



**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DAS COMPONENTES  
DE SEQUÊNCIA POSITIVA, NEGATIVA E ZERO  
SOBRE AS TEMPERATURAS DE UM MOTOR  
DE INDUÇÃO TRIFÁSICO**

**MARCOS DIEGO DE CASTRO E SILVA**

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ENGENHARIA ELÉTRICA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA

**Publicação: ENE/PPGEE  
Brasília - DF, março de 2014**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA  
FACULDADE DE TECNOLOGIA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA**

**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DAS COMPONENTES  
DE SEQUÊNCIA POSITIVA, NEGATIVA E ZERO  
SOBRE AS TEMPERATURAS DE UM MOTOR  
DE INDUÇÃO TRIFÁSICO**

**MARCOS DIEGO DE CASTRO E SILVA**

**ORIENTADOR: ANÉSIO DE LELES FERREIRA FILHO**

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM  
ENGENHARIA ELÉTRICA**

**PUBLICAÇÃO: PPGEE.DM – 558/2014**

**BRASÍLIA/DF: MARÇO – 2014**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**  
**FACULDADE DE TECNOLOGIA**  
**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ELÉTRICA**

**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DAS COMPONENTES DE SEQUÊNCIA  
POSITIVA, NEGATIVA E ZERO SOBRE AS TEMPERATURAS DE  
UM MOTOR DE INDUÇÃO TRIFÁSICO**

**MARCOS DIEGO DE CASTRO E SILVA**

**DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA  
ELÉTRICA DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE DE  
BRASÍLIA, COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A  
OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE.**

**APROVADA POR:**



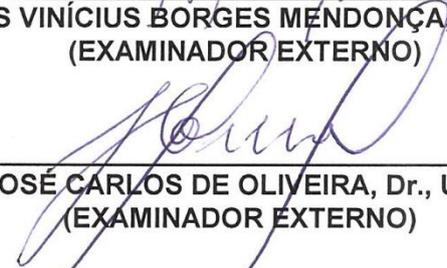
---

**ANÉSIO DE LELES FERREIRA FILHO, Dr., ENE/UNB**  
**(ORIENTADOR)**



---

**MARCUS VINÍCIUS BORGES MENDONÇA, Dr., UFTM**  
**(EXAMINADOR EXTERNO)**



---

**JOSÉ CARLOS DE OLIVEIRA, Dr., UFU**  
**(EXAMINADOR EXTERNO)**

**BRASÍLIA/DF, 24 DE MARÇO DE 2014**

## FICHA CATALOGRÁFICA

CASTRO E SILVA, MARCOS DIEGO DE

Análise da Influência das Componentes de Sequência Positiva, Negativa e Zero sobre as Temperaturas de um Motor de Indução Trifásico [Distrito Federal] 2014.

xviii, 139p., 210 x 297 mm (ENE/FT/UnB, Mestre, Dissertação de Mestrado - Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia).

Departamento de Engenharia Elétrica.

- |                            |                                 |
|----------------------------|---------------------------------|
| 1. Desequilíbrio de Tensão | 2. Motor de Indução Trifásico   |
| 3. Análise Térmica         | 4. Componente de Sequência Zero |
| I. ENE/FT/UnB              | II. Título (série)              |

## REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

SILVA, M. D. C. (2014). Análise da Influência das Componentes de Sequência Positiva, Negativa e Zero sobre as Temperaturas de um Motor de Indução Trifásico. Dissertação de Mestrado em Engenharia Elétrica, Publicação PPGEE.DM – 558/2014, Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 139p.

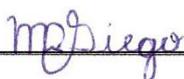
## CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Marcos Diego de Castro e Silva.

TÍTULO: Análise da Influência das Componentes de Sequência Positiva, Negativa e Zero sobre as Temperaturas de um Motor de Indução Trifásico.

GRAU: Mestre                      ANO: 2014

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias desta dissertação de mestrado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte dessa dissertação de mestrado pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.



Marcos Diego de Castro e Silva  
mdiego\_86@hotmail.com  
Brasília – DF – Brasil.

## AGRADECIMENTOS

*Primeiramente e acima de tudo a Deus, por sua graça e por ter me capacitado a chegar onde estou.*

*Aos meus pais, que me deram todo o suporte e condições necessárias à minha formação. A eles que sempre estiveram ao meu lado e dedicam suas vidas para oferecer o melhor a seus filhos.*

*Aos meus irmãos, que prezo tanto e os tenho como exemplo de vida. Por todo incentivo e ajuda na superação das dificuldades.*

*À Samanta, pelo amor, carinho, dedicação, encorajamento e paciência.*

*Ao professor Anésio de Leles, cuja orientação foi fundamental para meu crescimento e viabilizou a realização desta pesquisa. Pela sua paciência, dedicação a esta dissertação e solicitude em ajudar sempre que necessário.*

*Aos colegas do laboratório e do SG-11, pela relação de amizade proporcionada, companheirismo e momentos de descontração.*

*À Universidade de Brasília e aos professores do Departamento de Engenharia Elétrica, pela inestimável contribuição em minha formação acadêmica.*

*À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), pelo auxílio financeiro, através da bolsa concedida.*

## **RESUMO**

### **ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DAS COMPONENTES DE SEQUÊNCIA POSITIVA, NEGATIVA E ZERO SOBRE AS TEMPERATURAS DE UM MOTOR DE INDUÇÃO TRIFÁSICO**

Dos problemas associados a uma rede elétrica cuja alimentação possui a qualidade da energia comprometida, pode-se citar o desequilíbrio de tensão. Trata-se de um fenômeno que é definido para sistemas trifásicos como uma condição na qual as tensões apresentam módulos diferentes entre si, ou defasagem angular entre as fases diferentes de  $120^\circ$ , ou ainda, estas duas condições simultaneamente.

Devido ao fato de motores de indução trifásicos (MIT) usualmente serem conectados em configurações que não permitem a circulação de corrente de sequência zero, verifica-se que há uma lacuna em estudos envolvendo os efeitos de tal componente sobre máquinas elétricas. Os principais documentos normativos priorizam o indicador de desequilíbrio de tensão de sequência negativa. Muitas vezes, o emprego de um índice que contemple a componente de sequência zero não é obrigatório.

Considerando-se os aspectos ora mencionados, este trabalho que tem como objetivo avaliar os efeitos das componentes de sequência positiva, negativa e zero sobre as temperaturas de um MIT. Inicialmente, é projetada e desenvolvida uma ferramenta de controle da tensão de entrada e geração de relatórios que contêm as leituras de inúmeras grandezas pertinentes ao motor. Em seguida, propõem-se um modelo térmico e uma rede neural artificial para estimação das temperaturas nas três fases dos enrolamentos do estator e elaboram-se criteriosamente bancos de dados que permitem análises eficientes e representativas dos principais efeitos das componentes de sequência sobre as temperaturas do MIT. Neste estudo, são empregados resultados experimentais (cerca de 40 mil) e oriundos de simulações computacionais (aproximadamente 2,6 milhões).

Diante das investigações realizadas nesta dissertação mostra-se que os indicadores convencionalmente empregados para a quantificação do desequilíbrio de tensão se caracterizam inadequados. Além do mais, verifica-se que os ângulos das componentes simétricas, os quais não são contemplados nos indicadores de desequilíbrio convencionais, são os parâmetros que mais exercem influência nas correntes e temperaturas de um MIT.

## **ABSTRACT**

### **ANALYSIS OF THE INFLUENCE OF POSITIVE, NEGATIVE AND ZERO SEQUENCE UNBALANCE ON THE TEMPERATURES OF A THREE-PHASE INDUCTION MOTOR**

Voltage unbalance is a problem associated with an electrical grid whose power quality is compromised. This phenomenon is characterized by alteration in the three-phase pattern, which is provided by a balanced system, consisting of equal voltage magnitude and phase shift of  $120^\circ$  between them.

Three-phase induction motors (TIM) are usually connected in configurations that do not allow zero sequence current flow. For this reason, there is a gap in studies involving the effects of such component on electrical machines. The main normative documents prioritize the negative voltage unbalance indicator. Most often, the use of an index that includes the zero sequence component is not required.

Considering the aforementioned aspects, this study has the objective of evaluating the effects of positive, negative and zero components on the temperature of a three-phase induction motor. In order to do this, experimental results (about 40 thousand values) and computer simulations (approximately 2.6 million values) are employed.

Moreover, a series of tasks are accomplished in this work, such as: a design and development of a tool to control the voltage and generating reports that contain numerous readings related to the motor; a proposal of a thermal model and establishment of an artificial neural network in order to estimate temperatures in three phases of the stator windings; and a preparation of databases that allow efficient and representative analysis of the main effects of the symmetrical components on the temperatures of the TIM.

By means of the investigations conducted in this study, it is shown that the indicators conventionally used to characterize voltage unbalance are inadequate to properly quantify this phenomenon. Moreover, it appears that the angles of symmetrical components (which are not taken into account in conventional voltage unbalance indicators) are the parameters that most influence the currents and temperatures of a TIM.

# SUMÁRIO

<b>1 - INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
<b>1.1 - CONSIDERAÇÕES INICIAIS .....</b>	<b>1</b>
<b>1.2 - OBJETIVOS E METAS DA DISSERTAÇÃO.....</b>	<b>2</b>
<b>1.3 - CONTRIBUIÇÕES DA DISSERTAÇÃO .....</b>	<b>3</b>
<b>1.4 - ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO.....</b>	<b>4</b>
<b>2 - FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....</b>	<b>6</b>
<b>2.1 - CONSIDERAÇÕES INICIAIS .....</b>	<b>6</b>
<b>2.2 - DESEQUILÍBRIO DE TENSÃO.....</b>	<b>6</b>
<b>2.2.1 - Métodos de quantificação do desequilíbrio de tensão.....</b>	<b>7</b>
2.2.1.1 - $VUF_0$ e $VUF_2$ .....	7
2.2.1.2 - $CVUF_0$ e $CVUF_2$ .....	8
2.2.1.3 - $VUF_2$ por CIGRÉ .....	9
2.2.1.4 - $PVUR_A$ e $LVUR_A$ .....	10
2.2.1.5 - $PVUR_B$ .....	11
<b>2.2.2 - Causas e efeitos do desequilíbrio de tensão.....</b>	<b>11</b>
<b>2.2.3 - Principais documentos normativos e recomendações sobre desequilíbrio de tensão .....</b>	<b>13</b>
<b>2.2.4 - Estado da Arte .....</b>	<b>14</b>
<b>2.3 - MODELO ELÉTRICO DE MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS.....</b>	<b>19</b>
<b>2.4 - MODELOS TÉRMICOS DE MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS.....</b>	<b>24</b>
<b>3 - PROCEDIMENTOS E INFRAESTRUTURA LABORATORIAL .....</b>	<b>28</b>
<b>3.1 - CONSIDERAÇÕES INICIAIS .....</b>	<b>28</b>
<b>3.2 – INFRAESTRUTURA LABORATORIAL .....</b>	<b>28</b>
<b>3.3 - PROCEDIMENTOS ADOTADOS PARA A ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DOS FASORES DE TENSÕES.....</b>	<b>34</b>
<b>3.4 - BANCOS DE DADOS.....</b>	<b>35</b>
<b>3.4.1 - Banco de dados BD1.....</b>	<b>36</b>
<b>3.4.2 - Banco de dados BD2.....</b>	<b>38</b>
<b>3.4.3 - Banco de dados BD3.....</b>	<b>39</b>
<b>3.4.4 - Banco de dados BD4.....</b>	<b>40</b>

<b>3.5 - ESTIMAÇÃO DA CORRENTE ELÉTRICA PELO MODELO DOS CIRCUITOS EQUIVALENTES DO MIT .....</b>	<b>41</b>
<b>3.6 - DESCRIÇÕES, METODOLOGIAS E ANÁLISES DO MODELO TÉRMICO E DA REDE NEURAL ARTIFICIAL .....</b>	<b>43</b>
<b>3.6.1 - Descrição do modelo térmico.....</b>	<b>44</b>
<b>3.6.2 - Metodologia empregada para a obtenção dos coeficientes e das temperaturas do modelo térmico .....</b>	<b>48</b>
3.6.2.1 - Estimção dos coeficientes do modelo térmico .....	49
3.6.2.2 - Avaliação da capacidade de generalização do modelo térmico .....	51
3.6.2.3 - Avaliação da adequação do número de amostras do banco de dados .....	51
<b>3.6.3 - Descrição da RNA .....</b>	<b>53</b>
3.6.3.1 - Estimção dos pesos sinápticos da RNA.....	54
3.6.3.2 - Avaliação da capacidade de generalização da RNA .....	55
3.6.3.3 - Avaliação da adequação do número de amostras do banco de dados .....	56
<b>3.7 - ANÁLISES DA INFLUÊNCIA DAS COMPONENTES DE SEQUÊNCIA POSITIVA, NEGATIVA E ZERO SOBRE AS TEMPERATURAS DO MIT .....</b>	<b>58</b>
<b>3.8 - CONSIDERAÇÕES FINAIS.....</b>	<b>62</b>
<b>4 - RESULTADOS .....</b>	<b>64</b>
<b>4.1 - CONSIDERAÇÕES INICIAIS .....</b>	<b>64</b>
<b>4.2 - COMPORTAMENTO DOS FASORES DAS TENSÕES EM FUNÇÃO DAS COMPONENTES SIMÉTRICAS.....</b>	<b>64</b>
<b>4.3 - ANÁLISES DO MODELO TÉRMICO E DA RNA .....</b>	<b>69</b>
<b>4.4 - ANÁLISES DA INFLUÊNCIA DAS COMPONENTES DE SEQUÊNCIA POSITIVA, NEGATIVA E ZERO SOBRE AS TEMPERATURAS DO MIT .....</b>	<b>73</b>
4.4.1 - Ensaio preliminar para verificação da temperatura nominal do MIT .	73
4.4.2 - Apresentação dos resultados das correntes elétricas e das temperaturas em função de $VUF_0$ , $VUF_2$ , $V_1$ , $\theta_0$ e $\theta_2$ .....	74
<b>4.5 - CONSIDERAÇÕES FINAIS.....</b>	<b>107</b>
<b>5 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES .....</b>	<b>109</b>
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>114</b>
<b>APÊNDICES</b>	
<b>A - TRANSMISSÃO DE CALOR.....</b>	<b>119</b>
<b>A.1 - TRANSMISSÃO DE CALOR POR CONDUÇÃO .....</b>	<b>119</b>

<b>A.2 - TRANSMISSÃO DE CALOR POR CONVECÇÃO .....</b>	<b>120</b>
<b>A.3 - TRANSMISSÃO DE CALOR POR RADIAÇÃO .....</b>	<b>121</b>
<b>B - EXEMPLOS DE MODELOS TÉRMICOS .....</b>	<b>122</b>
<b>B.1 - MODELO TÉRMICO CLÁSSICO .....</b>	<b>122</b>
<b>B.2 - MODELO TÉRMICO MONOFÁSICO.....</b>	<b>124</b>
<b>B.3 - MODELO TÉRMICO TRIFÁSICO .....</b>	<b>126</b>
<b>C - RESULTADOS DO MODELO TÉRMICO E DA RNA .....</b>	<b>128</b>
<b>C.1 - RESULTADOS DO MODELO TÉRMICO .....</b>	<b>128</b>
<b>C.2 - RESULTADOS DA REDE NEURAL ARTIFICIAL .....</b>	<b>132</b>
<b>D - CONFIGURAÇÕES DA RNA .....</b>	<b>137</b>

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Descrição das tensões impostas ao MIT com o emprego do DB1 <sub>A</sub> . .....	36
Tabela 3.2 - BD2: condições impostas ao MIT para leitura direta da temperatura. ....	38
Tabela 3.3 - BD3: valores das componentes simétricas das condições impostas ao MIT. .	39
Tabela 3.4 - BD3: quantidade de condições impostas ao motor e o tempo gasto para cada valor de $V_1$ . .....	39
Tabela 3.5 - Quantidades de pares $VUF_0$ e $VUF_2$ aplicados e valores de correntes elétricas e temperaturas do BD4. ....	40
Tabela 3.6 - Grandezas empregadas pela função lsqcurvefit para a obtenção dos coeficientes ou parâmetros dos circuitos equivalentes do MIT. ....	42
Tabela 3.7 - Grandezas empregadas nas regressões não lineares para a obtenção dos coeficientes do modelo térmico do MIT. ....	49
Tabela 3.8 - Características da rede neural artificial empregada neste trabalho. ....	53
Tabela 4.1 - Resultados estatísticos para se verificar a capacidade de generalização - capacidade de 80% das amostras do BD1 em representar os 20% remanescentes. ....	71
Tabela 4.2 - Diferenças entre os valores das temperaturas lidas e aproximadas empregando-se 100% do BD1. ....	71
Tabela 4.3 - Variação média de $I_{MAX}$ para incrementos de 1,33% em $VUF_0$ ou em $VUF_2$ , para cada valor de $V_1$ . ....	93
Tabela 4.4 - Variação média de $T_{MAX}$ para incrementos de 1,33% de $VUF_0$ ou de $VUF_2$ , para cada valor de $V_1$ . ....	93
Tabela 4.5 - Valores médios e normalizados de $I_{MAX}$ para cada $V_1$ . ....	96
Tabela 4.6 - Valores médios e normalizados de $T_{MAX}$ para cada $V_1$ . ....	97
Tabela 4.7 - Variações médias normalizadas de $I_{MAX}$ e $T_{MAX}$ por faixas de $V_1$ . ....	97
Tabela 4.8 - Comparação das máximas influências de $V_1$ , $VUF_0$ , $VUF_2$ , $\theta_0$ e $\theta_2$ sobre....	107
Tabela B.1 - Descrição dos nós referentes ao modelo térmico trifásico (Souto, 2001, modificado). ....	127
Tabela C.1 - Coeficientes de referência e discrepâncias do modelo térmico. ....	128
Tabela D.1 - Valores dos pesos sinápticos e polarizações da camada de entrada. ....	138
Tabela D.2 - Valores dos pesos sinápticos da última camada. ....	139

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Equivalente monofásico para a sequência positiva.....	19
Figura 2.2 - Equivalente monofásico para a sequência negativa.....	20
Figura 2.3 - Equivalente monofásico para a sequência zero. ....	20
Figura 3.1 - Esquema do sistema de controle e geração de relatórios das grandezas. ....	29
Figura 3.2 - Bancada experimental e grupo motor gerador.....	31
Figura 3.3 - Regulador de tensão em série com a resistência variável.....	32
Figura 3.4 - Detalhe do grupo motor gerador.....	32
Figura 3.5 - Computador e equipamento de medição Elspec.....	32
Figura 3.6 - Fonte de distúrbios programável.....	33
Figura 3.7 - Carga resistiva.....	33
Figura 3.8 - Correntes lidas de BD1 <sub>A</sub> , BD1 <sub>B</sub> e BD3. ....	37
Figura 3.9 - Representação térmica do MIT.....	45
Figura 3.10 – Representação do modelo pelo circuito térmico do MIT.....	46
Figura 4.1 - Tensões de fase e de linha para situações onde o $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$ e tem-se $CVUF_0 = 0\% \angle 0^\circ$ ou $CVUF_0 = 20\% \angle 0^\circ$ .....	64
Figura 4.2 - Tensões de fase e de linha para situações onde $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$ com $CVUF_0 = 20\% \angle 0^\circ$ ou $CVUF_0 = 20\% \angle 45^\circ$ .....	65
Figura 4.3 - Comportamento das tensões de fase para $CVUF_0 = 0\% \angle 0^\circ$ com $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$ , $CVUF_2 = 40\% \angle 0^\circ$ e $CVUF_2 = 40\% \angle 60^\circ$ .....	66
Figura 4.4 - Comportamento das tensões de linha para $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$ , $CVUF_2 = 40\% \angle 0^\circ$ ou $CVUF_2 = 40\% \angle 60^\circ$ .....	67
Figura 4.5 - Tensões de linha e de fase para $CVUF_0 = 20\% \angle 45^\circ$ com $CVUF_2 = 20\% \angle 60^\circ$ ou $CVUF_2 = 40\% \angle 60^\circ$ .....	68
Figura 4.6 - Correntes do estator do MIT nas três fases decorrentes da aplicação do BD1.....	69
Figura 4.7 - Temperaturas do estator do MIT nas três fases decorrentes da aplicação do BD1.....	70
Figura 4.8 - Exemplo simulado de correntes nos enrolamentos do estator do MIT.....	72
Figura 4.9 - Estimativa das temperaturas pelo modelo térmico e pela RNA em função das correntes simuladas.....	72
Figura 4.10 - Temperaturas nos enrolamentos do estator do MIT para a condição equilibrada e nominal. ....	73
Figura 4.11 - Temperatura ambiente do ensaio com tensões equilibradas e nominais. ....	73
Figura 4.12 - Comportamento de $I_{MAX}$ para $V_I = 201$ V.....	75
Figura 4.13 - Comportamento de $I_{MAX}$ para $V_I = 203,5$ V.....	76

