela 7-Valores das resistências térmicas dos diferentes componentes.

Resistências	Valores [K/W]
R_{ext}	0.6200
R_{fra}	0.0048
R_{co-fra}	1.1020e-04
R_{sc}	0.1023
R_{ins-co}	0.0024
R_{ins}	0.2385
R_{win}	4.1062e-0.4
R_{th}	0.1903

6.1.1 Alimentação Desequilibrada

Neste ponto, foi realizada a análise térmica do motor em condições de alimentação desequilibrada. De forma a analisar os vários tipos de alimentação desequilibrada que podem existir, foram tidos em consideração vários casos possíveis, enunciados na Tabela 8. Para poder estudar as diferentes situações que podem ocorrer, foram tidos em conta desequilíbrios tanto a nível de magnitude, como a nível de defasamento angular.

Tabela 8-Tensões de alimentação para os vários casos em estudo.

Casos	Tensões Alimentação		
	$U_a (V, ^\circ)$	$U_b (V, ^\circ)$	$U_c (V, ^\circ)$
A	$230 \angle 0$	$230 \angle -120$	$230 \angle 120$
B	$230 \angle 0$	$230 \angle -120$	$207 \angle 120$
C	$230 \angle 0$	$230 \angle -120$	$253 \angle 120$
K	$230 \angle 0$	$230 \angle -111$	$230 \angle 120$
L	$230 \angle 0$	$230 \angle -126$	$230 \angle 120$
R	$230 \angle 0$	$230 \angle -117$	$241.5 \angle 120$

Uma vez especificados os casos em estudo, foi aplicado o método das componentes simétricas de forma a determinar as tensões e correntes em estudo, representadas na Tabela 9.

Tabela 9-Tensões e correntes das diferentes seqüências para os diferentes casos.

Casos	Tensões das Sequências			Correntes		
	$V_P (V, ^\circ)$	$V_N (V, ^\circ)$	$V_0 (V, ^\circ)$	$I_a (A, ^\circ)$	$I_b (A, ^\circ)$	$I_c (A, ^\circ)$
A	230.9∠0	0.003∠0	0∠0	3.07∠-55.8	3.07∠-175.8	3.07∠64.21
B	223.2∠0	7.7∠59.98	0∠0	3.58∠-47.13	3.24∠170.5	2.22∠70.09
C	238.6∠0	7.65∠-120	0∠63.43	2.65∠-67.49	3.09∠-161.5	3.93∠60.89
K	230.7∠-1.99	8.06∠26.99	0∠90	3.87∠-54.94	2.92∠166.8	2.58∠76.03
L	230.3∠2.997	12.08∠-145.5	0∠-63.43	1.90∠-64.46	3.56∠-154.3	4.04∠53.77
R	234.7∠0.99	7.62∠-134.6	0∠0	2.46∠-64.58	3.23∠-161.8	3.81∠58.09

Depois de determinadas as correntes no estator, foi possível determinar as perdas devido ao efeito de Joule para cada caso. As perdas ferromagnéticas foram determinadas através da expressão de aproximação (45), apresentada anteriormente. Na Figura 22, encontram-se representadas as perdas de Joule no estator para os diferentes casos e fases, assim como as perdas ferromagnéticas.

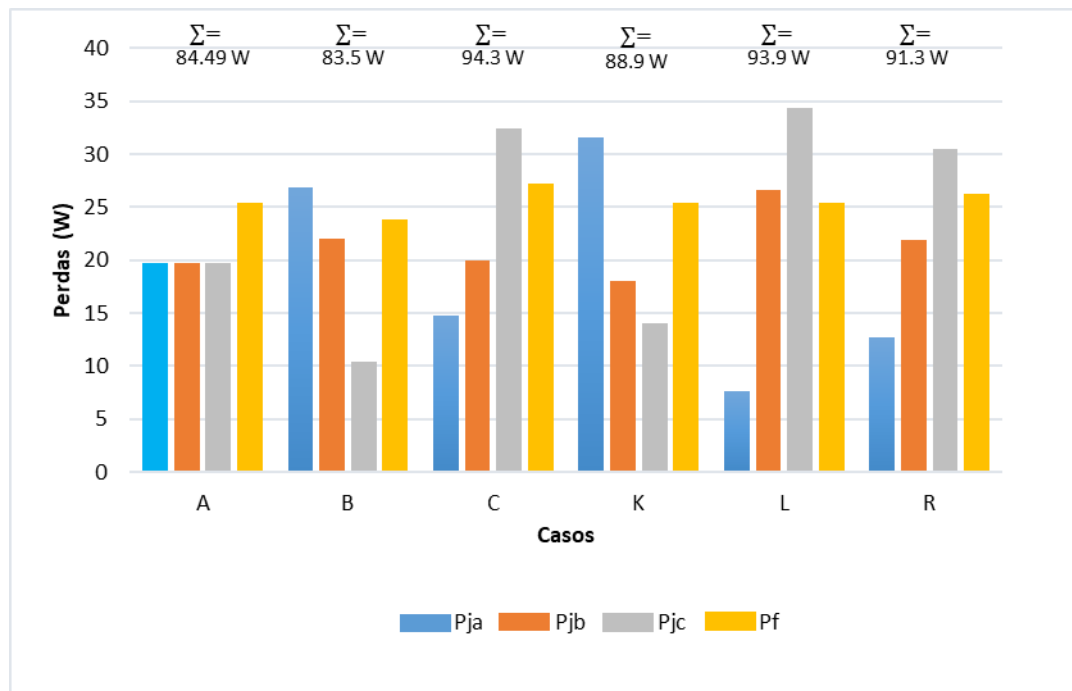


Figura 22-Distribuição das perdas por efeito de Joule e perdas do núcleo do estator para cada caso em estudo.

Ao analisar o gráfico das perdas, verificou-se que o caso de desequilíbrio C, foi o que afetou mais o desempenho do motor, obtendo o valor mais elevado das perdas. Neste caso, o motor foi alimentado por uma tensão de alimentação mais elevada na fase C, de cerca de 10%. Em relação ao caso de alimentação equilibrada (A), verificou-se que existiu um cenário de desequilíbrio que resultou num menor valor das perdas, o caso B. Este fenómeno pode ser explicado, pelo facto de neste cenário existir subalimentação.

Neste ponto, todos os parâmetros necessários para a determinação da temperatura foram calculados. Deste modo, foi possível determinar as diferentes temperaturas atingidas pelos

diferentes componentes do motor (Tabela 11). Na Tabela 10, pode encontrar-se a definição das diferentes temperaturas calculadas.