Figura 4.14 - Comportamento de $I_{MAX}$ para $V_I = 209$ V.....	77
Figura 4.15 - Comportamento de $I_{MAX}$ para $V_I = 214,5$ V.....	78
Figura 4.16 - Comportamento de $I_{MAX}$ para $V_I = 220$ V.....	79
Figura 4.17 - Comportamento de $I_{MAX}$ para $V_I = 225,5$ V.....	80
Figura 4.18 - Comportamento de $I_{MAX}$ para $V_I = 231$ V.....	80
Figura 4.19 - Comportamento de $T_{MAX}$ para $V_I = 201$ V.....	81
Figura 4.20 - Comportamento de $T_{MAX}$ para $V_I = 203,5$ V.....	82
Figura 4.21 - Comportamento de $T_{MAX}$ para $V_I = 209$ V.....	83
Figura 4.22 - Comportamento de $T_{MAX}$ para $V_I = 214,5$ V.....	84
Figura 4.23 - Comportamento de $T_{MAX}$ para $V_I = 220$ V.....	85
Figura 4.24 - Comportamento de $T_{MAX}$ para $V_I = 225,5$ V.....	86
Figura 4.25 - Comportamento de $T_{MAX}$ para $V_I = 231$ V.....	86
Figura 4.26 - Comportamento de $T_{MAX}$ para $V_1 = 220$ V, $VUF_0 = 1,33\%$ e $VUF_2 = 4\%$ ....	88
Figura 4.27 - Comportamento de $T_{MAX}$ para $V_1 = 220$ V, $VUF_0 = 4\%$ e $VUF_2 = 4\%$ .....	88
Figura 4.28 - Comportamento de $T_{MAX}$ para $V_1 = 220$ V, $VUF_0 = 4\%$ e $VUF_2 = 1,33\%$ ....	88
Figura 4.29 - Gráfico dos valores máximos de $I_{MAX}$ em função de $V_1$ , $VUF_0$ e $VUF_2$ .....	89
Figura 4.30 - Gráfico dos valores médios de $I_{MAX}$ em função de $V_1$ , $VUF_0$ e $VUF_2$ .....	89
Figura 4.31 - Gráfico dos valores máximos de $T_{MAX}$ em função de $V_1$ , $VUF_0$ e $VUF_2$ .....	90
Figura 4.32 - Gráfico dos valores médios de $T_{MAX}$ em função de $V_1$ , $VUF_0$ e $VUF_2$ .....	90
Figura 4.33 - Gráfico da variação média de $I_{MAX}$ para incrementos de 1,33% de $VUF_0$ ....	91
Figura 4.34 - Gráfico da variação média de $I_{MAX}$ para incrementos de 1,33% de $VUF_2$ ....	92
Figura 4.35 - Gráfico da variação média de $T_{MAX}$ para incrementos de 1,33% de $VUF_0$ ...	92
Figura 4.36 - Gráfico da variação média de $T_{MAX}$ para incrementos de 1,33% de $VUF_2$ ...	92
Figura 4.37 - Valores de $I_{MAX}$ em função de $VUF_0$ . ....	94
Figura 4.38 - Valores de $I_{MAX}$ em função de $VUF_2$ . ....	94
Figura 4.39 - Valores de $T_{MAX}$ em função de $VUF_0$ .....	95
Figura 4.40 - Valores de $T_{MAX}$ em função de $VUF_2$ .....	95
Figura 4.41 - Valores de $I_{MAX}$ em função de $V_1$ .....	98
Figura 4.42 - Valores de $T_{MAX}$ em função de $V_1$ .....	98
Figura 4.43 - Máximas correntes entre as fases dos enrolamentos do estator do MIT em função de $\theta_0$ e $\theta_2$ , considerando-se $V_1 = 220$ V e $VUF_0 = VUF_2 = 2,66\%$ .....	99
Figura 4.44 - Máximas temperaturas dos enrolamentos do estator do MIT em função de $\theta_0$ e $\theta_2$ , considerando-se $V_1 = 220$ V e $VUF_0 = VUF_2 = 2,66\%$ . ....	100
Figura 4.45 - Gráfico do comportamento de $I_{MAX}$ em função de $\theta_0$ para $V_1 = 220$ V, $VUF_0 = 2,66\%$ , $VUF_2 = 2,66\%$ e $\theta_2 = 135^\circ$ .....	101

Figura 4.46 - Gráfico do comportamento de $T_{MAX}$ em função de $\theta_0$ para $V_1 = 220$ V, $VUF_0 = 2,66\%$ , $VUF_2 = 2,66\%$ e $\theta_2 = 135^\circ$ .	101
Figura 4.47 - Gradiente médio de $I_{MAX}$ em relação à $\theta_0$ .	102
Figura 4.48 - Gradiente médio de $I_{MAX}$ em relação à $\theta_2$ .	102
Figura 4.49 - Gradiente médio de $T_{MAX}$ em relação à $\theta_0$ .	103
Figura 4.50 - Gradiente médio de $T_{MAX}$ em relação à $\theta_2$ .	103
Figura 4.51 - Valores de $\theta_0$ que culminam nos picos de $I_{MAX}$ .	104
Figura 4.52 - Valores de $\theta_2$ que culminam nos picos de $I_{MAX}$ .	104
Figura 4.53 - Valores de $\theta_0$ que culminam nos picos de $T_{MAX}$ .	105
Figura 4.54 - Valores de $\theta_2$ que culminam nos picos de $T_{MAX}$ .	105
Figura 4.55 - Diferença entre o maior e o menor $I_{MAX}$ resultantes das variações de $\theta_0$ e $\theta_2$ , para cada combinação de $V_1$ , $VUF_0$ e $VUF_2$ .	106
Figura 4.56 - Diferença entre o maior e o menor $T_{MAX}$ resultantes das variações de $\theta_0$ e $\theta_2$ , para cada combinação de $V_1$ , $VUF_0$ e $VUF_2$ .	106
Figura B.1 - Circuito térmico clássico de primeira ordem do motor (Souto, 2001, modificado).	123
Figura B.2 - Circuito térmico monofásico do estator (Souto, 2001, modificado).	124
Figura B.3 - Circuito térmico monofásico do rotor (Souto, 2001, modificado).	125
Figura B.4 - Modelo térmico trifásico do motor de indução (Souto, 2001, modificado).	126
Figura C.1 - Valores medidos e estimados pelo modelo térmico da temperatura na fase A.	128
Figura C.2 - Valores medidos e estimados pelo modelo térmico da temperatura na fase B.	129
Figura C.3 - Valores medidos e estimados pelo modelo térmico da temperatura na fase C.	129
Figura C.4 - Valores medidos e estimados pelo modelo térmico da máxima temperatura entre as fases.	129
Figura C.5 - Erros entre $T_A$ , $T_B$ e $T_C$ medidas e oriundas do modelo térmico.	129
Figura C.6 - Erro entre $T_{MAX}$ medido e calculado pelo modelo térmico.	130
Figura C.7 - Erro médio entre as temperaturas medidas e as oriundas do modelo térmico em função do número de leituras utilizadas para a estimação dos parâmetros.	131
Figura C.8 - Erro máximo entre as temperaturas medidas e as oriundas do modelo térmico em função do número de leituras utilizadas para aproximação dos parâmetros.	131
Figura C.9 - Desvio padrão entre as temperaturas medidas e as oriundas do modelo térmico em função do número de leituras utilizadas para a estimação dos parâmetros.	131
Figura C.10 - Valores medidos e estimados pela RNA da temperatura na fase A.	133
Figura C.11 - Valores medidos e estimados pela RNA da temperatura na fase B.	133

Figura C.12 - Valores medidos e estimados pela RNA da temperatura na fase C. ....	133
Figura C.13 - Curvas dos valores medidos e estimados pela RNA da máxima temperatura entre as fases. ....	133
Figura C.14 - Erros entre $T_A$ , $T_B$ e $T_C$ medidas e oriundas da RNA. ....	134
Figura C.15 - Erro entre $T_{MAX}$ medido e calculado pela RNA. ....	134
Figura C.16 - Erro médio entre temperaturas medidas e as oriundas da RNA em função do número de leituras utilizadas para aproximação dos pesos sinápticos. ....	135
Figura C.17 - Erro máximo entre as temperaturas medidas e as oriundas da RNA em função do número de leituras utilizadas para aproximação dos pesos sinápticos. ....	135
Figura C.18 - Desvio padrão entre as temperaturas medidas e as oriundas da RNA em função do número de leituras utilizadas para aproximação dos pesos sinápticos. ....	136
Figura D.1 - Configuração da rede neural artificial. ....	137

# LISTA DE SÍMBOLOS E NOMENCLATURAS

## Nomenclaturas:

- ANSI - *American National Standards Institute*;  
ANEEL - Agência Nacional de Energia Elétrica;  
CIGRÉ - *Conseil International des Grands Réseaux Électriques*;  
IEC - *International Electrotechnical Commission*;  
IEEE - *Institute of Electrical and Electronics Engineers*;  
LQEE - Laboratório de Qualidade da Energia Elétrica da UnB;  
MIT - Motor de Indução trifásico;  
NEMA - *National Electrical Manufacturers Association*;  
ONS - Operador Nacional do Sistema Elétrico;  
QEE - Qualidade da Energia Elétrica;  
RNA - Rede Neural Artificial.

## Símbolos:

- $\tilde{V}_0$  - fasor da componente de tensão de sequência zero;  
 $\tilde{V}_1$  - fasor da componente de tensão de sequência positiva;  
 $\tilde{V}_2$  - fasor da componente de tensão de sequência negativa;  
 $\tilde{V}_A$  - tensão na fase A;  
 $\tilde{V}_B$  - tensão na fase B;  
 $\tilde{V}_C$  - tensão na fase C;  
 $\theta_0$  - ângulo do fasor da componente de tensão de sequência zero;  
 $\theta_2$  - ângulo do fasor da componente de tensão de sequência negativa;  
 $\theta_A$  - ângulo da tensão na fase A;  
 $\theta_B$  - ângulo da tensão na fase B;  
 $\theta_C$  - ângulo da tensão na fase C;  
 $V_0$  - módulo do fasor da componente de tensão de sequência zero;  
 $V_1$  - módulo do fasor da componente de tensão de sequência positiva;  
 $V_2$  - módulo do fasor da componente de tensão de sequência negativa;  
 $V_A$  - módulo da tensão na fase A;  
 $V_B$  - módulo da tensão na fase B;

$V_C$	- módulo da tensão na fase C;
$V_{AB}$	- módulo da tensão de linha entre as fases A e B;
$V_{BC}$	- módulo da tensão de linha entre as fases B e C;
$V_{CA}$	- módulo da tensão de linha entre as fases C e A;
$VUF_0$	- <i>Zero Voltage Unbalance Factor</i> . Fator de desequilíbrio de tensão de sequência zero
$VUF_2$	- <i>Negative Voltage Unbalance Factor</i> . Fator de desequilíbrio de tensão de sequência negativa
$CVUF_0$	- <i>Complex Zero Voltage Unbalance Factor</i> . Fator de desequilíbrio de tensão complexo de sequência zero
$CVUF_2$	- <i>Complex Negative Voltage Unbalance Factor</i> . Fator de desequilíbrio de tensão complexo de sequência negativa
$LVUR_A$	- <i>Line Voltage Unbalance Rate</i> . Razão de desequilíbrio de tensão de linha calculado pelo método ANSI/NEMA
$PVUR_A$	- <i>Phase Voltage Unbalance Rate</i> . Razão de desequilíbrio de tensão de fase que foi aceito pela IEEE 112-1991, 141-1993 e 1159-1995;
$PVUR_B$	- <i>Phase Voltage Unbalance Rate</i> . Razão de desequilíbrio de tensão de fase que foi empregado pela IEEE 936-1987;
$\Delta V_{L,Max}$	- máxima diferença entre as tensões de linha medidas e $\Delta V_{L,Médio}$ ;
$\Delta V_{L,Médio}$	- média das tensões de linha;
$\Delta V_{F,Max}$	- máxima diferença entre as tensões de fase medidas e $\Delta V_{F,Médio}$ ;
$\Delta V_{F,Médio}$	- média das tensões de fase;
$\Delta V_{F,Max}$	- máxima diferença entre as tensões de fase medidas e $\Delta V_{F,Médio}$ ;
$\Delta V_{F,Médio}$	- média das tensões de fase;
$R_S$	- resistência de dispersão do estator do MIT;
$X_S$	- reatância de dispersão do estator do MIT;
$R_R$	- resistência de dispersão do rotor do MIT;
$R_m$	- resistência de perdas no núcleo do MIT;
$X_m$	- reatância de magnetização do MIT;
$\tilde{I}_S$	- corrente do estator do MIT;
$\tilde{I}_R$	- corrente do rotor do MIT;
$s$	- escorregamento do MIT;
$Z_{m1}$	- impedância equivalente de magnetização de sequência positiva;
$Z_{m2}$	- impedância equivalente de magnetização de sequência negativa;
$Z_{R1}$	- impedância equivalente de sequência positiva do rotor;

$Z_{R2}$	- impedância equivalente de sequência negativa do rotor;
$Z_{Eq0}$	- impedância equivalente do circuito de sequência zero;
$Z_{Eq1}$	- impedância equivalente do circuito de sequência positiva;
$Z_{Eq2}$	- impedância equivalente do circuito de sequência negativa;
$\tilde{I}_{S0}$	- corrente de sequência zero nos enrolamentos do estator;
$\tilde{I}_{S1}$	- corrente de sequência positiva nos enrolamentos do estator;
$\tilde{I}_{S2}$	- corrente de sequência negativa nos enrolamentos do estator;
$\tilde{I}_A$	- corrente no enrolamento do estator da fase A;
$\tilde{I}_B$	- corrente no enrolamento do estator da fase B;
$\tilde{I}_C$	- corrente no enrolamento do estator da fase C;
$T_1$	- conjugado de sequência direta do MIT (N.m);
$T_2$	- conjugado de sequência inversa do MIT (N.m);
$\omega_s$	- velocidade síncrona do MIT (rad/s);
$P_{Saída}$	- potência mecânica de saída do MIT (W);
$P_{Entrada}$	- potência elétrica de entrada do MIT (W);
$\eta$	- rendimento do MIT (%);
$Q_A$	- calor gerado no enrolamentos do estator da fase A (W);
$Q_B$	- calor gerado no enrolamentos do estator da fase B (W);
$Q_C$	- calor gerado no enrolamentos do estator da fase C (W);
$Q_{AB}$	- calor trocado entre as fases A e B dos enrolamentos do estator (W);
$Q_{BC}$	- calor trocado entre as fases B e C dos enrolamentos do estator (W);
$Q_{CA}$	- calor trocado entre as fases C e A dos enrolamentos do estator (W);
$Q_{AAmb}$	- calor do enrolamento da fase A do estator perdido para o ar ambiente (W);
$Q_{BAmb}$	- calor do enrolamento da fase B do estator perdido para o ar ambiente (W);
$Q_{CAmb}$	- calor do enrolamento da fase C do estator perdido para o ar ambiente (W);
$T_A$	- temperatura no enrolamento do estator na fase A (°C);
$T_B$	- temperatura no enrolamento do estator na fase B (°C);
$T_C$	- temperatura no enrolamento do estator na fase C (°C);
$T_{Amb}$	- temperatura do ar ambiente (°C);
$R_A$	- resistência elétrica do enrolamento do estator da fase A;
$R_B$	- resistência elétrica do enrolamento do estator da fase B;
$R_C$	- resistência elétrica do enrolamento do estator da fase C;
$I_A$	- corrente elétrica que circula pelo enrolamento do estator da fases A;

- $I_B$  - corrente elétrica que circula pelo enrolamento do estator da fases B;
- $I_C$  - corrente elétrica que circula pelo enrolamento do estator da fases C;
- $k_A$  - coeficiente de condutividade térmica entre o enrolamento do estator na fase A e o ar ambiente (W/°C);
- $k_B$  - coeficiente de condutividade térmica entre o enrolamentos do estator na fase B e o ar ambiente (W/°C);
- $k_C$  - coeficiente de condutividade térmica entre o enrolamento do estator na fase B e o ar ambiente (W/°C);
- $k_{AB}$  - coeficiente de condutividade térmica entre os enrolamentos do estator na fase A e B (W/°C);
- $k_{BC}$  - coeficiente de condutividade térmica entre os enrolamentos do estator na fase B e C (W/°C);
- $k_{CA}$  - coeficiente de condutividade térmica entre os enrolamentos do estator na fase C e A (W/°C);
- $I_{MAX}$  - máxima corrente elétrica entre as três fases dos enrolamentos do estator do MIT;
- $T_{MAX}$  - máxima temperatura entre as três fases dos enrolamentos do estator do MIT.

# 1 - INTRODUÇÃO

## 1.1 - CONSIDERAÇÕES INICIAIS

O termo Qualidade da Energia Elétrica (QEE) está atrelado a um conjunto de alterações, às quais o fornecimento de energia elétrica aos consumidores está suscetível. Várias pesquisas vêm sendo conduzidas com o intuito de conhecer, assegurar ou mesmo melhorar os padrões de qualidade requeridos ao bom funcionamento dos sistemas elétricos. Esses fatos contribuem para a destacada importância com a qual o assunto em questão tem sido discutido, não apenas pelas instituições de pesquisa e concessionárias de energia, mas também pelos consumidores finais (industriais, comerciais e residenciais) (Souto, 2001).

Dos problemas associados a uma rede cuja alimentação possui QEE comprometida, pode-se citar o desequilíbrio de tensão. Trata-se de um fenômeno caracterizado pela alteração no padrão trifásico do sistema de distribuição e transmissão, o qual é dado por um sistema equilibrado, constituído por tensões iguais em módulo e defasadas entre si de  $120^\circ$  elétricos. Esse distúrbio pode ser causado por diversos fatores, entre eles: distribuição irregular das cargas entre as fases; impedâncias distintas entre os enrolamentos do transformador; transposição incompleta de linhas de transmissão; falhas em bancos de capacitores; desigualdade nas impedâncias das linhas de transmissão; níveis divergentes de distorção harmônica nas fases do sistema elétrico; e fenômenos como interrupções, subtensões, sobretensões e afundamentos (Filho, 2008).

As tensões trifásicas desequilibradas podem ser decompostas em três sistemas trifásicos equilibrados, a saber, um com a mesma sequência de fases do sistema original, outro com sequência oposta e um terceiro com fasores de tensão paralelos. Esses sistemas são denominados de sequência positiva, negativa e zero, respectivamente. Dessa forma, o desequilíbrio de tensão pode ser analisado com base na avaliação das componentes de sequência negativa e (ou) zero em relação à componente de sequência positiva.

Alguns documentos normativos ou recomendações como a IEEE 1159-2009, IEC 61000-4-30 (2008), NRS 048-2:2003 e o PRODIST (2012) adotam para a quantificação do desequilíbrio o índice dado pela razão entre os módulos das componentes

de sequência negativa e positiva. Porém, há na literatura estudos que contestam esse emprego, defendendo que ele não traduz a condição de desequilíbrio a que ele está associado (Lee, 1999, Siddique et al., 2004, Faiz et al, 2004, Faiz e Ebrahimpour, 2005, Wang, 2001). Isso ocorre, pois, diferentes combinações de tensão desequilibradas conduzem a um mesmo valor desse índice. Além disso, um aspecto verificado nos documentos normativos é que eles não tratam adequadamente o emprego de um índice que quantifique o desequilíbrio de tensão de sequência zero.

A IEEE 1159-2009 e a NRS 048-2:2003 fazem em seus glossários alusão a relação entre as componentes de sequência zero e positiva. Porém, na definição e formulação do índice para a quantificação do desequilíbrio, é abordada somente a componente de sequência negativa. A IEC 61000-4-30 (2008) quando menciona a componente de sequência zero, o faz para dizer que instrumentos de medição classe A devem disponibilizar o seu indicador. No PRODIST (2012) o emprego da componente de sequência zero é negligenciado. Com isso, verifica-se que não há consenso no processo de quantificação do nível de desequilíbrio de tensão.

Na literatura atinente, encontram-se trabalhos envolvendo os efeitos do desequilíbrio de tensão sobre motores de indução trifásicos (MIT), os quais são reconhecidamente sensíveis à presença da componente de sequência negativa (Duarte e Kagan, 2010). Entretanto, existem lacunas nos estudos da componente de sequência zero sobre o MIT, pois, geralmente não se considera os efeitos de tal componente devido à escolha de configurações de conexão da carga em delta ou em estrela não aterrada.

## **1.2 - OBJETIVOS E METAS DA DISSERTAÇÃO**

Considerando-se os aspectos mencionados, este trabalho tem como objetivo avaliar a influência das componentes de sequência positiva, negativa e zero sobre as temperaturas nas fases dos enrolamentos do estator de um MIT. Para tanto, serão empregados resultados experimentais e oriundos de simulações computacionais. Para que este objetivo seja alcançado, têm-se como metas desta dissertação:

- Projetar e desenvolver uma ferramenta de controle da tensão de entrada e de geração de relatórios que contêm as leituras de inúmeras grandezas pertinentes ao motor;

- Empregar técnicas de otimização para a obtenção dos parâmetros dos circuitos equivalentes de sequência positiva, negativa e zero de um MIT. Este modelo será empregado para a estimação das correntes nas três fases dos enrolamentos do estator da máquina, alimentado por tensões desequilibradas;
- Propor um modelo térmico para estimação das temperaturas nas três fases dos enrolamentos do estator do MIT;
- Estabelecer uma rede neural artificial (RNA) que também será empregada para a estimação das temperaturas;
- Elaborar uma estratégia que permita a obtenção dos parâmetros que fazem parte de modelos do MIT;
- Efetuar uma avaliação comparativa entre os resultados do modelo térmico e da RNA;
- Elaborar criteriosamente bancos de dados que permitam análises eficientes e representativas dos principais efeitos das componentes de sequência sobre as temperaturas de um MIT;
- Realizar uma investigação minuciosa do comportamento dos fasores das tensões em função das componentes de sequência positiva, negativa e zero; e
- Analisar e comparar entre si, as influências dos módulos e dos ângulos das componentes da sequência zero, positiva, negativa sobre as temperaturas e as correntes dos enrolamentos do estator do MIT.

### **1.3 - CONTRIBUIÇÕES DA DISSERTAÇÃO**

Com relação às principais contribuições oriundas do desenvolvimento deste estudo, destacam-se os seguintes tópicos:

- Desenvolvimento de uma ferramenta de controle da tensão de entrada e de geração de relatórios que contêm as leituras de inúmeras grandezas pertinentes ao motor. Ressalta-se que com uso desta ferramenta, os valores de desequilíbrio de tensão são gerados e lidos de forma automática;
- Proposição de um modelo térmico simplificado, que atende aos propósitos desta dissertação, a saber, análises das temperaturas de um MIT submetido a desequilíbrios de tensão, em regime permanente;
- Descrição de uma técnica de obtenção dos parâmetros dos modelos elétrico e térmico que permitem, respectivamente, a representação das correntes elétricas e temperaturas;
- Investigação do comportamento dos fasores das tensões em função das componentes de sequência positiva, negativa e zero e análise da influência das componentes da sequência zero, positiva, negativa e dos seus ângulos nas temperaturas e correntes dos enrolamentos do estator do MIT.

#### **1.4 - ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO**

Tendo-se em mente os objetivos e as contribuições desta pesquisa, decidiu-se pela estruturação dos demais capítulos desta dissertação conforme será exibido a seguir.

O Capítulo 2 é destinado a apresentar um resumo dos principais fundamentos associados ao fenômeno de desequilíbrio de tensão, evidenciando com propriedade os seus métodos de quantificação, suas causas, seus efeitos, e os principais documentos normativos que versam sobre este assunto. É ainda abordado o modelo elétrico por meio dos circuitos equivalentes de um MIT e os aspectos inerentes e necessários à elaboração de modelos térmicos.

O Capítulo 3 é direcionado à infraestrutura e aos métodos adotados para se concretizar os objetivos dessa dissertação. Apresentam-se os aparatos experimentais, a estrutura laboratorial e ainda os bancos de dados contendo as condições de desequilíbrios sob as quais o MIT é submetido. Descreve-se o modelo térmico proposto, a RNA, a metodologia empregada para a estimação das correntes elétricas e das temperaturas e, por fim, o

procedimento utilizado nas análises da influência das componentes de sequência positiva, negativa e zero sobre as temperaturas do MIT.

No Capítulo 4, são apresentados e discutidos os resultados obtidos neste estudo, a saber, o comportamento dos fasores das tensões em função das componentes simétricas, a avaliação comparativa entre o modelo térmico e a rede neural artificial, e as análises da influência das componentes de sequência positiva, negativa, zero e de seus ângulos sobre as temperaturas do MIT.

O Capítulo 6 traz as principais conclusões oriundas do desenvolvimento desta dissertação, e as sugestões para trabalhos futuros.

## **2 - FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA**

### **2.1 - CONSIDERAÇÕES INICIAIS**

Neste capítulo são apresentados os principais tópicos relacionados ao termo desequilíbrio de tensão, quais sejam: decomposição das tensões trifásicas nas componentes simétricas, índices de quantificação comumente empregados, causas, efeitos, principais documentos normativos que versam sobre o assunto e a composição de um Estado da Arte sobre desequilíbrios de tensões em MIT.

Também são descritas as formas de modelagem do motor de indução por meio dos circuitos elétricos equivalentes e através de modelos térmicos. Os circuitos equivalentes do MIT possibilitam a representação das suas grandezas eletromecânicas, ou seja, das correntes, potências, conjugados e perdas. Já o modelo térmico possibilita a representação das temperaturas nas diversas partes que constituem o motor.

### **2.2 - DESEQUILÍBRIO DE TENSÃO**

Conforme mencionado, o desequilíbrio de tensão caracteriza-se pela alteração no padrão trifásico do sistema de alimentação, constituído por tensões defasadas entre si de  $120^\circ$  elétricos e de módulos iguais.

De acordo com a teoria das componentes simétricas, um sistema de tensões trifásicas desequilibradas pode ser decomposto em três sistemas trifásicos equilibrados, a saber, um com a mesma sequência de fases do sistema original, outro com sequência oposta, e um terceiro com fasores de tensão paralelos. A decomposição dos fasores de tensões desequilibradas advém do teorema de Fortescue, que diz:

*“Qualquer grupo desequilibrado de  $n$  fasores associados, do mesmo tipo, pode ser resolvido em  $n$  grupos de fasores equilibrados, denominados componentes simétricas dos fasores originais”.* (Fortescue, 1918).

Com base no uso da matriz de transformação de Fortescue, têm-se as equações matriciais (2.1) e (2.2) que permitem, respectivamente, a transformação dos fasores de sequência de fase para as componentes simétricas e vice-versa (Fortescue, 1918).

$$\begin{bmatrix} \tilde{V}_0 \\ \tilde{V}_1 \\ \tilde{V}_2 \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & 1\angle 120^\circ & 1\angle -120^\circ \\ 1 & 1\angle -120^\circ & 1\angle 120^\circ \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \tilde{V}_A \\ \tilde{V}_B \\ \tilde{V}_C \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

$$\begin{bmatrix} \tilde{V}_A \\ \tilde{V}_B \\ \tilde{V}_C \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & 1\angle -120^\circ & 1\angle 120^\circ \\ 1 & 1\angle 120^\circ & 1\angle -120^\circ \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \tilde{V}_0 \\ \tilde{V}_1 \\ \tilde{V}_2 \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

Onde:

$\tilde{V}_0 = V_0\angle\theta_0$  - fasor da componente de tensão de sequência zero;

$\tilde{V}_1 = V_1\angle 0^\circ$  - fasor da componente de tensão de sequência positiva;

$\tilde{V}_2 = V_2\angle\theta_2$  - fasor da componente de tensão de sequência negativa;

$\tilde{V}_A = V_A\angle\theta_A$  - tensão na fase A;

$\tilde{V}_B = V_B\angle\theta_B$  - tensão na fase B;

$\tilde{V}_C = V_C\angle\theta_C$  - tensão na fase C.

### 2.2.1 - Métodos de quantificação do desequilíbrio de tensão

A seguir, são apresentadas as descrições de cada um dos indicadores disponíveis na literatura para a quantificação do desequilíbrio de tensão. Neste trabalho, empregam-se os indicadores de desequilíbrio de tensão calculados por meios das componentes simétricas.

#### 2.2.1.1 - VUF<sub>0</sub> e VUF<sub>2</sub>

Os indicadores VUF<sub>0</sub> e VUF<sub>2</sub> são calculados por meio de relações que empregam as componentes de tensão de sequência zero, negativa e positiva. Atualmente, estes indicadores são recomendados pela IEEE 1159-2009 e a IEC 61000-4-30 (2008), as quais definem os indicadores como mostrados nas equações (2.3) e (2.4).

$$VUF_0 = |\tilde{V}_0/\tilde{V}_1| = V_0/V_1 \quad (2.3)$$

$$VUF_2 = |\tilde{V}_2/\tilde{V}_1| = V_2/V_1 \quad (2.4)$$

Onde:

$VUF_0$  - fator de desequilíbrio de tensão de sequência zero (*Zero Voltage Unbalance Factor*);

$VUF_2$  - fator de desequilíbrio de tensão de sequência negativa (*Negative Voltage Unbalance Factor*).

Documentos como (Bollen, 2006) e (Pillay e Hofmann, 2001) referem-se a esse método como o ‘verdadeiro desequilíbrio’ (*‘true unbalance’*, no original em inglês). Segundo a IEEE 1159-2009, este método é o mais confiável, pois ele representa diretamente o fenômeno de desequilíbrio de tensão sem aproximações.

#### 2.2.1.2 - CVUF<sub>0</sub> e CVUF<sub>2</sub>

As equações (2.5) e (2.6) apresentam, respectivamente, as descrições dos indicadores CVUF<sub>0</sub> e CVUF<sub>2</sub>.

$$CVUF_0 = \tilde{V}_0/\tilde{V}_1 = V_0/V_1 \angle \theta_0 \quad (2.5)$$

$$CVUF_2 = \tilde{V}_2/\tilde{V}_1 = V_2/V_1 \angle \theta_2 \quad (2.6)$$

Onde:

$CVUF_0$  - fator de desequilíbrio de tensão complexo de sequência zero (*Complex Zero Voltage Unbalance Factor*);

$CVUF_2$  - fator de desequilíbrio de tensão complexo de sequência negativa (*Complex Negative Voltage Unbalance Factor*).

Ressalta-se que os indicadores mostrados nas equações (2.5) e (2.6) não são empregados em nenhum dos documentos normativos ou recomendações citados neste trabalho. Contudo, o CVUF<sub>2</sub> é comumente empregado em estudos envolvendo desequilíbrios de tensões (Wang, 2001, Faiz, 2004, Gnacinski, 2008, Kini, 2007-2010, Filho, 2008, Anwari e Hiendro, 2010, Hollanda, 2012, Almeida, 2013). Investigações envolvendo o CVUF<sub>0</sub> são

raras, pois geralmente os estudos acadêmicos são realizados com configurações de carga que não permitem a circulação da componente de corrente de sequência zero.

No cálculo dos indicadores em (2.4) e (2.6), pode-se empregar tanto tensões de linha como tensões de fase. Caso as tensões de linha sejam empregadas em (2.3) e (2.5), o  $VUF_0$  e o  $CVUF_0$  resultantes serão nulos, independentemente da presença de desequilíbrio de sequência zero ou não.

### 2.2.1.3 - $VUF_2$ por CIGRÉ

Neste método, descrito pelas equações (2.7) e (2.8), somente os módulos das tensões de linha são empregados. Ele surgiu devido à incapacidade de alguns aparelhos medirem os ângulos das tensões de fase. A IEC 61000-4-30 (2008), a IEEE 1159-2009 e o PRODIST (2012) permitem o uso deste método.

$$VUF_2 = \sqrt{\frac{1 - \sqrt{3 - 6\beta}}{1 + \sqrt{3 - 6\beta}}} \times 100\% \quad (2.7)$$

$$\beta = \frac{|V_{AB}|^4 + |V_{BC}|^4 + |V_{CA}|^4}{(|V_{AB}|^2 + |V_{BC}|^2 + |V_{CA}|^2)^2} \quad (2.8)$$

Onde:

$V_{AB}$  - módulo da tensão de linha entre as fases A e B;

$V_{BC}$  - módulo da tensão de linha entre as fases B e C;

$V_{CA}$  - módulo da tensão de linha entre as fases C e A.

Alguns trabalhos afirmam que o método CIGRÉ (*Conseil International des Grands Réseaux Électriques*) é equivalente ao das componentes simétricas, pois ambos retornam o mesmo valor em módulo para o  $VUF_2$ . A demonstração matemática dessa equivalência pode ser verificada em (Bollen, 2006). A equação (2.4) é válida independentemente da utilização de tensões de linha ou de fase. Já as equações (2.7) e (2.8) são válidas apenas para tensões de linha (IEEE 1159-2009).

#### 2.2.1.4 - $PVUR_A$ e $LVUR_A$

O *American National Standards Institute* (ANSI) estabelece o cálculo do  $LVUR_A$  como indicado na equação (2.9). Outras organizações como a *National Electrical Manufacturers Association* (NEMA), também utilizam essa definição. (IEEE 1159-2009, Bollen, 2006, Pillay e Hofmann, 2001).

$$LVUR_A = \frac{\Delta V_{L,Max}}{\Delta V_{L,M\u00e9dio}} \times 100\% \quad (2.9)$$

Onde:

$LVUR_A$  - razão de desequil\u00edbrio de tens\u00e3o de linha (*Line Voltage Unbalance Rate*);

$\Delta V_{L,Max}$  - m\u00e1xima diferen\u00e7a entre as tens\u00f5es de linha medidas e  $\Delta V_{L,M\u00e9dio}$ ;

$\Delta V_{L,M\u00e9dio}$  - m\u00e9dia das tens\u00f5es de linha. (Pela defini\u00e7\u00e3o do NEMA/ANSI MG1-1993 assume-se que a tens\u00e3o m\u00e9dia \u00e9 sempre igual \u00e0 tens\u00e3o nominal).

Segundo a IEEE 1159-2009, esse m\u00e9todo de c\u00e1lculo do  $LVUR_A$  resulta em valores que se aproximam do fornecido pelo m\u00e9todo das componentes sim\u00e9tricas, caso: as tens\u00f5es de linha sejam utilizadas; o conte\u00fado harm\u00f4nico do sinal seja baixo; e se a componente de sequ\u00eancia zero for pequena.

Ressalta-se que o indicador  $LVUR_A$  \u00e9 semelhante \u00e0quele apresentado pela IEEE 112-1991, 141-1993 e 1159-1995, que definem o indicador  $PVUR_A$  conforme a equa\u00e7\u00e3o (2.10) (Bollen, 2006).

$$PVUR_A = \frac{\Delta V_{F,Max}}{\Delta V_{F,M\u00e9dio}} \times 100\% \quad (2.10)$$

Onde:

$PVUR_A$  - raz\u00e3o de desequil\u00edbrio de tens\u00e3o de fase (*Phase Voltage Unbalance Rate*);

$\Delta V_{F,Max}$  - m\u00e1xima diferen\u00e7a entre as tens\u00f5es de fase medidas e  $\Delta V_{F,M\u00e9dio}$ ;

$\Delta V_{F,M\u00e9dio}$  - m\u00e9dia das tens\u00f5es de fase.

Além do indicador definido na equação (2.10), a IEEE 141-1993 e 1159-1995 também permitem o uso da definição das componentes simétricas. Nesses casos, os documentos normativos utilizam o termo ‘desequilíbrio percentual’ para o indicador calculado conforme a equação (2.10), e ‘fator de desequilíbrio de tensão’ ao calculado pelas componentes simétricas.

#### 2.2.1.5 - PVUR<sub>B</sub>

Como se pode observar pelos itens 2.2.1.1 e 2.2.1.4, nos últimos anos, o IEEE tem publicado diferentes trabalhos e definições sobre o desequilíbrio de tensão. Como consequência, o método de cálculo sofreu alterações com o passar do tempo. Antes da IEEE 112-1991, este instituto adotava o cálculo definido pela IEEE 936-1987, equações (2.11) e (2.12) (Bollen, 2006).

$$PVUR_B = \frac{V_{Max} - V_{Min}}{V_{F,Médio}} \times 100\% \quad (2.11)$$

$$PVUR_B = \frac{3(V_{Max} - V_{Min})}{V_A + V_B + V_C} \times 100\% \quad (2.12)$$

Onde:

$PVUR_B$  - razão de desequilíbrio de tensão de fase (*Phase Voltage Unbalance Rate*);

$V_{Max}$  - maior módulo entre as tensões de fase;

$V_{Min}$  - menor módulo entre as tensões de fase.

#### 2.2.2 - Causas e efeitos do desequilíbrio de tensão

Podem-se citar como causas do desequilíbrio de tensão os seguintes aspectos (Filho, 2008):

- Distribuição irregular de cargas monofásicas entre as fases. Devendo-se considerar a dinâmica no processo de conexão e o desligamento de elementos na rede;
- Linhas de distribuição extensas, particularmente na área de distribuição rural;

- Numerosos conjuntos de usuários urbanos, com extenso volume de cargas monofásicas;
- Impedâncias assimétricas de transformadores e de linhas de transmissão;
- Transposição incompleta de linhas de transmissão;
- Banco de capacitores deteriorado e (ou) com fusíveis de proteção rompidos;
- Motores elétricos com impedâncias desequilibradas;
- Níveis divergentes de distorção harmônica nas fases do sistema elétrico;
- Presença de interrupções, afundamentos, subtensões, sobretensões e transitórios elétricos.

De fato, as principais fontes de desequilíbrio de tensão são as cargas monofásicas e trifásicas desequilibradas, uma vez que as correntes absorvidas nas três fases não são simétricas em módulo nem exibem defasagem angular de  $120^\circ$ . Contudo, devido às suas características elétricas não uniformes, as linhas de transmissão inadequadamente transpostas também se caracterizam como elementos que geram desequilíbrio (ANEEL, 2000).

A presença de tensões desequilibradas nos sistemas elétricos industriais de potência compõe-se como um dos mais habituais itens que comprometem o suprimento elétrico. Seus efeitos nos diversos equipamentos elétricos estabelecem-se como nocivos, tendo em vista que pequenos desequilíbrios nas tensões de alimentação podem resultar num elevado nível de desequilíbrio nas correntes absorvidas e, conseqüentemente, causar sobreaquecimentos.

Os efeitos mais comuns do desequilíbrio de tensão sobre o sistema elétrico e seus equipamentos (ANEEL, 2000), são:

- Surgimento de correntes de sequência negativa: tratam-se dos principais causadores de sobreaquecimento nas máquinas rotativas em corrente alternada (CA) síncronas e assíncronas e também causa oscilações no conjugado, o que aumenta o processo de fadiga mecânica nos eixos de rotação;
- Manifestação de harmônicos não característicos devido a disparos desiguais em circuitos retificadores de equipamentos e cargas;
- Funcionamento inadequado e redução da vida útil de equipamentos;
- Sobreaquecimento e maior solicitação do material isolante dos condutores (em caso de cabos isolados) e aumento das perdas.

Frequentemente, medidas corretivas são aventadas para a melhoria da qualidade dos sistemas elétricos, quando é detectada uma perda do padrão aceitável. Contudo, reconhece-se que qualquer solução voltada à busca pela qualidade da energia implica necessariamente em investimentos, e conforme o caso, culmina em elevados custos financeiros. Em vista disso, usualmente, o que se observa é uma tentativa de convivência harmoniosa entre elementos do sistema elétrico e os problemas advindos dos distúrbios na tensão de suprimento (Bronzeado, 2002). Obviamente, este procedimento demanda uma atenção especial quando da avaliação dos impactos técnicos e econômicos advindos de tal interação.