Tabela 10-Definição das temperaturas calculadas

Temperaturas	Correspondências
T_{gap}	Temperatura do entre-ferro
T_{th}	Temperatura dos dentes do estator
T_{win}	Temperatura dos enrolamentos do estator
T_{ins}	Temperatura do isolamento dos enrolamentos do estator
T_{ins-co}	Temperatura entre o isolamento dos enrolamentos do estator e o núcleo
T_{co}	Temperatura do núcleo do estator
T_{co-fra}	Temperatura entre o núcleo e a carcaça do motor
T_{fra}	Temperatura da carcaça do motor

Tabela 11- Distribuição de temperaturas no regime estacionário.

Casos	Temperaturas (°C)							
	T_{gap}	T_{th}	T_{win}	T_{ins}	T_{ins-co}	T_{co}	T_{co-fra}	T_{fra}
A	43.31	43.30	43.02	42.29	41.37	41.26	41.12	40.53
B	42.76	42.75	42.47	41.75	40.85	40.75	40.6	40.01
C	50.11	50.09	49.72	48.53	42.27	47.13	46.94	46.20
K	44.03	44.02	43.73	42.95	41.99	41.87	41.73	41.12
L	50.45	50.44	50.07	48.80	47.5	47.38	47.19	46.54
R	48.96	48.95	48.59	47.48	46.28	46.14	45.96	45.32

Em relação às temperaturas atingidas pelos vários componentes do motor, verificou-se que, para todos os casos, a temperatura mais elevada foi registada no ponto mais próximo do entreferro. Este fator, deve-se ao facto de neste ponto existir junção das perdas provenientes do rotor com as perdas do estator. Tal como esperado, o componente que registou uma temperatura mais reduzida foi a carcaça do motor, devido ao facto de estar em contacto com o ambiente. Em relação aos diferentes casos estudados, verificou-se que o caso C foi aquele onde se atingiram as temperaturas mais elevadas, devido à magnitude das perdas ocorridas. No caso B, verificou-se que a temperatura atingida pela máquina foi menor do que em condições normais de alimentação. Este fenómeno encontra-se relacionado com o facto de neste caso existir um menor valor das perdas.

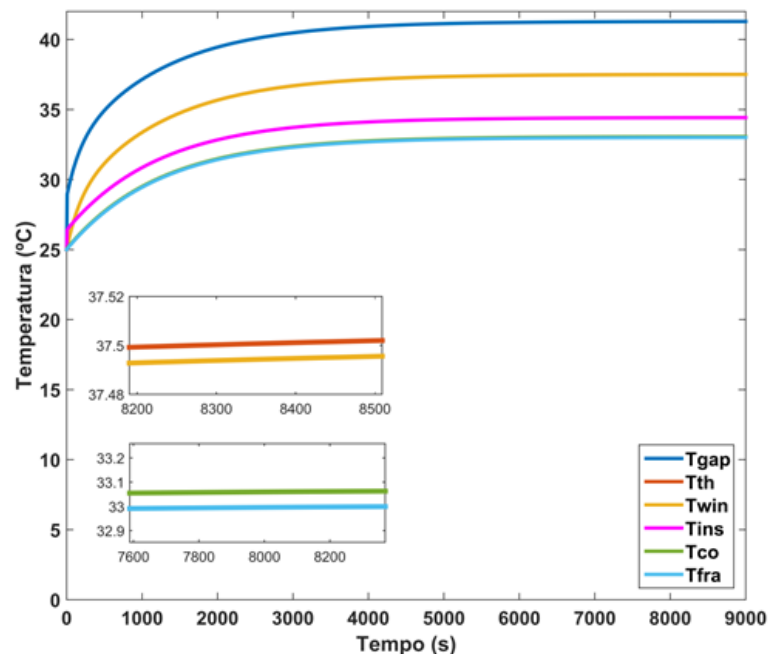
6.2 Regime Transitório

Neste ponto, foram determinadas as temperaturas em função do tempo dos vários componentes do motor, para os diferentes casos em estudo. Neste regime, foram apresentadas as temperaturas para o entreferro, dentes do estator, enrolamentos estatóricos, isolamento dos enrolamentos, núcleo do estator e carcaça. O estudo em causa, foi realizado para um intervalo de tempo de duas horas. Antes da determinação das temperaturas, foi necessário determinar as capacitâncias térmicas dos diferentes componentes da máquina (Tabela 12):

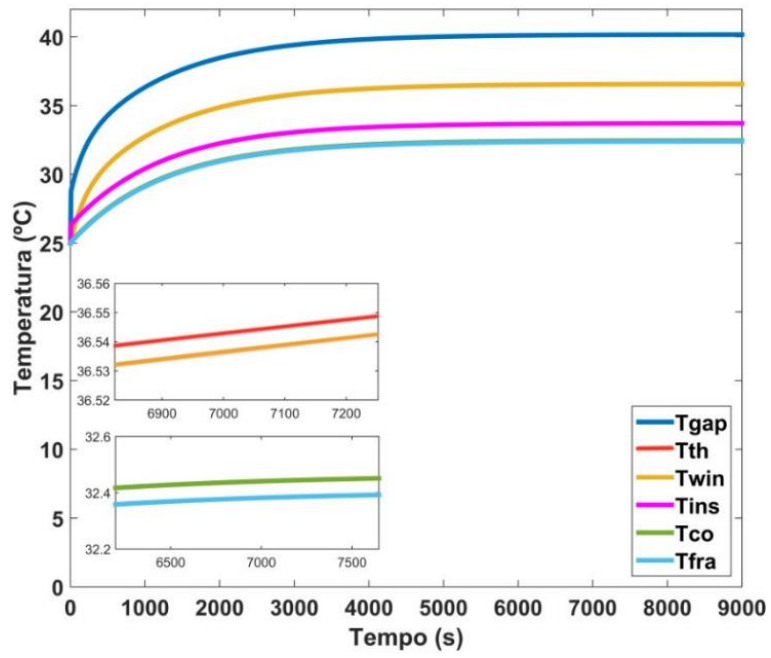
Tabela 12-Valores das capacitâncias térmicas dos diferentes componentes do motor.

Capacitâncias Térmicas	Valores [J.m-3.K-1]
C_{fra}	1993
C_{co}	2468
C_{ins}	959
C_{win}	706
C_{th}	959