### **2.2.3 - Principais documentos normativos e recomendações sobre desequilíbrio de tensão**

Nesta seção, tem-se uma breve descrição das principais documentos de origem nacional ou internacional que discorrem sobre os limites máximos permitidos para os indicadores de desequilíbrio de tensão, a saber:

- PRODIST: o Módulo 8 dos Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional (PRODIST, 2012), elaborado pela ANEEL, define o fator de desequilíbrio conforme o método das componentes simétricas ou o método CIGRE.

Segundo esse documento, para eliminar os possíveis efeitos das componentes de sequência zero, é necessário realizar medições considerando as tensões de linha. Ademais, esse documento normativo estabelece que o valor de  $VUF_2$  nos barramentos do sistema de distribuição, com exceção da baixa tensão, deve ser igual ou inferior a 2%;

- Procedimentos de Rede: elaborado pelo Operador Nacional do Sistema Elétrico (ONS, 2011), estabelece o cálculo de  $VUF_2$  por meio do método das componentes simétricas. De acordo com esse documento, o limite global nos barramentos da rede básica e nos transformadores de fronteira é de 2%, enquanto o limite individual nos pontos de conexão à rede básica ou aos barramentos dos transformadores de fronteira é de 1,5%;
- IEEE 1159-2009: segundo este documento, o fator de desequilíbrio deve ser calculado baseado no método das componentes simétricas ou no método CIGRÉ. O limite aceito para o índice de desequilíbrio é de 2%, sendo desejável um valor menor que 1%;
- IEC 61000-4-30 e IEC 61000-2-2: a *International Electrotechnical Commission* é uma instituição reconhecida mundialmente no que diz respeito à preparação e publicação de normas e recomendações internacionais para as tecnologias elétricas e eletrônicas. De acordo com a IEC 61000-4-30, deve-se priorizar o emprego do método de cálculo das componentes simétricas ou do método CIGRÉ. A IEC 61000-2-2 recomenda que em sistemas de baixa tensão, o  $VUF_2$  não ultrapasse o limite de 2%. Em alguns casos, valores elevados podem ocorrer por períodos limitados, por exemplo, durante um curto-circuito (Almeida, 2013);
- ANSI: segundo a ANSI C84.1-1995, recomenda-se que os sistemas elétricos sejam projetados e operados de modo a limitar o máximo desequilíbrio de tensão ( $LVUF_A$ ) em 3%, medido sob condições sem carga (Almeida, 2013).

#### **2.2.4 - Estado da Arte**

A fim de contextualizar a dissertação acerca dos trabalhos que discorrem sobre os efeitos do desequilíbrio de tensão sobre os motores de indução trifásicos, apresenta-se a seguir o Estado da Arte sobre o assunto.

Em (Kersting e Phillips 1997) foi empregado um modelo para a representação das grandezas eletromecânicas de um MIT, sobretudo para o cálculo das correntes trifásicas e das perdas no estator e no rotor. Neste trabalho, mostrou-se que além da porcentagem de desequilíbrio de tensão, a maneira pela qual a tensão é desequilibrada tem efeito sobre as perdas e o fator *derating*.

Com o intuito de exibir a diferença entre os efeitos observados em um motor submetido a alguns fasores de tensão que conduzem ao mesmo valor de fator  $VUF_2$ , Lee et al. (1997) idealizou 8 condições de desequilíbrio. Três delas são tomadas quando se têm uma, duas ou três fases com amplitudes acima da nominal. Outras três ilustram os valores de tensão abaixo do nominal, e finalmente, as duas remanescentes são definidas para módulos semelhantes entre si, com duas ou três defasagens angulares diferentes de  $120^\circ$ . Para essas oito condições e com  $VUF_2$  igual a 4%, os autores submeteram um motor a ensaios laboratoriais, o que culminou em diferentes patamares de eficiência, perdas, fator de potência e temperatura. Para mitigar o problema de quantificação do desequilíbrio, sugeriu-se o emprego do módulo da componente de sequência positiva em conjunto com o valor do  $VUF_2$ . No trabalho afirma-se que, em determinadas condições de desequilíbrio, para tensões acima e abaixo da nominal, a componente positiva exibirá valores, respectivamente, superiores e inferiores à tensão nominal.

Em (Almeida, 1999), o autor propôs um modelo térmico por meio do qual se avaliou a influência do desequilíbrio no comportamento térmico do MIT. Com esse modelo, efetuou-se um balanço energético das correntes variantes no motor e, conseqüentemente, pôde-se definir a potência dissipada em cada fase do estator. Assim, o modelo térmico apresentado viabilizou o cálculo das temperaturas nos enrolamentos do estator e permitiu o desenvolvimento de uma função densidade de probabilidade da vida útil do motor. Essas análises propiciaram uma forma alternativa de se avaliar as condições máximas de operação de motores de potência elevada em condições desequilibradas.

Visando propor um avanço na metodologia de quantificação do desequilíbrio, do ponto de vista dos efeitos, Wang (2001) sugeriu a utilização do ângulo do  $CVUF_2$  como complemento da análise. O autor afirmou que o módulo do fator  $CVUF_2$  determina o nível de desequilíbrio, e o ângulo presta-se para exibir a sua condição. Tem-se ilustrado um gráfico das correntes nas três fases do estator de um MIT em função do ângulo do  $CVUF_2$ ,

considerando-se a sua amplitude constante. Para todas as simulações, o autor partiu da premissa de que os ângulos das tensões estão perfeitamente equilibrados. Naturalmente, essa é uma consideração que não se verifica na grande maioria dos casos práticos, podendo tornar a metodologia sem utilização para análise de dados reais.

Souto (2001) apresentou um estudo do desempenho de motores de indução com rotor em gaiola, considerando-se na alimentação a presença de harmônicas e desequilíbrios de tensão. Avaliaram-se os comportamentos elétrico, mecânico e térmico da máquina, assim como sua vida útil. Na modelagem elétrica foram utilizadas técnicas no domínio da frequência e do tempo. Para a modelagem térmica, o autor propôs três modelos diferentes, que se distinguem pelo grau de complexidade. Ademais, realizou-se um tratamento das informações pertinentes às condições de alimentação do motor de forma determinística e probabilística. As comparações entre os resultados computacionais e experimentais fomentaram análises sobre a precisão dos modelos empregados, mostrando que os modelos computacionais são viáveis para a determinação de condições operativas sob os pontos de vista elétrico, mecânico e térmico. O trabalho ainda aborda os prejuízos decorrentes da alimentação com qualidade comprometida sobre as perdas adicionais, a redução da vida útil e o aumento dos custos operacionais da máquina.

Em (Faiz et al., 2004), os autores asseguram que os métodos disponíveis para o cálculo do desequilíbrio não são completos, por não exporem a condição em que se encontram os fasores de tensão. Defende-se a ideia de criação de um fator de desequilíbrio mais preciso, para se alcançar resultados fidedignos, do ponto de vista físico. Fundado na utilização de alguns métodos de cálculo do desequilíbrio de tensão, obtém-se um gráfico com o lugar geométrico das tensões trifásicas que conduzem a um  $VUF_2$  de 6%.

Para reduzir o número de possibilidades de amplitudes de tensões que direcionam a um mesmo  $VUF_2$ , os autores propõem que seja informado um valor constante da componente de sequência positiva em conjunto ao valor do fator  $VUF_2$ . Dessa forma, o lugar geométrico das tensões se reduz a uma elipse. Contudo, é importante ressaltar que a hipótese de uma componente de sequência positiva constante implica na presença de erros justificados pela exclusão de uma série de situações onde esse valor varia.

Em (Kini e Bansal, 2007), realizou-se uma investigação por meio de simulações computacionais de uma bomba centrífuga acoplada ao MIT. No estudo de caso, o desequilíbrio foi dividido em cinco categorias, conforme as combinações dos valores de tensões de fase e de linha (inferiores, iguais ou superiores à nominal). Comprovou-se que as condições mais prejudiciais ao MIT são aquelas em que  $V_1$  apresentou tensões acima da nominal. Mostrou-se que para um determinado  $VUF_2$  é possível que haja diversas combinações de tensões trifásicas. Chegou-se a conclusão que o indicador  $VUF_2$  é adequado somente quando o módulo da componente de sequência positiva é igual ao módulo da tensão nominal.

Em (Gnacinski, 2008), realizaram-se investigações acerca da influência do ângulo  $\theta_2$  no fator *derating* e nas elevações das temperatura nos enrolamentos do estator. Para tanto, considerou-se também a presença de harmônicas. Através de resultados experimentais e computacionais oriundos de um modelo térmico, foi comprovado que os valores das temperaturas em função de  $\theta_2$  nas fases dos enrolamentos do estator possuem comportamento senoidal. Concluiu-se que, quando o MIT é conectado em estrela, a elevação das temperaturas nos enrolamentos do estator é menor do que no caso da ligação em delta. Verificou-se também que a vida útil do motor sofre maior impacto com desequilíbrios de tensão do que com a presença de harmônicas.

Em (Filho, 2008), efetuou-se uma análise crítica do comportamento do  $VUF_2$ , de  $V_2$  e de  $V_1$  frente a variação das amplitudes e dos ângulos das tensões, com base na avaliação dos efeitos dos desequilíbrios sobre a temperatura de um MIT. Para tanto, identificaram-se os lugares geométricos das amplitudes e dos ângulos das tensões que culminam em  $VUF_2$  iguais. Fundamentado em resultados experimentais, o autor mostra que para um mesmo valor de  $VUF_2$ , o MIT apresenta elevações distintas de temperatura. O autor apresenta algumas combinações de tensões desequilibradas com  $VUF_2$  próximos de 0%, onde o comportamento da temperatura deveria ser semelhante ao nominal, que geram aquecimentos maiores do que o encontrado para  $VUF_2$  próximos de 4%. Com isso, conclui-se que a relação do  $VUF_2$  com os efeitos do desequilíbrio sobre a temperatura do MIT, pode comprometer fortemente a eficácia do processo de quantificação do mencionado fenômeno.

Em (Kini e Bansal, 2010) foi realizado um estudo com base em resultados experimentais de uma bomba centrífuga acoplada ao MIT com três condições de carregamento distintas. Investigaram-se separadamente os rendimentos da bomba e do MIT. Concluiu-se que o rendimento total do sistema tem relação com o rendimento da bomba. Portanto, para que se tenha a maior eficiência de operação, deve-se considerar o desequilíbrio de tensão juntamente com as variações da carga. Afirmou-se que o indicador  $VUF_2$  não é suficiente para a correta especificação da natureza e do tipo do desequilíbrio. Propôs-se a utilização do fator  $CVUF_2$ , e frisou-se a importância da relação entre  $V_1$  e a tensão nominal.

Em (Mendes et al., 2010), por meio de simulações computacionais realizaram-se investigações acerca dos efeitos da influência da tensão de sequência positiva e do desequilíbrio de tensão na temperatura do motor de indução. As análises basearam-se no emprego conjunto dos índices  $LVUR_A$  e  $V_1$ . Os autores afirmam que tanto o  $VUF_2$  quanto o  $LVUR_A$  não são completos, pois infinitas combinações de tensões estão associadas a valores iguais dos mencionados índices. O estudo permitiu concluir que o emprego do  $LVUR_A$  não é tão relevante quanto o emprego do  $V_1$ , pois, com relação à proteção do MIT às altas temperaturas, o  $V_1$  deve ser levado em consideração juntamente com o  $LVUR_A$ .

Em (Anwari e Hiendro, 2010), os resultados foram obtidos por meio de simulações computacionais e da aplicação das componentes simétricas. O artigo avaliou o desequilíbrio de tensão com relação às grandezas eletromecânicas e o fator derating do MIT. Para tanto, dividiu-se o desequilíbrio em dois grupos: de subtensão ( $V_1 < \text{Nominal}$ ) e sobretensão ( $V_1 > \text{Nominal}$ ). Concluiu-se que apenas o  $VUF_2$  é suficiente para determinar as perdas totais nos enrolamentos do motor, a potência de entrada, o fator de potência e o conjugado de saída. No entanto, a fim de estabelecer o valor de pico de corrente, de perdas nos enrolamentos e o fator *derating*, além do  $VUF_2$ , é necessário considerar a utilização do seu ângulo  $\theta_2$  ( $CVUF_2$ ).

Em (Quispe et al., 2011), os autores evidenciam a influência de  $V_1$  na potência de saída do MIT, de forma tal que fica clara a necessidade de se utilizar esse parâmetro na determinação do fator *derating*. Os autores comprovam que essa influência não é considerada nos índices de quantificação empregados atualmente. Com base na comparação dos valores do fator *derating* encontrados nos experimentos e pela curva definida pela NEMA, afirmou-se que em grande parte das situações a mencionada curva

protege o motor em excesso, mas em outras, ela deve ser reavaliada para que limites mais adequados sejam propostos. Assim, concluiu-se que o índice de desequilíbrio proposto pela NEMA deve ser utilizado conjuntamente com o  $V_1$ .

Em (Almeida, 2013), investigou-se o comportamento térmico de um MIT submetido a desequilíbrios de tensão, frente ao emprego de diferentes parâmetros, a saber,  $VUF_2$ ,  $V_1$  e  $\theta_2$ . Foram realizados 235 ensaios com diferentes combinações de tensões desequilibradas e dentro dos níveis aceitáveis segundo o PRODIST (2012). Considerando-se os resultados encontrados, realizaram-se análises empregando-se os índices  $VUF_2$ ,  $V_1$  e  $\theta_2$ , separadamente ou em conjunto. Foram constatadas as vantagens e as desvantagens da aplicação de cada um deles. A utilização de  $VUF_2$  em conjunto com  $V_1$  se mostrou a configuração mais adequada para a quantização da temperatura no MIT.

Por meio das análises de diferentes características do comportamento do MIT, os mencionados trabalhos, em sua grande maioria, identificaram lacunas decorrentes do emprego isolado de  $VUF_2$ . Visando-se sanar falhas, os autores sugeriram alternativas para a quantificação do desequilíbrio de tensão. Dentre elas, a utilização conjunta de  $VUF_2$  e  $V_1$  foi apontada como a maneira mais adequada para se obter resultados precisos. Alguns estudos também sugeriram o emprego de  $\theta_2$  e de índices que basicamente são definidos pela relação entre  $V_1$  e a tensão nominal do sistema.

### 2.3 - MODELO ELÉTRICO DE MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS

O motor de indução trifásico, alimentado por tensões desequilibradas, pode ser representado por um conjunto de três circuitos equivalentes: de sequência positiva, negativa e zero. Estes circuitos são apresentados nas Figuras 2.1 a 2.3, respectivamente.

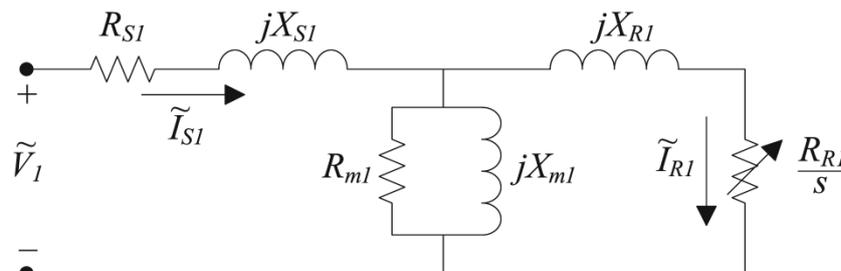


Figura 2.1 - Equivalente monofásico para a sequência positiva.

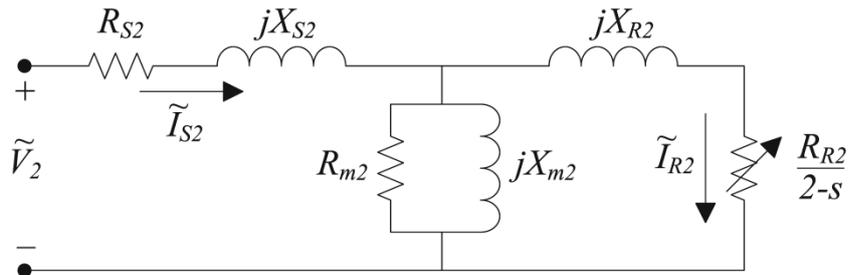


Figura 2.2 - Equivalente monofásico para a sequência negativa.

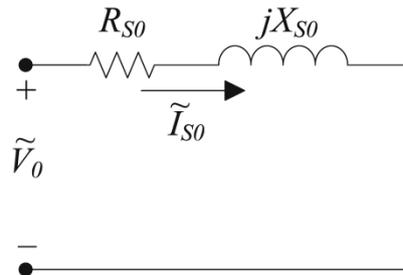


Figura 2.3 - Equivalente monofásico para a sequência zero.

Nas Figuras 2.1 a 2.3 têm-se:

$R_S$  - resistência de dispersão do estator;

$X_S$  - reatância de dispersão do estator;

$R_R$  - resistência de dispersão do rotor;

$R_m$  - resistência de perdas no núcleo;

$X_m$  - reatância de magnetização;

$\tilde{I}_S$  - corrente do estator;

$\tilde{I}_R$  - corrente do rotor;

$s$  - escorregamento.

Os índices 0, 1 e 2 que acompanham esses elementos do circuito referem-se à sequência zero, positiva e negativa, respectivamente. As resistências que representam a carga do rotor são variáveis em função do escorregamento 's'.

Considerando-se que as correntes dos enrolamentos do estator constituem grandezas que serão estimadas neste trabalho, a seguir têm-se os procedimentos, passo a passo, para os seus cálculos, equações (2.13) a (2.23).

$$Z_{m1} = \frac{R_{m1} \cdot jX_{m1}}{R_{m1} + jX_{m1}} \quad (2.13)$$

$$Z_{m2} = \frac{R_{m2} \cdot jX_{m2}}{R_{m2} + jX_{m2}} \quad (2.14)$$

$$Z_{R1} = \frac{R_{R1}}{s} + jX_{R1} \quad (2.15)$$

$$Z_{R2} = \frac{R_{R2}}{2-s} + jX_{R2} \quad (2.16)$$

$$Z_{Eq0} = R_{S0} + jX_{S0} \quad (2.17)$$

$$Z_{Eq1} = R_{S1} + jX_{S1} + \frac{Z_{m1} \cdot Z_{R1}}{Z_{m1} + jZ_{R1}} \quad (2.18)$$

$$Z_{Eq2} = R_{S2} + jX_{S2} + \frac{Z_{m2} \cdot Z_{R2}}{Z_{m2} + jZ_{R2}} \quad (2.19)$$

$$\tilde{I}_{S0} = \frac{\tilde{V}_0}{Z_{Eq0}} \quad (2.20)$$

$$\tilde{I}_{S1} = \frac{\tilde{V}_1}{Z_{Eq1}} \quad (2.21)$$

$$\tilde{I}_{S2} = \frac{\tilde{V}_2}{Z_{Eq2}} \quad (2.22)$$

$$\begin{bmatrix} \tilde{I}_A \\ \tilde{I}_B \\ \tilde{I}_C \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & 1\angle -120^\circ & 1\angle 120^\circ \\ 1 & 1\angle 120^\circ & 1\angle -120^\circ \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \tilde{I}_{S0} \\ \tilde{I}_{S1} \\ \tilde{I}_{S2} \end{bmatrix} \quad (2.23)$$

Onde:

$Z_{m1}$  - impedância equivalente de magnetização de sequência positiva;

$Z_{m2}$  - impedância equivalente de magnetização de sequência negativa;

$Z_{R1}$  - impedância equivalente de sequência positiva do rotor;

$Z_{R2}$  - impedância equivalente de sequência negativa do rotor;

$Z_{Eq0}$  - impedância equivalente do circuito de sequência zero;

$Z_{Eq1}$  - impedância equivalente do circuito de sequência positiva;

$Z_{Eq2}$  - impedância equivalente do circuito de sequência negativa;

$\tilde{I}_{S0}$  - corrente de sequência zero nos enrolamentos do estator;

$\tilde{I}_{S1}$  - corrente de sequência positiva nos enrolamentos do estator;

- $\tilde{I}_{S2}$  - corrente de sequência negativa nos enrolamentos do estator;  
 $\tilde{I}_A$  - corrente no enrolamento do estator da fase A;  
 $\tilde{I}_B$  - corrente no enrolamento do estator da fase B;  
 $\tilde{I}_C$  - corrente no enrolamento do estator da fase C.