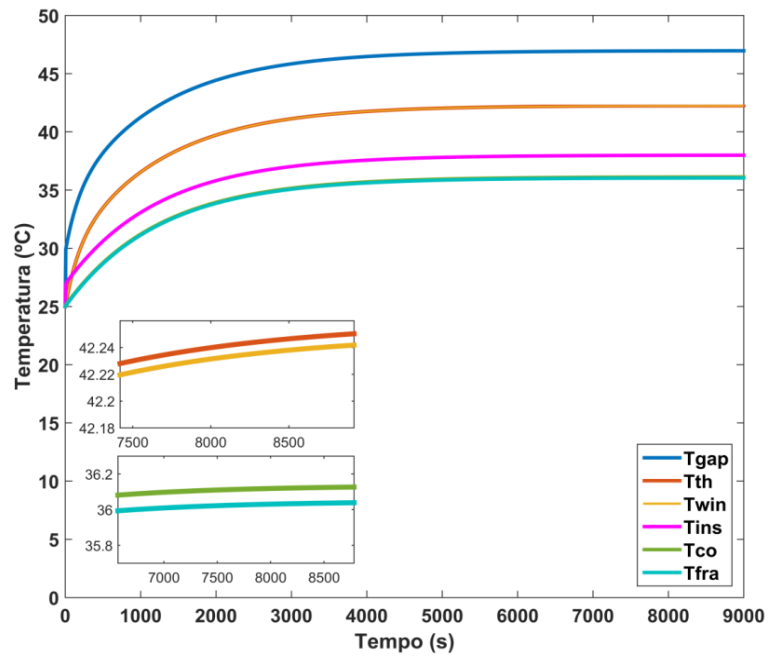
Depois de determinadas as capacitâncias foi possível determinar a variação das temperaturas dos componentes, em função do tempo, visíveis na Figura 23:



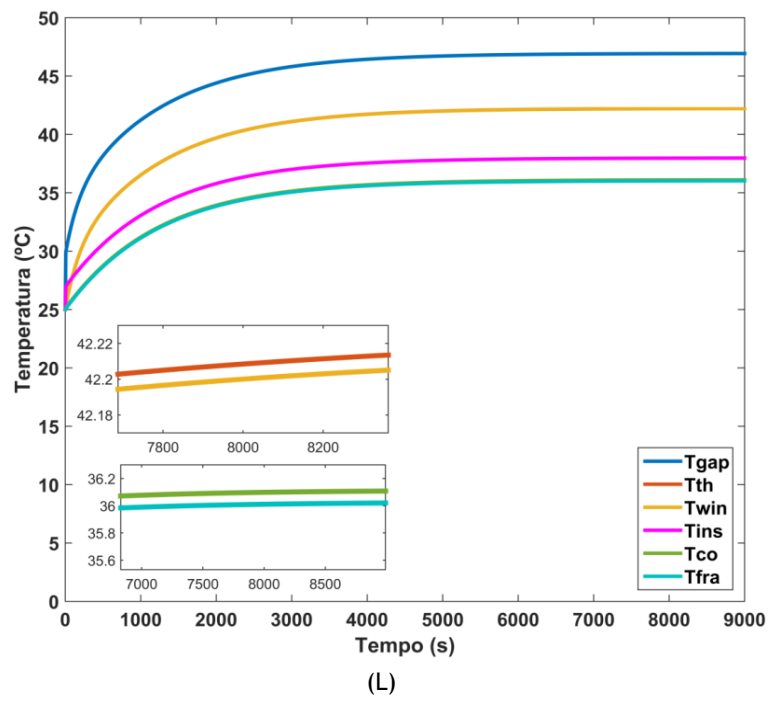
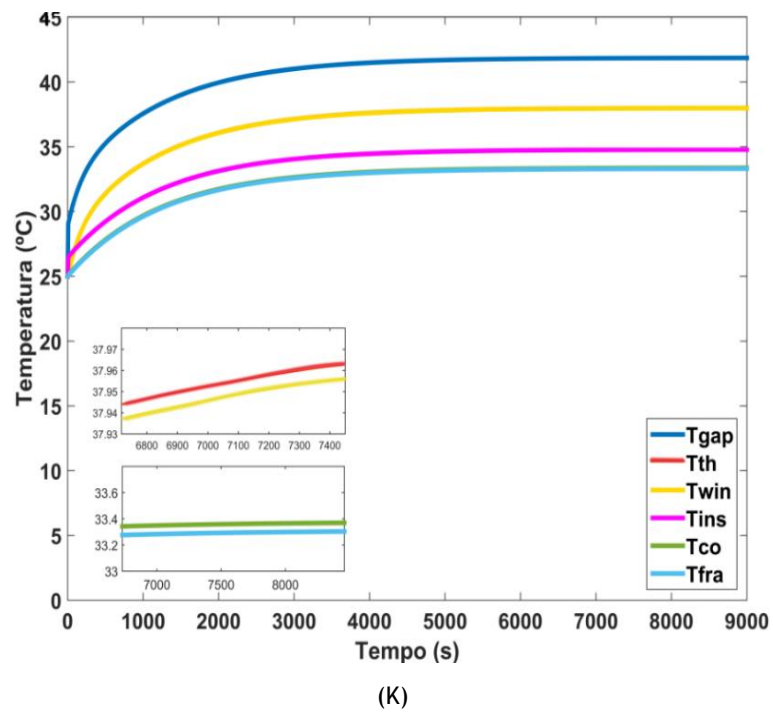
(A)

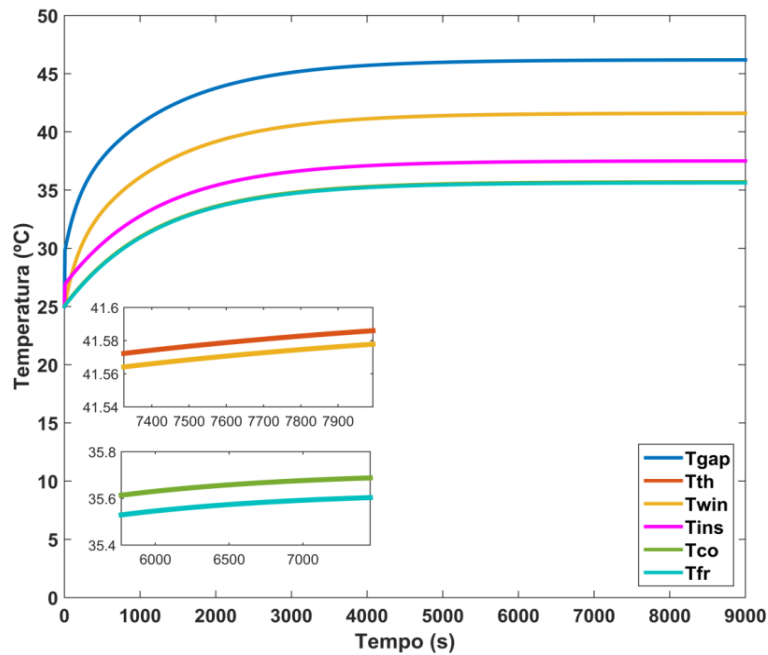


(B)



(C)





(R)

Figura 23- Análise térmica no regime transitório do MI para os componentes em estudo (T_{gap}) (T_{th}), (T_{win}), (T_{ins}), (T_{co}) e (T_{fra}), para os diferentes casos em análise: A, B, C, K, L, R.

Os valores obtidos através da análise da variação da temperatura com o tempo encontram-se de acordo com os valores esperados, uma vez que, as temperaturas atingidas pelo motor após duas horas de funcionamento, foram muito semelhantes às temperaturas registadas no regime estacionário. A variação das temperaturas registadas, foi semelhante para todos os casos em estudo, existindo apenas uma ligeira diferença ao nível de magnitude. Deste modo, verificou-se que as temperaturas aumentam exponencialmente nos primeiros 60 minutos de funcionamento e estabilizaram no restante período. Tal como registado na análise no regime estacionário, verificou-se que o componente que atingiu maior temperatura foi a região mais inferior dos dentes do estator. A carcaça do motor, registou novamente, a temperatura mais reduzida de entre todos os componentes.

Capítulo 7: Validação dos Resultados Obtidos

7.1 Descrição do Protótipo Experimental

De forma a validar os resultados obtidos através do modelo desenvolvido, foram realizados uma série de testes, de maneira a obter os valores reais das temperaturas atingidas pelos componentes do motor. A configuração do equipamento utilizado no registo das temperaturas pode ser encontrada na Figura 25. O banco de testes consiste no motor de indução anteriormente descrito, alimentado por uma fonte de alimentação AC trifásica, programável, de forma a controlar a alimentação do mesmo. Deste modo, foi possível controlar individualmente a amplitude e o ângulo de cada fase. Este componente permitiu assim, a realização de testes em condições de alimentação desequilibrada. De forma a controlar a carga do motor, foi utilizado um “HysteresisDynamometer”, que consiste num mecanismo de travagem através do fenómeno de histerese. Este equipamento permitiu assim, a aplicação de carga mecânica ao veio. Através do controlador deste equipamento, foi possível controlar o binário aplicado ao motor. Nos ensaios experimentais realizados, foi utilizada uma carga de 7 N.m, que corresponde a metade da carga nominal do motor, e uma frequência de 50 Hz. Foi também utilizado um analisador de potência, de forma a medir os parâmetros envolvidos nos ensaios experimentais (diferenças de potencial e correntes). De forma a registar as temperaturas atingidas pela máquina, o motor possui 2 termopares PT100. Um dos sensores encontra-se localizado nos dentes do estator, e outro no núcleo do estator, conforme representado na Figura 24.



Figura 24-Posição dos sensores de temperatura no motor de indução [68].

Os sensores encontram-se interligados a uma placa de aquisição de dados e um computador, de forma a registar a variação da temperatura durante os ensaios. Foi ainda utilizada uma câmara termográfica de infravermelhos (Fluke Ti450), de forma a obter imagens térmicas dos ensaios experimentais.

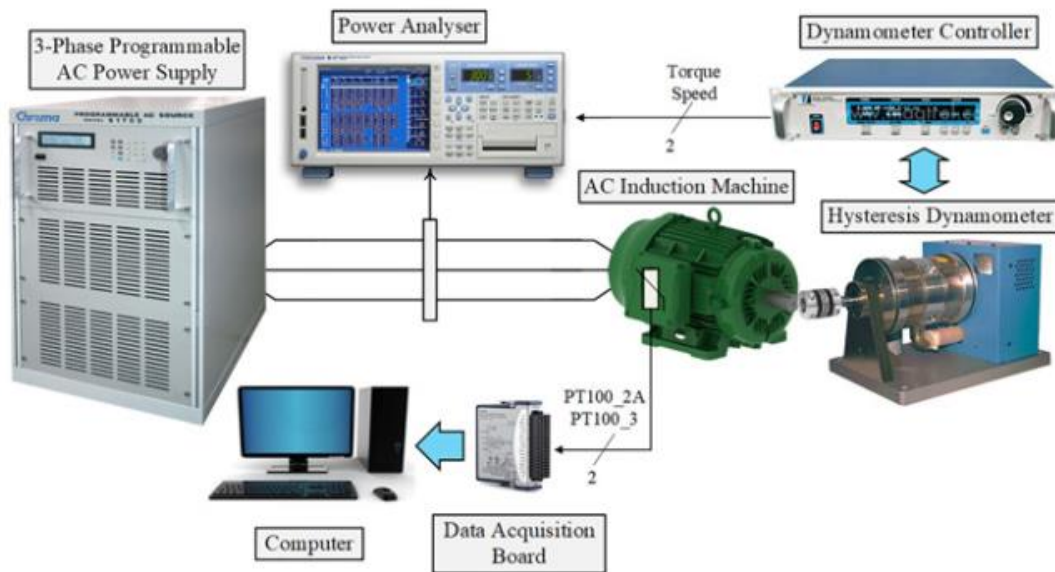


Figura 25-Configuração experimental do banco de ensaio utilizado para a realização dos ensaios experimentais [68].

7.2 Validação Experimental

Neste subcapítulo foi realizada a comparação entre os resultados obtidos através do ensaio experimental e os resultados teóricos, visíveis nas Figuras 26 e 27. De forma a analisar, objectivamente, os resultados obtidos, foi calculado o erro entre as temperaturas teóricas e as temperaturas experimentais.

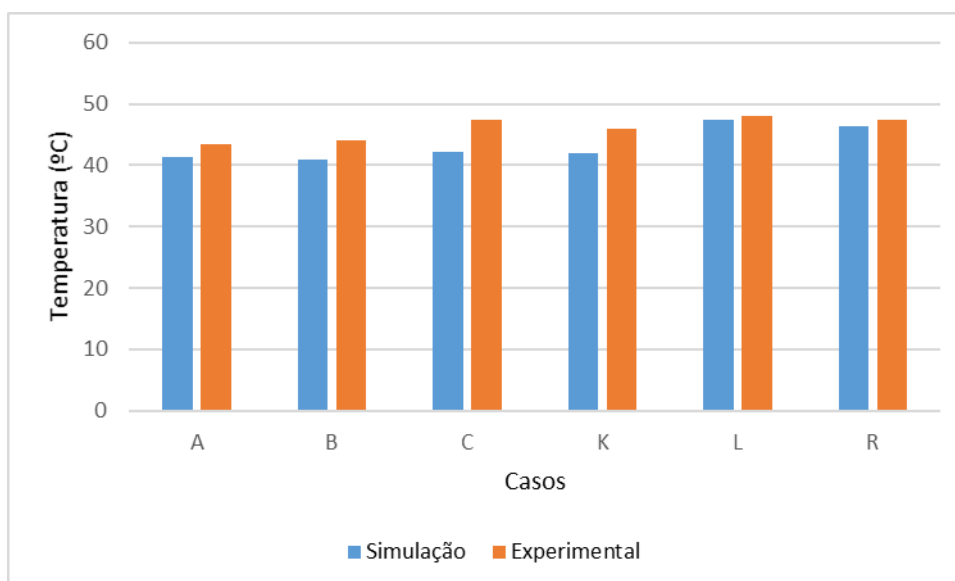


Figura 26-Comparação entre a temperatura obtida através da simulação e os valores medidos no sensor PT 100 2A para os diferentes casos em estudo.