Como o fluxo magnético causado pela corrente de sequência zero não ultrapassa o entreferro da máquina, não há corrente devido a essa componente no rotor e, conseqüentemente, não há potência sendo fornecida à carga. Logo, a mencionada componente não aparece no equacionamento do conjugado. Por esta razão, o conjugado em um MIT alimentado por tensões desequilibradas é composto pela soma das parcelas referentes às componentes de seqüências positiva e negativa, equações (2.26) e (2.27), respectivamente.

$$k_1 = \frac{Z_{m1}}{(Z_{R1} + Z_{m1})(R_{S1} + jX_{S1} + Z_{m1}) - Z_{m1}^2} \quad (2.24)$$

$$k_2 = \frac{Z_{m2}}{(Z_{R2} + Z_{m2})(R_{S2} + jX_{S12} + Z_{m2}) - Z_{m2}^2} \quad (2.25)$$

$$T_1 = \frac{3 \cdot V_1^2 \cdot k_1^2 \cdot R_{R1}}{s\omega_s} \quad (2.26)$$

$$T_2 = -\frac{3 \cdot V_2^2 \cdot k_2^2 \cdot R_{R2}}{(2-s)\omega_s} \quad (2.27)$$

Onde:

- $k_1$  - termo auxiliar para a definição do conjugado de sequência direta;  
 $k_2$  - termo auxiliar para a definição do conjugado de sequência inversa;  
 $T_1$  - conjugado de sequência direta;  
 $T_2$  - conjugado de sequência inversa;  
 $\omega_s$  - velocidade síncrona do MIT.

Com isso, o conjugado total é dado segundo a equação (2.28).

$$T = T_1 + T_2 = \frac{3 \cdot V_1^2 \cdot k_1^2 \cdot R_{R1}}{s\omega_s} - \frac{3 \cdot V_2^2 \cdot k_2^2 \cdot R_{R2}}{(2-s)\omega_s} \quad (2.28)$$

Nota-se que o conjugado oriundo da equação (2.27) é menor que zero. Isso justifica o fato da tensão de sequência negativa implicar na geração de um conjugado no sentido contrário ao produzido pela sequência positiva, induzindo uma força de frenagem na máquina.

Para o cálculo da potência de saída do MIT, definida pela equação (2.31), é necessário efetuar a soma de  $P_1$  e  $P_2$ , que são correspondentes às parcelas de sequências positiva e negativa, equações (2.29) e (2.30), respectivamente. Em seguida, subtrai-se deste resultado, o valor relacionado às perdas rotacionais inerentes ao atrito e à ventilação ( $P_{RL}$ ). Nesta dedução, considera-se  $P_{RL}$  constante.

$$P_1 = 3 \cdot V_1^2 \cdot k_1^2 \cdot R_{R1} \left( \frac{1-s}{s} \right) \quad (2.29)$$

$$P_2 = 3 \cdot V_2^2 \cdot k_2^2 \cdot R_{R2} \left( \frac{s-1}{2-s} \right) \quad (2.30)$$

$$P_{Saída} = P_1 + P_2 - P_{RL} \quad (2.31)$$

A potência de entrada da máquina é calculada segundo a equação (2.32).

$$P_{Entrada} = 3 \cdot [V_0 I_0 \cos(\beta_0) + V_1 I_1 \cos(\beta_1) + V_2 I_2 \cos(\beta_2)] \quad (2.32)$$

Onde:

$\beta_0$  - ângulo entre  $\tilde{V}_0$  e  $\tilde{I}_0$ ;

$\beta_1$  - ângulo entre  $\tilde{V}_1$  e  $\tilde{I}_1$ ;

$\beta_2$  - ângulo entre  $\tilde{V}_2$  e  $\tilde{I}_2$ .

O rendimento é dado segundo a equação (2.33). Substituindo os valores de  $P_1$ ,  $P_2$  e  $P_{Entrada}$ , obtém-se a equação (2.34).

$$\eta(\%) = \frac{P_1 + P_2 - P_{RL}}{P_{Entrada}} \times 100 \quad (2.33)$$

$$\eta(\%) = \frac{3 \cdot V_1^2 \cdot k_1^2 \cdot R_{R1} \left( \frac{1-s}{s} \right) + 3 \cdot V_2^2 \cdot k_2^2 \cdot R_{R2} \left( \frac{s-1}{2-s} \right) - P_{RL}}{3 \cdot [V_0 I_0 \cos(\beta_0) + V_1 I_1 \cos(\beta_1) + V_2 I_2 \cos(\beta_2)]} \times 100 \quad (2.34)$$

Conhecendo-se os parâmetros do modelo dos circuitos equivalentes, e com base nas formulações apresentadas para os cálculos das correntes elétricas que circulam pelo estator do MIT na equação (2.23), é possível fazer uma estimativa das correntes elétricas para qualquer condição de desequilíbrio de tensão.

## **2.4 - MODELOS TÉRMICOS DE MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS**

Quando em funcionamento, o MIT e o ambiente em sua volta podem ser interpretados como um sistema térmico constituído por diversos elementos que, devido às diferenças de temperaturas, trocam calor entre si. Em razão do inevitável processo de perdas na conversão de energia, algumas de suas partes atuam como fonte de calor, tais como os enrolamentos do estator, as barras do rotor e o núcleo magnético. Entretanto, outros elementos atuam como dissipador de calor, como o ar de refrigeração que circula pelo entreferro e externamente à carcaça do MIT.

Caso sejam realizadas medições em cada ponto de um motor de indução trifásico, é possível verificar que a temperatura varia de acordo com a sua localização, pois, o sistema térmico é inerentemente constituído por parâmetros distribuídos. Isso implica em uma representação baseada em elementos finitos, e conseqüentemente, em um maior grau de complexidade na resolução do problema por meio de técnicas numéricas.

Para simplificar as análises, é conveniente admitir que o sistema térmico possa ser representado por um modelo a parâmetros concentrados, ou seja, o motor pode ser dividido em regiões de interesse onde a temperatura resultante de cada uma delas corresponde a um valor médio da parte em questão (Mellor et al., 1991, Bousbaine et al., 1995, Shenkman e Chertkov, 1999, Oraee, 2000, Souto, 2001, Abreu e Emanuel, 2002, Pillay e Manyage, 2006, Gnacinski, 2008, Chowdhury e Baski, 2010).

A condição de carregamento do motor interfere sobremaneira em seu comportamento térmico, pois as temperaturas estão diretamente atreladas às correntes que circulam pela máquina. A presença de desequilíbrio nas tensões de alimentação do MIT interfere de forma negativa nas correntes elétricas, fazendo com que o calor seja distribuído de maneira desuniforme entre as fases (Kersting e Phillips, 1997, Gnacinski, 2008).

Em máquinas elétricas e na natureza, o calor gerado pode ser transferido entre regiões adjacentes por condução, convecção e radiação. Estes processos são descritos com maior detalhe no Apêndice A. Do ponto de vista térmico, o MIT corresponde a um sistema termodinâmico, desta forma, vale-se da primeira e segunda lei da termodinâmica, as quais estabelecem respectivamente que:

- A quantidade de energia térmica que entra no sistema, mais a quantidade de calor gerada no seu interior, menos a quantidade de energia que o deixa, deve ser igual ao aumento da quantidade de energia armazenada. Em outras palavras, tem-se pelo balanço energético que, o acúmulo de energia no motor é igual ao calor gerado internamente, menos o calor transferido ao meio ambiente;
- As diferenças entre sistemas em contato, particularmente de temperatura, tendem a igualar-se. Isto significa que um gradiente de temperatura acarreta na transferência de calor, por convenção, o sentido do fluxo de energia se dá da região mais quente para a região mais fria.

Na primeira e na segunda lei da termodinâmica estão implícitos os conceitos de capacitâncias e de resistências térmicas, os quais, aliados as fontes de calor, constituem elementos de um modelo térmico. Uma descrição dos três elementos que fazem parte de modelos térmicos é realizada a seguir:

- Resistência ou condutância térmica: determina a facilidade ou rapidez (taxa de transferência) com que o calor se propaga através de determinada superfície quando há um diferencial de temperatura. É uma característica específica de cada material e o seu valor depende das dimensões físicas da superfície condutora e da própria temperatura. A equação que descreve a transferência de calor por meio de uma resistência térmica dependerá de sua natureza, se por condução, convecção ou radiação, processos que são descritos no Apêndice A.
- Capacitâncias térmicas: determinam a relação entre a quantidade de calor fornecida a um corpo e a variação de temperatura observada nele, ou seja, trata-se da sua capacidade de armazenamento. A capacitância térmica é uma propriedade intensiva, porque depende do

material que constitui o corpo, e extensiva, porque é proporcional à quantidade de material presente no mesmo. A equação (2.35) define a capacitância térmica.

$$C_{th} = mc \quad (2.35)$$

Onde:

$m$  - massa do corpo (kg);

$c$  - calor específico do material que constitui o corpo (Ws/kg°C).

- Fontes de calor: elementos que adicionam energia térmica ao sistema. Em máquinas elétricas as fontes de calor são ocasionadas pelas perdas inerentes ao processo de conversão de energia.

Sistemas térmicos e elétricos apresentam propriedades análogas, ou seja, eles obedecem a equações semelhantes e também têm condições de contorno semelhantes. Isto pode ser verificado pela comparação das equações básicas da eletricidade e da transmissão de calor. Um circuito térmico pode ser transformado em um circuito elétrico pela simples troca dos símbolos das variáveis e vice-versa. Por exemplo, seja a expressão (2.36) que indica a quantidade de calor trocado por unidade de tempo:

$$q = \frac{\Delta T}{R_{th}} \quad (2.36)$$

Substituindo na expressão 2.40 a diferença de temperatura  $\Delta T$  pela diferença de tensão  $\Delta V$ , e o símbolo da resistência térmica  $R_{th}$  pelo de resistência elétrica  $R_{el}$ , obtém-se a equação (2.37) da intensidade de corrente elétrica  $I$  que é análoga ao fluxo de calor:

$$I = \frac{\Delta V}{R_{el}} \quad (2.37)$$

Além do mais, pode se verificar pelas equações (2.38) e (2.39) que, em regime transitório, a capacitância térmica  $C_{th}$  é análoga à capacitância elétrica  $C_{el}$ , uma vez que estes elementos armazenam energia.

$$q = C_{th} \frac{dT}{dt} + \frac{\Delta T}{R_{th}} \quad (2.38)$$

$$I = C_{el} \frac{dV}{dt} + \frac{\Delta V}{R_{el}} \quad (2.39)$$

De modo a servir de parâmetro de comparação, no Apêndice B são abordados três exemplos de modelos térmicos avaliados por Souto (2001). Na verdade, tais modelos foram eleitos por abrangerem em sua totalidade os diferentes graus de complexidades existentes. Nos três exemplos de modelos não é realizada uma abordagem aprofundada, pois no Capítulo 3 será tratado da elaboração de um modelo térmico específico para as análises desta dissertação.

## **3 - PROCEDIMENTOS E INFRAESTRUTURA LABORATORIAL**

### **3.1 - CONSIDERAÇÕES INICIAIS**

Este capítulo visa apresentar a infraestrutura laboratorial e os procedimentos adotados para a realização da análise da influência do desequilíbrio de tensão sobre a temperatura de um MIT. Para tanto, todas as simulações e ensaios efetuados nessa dissertação, são aqui detalhadamente descritos considerando-se três tópicos, a saber:

- Análise do comportamento dos fasores das tensões em função das componentes de sequência positiva, negativa e zero;
- Proposição de um modelo térmico e de uma rede neural artificial para a representação das temperaturas do MIT submetido a desequilíbrios de tensão; e
- Análise da influência das componentes de sequência positiva, negativa e zero sobre a temperatura do MIT.

Antes de se iniciar a abordagem dos procedimentos adotados, é apresentada a infraestrutura laboratorial que possibilita a obtenção dos resultados.

### **3.2 – INFRAESTRUTURA LABORATORIAL**

Uma condição necessária à realização deste estudo é que os valores de desequilíbrio de tensão sejam gerados e lidos de forma automática. Para cumprir tal demanda, foi projetada e desenvolvida no Laboratório de Qualidade da Energia Elétrica da UnB (LQEE), uma ferramenta de controle da tensão de entrada e de geração de relatórios que contêm as leituras das inúmeras grandezas pertinentes ao motor. Este sistema é ilustrado na Figura 3.1.

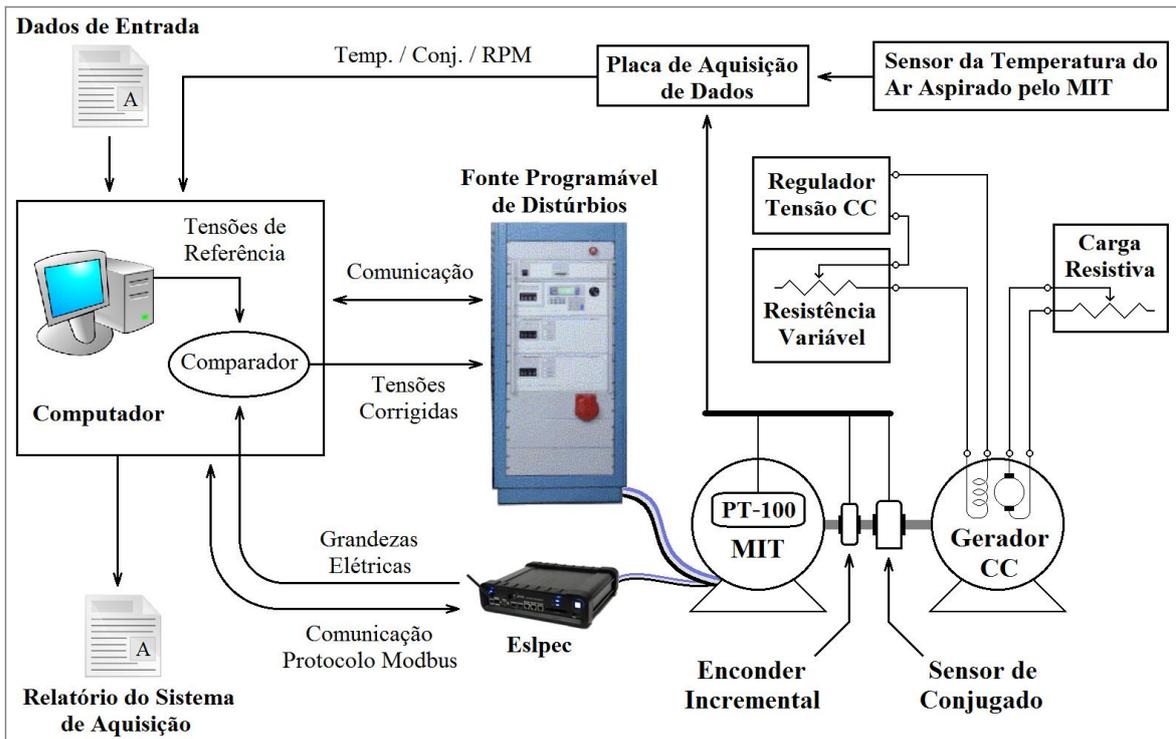


Figura 3.1 - Esquema do sistema de controle e geração de relatórios das grandezas.

Nota-se da Figura 3.1, que o aparato experimental é constituído de diversos elementos. A seguir, tem-se uma breve apresentação de cada um destes elementos.

1. *Dados de Entrada*: Arquivo de texto contendo de forma sequencial a duração, os valores das tensões de referência e um limite para as correntes de alimentação do MIT;
2. *Fonte de Distúrbios Programável modelo 5001iX da California Instruments*: responsável por gerar as tensões de alimentação do MIT através de comandos oriundos do computador a ela conectada;
3. *Espec modelo G4500*: realiza a leitura das diversas grandezas elétricas de alimentação do MIT. Este aparelho possui software próprio para aquisição de suas leituras. Entretanto, o programa não é utilizado neste estudo. O sistema de controle executa as leituras em tempo real por meio do padrão RS-422 e emprega o protocolo Modbus;
4. *Placa de Aquisição de Dados modelo NI PCI-6251 da National Instruments*: realiza a leitura de tensões com alta taxa de amostragem e precisão, além de possuir um contador de pulsos. Esta placa é responsável por ler os valores dos sensores para a sua posterior

transformação em grandezas físicas. Ela possui uma fonte de tensão interna de 5 V em corrente contínua (CC);

5. *Sensores de Temperatura do Tipo PT-100*: Tratam-se de três sensores instalados nos enrolamentos do estator do MIT. As resistências dos sensores variam de forma conhecida em função da temperatura. Elas são lidas adicionando-se um resistor de 2 k $\Omega$  de baixo coeficiente térmico em série com cada um dos três PT-100s. Com isso, formam três circuitos divisores de tensões. Por fim, com o emprego da fonte CC de 5 V da placa de aquisição de dados alimentando cada circuito divisor de tensão, é possível obter os valores das resistências dos Pt-100s pela aplicação das equações básicas de circuitos elétricos;
6. *Sensor de Conjugado modelo MKDC-10*: é alimentado por uma fonte de tensão independente de 10 V em CC. A tensão de saída é da ordem de milivolts. Ela varia em função do conjugado;
7. *Encoder Incremental série HS35B1024 da Veeder Root*: é alimentado por uma fonte de tensão independente de 5 V em CC da placa de aquisição de dados. A cada volta, o encoder gera 1024 pulsos de onda quadrada. Utilizando-se um contador e identificando-se o tempo decorrido entre cada leitura, obtém-se a velocidade de rotação;
8. *Motor de Indução Trifásico*: possui sensores de temperatura PT-100 nas três fases dos enrolamentos dos estator. Ele é acoplado a um gerador de corrente contínua e possui fator de serviço de 1,15, potência nominal de 1,5 kW, e corrente nominal de 3,56 A para o caso de ligação em estrela;
9. *Regulador de Tensão Linear de Corrente Contínua*: trata-se de um dispositivo desenvolvido no LQEE. Este regulador é necessário para que alterações no nível de tensão da rede elétrica não repercutam na alimentação da bobina de campo do gerador CC. Ademais, o regulador de tensão possui filtros que diminuem o fator de ondulação (*ripple*) da onda de tensão;
10. *Gerador de Corrente Contínua de 4 kW*: serve de carga linear. A sua bobina de campo é alimentada pelo regulador de tensão de corrente contínua em série com uma

resistência variável, que permite realizar pequenos ajustes no nível de tensão. A sua armadura é conectada a uma carga resistiva variável. Os valores que as duas resistências variáveis devem assumir são aqueles que resultam nas correntes nominais do MIT quando ele é alimentado com tensões equilibradas e em regime permanente. Esses valores devem ser mantidos inalterados durante a realização de todos os ensaios;

11. *Computador*: controla e processa todas as informações, comunica-se com a fonte programável, com o Elspec e com a placa de aquisição de dados. Toda a programação foi realizada no ambiente gráfico de desenvolvimento LabVIEW. O software, inicialmente, recebe os dados de entrada, e em seguida, entra num ciclo fechado de leitura das grandezas, comparando-as com os valores de referência, e se necessário, enviando comando com novos valores de tensão para a fonte de distúrbios; e
12. *Relatório do Sistema de Aquisição*: a cada três segundos de aquisição de dados gera-se uma nova linha com os valores médios de todas as grandezas lidas. Porém, sua atualização é realizada a cada 20 segundos. O relatório é salvo no formato de arquivo de texto com as leituras separadas por tabulações, o que permite a fácil conversão para uma planilha de dados.

As Figuras 3.2 a 3.7 mostram os equipamentos utilizados nos ensaios de laboratório.



Figura 3.2 - Bancada experimental e grupo motor gerador.

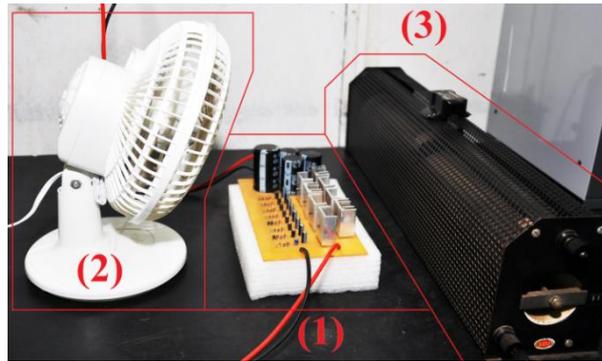


Figura 3.3 - Regulador de tensão em série com a resistência variável.