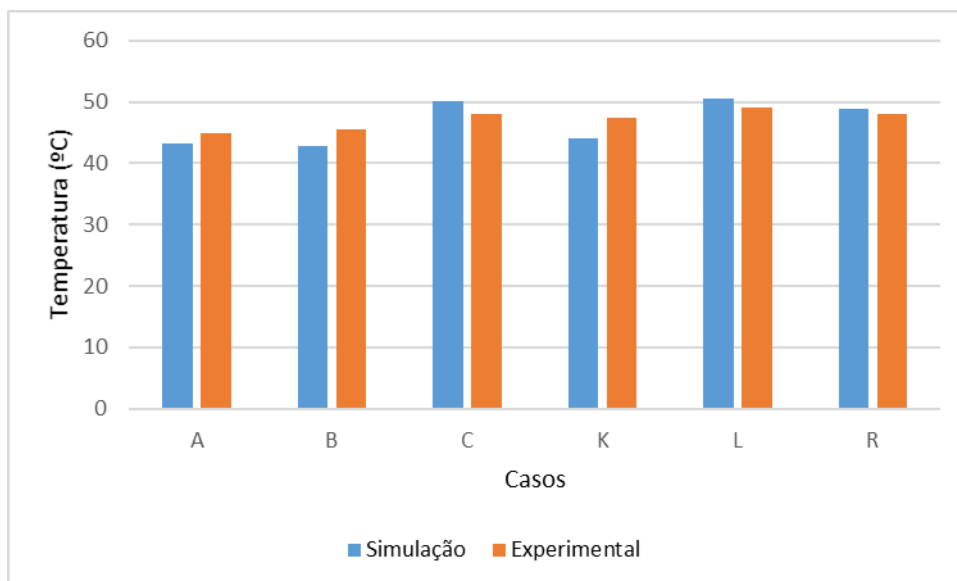


Figura 27-Comparação entre a temperatura obtida através da simulação e os valores medidos no sensor PT 100 3 para os diferentes casos em estudo.

Uma vez registadas as todas as temperaturas reais para os diferentes casos em estudo, foi possível determinar os erros para cada situação (Tabela 13).

Tabela 13-Erro entre os resultados obtidos através da simulação e os resultados experimentais.

Casos	Erro (%)	
	PT100 2A	PT100 3
A	2.8	3.5
B	5.1	6.0
C	2.2	4.3
K	6.0	6.1
L	1.7	2.9
R	1.0	2.0

Os resultados obtidos demonstram, em regra, uma boa concordância entre os valores experimentais e os valores teóricos. Em relação aos casos B e K, registou-se um erro mais considerável, mas ainda assim aceitável. Este fenómeno poderá estar relacionado com a ocorrência de algum erro na determinação dos parâmetros em causa. Este erro poderá também estar relacionado, com o facto das perdas calculadas representarem as perdas totais da máquina e a rede térmica desenvolvida apenas se aplicar a uma pequena parte do motor.

Capítulo 8: Conclusão

Neste trabalho foi desenvolvida uma rede térmica de parâmetros concentrados, de forma a realizar uma análise térmica de um motor de indução trifásico. A rede desenvolvida permitiu descrever as principais transferências de calor que ocorrem numa máquina elétrica. De forma a quantificar as transferências em causa, foi necessário desenvolver um modelo do motor que permitisse caracterizar as perdas que ocorrem na máquina. As perdas que ocorrem no equipamento em estudo manifestam-se sob a forma de calor, contribuindo para o aumento de temperatura do motor. Uma vez determinadas as perdas, foi possível caracterizar o comportamento térmico da máquina em causa. No presente trabalho foram realizados dois estudos de um motor de indução, um em regime estacionário e outro em regime transitório. Ambos os estudos realizados apresentaramos resultados esperados.

Ao analisar os resultados obtidos, verificou-se que a zona do motor que atingiu maior temperatura foi a zona dos dentes do estator, devido a neste ponto, existir uma maior concentração de perdas. Neste ponto, observou-se a concentração das perdas provenientes do rotor através do entreferro, com as perdas do núcleo do estator e as perdas por efeito de Joule. À medida que nos deslocamos para a periferia da máquina, as temperaturas vão diminuindo, verificando-se as temperaturas mais baixas, na carcaça do motor. Este fenómeno deveu-se ao facto deste componente se encontrar em contacto com o ambiente, pelo que, o calor foi dissipado mais rapidamente. Os resultados obtidos no estado transitório foram coerentes com o regime estacionário, verificando-se temperaturas semelhantes nos dois estudos.

De forma a validar os resultados obtidos, foram realizados ensaios experimentais para obter os valores reais das temperaturas atingidas pelos componentes do motor. Estes resultados demonstraram que o modelo desenvolvido, permitiu realizar uma análise térmica relativamente fiável. Para os casos estudados, os resultados obtidos pela simulação e experimentalmente encontram-se em concordância, obtendo-se um erro máximo de 6%.

Por conseguinte, verificou-se que o método dos parâmetros concentrados permitiu obter uma análise térmica relativamente precisa. Deste modo, esta metodologia apresenta um enorme potencial, pois pode ser fundamental no estudo térmico de diferentes máquinas onde seja necessário realizar um controlo térmico em rápidos períodos de tempo. Portanto, este método apresenta-se como uma alternativa viável ao método dos elementos finitos e à dinâmica de fluidos computacional, com a vantagem dos rápidos tempos de simulação.

Referências

- [1] A. Bousbaine, “An Investigation Into The Thermal Modelling of Induction Motors,” University of Sheffield 1993, pp 47-70.
- [2] E. Review, “Variable Speed Drives, "lessons in efficient driving",” , pp 13-16, April 1992.
- [3] M. R. Feyzi, “Thermal Modelling of Deep Bar Induction Motor at Stall,”, pp 71-87, 1997.
- [4] J. Duhovnic, J. Rihtarski, J. Tavkar, B. Benedik, *Thermal Model of Through Flow Universal Motor by Means of Lumped Parameter Network*, pp 1-8, DOI: 10.17559/TV-20161115224752.
- [5] E. S. Hamdi, *Design of Small Electrical Machines*, Nova Iorque: John Wiley & Sons, pp 45-73, 1994, ISBN:978-0-471-95202-2.
- [6] B. H. Chudnovsky, *Electrical Power Transmission and Distribution: Aging and Life Extension Techniques*, Florida: CRC Press, pp 272, 2012, ISBN 9781466502468.
- [7] A. Cavagnino, D. Staton, M. Shanel, M. Mueller, C. Mejuto, Aldo Boglietti, “Evolution and Modern Approaches for Thermal Analysis of Electrical Machines,” *IEEE Transaction on Industrial Electronics*, vol. 56, no. 3, pp 871-880, Março 2009.
- [8] J. K. I.J. Pérez-Arriaga, “A stationary thermal model for smooth air-gap rotating electric machines,” *Electric Machines and Power Systems*, vol. 3, no 4, pp. 285-303, 1979.
- [9] M. C. A.F. Armor, “Heat flow in the stator core of large turbine-generators, by the method of three-dimensional finite elements part II: Temperature distribution in the stator iron,” *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. 95, no 5, pp. 1657 - 1668, 1976.
- [10] D. Sarkar, P. Mukherjee e S. Sen, “Use of 3-dimensional finite elements for computation of temperature distribution in the stator of an induction motor,” *IEE Proceedings B - Electric Power Applications*, vol. 138, nº 2, pp. 75 - 86, 1991.
- [11] C. R. Soderberg, “Steady Flow of Heat in Large Turbine-Generators,” *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, vol. 50, no 2, pp. 782 - 798, 1931.
- [12] R. L. Kotnik, “An Equivalent Thermal Circuit for Nonventilated Induction Motors,” *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, pp. 1604 - 1609, 1954.
- [13] M. E. Brown, *Introduction to Thermal Analysis*, Kluwer Academic Publishers, 2004, ISBN: 0-306-48404-8.
- [14] P. D. Silva, *Apontamentos de Transmissão de Calor*, Covilhã, 2016.
- [15] B. Andersson, “Lumped Parameter Thermal Modelling of Electric Machines”, pp 1-46, 2013.

- [16] M. N. Ozisik, Heat Transfer - A Basic Approach, Nova lorque: McGraw Hill, 1995,ISBN-10: 0070664609
- [17] D. Staton, M. Popescu, C. Cossar, M. McGilp, S. Omori, T. Kurimoto, “Analytical Thermal Models for Small Induction Motors”, COMPEL International Journal of Computations and Mathematics in Electrical, pp 1-6, September 2010, DOI: 10.1108/03321641011061542
- [18] A. Boglietti, A. Cavagnino, M. Lazzari, and M. Pastorelli, “A Simplified Thermal Model for Variable-Speed Self-Cooled Industrial Induction Motor,” *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 39, no. 4, pp. 945-952, Jul./Aug. 2003.
- [19] K. & K. Associates, “Thermal Network Modeling Handbook”, pp 1-29, 2000.
- [20] G. Dajaku, D. Gerling, “An Improved Lumped Parameter Thermal Model for Electrical Machines”,University of Federal Defense Munich, pp. 1-6,.
- [21] T. Roberts, “Determination of the Thermal constants of Heat Flow Equations of Electric Machines,” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, vol. 148, pp. 84-92, 1969,DOI: 10.1243/ 1969.184.129.02.
- [22] J.P.Holman, Heat Transfer, Nova lorque: McGraw-Hill, 1997.
- [23] Sim Scale, “Sim Scale,” [Online]. Available: <https://www.simscale.com/docs/content/simwiki/cfd/whatis CFD.html>.
- [24] F. W. Jr., *Historia Mathematica* vol.7, Elsevier, 1980.
- [25] Z. Ferkova, “Comparison Between 2D and 3D Modelling of Induction Machine Using Finite Element Method,” *Power Engineering and Electrical Engineering*, vol.13, no.3, pp 120-124,2015,DOI: 10.15598/ae ee.v13i2.1346.
- [26] “Multiphysics Cyclopedia,” 15 Março 2016. [Online]. Available: <https://www.comsol.pt/multiphysics/finite-element-method>.
- [27] J. Akin, *Finite Element Analysis Concepts*, Houston, Texas : World Scientific,Rice University, pp 1-16, 2009.
- [28] S. Nategh, “Thermal Analysis and Management of High-Performance Electrical Machines,” Estocolmo, 2013.
- [29] V. T. Mohanan, “Thermal Modelling of Permanent Magnent Machines Using double layer winding” , pp 1-38,2016, ISSN 1653-5146.
- [30] K. Hameyer, F. Henrotte, Hans Vande Sande, Geoffrey Deliège, Herbert De Gersem, “Finite element models in electrical machine design”, pp1-13, 2014.
- [31] A. Elshimi, “Maxwell’s equations: An intuitive view for engineers,” 17 Janeiro 2019. [Online]. Available: <https://www.powe relectronic tips.com/intuitive-view-of-maxwells-equations-faq/>.
- [32] “Maxwell’s Equations,” [Online]. Available: <http://www.maxwells-equations.com/index.php#maxwells>.

- [33] A. Neale, D. Derome, B. Blocken, J. Carmeliet, “CFD calculation of convective heat transfer coefficients and validation - Part I: Laminar flow”, Annex 41 - Kyoto, Janeiro 2006.
- [34] S. Pickering, D. Lampard, Dave Staton, “Recent Advancement in the Thermal Design of Electric Motors,” em *SMMA 2001 Fall Technical Conference “Emerging Technologies for Electric Motion Industry”*, USA, pp 1-16. 2001.
- [35] L. Collins. Rajesh Bhaskaran, “Introduction to CFD Basics”, pp 1-17.
- [36] E. Bim, *Máquinas Eléctricas e Acionamento*, Elsevier, 2012, ISBN: 978-85-352-5923-0.
- [37] I. Takahashi, T. Koganezawa, G. Su, K. Oyama, “A super high speed PM motor drive system by a quasi-current source inverter,” em *Conference Record of the 1993 IEEE Industry Applications Conference Twenty-Eighth IAS Annual Meeting*, Canada, 1993, DOI: 10.1109/IAS.1993.298881.
- [38] P. C. Sen, *Principles of Electric Machines and Power Electronics*, Wiley, pp. 200-260, 2013, ISBN 978-1-118-07887-7.
- [39] Portal_eletricista, “Motor de Indução - funcionalidade, significado, dicas, passo a passo,” Março 28 2015. [Online]. Available: <http://www.portaleletricista.com.br/motor-de-inducao-funcionalidade-significado-dicas-passo-a-passo/>.
- [40] U.A.Bakshi, V.U.Bakshi, *Electrical Circuits and Machines*, Technical Publications, 2009, ISBN 8184315317. 9788184315318.
- [41] “seo:science,” 10 Abril 2012. [Online]. Available: <http://seo-sciencecapture.blogspot.com/2012/04/ac-motor-construction.html>.
- [42] M. Altaira, *Efficient Improvement of Three Phase Squirrel Cage Induction Motor by Controlling The Applied Voltage to The Stator Using Simulink Models*, pp 1-20, 2018.
- [43] I. d. F. d. S. Carlos, “Lei da Indução de Faraday”, Universidade de São Paulo.
- [44] C. Cabrita, *Sebenta Análise de Circuitos*, Covilhã.
- [45] “What is Faraday's law?,” [Online]. Available: <https://www.khanacademy.org/science/physics/magnetic-forces-and-magnetic-fields/magnetic-flux-faradays-law/a/what-is-faradays-law>.
- [46] S. Jurkovic, *Induction Motor* Parameters Extraction*, pp 1-2.
- [47] A. M. S. Mendes, E. C. Quispe, X. M. Lopez-Fernandez, and A. J. Marques Cardoso, “Influence of the positive sequence voltage on the temperature of three-phase induction motors,” in Proc. of ICEM 2010, XIX International Conference on Electrical Machines, Rome, Italy, pp.1-6, 6-8 September 2010.
- [48] A. Jouanne and B. Banerjee, “Assessment of voltage unbalance,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 16, n° 4, pp. 782-790, 2001.