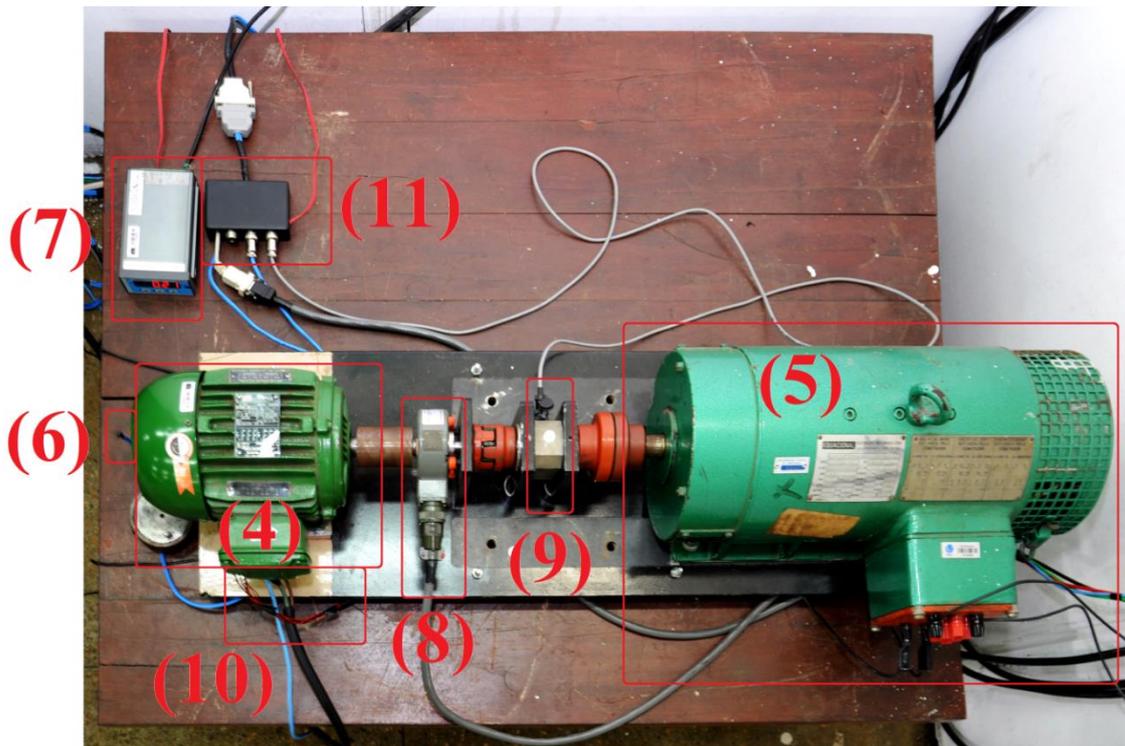


Figura 3.4 - Detalhe do grupo motor gerador.

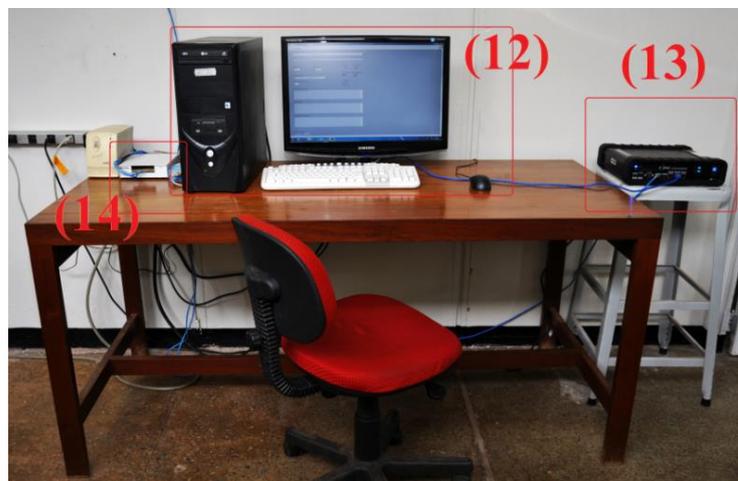


Figura 3.5 - Computador e equipamento de medição Elspec.



Figura 3.6 - Fonte de distúrbios programável.



Figura 3.7 - Carga resistiva.

A Figura 3.2 mostra uma foto contendo a bancada experimental à esquerda e a bancada do motor acoplado ao gerador à direita. Os diversos aparatos que aparecem na Figura 3.2 são ilustrados em detalhes nas Figuras 3.3 e 3.4.

A Figura 3.3 mostra o regulador de tensão CC (1), o qual é arrefecido por um ventilador (2) e conectado em série com uma resistência variável (3), de modo a permitir pequenos ajustes no valor da tensão de saída.

A Figura 3.4 mostra o motor acoplado ao gerador CC (4 e 5), o sensor de temperatura (6), um display para fornecer tensão CC de 10 V (7), o encoder incremental (8), o sensor de conjugado (9), a fiação onde são ligados os PT-100s (10) e um dispositivo (11) onde são feitas todas as ligações dos sensores (6, 7, 8, 9 e 10). No circuito do dispositivo (11) se encontram as três resistências de 2 k $\Omega$  que são ligadas em série com os PT-100s.

A Figura 3.5 mostra o computador (12) que é encarregado de realizar todo o processamento, o equipamento de medição das grandezas elétricas Elspec (13) e o dispositivo (14) que funciona como mediador para as conexões dos sinais de entrada e a placa de aquisição de dados (placa PCI ligada diretamente na placa mãe do computador). A fiação de saída do dispositivo (11) é a mesma que chega ao dispositivo (14).

Nas Figuras 3.6 e 3.7 têm-se, respectivamente, a fonte de distúrbios programável, que recebe ordens do computador (12) e a carga resistiva que é conectada em série com a armadura do gerador CC.

A fonte de distúrbios está localizada em um ambiente com refrigeração por meio de ar condicionado, o motor encontra-se em outro ambiente não refrigerado, a carga resistiva exala seu calor em um ambiente separado de todo o resto. Estas precauções são tomadas para reduzir as influências indesejadas na temperatura ambiente. Desta forma, a fonte programável recebe a refrigeração necessária para o seu funcionamento sem riscos de danos e a temperatura externa ao motor não sofre interferência de nenhuma fonte de calor artificial, a não ser dele mesmo e do gerador CC.

### **3.3 - PROCEDIMENTOS ADOTADOS PARA A ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DOS FASORES DE TENSÕES**

Neste tópico, é efetuada uma breve descrição dos valores a serem empregados no Capítulo 4 para a investigação do comportamento das tensões de linha e de fase de um sistema de alimentação de sequência direta, frente a variações das componentes simétricas. Com o intuito de facilitar a visualização gráfica dos fasores de tensões, opta-se por elevados níveis de desequilíbrios. Além do mais, a componente de sequência positiva é adotada como base, ou seja,  $V_1 = 1$  pu.

Ao todo, são abordados cinco conjuntos de desequilíbrio de tensão, a saber:

- $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$  com  $CVUF_0 = 0\% \angle 0^\circ$  ou  $CVUF_0 = 20\% \angle 0^\circ$ ;
- $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$  com  $CVUF_0 = 20\% \angle 0^\circ$  ou  $CVUF_0 = 20\% \angle 45^\circ$ ;

- $CVUF_0 = 0\% \angle 0^\circ$  com  $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$  ou  $CVUF_2 = 40\% \angle 0^\circ$  ou  $CVUF_2 = 40\% \angle 60^\circ$ ;
- Qualquer valor de  $CVUF_0$  com  $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$  ou  $CVUF_2 = 40\% \angle 0^\circ$  ou  $CVUF_2 = 40\% \angle 60^\circ$ ;
- $CVUF_0 = 20\% \angle 45^\circ$  com  $CVUF_2 = 40\% \angle 60^\circ$  ou  $CVUF_2 = 20\% \angle 60^\circ$ .

### 3.4 - BANCOS DE DADOS

Para que o principal objetivo desta dissertação, que é a análise da influência das componentes de sequência sobre as temperaturas do MIT, seja alcançado com êxito, faz-se necessário o emprego de um banco de dados que contemple inúmeras condições de desequilíbrio de tensões.

Buscando-se abarcar a maior quantidade e diversidade de combinações de tensões desequilibradas possíveis, gerou-se um banco de dados com 38591 condições de desequilíbrio de tensão. Entretanto, a aplicação de todos estes valores sobre o MIT, contemplando-se o tempo suficiente para o equilíbrio térmico do motor\*, torna inviável a execução do procedimento laboratorial no período previsto para a pesquisa de uma dissertação de mestrado.

Por esta razão, de modo a permitir a execução das 38591 condições de desequilíbrios de tensão, optou-se pelo emprego de dois métodos que são capazes de, por meio das correntes elétricas que circulam nos enrolamentos do estator, estimar suas temperaturas. São eles: o emprego de um modelo térmico do MIT e o uso de uma rede neural artificial. Com isso, o

---

\* A definição de equilíbrio térmico e a determinação de um valor de tempo para alcançá-lo caracterizam-se como um assunto complexo e que depende do porte das máquinas elétricas envolvidas (motor e gerador). Na engenharia costuma-se definir o tempo de assentamento como aquele necessário para que a curva de resposta alcance e permaneça dentro de uma faixa de 2% em torno do valor final de regime permanente. Com relação a transformadores, é comum estipular o período de 2 horas como suficiente para obtenção do equilíbrio térmico e para que a variação da temperatura após esse período de tempo seja menor que 1°C.

Com base em resultados práticos, verificou-se neste estudo que um tempo de 16 minutos é suficiente para alcançar o equilíbrio térmico, contanto que as variações nos desequilíbrios de tensões sejam suaves, e ainda, que o conjunto motor-gerador, no início da aplicação das condições desequilibradas, já se encontra em regime permanente (tais precauções são adotadas na realização dos ensaios).

tempo de permanência em cada condição é reduzido a 30 segundos, suficiente para a obtenção das correntes, as quais permitem obter as temperaturas.

Para se associar as temperaturas nos enrolamentos do estator às correntes elétricas, é necessário que sejam efetuadas as suas validações do modelo térmico e da RNA. Estes processos exigem a elaboração de outro banco de dados, em que as leituras das temperaturas serão coletadas após o motor estar em equilíbrio térmico (2h30min na primeira condição e 16 minutos nas demais condições).

Para proporcionar uma maior compreensão das análises e dos procedimentos realizados neste trabalho, a seguir, serão descritos em detalhes, os valores adotados em cada um dos bancos de dados sob os quais o MIT é submetido em cada etapa de ensaios.

### 3.4.1 - Banco de dados BD1

Os valores deste banco de dados prestam-se para identificar e validar os parâmetros do modelo térmico e os pesos sinápticos da RNA. O BD1 é dividido em dois subconjuntos (BD1<sub>A</sub> e BD1<sub>B</sub>), os quais se diferenciam pelos procedimentos adotados na obtenção das condições de desequilíbrios impostas ao MIT.

A Tabela 3.1 apresenta a descrição das tensões do DB1<sub>A</sub>. Conforme pode ser visto na Tabela 3.1, no BD1<sub>A</sub> tem-se uma variação das amplitudes das tensões de fase entre 201 e 231 V (faixa de valores estabelecida como aceitável pelo PRODIST (2012), mantendo-se os ângulos fixos e nominais).

Tabela 3.1 - Descrição das tensões impostas ao MIT com o emprego do DB1<sub>A</sub>.

Grandezas	Valores Impostos ao MIT
$V_A, V_B$ e $V_C$ (V)	201 a 231 de 3,75 em 3,75
Ângulos de $\tilde{V}_A, \tilde{V}_B$ e $\tilde{V}_C$	Nominais: 0°, -120° e 120°

Como o motor é ligado em estrela aterrada, tem-se que a tensões impostas aos enrolamentos do estator são iguais as das respectivas fases. Desta forma, a escolha dos valores do BD1<sub>A</sub> é baseada no pressuposto que as correntes que circulam nos três enrolamentos do estator são proporcionais às tensões de fase. Portanto, para que as

correntes elétricas também sejam variadas, as condições de desequilíbrio exibidas na Tabela 3.1 apresentam a maior diversidade possível das tensões de fase dentro da faixa estipulada de 201 a 231 V.

Já a obtenção das condições do  $BD1_B$  foge ao que se denomina “convencional”. Para a escolha de seus valores são empregadas as leituras das correntes elétricas do  $BD3$ , o qual é constituído por 38951 condições de desequilíbrios de tensões. A descrição detalhada do  $BD3$  é exibida na seção 3.4.3.

Na verdade, as condições do  $BD1_B$  estão contidas no  $BD3$ . A diferença entre os resultados da aplicação das condições de desequilíbrio do  $BD1_B$  e do  $BD3$  sobre o MIT é devido ao tempo em que cada conjunto de tensões desequilibradas permanece sendo aplicado durante os ensaios. Em  $BD1$ , o tempo de espera entre o início da aplicação da condição e a coleta dos dados é de 16 minutos, suficiente para que o MIT alcance o equilíbrio térmico. No caso do  $BD3$ , este tempo é igual a 30 segundos, o que é insuficiente para o equilíbrio térmico.

A Figura 3.8 mostra respectivamente nas cores vermelho, azul e preto, os módulos das correntes lidas referentes aos bancos de dados  $BD1_A$ ,  $BD1_B$  e  $BD3$ .

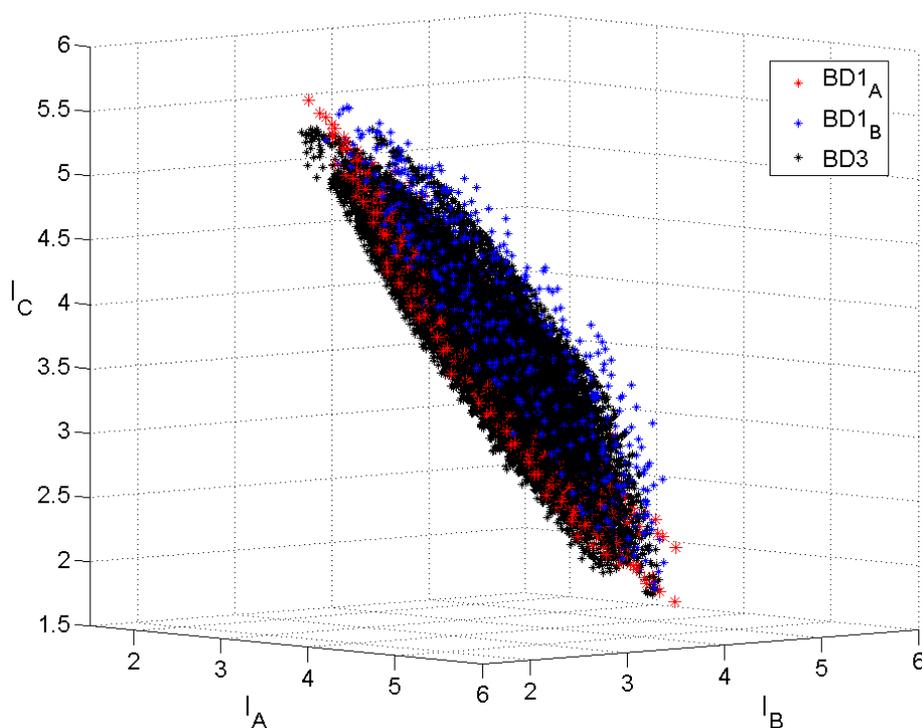


Figura 3.8 - Correntes lidas de  $BD1_A$ ,  $BD1_B$  e  $BD3$ .

A seleção dos valores do  $BD1_B$  é executada por meio de um algoritmo computacional desenvolvido no MATLAB. Para a obtenção do  $BD1_B$ , o dito algoritmo elege do  $BD3$ , as condições cujos módulos das correntes elétricas são diversificadas. Em seguida, o banco de dados é ordenado de forma que não se tenham mudanças abruptas das correntes elétricas entre condições consecutivas.

Nota-se da Figura 3.8 que o  $BD1_A$  não abrange todo o espaço preenchido pelas combinações das correntes elétricas, o que pode repercutir negativamente na eficácia do modelo térmico ou da RNA. Contudo, o emprego do  $BD1_B$  aumenta a região ocupada pelas correntes elétricas, o que contribui para o aumento da eficácia do modelo térmico e da RNA. Na verdade, o  $BD1_B$  é uma complementação do  $BD1_A$ . O  $BD1_A$  e o  $BD1_B$  são constituídos respectivamente de 729 e 650 valores.

### 3.4.2 - Banco de dados BD2

Os resultados deste banco de dados prestam-se para realizar uma análise de um conjunto de condições de desequilíbrio de tensões muito específica, onde têm-se os valores de  $V_1$ ,  $VUF_0$  e  $VUF_2$  fixos, e os ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$  variam de acordo com as faixas exibidas na Tabela 3.2. No  $BD2$ , embora a quantidade de desequilíbrios de tensão seja menor (625 valores), as temperaturas também são lidas com o MIT em equilíbrio térmico, ou seja, após 16 minutos em cada condição.

Tabela 3.2 -  $BD2$ : condições impostas ao MIT para leitura direta da temperatura.

Grandezas	Valores Impostos ao MIT
$V_1$	220 V
$VUF_0$ e $VUF_2$	2,66 %
$\theta_0$	0° a 360° de 15° em 15°
$\theta_2$	0° a 360° de 15° em 15°

Da Tabela 3.2 nota-se que  $V_1$  está fixo em 220 V, e  $VUF_0$  e  $VUF_2$  em 2,66%. Os ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$  variam de 15 em 15 graus positivos ou negativos. Vale ressaltar que, como o  $BD2$  trata-se de um banco de dados com valores muito específicos de desequilíbrios, optou-se por incluir tensões de fases que excedem os limites inferior de 201 V e superior de 231 V.

### 3.4.3 - Banco de dados BD3

Como o BD3 é o principal banco de dados utilizado para a avaliação da influência das componentes de sequência sobre a temperatura de um MIT, ele abrange uma ampla faixa de condições de desequilíbrio de tensão. A Tabela 3.3 exibe os valores empregados neste banco de dados.

Tabela 3.3 - BD3: valores das componentes simétricas das condições impostas ao MIT.

Grandezas	Valores Impostos ao MIT
$V_1$	201 V a 231 V
VUF <sub>0</sub> e VUF <sub>2</sub> (%)	0; 1,33; 2,66; 4
$\theta_0$ e $\theta_2$	0° a 360° de 10° em 10°

Para que o MIT não seja submetido a condições muito severas em laboratório, são aplicados apenas os desequilíbrios cujas tensões de fase não excedem aos limites inferior de 201 V e superior de 231 V.

A Tabela 3.4 mostra a quantidade de condições impostas ao motor e o tempo gasto em horas, para cada valor de  $V_1$  empregado. O tempo de permanência em cada condição é de 30 segundos, com exceção da primeira, que é mantida por 2,5 horas para garantir a operação em regime permanente.

Tabela 3.4 - BD3: quantidade de condições impostas ao motor e o tempo gasto para cada valor de  $V_1$ .

$V_1$ (V)	Quantidade de pares VUF <sub>0</sub> e VUF <sub>2</sub> aplicados	Quantidade de condições impostas ao MIT	Tempo (horas)
201	4	115	3
203,5	12	1581	1
209	16	9062	76
214,5	16	12053	101
220	16	10928	91
225,5	16	4851	40
231	1	1	0
Total	81	38591	312

Ressalta-se que, como as condições de desequilíbrio de tensões com  $V_1$  menor que 201 V e maior que 231 V não foram contempladas no BD3, então, para que as análises possam ser realizadas com o maior número possível de condições de desequilíbrio, emprega-se neste trabalho um método de estimação que faz uso dos modelos elétrico e térmico do MIT. Tal método é visto nas seções 3.5 e 3.6.2 e permite a extrapolação dos valores das correntes elétricas, temperaturas e a obtenção dos resultados do BD4.

#### 3.4.4 - Banco de dados BD4

Neste banco de dados, têm-se os mesmos valores de  $V_1$ ,  $VUF_0$  e  $VUF_2$  do BD3, contudo, a variação dos ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$  se dá em passos de  $2^\circ$ . Os resultados não são experimentais, mas oriundos da aplicação dos modelos elétrico e térmico. Como a variação dos ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$  é de  $2^\circ$ , logo, existem  $[(360 + 2) / 2]^2 = 181^2 = 32.761$  valores de correntes elétricas e temperaturas para cada par  $VUF_0$  e  $VUF_2$ .

A Tabela 3.5 apresenta, para cada valor de  $V_1$ , as quantidades de pares  $VUF_0$  e  $VUF_2$  aplicados e também os valores de correntes elétricas e temperaturas do BD4.