- [49] A. M. S. Mendes, E. C. Quispe, X. M. Lopez-Fernandez, and A. J. Marques Cardoso, "Influence of the positive sequence voltage on the temperature of three-phase induction motors," in Proc. of ICEM 2010, XIX International Conference on Electrical Machines , Rome, Italy, pp. 1-8 September 2010.
- [50] A. S. MG1-2003, "Motors and Generators, Part 14 and 20," *NEMA*, 2004.
- [51] IEC 60034-26, "Effects on Unbalanced Voltages on the Performance of Induction motor," *IEC*, pp 1-7, 2002, DOI: 10.1071/SP06007.
- [52] M. V. Guedes, *Corrente Alternada. Sistemas polifásicos assimétricos*, Universidade do Porto, 2005.
- [53] E. C. Quispe, "Efectos del desequilibrio de tensiones sobre la operación del motor de inducción trifásico. Énfasis en la caracterización del desequilibrio de tensiones y el efecto sobre la potencia nominal," Ph.D. dissertation, Escuela de Ingeniería Eléctrica y Electrónica, Universidad del Valle, Cali, Colombia, 2012.
- [54] D. G. J. Dejan D. Reljić, "Experimental Identification of the Mechanical Parameters of an Induction Motor Drive," em *X International Symposium on Industrial Electronics*, Banja Luka, 2014.
- [55] G. Bertotti , A. Boglietti, M. Chiampi, D. Chiarabaglio, F. Fiorillo, M. Lazzari, "An Improved Estimation of Iron Losses in Electric Rotating Machines," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 27, no. 6, 1991, DOI: 10.1109/20.278722.
- [56] O. Badran , H. Sarhan , B. Alomour, "Thermal Performance Analysis of Induction Motor". pp 1-14.
- [57] G. Kylander, "Thermal modelling of small cage induction motors", Chalmers University of Technology, pp 20-36, 1995, ISBN 91-7197-061-4.
- [58] U. d. Coimbra, *Electrotecnia Teórica: Trabalho práctico nº4*, Coimbra, 2006/07.
- [59] B. Tekgun, "Analysis, Measurement and Estimation of the Core Losses in Electrical Machines" ,University of Akron, pp 1-26, 2016.
- [60] J. Soulard, A. Krings, "Overview and Comparison of Iron Loss Models for Electrical Machines," em *Ecologic Vehicles. Renewable Energies*, Royal Institute of Technology 2010.
- [61] G. Bertotti, "General Properties of Power Losses in Soft Ferromagnetic Materials," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 24, nº 1, pp. 621-630, 1998.
- [62] G. Bertotti, F. Fiorillo and G. P. Soardo , "The Prediction of Power Losses in Soft Magnetic Materials," *Journal de Physique Colloques*, vol. 48, no. 12, pp 1915-1919, 1988, DOI: 10.1051/19888867.

- [63] Daniel Eggers, Simon Steentjes, and Kay Hameyer, "Advanced Iron-Loss Estimation for Nonlinear Material Behavior," *IEEE Transaction on Magnetics*, vol. 48. no.11, pp 3021-3024,2012.
- [64] T.Jokinen, V.Hrabovcova, J. Pyrhonen, *Design of Rotating Electrical Machines*, John Wiley & Sons, Ltd, 2008, ISBN 978-0-470-69516-6.
- [65] Argonne National Laboratory, "Multiphysics Simulations:Challenges and Opportunities," *International Journal of High Performance Computing Applications*, pp 1-27, 2012.
- [66] J. Keränen, A. Manninen, J. Pippuri, "Multi-physics simulations for electrical machine development," SIMPRO, 2015.
- [67] A. Abdelli, "Optimisation multicritère d'une chaîne éolienne passive," , pp 163-171, Outubro 2007.
- [68] F. Santiago, F. Bento, A. J. M. Cardoso, K. N. Gyftakis, "Thermal Analysis of a Directly Grid-Fed Induction Machine With Floating Neutral Point, Operating Under Unbalanced Voltage Conditions," *Electric Power Components and Systems*, pp. 1060-1076, 2019,DOI: 10.1080/15325008.2019.1659451.
- [69] I. S. Técnico, *Máquinas de Indução Polifásicas*, 2006.
- [70] B. E. Rapp, *Microfluidics: Modeling, Mechanics and Mathematics*, Elsevier, 2016, ISBN: 978-1-4557-3141-1.
- [71] P. K. Kundu, I. M. Cohen, R. David , *Fluid Mechanics*, Academic Press, 2012, ISBN : 978-0-12-382100-3.
- [72] G. Dajaku. D. Gerling, "Novel lumped-parameter thermal model for electrical systems",University of Federal Defense Munich.
- [73] S. Pickering, D. Lampard, D. Staton, "Recent Advancement in the Thermal Design of Electric Motors," em *SMMA 2001 Fall Technical Conference "Emerging Technologies for Electric Motion Industry"*, Dakota do Norte, 2001.
- [74] S. Shah, A. Rashid, M. Bhatti, "Direct Quadrate (D-Q) Modeling of 3-Phase Induction Motor Using Matlab/Simulink," *Canadian Journal on Electrical and Electronics Engineering*, vol. 3, no. 5, pp 237-243,2012.
- [75] G. Bertotti, "Physical interpretation of eddy current losses in ferromagnetic materials," *Journal of Applied Physics*, Vol. 57, no. 6, 1985.
- [76] B. Posavac, "Friction Losses, Heat Transfers and Vibration in an Induction Motor," 2015.
- [77] R. Dimitrovski, M. Luther, "Modeling and Simulation of an induction machine in the abc-reference frame using inversion of a matrix by partitioning",International Conference on Renewable Energies and Power Quality, vol 10, no.14, pp 79-83, 2016.
- [78] J. K. Jr., *Introduction To Symmetrical Components*, Massachusetts, 2011.

Anexo A

Ensaio Económico Motor de Indução

Através da realização de três procedimentos experimentais foi possível obter os parâmetros do esquema equivalente da Figura 12. O primeiro procedimento consistiu na medição das resistências dos enrolamentos estatóricos do motor. Este parâmetro foi determinado através da medição direta da resistência dos enrolamentos em cada fase, através da aplicação de corrente contínua. Depois de medida a resistência nas três fases, foi feita a média aritmética para determinar o valor final.