Tabela 3.5 - Quantidades de pares  $VUF_0$  e  $VUF_2$  aplicados e valores de correntes elétricas e temperaturas do BD4.

$V_1$ (V)	Quantidade de pares $VUF_0$ e $VUF_2$ aplicados	Quantidade de leituras de correntes elétricas e temperaturas
201	4	131.044
203,5	12	393.132
209	16	524.176
214,5	16	524.176
220	16	524.176
225,5	16	524.176
231	1	32.761
Total	81	2.653.641

### 3.5 - ESTIMAÇÃO DA CORRENTE ELÉTRICA PELO MODELO DOS CIRCUITOS EQUIVALENTES DO MIT

As correntes elétricas utilizadas no BD4 são obtidas por meio de um método que permite a estimação dos parâmetros do modelo elétrico do MIT, o qual é constituído dos circuitos equivalentes de sequência positiva, negativa e zero visto na seção 2.3. Os parâmetros elétricos são estimados através da função `lsqcurvefit` do toolbox de otimização (*optimization toolbox*) do software MATLAB. Esta função possibilita a resolução de problemas de ajuste de curvas não lineares por meio do método dos mínimos quadrados. Por esta razão, neste estudo, a função é empregada tanto para a obtenção dos parâmetros dos circuitos equivalentes quanto para a estimação das temperaturas por meio do modelo térmico (seção 3.6). A expressão representada pela equação (3.1) mostra a sintaxe usada para a estimação de parâmetros de uma função genérica do MATLAB.

$$\text{Coef} = \text{lsqcurvefit}(@\text{Fun}, \text{Coef}_0, \text{Entrada}, \text{Saida}, \text{lb}, \text{ub}, \text{opcao}) \quad (3.1)$$

Onde:

- Coef - vetor contendo os coeficientes estimados;
- @Fun - função escrita em código compatível com o MATLAB;
- Coef\_0 - vetor contendo os coeficientes iniciais para a estimação;  
matriz ou vetor contendo os valores de entrada das amostras, sendo o número
- Entrada - de colunas igual à quantidade de amostras e o número de linha igual à quantidade de variáveis de entrada;
- Saida - matriz ou vetor contendo os valores de saída das amostras, sendo o número de colunas igual à quantidade de amostras e o número de linha igual à quantidade de variáveis de saída;
- lb - vetor que estipula os limites inferiores para Coef;
- ub - vetor que estipula os limites superiores para Coef;
- Opcao - estrutura que especifica as opções para resolução do problema. Neste caso, devem ser utilizadas as opções padrão do MATLAB, com exceção do número máximo de iterações que deve ser limitado em 80.

Dois aspectos da função `lsqcurvefit` devem ser destacados, a saber:

- A função `@Fun` não precisa necessariamente ser uma expressão matemática. Ela pode ser um código sequencial de comandos do MATLAB, o que torna possível a resolução

de problemas cujos parâmetros não podem ser representados por uma única expressão matemática. Como é o caso das correntes elétricas do modelo dos circuitos equivalentes, as quais são obtidas por uma sequência de manipulações matemáticas; e

- A entrada e a saída desta função podem possuir tantas variáveis quanto se desejar, o que é essencial para este estudo, já que a entrada e a saída das aproximações realizadas possuem diversas variáveis.

Na estimação dos parâmetros dos circuitos equivalentes do MIT para condições desequilibradas, inicialmente, é necessário atribuir valores para Coef\_0 os quais podem ser aleatórios ou não. Em seguida, de posse de um conjunto de valores de entrada de tensões e saída de corrente medidos em laboratório, aplica-se a função lsqcurvefit para se determinar uma combinação de coeficientes (ou parâmetros) dos circuitos equivalentes que melhor se ajustam aos valores das correntes elétricas medidas. A Tabela 3.6 mostra as grandezas que são utilizadas para a estimação dos coeficientes do modelo dos circuitos equivalentes.

Tabela 3.6 - Grandezas empregadas pela função lsqcurvefit para a obtenção dos coeficientes ou parâmetros dos circuitos equivalentes do MIT.

Grandezas	Variáveis
Coeficientes (Parâmetros)	$P_{rot}; R_{S0}; R_{S1}; R_{S2}; X_{S0}; X_{S1}; X_{S2}; R_{m1}; R_{m2}; X_{m1};$ $X_{m2}; R_{r1}; R_{r2}; X_{r1}; X_{r2}; RPM$
Entrada	$\tilde{V}_A; \tilde{V}_B; \tilde{V}_C$
Saída A	$ \tilde{I}_A $
Saída B	$ \tilde{I}_B $
Saída C	$ \tilde{I}_C $

Para melhorar a precisão dos resultados, três medidas são aplicadas a este processo de estimação das correntes:

- Para cada fase do MIT, é realizada uma aproximação da corrente, em separado;

- O BD3 e o BD4 são divididos em 81 grupos conforme os valores de  $V_1$ ,  $VUF_0$  e  $VUF_2$  (Tabelas 3.4 e 3.5). A estimação dos coeficientes que determinam  $I_A$ ,  $I_B$  e  $I_C$  para cada um desses grupos, é realizada com os valores medidos de tensão e correntes pertencentes àquele grupo em questão; e
- Na primeira estimação, de um total de  $81 \times 3 = 243$ , atribui-se para Coef\_0 os valores nominais do MIT (obtidos do fabricante<sup>\*</sup>). Nas demais estimações, atribuem-se os valores de Coef obtidos na aproximação anterior.

### **3.6 - DESCRIÇÕES, METODOLOGIAS E ANÁLISES DO MODELO TÉRMICO E DA REDE NEURAL ARTIFICIAL**

A seguir, apresentam-se as metodologias e os procedimentos empregados para a elaboração do modelo térmico e da rede neural artificial, os quais são utilizados para representar as temperaturas do MIT submetido a desequilíbrios de tensão. Ressalta-se que, após a elaboração e avaliação do desempenho do modelo térmico e da RNA propostos neste trabalho, será efetuada a seleção daquele que será empregado na avaliação da influência das componentes de sequência sobre as temperaturas do MIT. Em função disso, os seguintes assuntos serão tratados neste item:

- Proposição de um modelo térmico do MIT para o regime permanente;
- Proposição de uma metodologia para a obtenção dos coeficientes do modelo térmico proposto;
- Treinamento da rede neural artificial empregada neste trabalho;
- Descrição das análises comparativas entre os resultados do modelo térmico e da rede neural artificial.

---

<sup>\*</sup> As perdas rotacionais e as impedâncias de sequência zero não são fornecidas pelo fabricante. Inicialmente, é atribuído valor nulo para as perdas rotacionais. Atribui-se também valores das resistências e reatâncias de sequência zero iguais às de sequência negativa.

### 3.6.1 - Descrição do modelo térmico

Como exposto no Capítulo 2, diferentes modelos térmicos de um MIT podem ser encontrados na literatura (Mellor et al., 1991, Bousbaine et al., 1995, Shenkman e Chertkov, 1999, Oraee, 2000, Souto, 2001, Abreu e Emanuel, 2002, Pillay e Manyage, 2006, Gnacinski, 2008, Chowdhury e Baski, 2010). Em geral, para se otimizar a representação das temperaturas nos diversos pontos do motor, emprega-se uma quantidade de elementos no modelo cada vez maior. Em consequência, cresce o número de parâmetros correspondentes às partes constituintes da máquina.

O modelo térmico proposto neste trabalho possui uma quantidade reduzida de parâmetros, que também serão estimados pela função lsqcurvefit. Esta função emprega regressões não lineares e se vale das leituras de ensaios do BD1 para a estimação dos parâmetros do modelo térmico. Infere-se que as contribuições das temperaturas das partes da máquina não contempladas neste modelo, sobre os pontos em avaliação, são computadas nos parâmetros estimados, pois estes são obtidos por regressões que proporcionam este tipo de inclusão, afinal, os valores selecionados são aqueles que apresentam o menor erro com relação à variável lida.

Nesta dissertação, o modelo térmico deve fornecer com a maior precisão possível, as temperaturas nas três fases dos enrolamentos do estator. Em função disso, considera-se que:

- Toda a troca de calor inerente ao sistema térmico se dá pelo processo de condução;
- O modelo é capaz de identificar as temperaturas do MIT somente quando ele se encontra em regime permanente. Desta forma, as capacitâncias térmicas das partes integrantes do motor podem ser eliminadas;
- O modelo térmico proposto é simplificado, pois apenas as três temperaturas relacionadas às fases dos enrolamentos do estator são partes integrantes do sistema;
- Trabalha-se com três fontes de calor, uma para cada fase dos enrolamentos do estator. Entretanto, o calor gerado por outras fontes, por exemplo, nas barras do rotor, é

ponderado devido ao emprego de regressões não lineares como método de estimação dos coeficientes do modelo.

Antes mesmo da apresentação do circuito térmico proposto neste trabalho, será exibida uma representação cujo esquema permite maior compreensão das trocas de calor envolvidas nas partes no processo. Este esquema é mostrado na Figura 3.9:

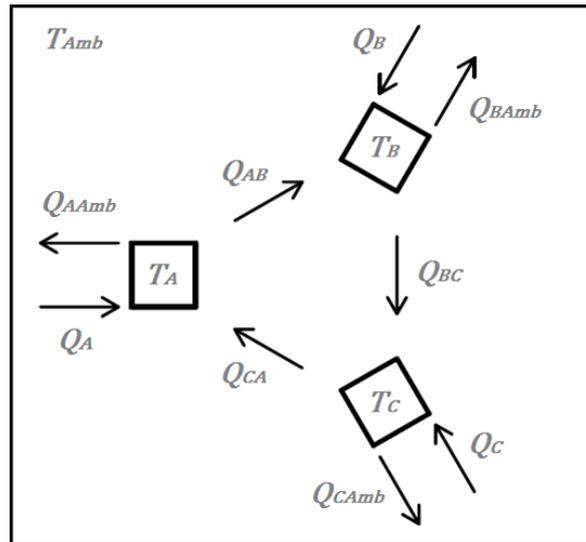


Figura 3.9 - Representação térmica do MIT.

No sistema térmico ilustrado na Figura 3.7, têm-se:

- $Q_A, Q_B, Q_C$  - calor gerado nos enrolamentos do estator, respectivamente, para as fases A, B e C (W);
- $Q_{AB}, Q_{BC}, Q_{CA}$  - calor trocado entre as fases dos enrolamentos do estator, respectivamente, de A para B, de B para C e de C para A (W);
- $Q_{AAmb}, Q_{BAmb}, Q_{CAmb}$  - calor dos enrolamentos do estator perdido para o ar ambiente, respectivamente, das fases A, B e C (W);
- $T_A, T_B, T_C$  - temperaturas dos enrolamentos do estator, respectivamente, para as fases A, B e C ( $^{\circ}\text{C}$ );
- $T_{Amb}$  - temperatura do ar ambiente ( $^{\circ}\text{C}$ ).

Considerando que a quantidade de calor exalado por cada fase dos enrolamentos do etator é igual à potência elétrica dissipada, têm-se as equações (3.2) a (3.10).

$$Q_A = R_A \cdot I_A^2 \quad (3.2)$$

$$Q_B = R_B \cdot I_B^2 \quad (3.3)$$

$$Q_C = R_C \cdot I_C^2 \quad (3.4)$$

$$Q_{AAmb} = k_A \cdot (T_A - T_{Amb}) \quad (3.5)$$

$$Q_{BAmb} = k_B \cdot (T_B - T_{Amb}) \quad (3.6)$$

$$Q_{CAmb} = k_C \cdot (T_C - T_{Amb}) \quad (3.7)$$

$$Q_{AB} = k_{AB} \cdot (T_A - T_B) \quad (3.8)$$

$$Q_{BC} = k_{BC} \cdot (T_B - T_C) \quad (3.9)$$

$$Q_{CA} = k_{CA} \cdot (T_C - T_A) \quad (3.10)$$

Onde:

- $R_A, R_B, R_C$  - resistências elétricas dos enrolamentos do estator, respectivamente, para as fases A, B e C;
- $I_A, I_B, I_C$  - correntes elétricas que circulam pelos enrolamentos do estator, respectivamente, para as fases A, B e C;
- $k_A, k_B, k_C$  - coeficientes de condutividade térmica entre os enrolamentos do estator e o ar ambiente, respectivamente, para as fases A, B e C (W/°C);
- $k_{AB}, k_{BC}, k_{CA}$  - coeficientes de condutividade térmica entre as fases dos enrolamentos do estator, respectivamente, entre as fases A-B, B-C e C-A (W/°C);

Conforme mencionado no Capítulo 2, o sistema térmico da Figura 3.9 pode ser substituído pelo seu circuito térmico equivalente, como mostrado na Figura 3.10:

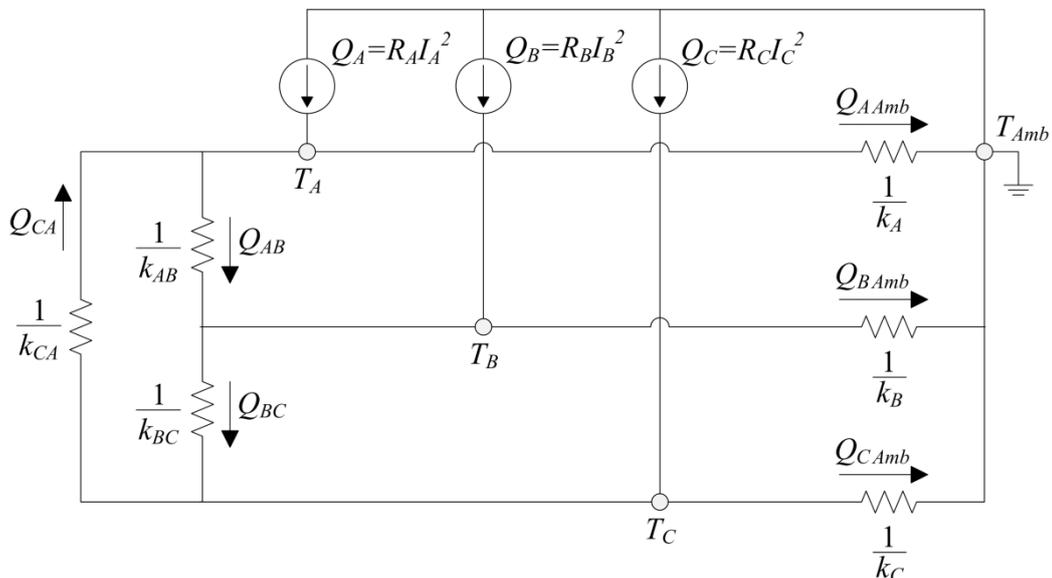


Figura 3.10 – Representação do modelo pelo circuito térmico do MIT.

Com base na análise nodal do circuito da Figura 3.10, obtêm-se o sistema de equações (3.11).

$$\begin{cases} Q_A + Q_{CA} - Q_{AAmb} - Q_{AB} = 0 \\ Q_B + Q_{AB} - Q_{BAmb} - Q_{BC} = 0 \\ Q_C + Q_{BC} - Q_{AAmb} - Q_{CA} = 0 \end{cases} \quad (3.11)$$

Substituindo-se e rescrevendo-se os termos deste sistema, obtêm-se as equações (3.12) e (3.13).

$$\begin{cases} Q_A + k_{CA} \cdot (T_C - T_A) - k_A \cdot (T_A - T_{Amb}) - k_{AB} \cdot (T_A - T_B) = 0 \\ Q_B + k_{AB} \cdot (T_A - T_B) - k_B \cdot (T_B - T_{Amb}) - k_{BC} \cdot (T_B - T_C) = 0 \\ Q_C + k_{BC} \cdot (T_B - T_C) - k_C \cdot (T_C - T_{Amb}) - k_{CA} \cdot (T_C - T_A) = 0 \end{cases} \quad (3.12)$$

$$\begin{cases} -(k_{AB} + k_{CA} + k_A) \cdot T_A + k_{AB} \cdot T_B + k_{CA} \cdot T_C + k_A \cdot T_{Amb} + Q_A = 0 \\ k_{AB} \cdot T_A - (k_{AB} + k_{BC} + k_B) \cdot T_B + k_{BC} \cdot T_C + k_B \cdot T_{Amb} + Q_B = 0 \\ k_{CA} \cdot T_A + k_{BC} \cdot T_B - (k_{BC} + k_{CA} + k_C) \cdot T_C + k_C \cdot T_{Amb} + Q_C = 0 \end{cases} \quad (3.13)$$

A resolução do sistema de equações (3.13) resulta nas equações (3.14) a (3.16) que representam, respectivamente, as temperaturas  $T_A$ ,  $T_B$  e  $T_C$ . Devido a grande quantidade de termos das referidas equações, elas são apresentadas empregando-se os índices definidos pela letra X, os quais podem ser identificados nas equações (3.17) a (3.28).

$$T_A = T_{Amb} + \frac{X_4 + X_6 + X_8}{X_1 + X_2 + X_3} \quad (3.14)$$

$$T_B = T_{Amb} + \frac{X_5 + X_6 + X_9 + X_{11}}{X_1 + X_2 + X_3} \quad (3.15)$$

$$T_C = T_{Amb} + \frac{X_4 + X_7 + X_{10} + X_{12}}{X_1 + X_2 + X_3} \quad (3.16)$$

$$X_1 = k_{CA}[k_{AB}(k_A + k_B + k_C) + k_{BC}(k_B + k_C) + k_A(k_{BC} + k_B) + k_B k_C] \quad (3.17)$$

$$X_2 = k_{AB}[k_{BC}(k_B + k_C) + k_A(k_{BC} + k_C) + k_B k_C] \quad (3.18)$$

$$X_3 = k_A[k_{BC}(k_B + k_C) + k_B k_C] \quad (3.19)$$

$$X_4 = k_{CA}[(k_{AB} + k_{BC})Q_B + (k_{AB} + k_{BC} + k_B)Q_C] \quad (3.20)$$

$$X_5 = k_{CA}[(k_{AB} + k_{BC} + k_A + k_C)Q_B + (k_{AB} + k_{BC})Q_C] \quad (3.21)$$

$$X_6 = k_{AB}[(k_{BC} + k_C)Q_B + k_{BC}Q_C] \quad (3.22)$$

$$X_7 = k_{AB}[k_{BC}Q_B + (k_{BC} + k_A + k_B)Q_C] \quad (3.23)$$

$$X_8 = Q_A[k_{AB}(k_{BC} + k_C) + k_{BC}(k_B + k_C) + k_{CA}(k_{AB} + k_{BC} + k_B) + k_B k_C] \quad (3.24)$$

$$X_9 = k_A[(k_{BC} + k_C)Q_B + k_{BC}Q_C] \quad (3.25)$$

$$X_{10} = k_A[k_{BC}Q_B + (k_{BC} + k_B)Q_C] \quad (3.26)$$

$$X_{11} = Q_A[k_{AB}(k_{BC} + k_C) + k_{CA}(k_{AB} + k_{BC})] \quad (3.27)$$

$$X_{12} = Q_A[k_{CA}(k_{AB} + k_{BC} + k_B) + k_{AB}k_{BC}] \quad (3.28)$$

Nota-se que as temperaturas nas três fases são dependentes da potência elétrica dissipada, ou seja, das correntes e resistências dos enrolamentos do estator, dos coeficientes de condutividade térmica empregados no modelo, e da própria temperatura ambiente. Como as resistências e os coeficientes de condutividade térmica são constantes, tem-se pelas equações (3.14) a (3.16), que as temperaturas  $T_A$ ,  $T_B$  e  $T_C$  dependem somente das correntes elétricas e da temperatura ambiente.

### **3.6.2 - Metodologia empregada para a obtenção dos coeficientes e das temperaturas do modelo térmico**

O procedimento empregado para a estimação das resistências elétricas e dos coeficientes de condutividade térmica presentes nas equações (3.14) a (3.16) é similar ao dos circuitos equivalentes, apresentado na seção 3.5. Aqui, os dados de entrada da função lsqcurvefit são oriundos do BD1.