- **Ensaio em vazio:**

O ensaio em vazio consiste na análise do motor em funcionamento sem nenhuma carga aplicada. O motor foi alimentado por um sistema trifásico de tensões com frequência constante. Durante o procedimento foram medidos o valor eficaz das quedas de tensão em cada fase, a intensidade da corrente, e a potência ativa da máquina. Como o motor não tem nenhuma carga acoplada, toda a potência fornecida é perdida sob a forma de perdas por efeito de Joule, perdas ferromagnéticas e perdas devido ao atrito e ventilação. Este teste permite também, a determinação da corrente de magnetização. Sem carga acoplada, o motor roda livremente a alta velocidade, pelo que o deslizamento é aproximadamente zero, o que faz com que o ramo da resistência do rotor apresente uma resistência muito elevada. Deste modo, este ramo pode ser desprezado, como visível na Figura 28.

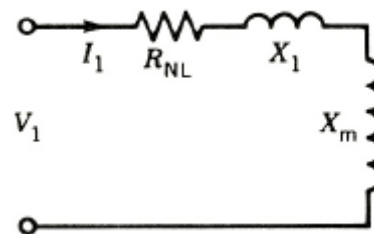


Figura 28-Esquema equivalente do motor de indução no ensaio em vazio[38].

Neste esquema equivalente, não foi incluído o ramo das perdas ferromagnéticas, porém esta resistência foi determinada através da expressão (45).

$$R_c = \frac{3 U_1^2}{P_{rot}} \quad (100)$$

A perdas rotacionais foram determinadas em função da potência medida durante o teste (P_{NL}), da resistência medida no ensaio anterior (R_1) e da corrente medida (I_1).

$$P_{rot} = P_{NL} - 3 R_1 I_1^2 \quad (101)$$

O passo seguinte foi determinar a impedância do circuito da Figura 28.

$$Z_{NL} = \frac{V_1}{I_1} \quad (102)$$

Depois de calculada a impedância e a resistência do circuito do ensaio em vazio (no load resistance), foi possível determinar a respectiva reactância:

$$X_{NL} = \sqrt{Z_{NL}^2 - R_{NL}^2} \quad (103)$$

Deste modo, foi possível obter uma expressão para a determinação da reactância de magnetização. Porém, foi primeiro necessário obter a reactância de fugas por fase do estator através do teste com o rotor bloqueado.

$$X_1 + X_m = X_{NL} \quad (104)$$

- **Rotor bloqueado:**

Este teste consiste na análise do motor, com a particularidade de o rotor encontrar-se bloqueado. Neste caso, o motor foi alimentado por um sistema trifásico de tensões com frequência constante, porém, com uma tensão reduzida de modo a evitar correntes excessivas [69]. Neste teste, foi possível recolher informações sobre as reactâncias de fuga do circuito da Figura 29. Como o rotor foi bloqueado, o deslizamento fica igual a 1, pelo que, o ramo do circuito rotórico apresenta uma impedância muito baixa, quando comparada com o ramo de magnetização. Deste modo, o ramo de magnetização pode ser desprezado.

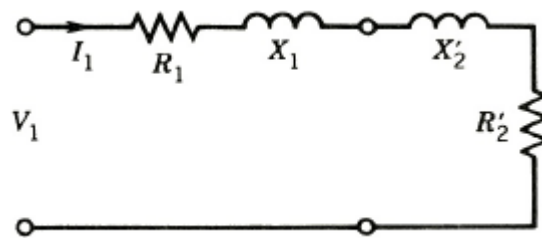


Figura 29-Esquema equivalente do motor de indução no ensaio do rotor bloqueado[38].

De forma a determinar as variáveis do esquema equivalente, foram medidos o valor eficaz da tensão de alimentação, a intensidade da corrente absorvida e a potência ativa absorvida pelo motor. Em primeiro lugar, foi realizado o cálculo da resistência R_{BL} (blocked rotor resistance), através das potências (potência de saída) e correntes medidas.

$$R_{BL} = \frac{P_{BL}}{3 I_1^2} \quad (105)$$

Depois de calculada a resistência R_{BL} , foi possível obter a resistência dos enrolamentos do rotor.

$$R'_2 = R_{BL} - R_1 \quad (106)$$

De seguida, foi feito o cálculo da impedância do circuito (Z_{BL}).

$$Z_{BL} = \frac{V_1}{I_1} \quad (107)$$

Uma vez determinada a resistência e a impedância dos enrolamentos do estator, foi determinada a reactância do circuito da Figura 29.

$$X_{BL} = \sqrt{Z_{BL}^2 - R_{BL}^2} \quad (108)$$

A reactância do circuito pode também ser considerada como sendo igual à soma das reactâncias de fuga do estator e do rotor, pelo que a expressão (109), foi aplicada. Assumindo que a reactância de fugas do estator é igual a reactância do rotor, foi possível obter os dois valores.

$$X_1 + X'_2 = X_{BL} \quad (109)$$

$$X_1 = X'_2 \quad (110)$$

Através das expressões apresentadas anteriormente, foi possível obter todos os parâmetros do esquema equivalente, representados na Tabela 14.

Tabela 14 -Parâmetros do esquema equivalente da Figura 12.

R_1 (Ω)	2.1
R_2 (Ω)	2.4262
L_1 (H)	0.01505
L_2 (H)	0.01505
L_m (H)	0.28179
R_c (Ω)	2100

Anexo B

Equações Estado Transitório

De forma a realizar a análise térmica da máquina no regime transitório, foi necessário determinar o valor das capacitâncias térmicas (C) da rede através da seguinte expressão:

$$C = c_p \rho V \quad (111)$$

Este parâmetro depende de c_p , o calor específico (propriedade do material) de cada componente, da massa volúmica (ρ) e do volume (V).

Uma vez determinadas todas as capacitâncias térmicas, foi realizada a determinação das temperaturas de cada componente em função do tempo através das seguintes expressões:

$$P_{fra} = C_{fra} \frac{dT_{fra}}{dt} + \frac{1}{R_{fra} + R_{ext}} (T_{fra} - T_{ext}) + \frac{1}{R_{co-fra}} (T_{fra} - T_{co}) \quad (112)$$

$$P_{co} = C_{co} \frac{dT_{co}}{dt} + \frac{1}{R_{co-fra}} (T_{co} - T_{co-fra}) + \frac{1}{R_{co} + R_{ins-co}} (T_{co} - T_{ins}) \quad (113)$$

$$P_{ins} = C_{ins} \frac{dT_{ins}}{dt} + \frac{1}{R_{co} + R_{ins-co}} (T_{ins} - T_{co}) + \frac{1}{R_{ins}} (T_{ins} - T_{win}) \quad (114)$$

$$P_{win} = C_{win} \frac{dT_{win}}{dt} + \frac{1}{R_{ins}} (T_{win} - T_{ins}) + \frac{1}{R_{win}} (T_{win} - T_{th}) \quad (115)$$

$$P_{th} = C_{th} \frac{dT_{th}}{dt} + \frac{1}{R_{win}} (T_{th} - T_{win}) + \frac{1}{R_{th}} (T_{th} - T_{aim}) \quad (116)$$