Para a estimação dos coeficientes do modelo térmico, inicialmente, atribuem-se valores aleatórios para cada um deles, ou seja, para  $k_A$ ,  $k_B$ ,  $k_C$ ,  $k_{AB}$ ,  $k_{BC}$ ,  $k_{CA}$ ,  $R_A$ ,  $R_B$  e  $R_C$ . Em seguida, aplica-se a função lsqcurvefit para se determinar um conjunto de coeficientes, através de aproximações matemáticas que utilizam como entradas valores de correntes e temperaturas ambientes, e como saídas, suas respectivas temperaturas. A Tabela 3.7 mostra as grandezas empregadas nas regressões não lineares para a estimação dos coeficientes do modelo térmico.

Tabela 3.7 - Grandezas empregadas nas regressões não lineares para a obtenção dos coeficientes do modelo térmico do MIT.

Grandezas	Variáveis
Coefficientes	$k_A; k_B; k_C; k_{AB}; k_{BC}; k_{CA}; R_A; R_B; R_C$
Entradas	$I_A; I_B; I_C; T_{Amb}$
Saída	$T_A; T_B; T_C$

Para a identificação do conjunto de coeficientes que serão empregados no modelo térmico na avaliação da influência das componentes de sequência sobre o MIT, algumas ações se fazem necessárias. São elas:

1. Estimação dos coeficientes do modelo térmico empregando-se como entradas e saídas da função `lsqcurvefit`, 100% dos dados de correntes e temperaturas do BD1;
2. Avaliação da capacidade de generalização do modelo térmico. Trata-se de um procedimento que objetiva avaliar se com o uso dos coeficientes identificados em 1, o modelo é capaz de responder corretamente a dados que não foram utilizados no processo de estimação dos coeficientes;
3. Avaliação da adequação do número de amostras do BD1 para a estimação dos coeficientes do modelo térmico. Trata-se de uma investigação para avaliar se as 1379 condições de desequilíbrios de tensões que constituem o BD1 foram suficientes para uma boa estimação dos coeficientes do modelo térmico;

A utilização dos coeficientes estimados no item 1 e que será empregado na avaliação da influência das componentes de sequência nas temperaturas do MIT, só será possível, caso seja confirmada a validade dos itens 2 e 3.

### 3.6.2.1 - Estimação dos coeficientes do modelo térmico

Conforme já mencionado, inicialmente, atribuem-se valores aleatórios para cada um dos coeficientes do modelo térmico:  $\text{Coef}_0 = [k_A \ k_B \ k_C \ k_{AB} \ k_{BC} \ k_{CA} \ R_A \ R_B \ R_C]$ . Em seguida, aplica-se a função `lsqcurvefit` para se estimar um conjunto de coeficientes do modelo térmico, empregando-se 100% das leituras do BD1. De fato, cada vez que se efetua a

escolha aleatória dos coeficientes iniciais, tem-se estimado pela mencionada função, um conjunto de coeficientes que descrevem as temperaturas do modelo térmico. Por esta razão, este procedimento (de seleção aleatória dos coeficientes iniciais e de sua obtenção) é repetido mais 49 vezes. Ao final, tem-se um conjunto de 50 coeficientes oriundos da utilização da função `lsqcurvefit`.

Para cada um dos 50 coeficientes, utilizando-se as correntes das 1379 condições do BD1, é possível identificar os respectivos 1379 valores de temperaturas para cada uma das fases do MIT. Com as temperaturas adquiridas em laboratório quando da aplicação sobre o MIT das mesmas 1379 condições de desequilíbrio do BD1, é possível calcular o erro médio para cada uma das 50 combinações de coeficientes, conforme indica a equação (3.29).

$$\text{Erro Médio } (^{\circ}\text{C}) = \sum_{n=1}^N \frac{|T_{medida}^n - T_{modelo}^n|}{N} \quad (3.29)$$

Onde:

$N$  - número de condições de desequilíbrio do BD1, ou seja, 1379;

$n$  - número da amostra do BD1;

$T_{medida}$  - temperaturas medidas experimentalmente quando do uso das condições do BD1;

$T_{modelo}$  - temperaturas obtidas pelo modelo térmico quando do uso das condições do BD1.

Considerando-se os 50 valores de erros médios obtidos com o procedimento ora descrito, identifica-se aquele que apresenta o menor valor. Os coeficientes correspondentes ao caso onde se tem o menor erro serão empregados no modelo térmico quando da análise da influência dos desequilíbrios de tensões nas temperaturas do MIT.

Ressalta-se que, os coeficientes obtidos pelo procedimento acima descrito somente serão válidos para a execução das análises deste trabalho, caso sejam confirmadas a capacidade de generalização do modelo e a adequação do número de amostras do banco de dados. Além disso, é preciso que o modelo térmico apresente um desempenho mais satisfatório que a RNA no processo de representação das temperaturas do MIT.

### 3.6.2.2 - Avaliação da capacidade de generalização do modelo térmico

Nesta etapa, inicialmente, selecionam-se aleatoriamente 80% das condições de desequilíbrio (1103 conjuntos de tensões desequilibradas) que constituem o BD1. Em seguida, utiliza-se a função *lsqcurvefit* para se estimar um conjunto de coeficientes do modelo térmico, empregando-se os 80% das amostras selecionadas do BD1. De posse dos coeficientes do modelo térmico, os 20% remanescentes (276 conjuntos de tensões desequilibradas) dessa escolha aleatória são empregados para se identificar as discrepâncias entre os valores de temperaturas encontrados nos ensaios em laboratório e aqueles oriundos do modelo térmico. Com isso, ao final dessa etapa, aplicando-se a equação (3.30), tem-se para cada fase, 276 valores de erros.

$$Erro^n(^{\circ}C) = |T_{medida}^n - T_{modelo\ com\ 80\%}^n| \quad (3.30)$$

Onde:

- $n$  - número da amostra pertencente aos 20% selecionados de BD1;
- $T_{medida}$  - temperaturas medidas experimentalmente quando do uso das condições dos 20% do BD1;
- $T_{modelo\ com\ 80\%}$  - temperaturas obtidas pelo modelo térmico quando do uso das condições dos 20% de BD1.

Feito isso, as ações relacionadas à seleção aleatória de 80% das grandezas de entrada e à utilização dos 20% remanescentes, são repetidas mais 2999 vezes. Após as mencionadas etapas, para cada fase do MIT, têm-se  $276 \times 3000 = 828000$  valores de erros. De posse desses 828000 resultados para a temperatura de cada fase, calcula-se o erro médio, o erro máximo, e o desvio padrão.

### 3.6.2.3 - Avaliação da adequação do número de amostras do banco de dados

Inicialmente, realizam-se as seguintes etapas:

1. Para cada etapa desta análise, selecionam-se aleatoriamente  $X\%$  das condições de desequilíbrio que constituem o BD1. Ao todo, são escolhidos 26 valores de  $X$ , que variam de 0,5 até 100% do BD1;

2. Para a identificação dos coeficientes do modelo térmico, emprega-se  $X\%$  de amostras. Este procedimento é repetido 26 vezes, ou seja, ao final desta etapa, têm-se 26 conjuntos de coeficientes, uma para cada valor de  $X$ ;
3. Com os coeficientes estimados em cada etapa dos 26 casos descritos no item 2, realizam-se 1379 estimações das temperaturas aplicando-se como entradas no modelo térmico, as correntes elétricas e as temperaturas ambientes de todo o BD1;
4. De posse dos 1379 resultados de temperaturas, calculam-se 1379 valores de erros para cada um dos 26 casos, conforme mostra a equação (3.31):

$$Erro^n(^{\circ}C) = |T_{modelo\ com\ 100\%}^n - T_{modelo\ com\ X\%}^n| \quad (3.31)$$

Onde:

- $n$  - número da amostra do BD1;
- $T_{modelo\ com\ 100\%}$  - temperaturas obtidas pelo modelo térmico quando do uso de 100% das amostras do BD1 para a estimação dos coeficientes;
- $T_{modelo\ com\ X\%}$  - temperaturas obtidas pelo modelo térmico quando do uso de  $X\%$  das amostras do BD1 para a estimação dos coeficientes.

5. Os procedimentos de 2 a 4 são então repetidos por mais 499 vezes. Em cada uma destas situações, as amostras do BD1 para cada um dos 26 valores de  $X$ , são escolhidas aleatoriamente. Portanto, ao final desta etapa, têm-se  $1379 \times 500 = 689500$  valores de erros.

Em seguida, de posse dos 689500 valores de erros para cada fase dos 26 casos, calculam-se e plotam-se gráficos do erro médio, o erro máximo, e o desvio padrão. Portanto, fazendo-se uso desses três resultados, é possível verificar, quão pior seriam as estimações caso fossem empregadas quantidades menores de amostras do banco de dados. Pelas tendências das curvas, é possível prever se o acréscimo de novas amostras traria ou não melhoras significativas para a estimação das temperaturas.

### 3.6.3 - Descrição da RNA

A rede neural artificial pode, assim como o modelo térmico, ser aplicada com o intuito de se identificar as temperaturas do MIT por meio das correntes elétricas. Para tanto, é preciso obter os pesos sinápticos de uma rede que melhor se adequem à representação das temperaturas. O algoritmo empregado na rede neural artificial pertence ao toolbox *neural network* do MATLAB. A Tabela 3.8 mostra os resultados das escolhas efetuadas para aplicação da rede neural artificial.

Tabela 3.8 - Características da rede neural artificial empregada neste trabalho.

Item	Descrição
Software empregado:	MATLAB
Toolbox:	Neural Network
Função do MATLAB:	newff
Tipo da RNA:	Feed-Foward Backpropagation
Número de épocas:	5000
Gradiente mínimo:	$10^{-10}$
Número máximo de falhas:	30
Demais parâmetros:	Padrão do Matlab
Camadas:	Verificar qual o melhor
Neurônios por camada:	Verificar qual o melhor
Variáveis de entrada:	$I_A; I_B; I_C; T_{Amb}$
Variáveis de saída:	$T_A; T_B; T_C$

Da Tabela 3.8, nota-se que as quantidades de camadas e de neurônios não foram especificadas, pois estes valores são selecionados com base na verificação de resultados que são obtidos conforme o seguinte procedimento: selecionam-se aleatoriamente diversas combinações de camadas e de neurônios por camadas. Em seguida, para cada uma das escolhas, verifica-se o erro médio entre as temperaturas medidas e estimadas. A seleção da quantidade de camadas e neurônios por camadas que serão empregadas pela RNA é efetuada respeitando-se a existência de um erro que, além de estar entre os menores, corresponda a uma combinação que não exija um grande esforço computacional.

Logo após, procede-se à execução das etapas de estimação dos pesos sinápticos (treinamento da RNA), de avaliação da capacidade de generalização e da avaliação da adequação do número de amostras do banco de dados. Para que seja possível uma análise comparativa entre os resultados do modelo térmico e da RNA, as mencionadas etapas seguem critérios similares aos do modelo térmico (seção 3.6.2).

### 3.6.3.1 - Estimação dos pesos sinápticos da RNA

Inicialmente, faz-se a escolha aleatória dos pesos iniciais dos neurônios para o treinamento da RNA. Devido à influência acentuada que a aleatoriedade dos pesos iniciais dos neurônios causa nos resultados das temperaturas identificadas pela RNA, repete-se 50 vezes o procedimento de escolha aleatória dos pesos sinápticos iniciais. Este processo consiste na aplicação (por 50 vezes) do algoritmo *Feed-Foward Backpropagation*, utilizando-se para isso 100% dos dados do BD1.

Após estes passos, utilizando-se as correntes elétricas das 1379 condições do BD1, é possível identificar os respectivos 1379 valores de temperaturas para cada uma das fases do MIT. Com as temperaturas adquiridas em laboratório, quando da aplicação sobre o MIT das mesmas 1379 condições do BD1, é possível calcular o erro médio de cada uma das 50 combinações de pesos sinápticos, conforme indica a equação (3.32).

$$Erro\ Médio\ (^{\circ}C) = \sum_{n=1}^N \frac{|T_{medida}^n - T_{RNA}^n|}{N} \quad (3.32)$$

Onde:

$N$  - número de condições de desequilíbrio do BD1, ou seja, 1379;

$n$  - número da amostra do BD1;

$T_{medida}$  - temperaturas medidas experimentalmente quando do uso das condições do BD1;

$T_{RNA}$  - temperaturas obtidas pela RNA quando do uso das condições do BD1.

Considerando-se os 50 valores de erros médios obtidos com o procedimento ora descrito, identifica-se aquele que apresenta o menor valor. Os pesos sinápticos correspondentes ao

caso onde se tem o menor erro são empregados na RNA, quando da avaliação comparativa com o modelo térmico.

Os pesos sinápticos obtidos pelo procedimento acima descrito somente são válidos para a execução das análises do principal objetivo deste trabalho, caso sejam confirmadas a capacidade de generalização da RNA e a adequação do número de amostras do banco de dados.

### 3.6.3.2 - Avaliação da capacidade de generalização da RNA

Os resultados desta investigação são obtidos pela realização dos seguintes procedimentos:

1. Selecionam-se aleatoriamente 80% das condições de desequilíbrio (1103 conjuntos de tensões desequilibradas) que constituem o BD1. Em seguida, realizam-se cinco vezes o treinamento da RNA empregando-se os 80% das amostras selecionadas aleatoriamente do BD1. No final desta etapa, pela aplicação da equação (3.33) por cinco vezes, calcula-se o erro médio para cada um dos treinamentos.

$$Erro\ Médio\ (^{\circ}C) = \sum_{n=1}^N \frac{|T_{medida\ com\ 80\%}^n - T_{RNA\ com\ 80\%}^n|}{N} \quad (3.33)$$

Onde:

- $N$  - número de condições de desequilíbrio de 80% do BD1, ou seja, 1103;
- $n$  - número da amostra pertencente aos 80% selecionados de BD1;
- $T_{medida\ com\ 80\%}$  - temperaturas medidas experimentalmente quando do uso das condições dos 80% do BD1;
- $T_{RNA\ com\ 80\%}$  - temperaturas obtidas pela RNA quando do uso das condições dos 80% de BD1.

2. Identifica-se a combinação de pesos sinápticos do procedimento correspondente ao menor erro médio;
3. Com os pesos sinápticos identificados pelo procedimento descritos nos itens 1 e 2, os 20% remanescentes do BD1 (276 conjuntos de tensões desequilibradas) da escolha

aleatória são empregados para se identificar as discrepâncias entre os valores de temperaturas encontrados nos ensaios em laboratório e aqueles oriundos da RNA. Com isso, ao final dessa etapa, aplicando-se a equação (3.34), têm-se para cada fase, 276 valores de erros.

$$Erro^n(^{\circ}C) = |T_{medida}^n - T_{RNA\ com\ 80\%}^n| \quad (3.34)$$

Onde:

- $n$  - número da amostra pertencente aos 20% selecionados de BD1;
- $T_{medida}$  - temperaturas medidas experimentalmente quando do uso das condições dos 20% do BD1;
- $T_{RNA\ com\ 80\%}$  - temperaturas obtidas pela RNA quando do uso das condições dos 20% de BD1.

4. Feito isso, as ações realizadas de 1 a 3, relacionadas à seleção aleatória de 80% das grandezas de entrada e à utilização dos 20% remanescentes, são repetidas mais 2999 vezes. Após tal procedimento, para cada fase do MIT, têm-se  $276 \times 3000 = 828000$  valores de erros. De posse desses 828000 resultados para a temperatura de cada fase, calcula-se o erro médio, o erro máximo, e o desvio padrão.

### 3.6.3.3 - Avaliação da adequação do número de amostras do banco de dados

Os procedimentos para a realização desta investigação são descritos a seguir:

1. Para cada etapa desta análise, selecionam-se aleatoriamente  $X\%$  das condições de desequilíbrio que constituem o BD1. Os valores de  $X$  aqui utilizados são os mesmos empregados na correspondente análise executada no modelo térmico (item 3.6.2.3). Ressalta-se que ao todo são 26 valores de  $X$ , os quais variam de 0,5 até 100% do BD1;
2. Com o primeiro valor de  $X$ , pela aplicação da equação (3.35), calcula-se o valor do erro médio.

$$Erro\ Médio\ (^{\circ}C) = \sum_{n=1}^N \frac{|T_{medida\ com\ X\%}^n - T_{RNA\ com\ X\%}^n|}{N} \quad (3.35)$$

Onde:

- $N$  - número de condições de desequilíbrio de  $X\%$  BD1;  
 $n$  - número da amostra pertencente aos  $X\%$  selecionados de BD1;  
 $T_{medida\ com\ X\%}$  - temperaturas medidas experimentalmente quando do uso das condições dos  $X\%$  do BD1;  
 $T_{RNA\ com\ X\%}$  - temperaturas obtidas pela RNA quando do uso das condições dos  $X\%$  de BD1.

3. Em seguida, atribuindo-se diferentes pesos sinápticos iniciais aleatórios, o procedimento 2 é repetido por mais 4 vezes. Ao final desta etapa, têm-se cinco erros;
4. Feito isso, seleciona-se o menor erro dentre os cinco. A combinação de pesos sinápticos correspondente ao menor erro será empregada no procedimento seguinte;
5. Com os pesos sinápticos obtidos no procedimento 4, realizam-se 1379 estimações das temperaturas aplicando-se como entradas na RNA, as correntes elétricas e as temperaturas ambientes de todo o BD1;
6. De posse dos 1379 resultados de temperaturas, calculam-se 1379 valores de erros, conforme mostra a equação (3.36):

$$Erro^n(^{\circ}C) = |T_{RNA\ com\ 100\%}^n - T_{RNA\ com\ X\%}^n| \quad (3.36)$$

Onde:

- $n$  - número da amostra do BD1;  
 $T_{RNA\ com\ 100\%}$  - temperaturas obtidas pela RNA quando do uso de 100% das amostras do BD1 para a obtenção dos pesos sinápticos;  
 $T_{RNA\ com\ X\%}$  - temperaturas obtidas pela RNA quando do uso de  $X\%$  das amostras do BD1 para a obtenção dos pesos sinápticos;

7. Os procedimentos de 2 a 6 são então repetidos para cada um dos 26 valores de  $X$ ;
8. Feito isto, os procedimentos de 1 a 7 são repetidos por mais 499 vezes. Portanto, ao final desta etapa, têm-se  $1379 \times 500 = 689500$  valores de erros para cada  $X$ .

De posse dos 689500 valores de erros para cada fase dos 26 casos, calculam-se e plotam-se gráficos do erro médio, o erro máximo, e o desvio padrão. Portanto, fazendo-se uso desses três resultados, é possível verificar, quão pior seriam as estimações caso fossem empregadas quantidades menores de amostras do banco de dados. Pelas tendências das curvas, é possível prever se o acréscimo de novas amostras traria ou não melhoras significativas para a estimação das temperaturas.

A comparação entre o modelo térmico e a RNA é realizada com base nos resultados encontrados referentes à precisão, capacidade de generalização e adequação do número de amostras de cada método. Além disso, o desempenho de ambas as técnicas também é testado quanto à qualidade das estimações para um conjunto de correntes elétricas simuladas.

### **3.7 - ANÁLISES DA INFLUÊNCIA DAS COMPONENTES DE SEQUÊNCIA POSITIVA, NEGATIVA E ZERO SOBRE AS TEMPERATURAS DO MIT**

Para execução das análises da influência das componentes de sequência sobre a temperatura do MIT, algumas condições foram estabelecidas:

- Conforme mencionado anteriormente, o banco de dados empregado neste estudo possui uma ampla quantidade de condições de desequilíbrios de tensões, o que torna a análise o mais abrangente possível. Na verdade, para que o maior número de possibilidades fosse empregado nesta pesquisa, optou-se pela utilização de dados oriundos de testes em laboratório e estimações de correntes e temperaturas pelos respectivos modelos;
- Neste estudo, optou-se pela investigação conjunta das correntes e temperaturas. Ressalta-se que, em diversas condições, as temperaturas são estimadas com base nos valores das correntes medidas. Além do mais, é interessante fazer uma análise paralela entre as duas grandezas, já que há uma correlação entre  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ ;
- Com algumas exceções, na apresentação dos resultados, empregam-se somente os valores do BD4. São utilizados, principalmente, os valores máximos das correntes e das temperaturas das três fases, afinal, as maiores agressões decorrem da circulação das mais elevadas correntes;

- Os índices  $VUF_0$  e  $VUF_2$  são empregados em substituição ao  $V_0$  e  $V_2$ , pelo fato deles serem normalizados em função da componente de sequência positiva.

Uma vez estabelecidas as supramencionadas condições, procede-se à apresentação dos resultados das correntes elétricas e temperaturas em função dos valores de  $V_1$ ,  $VUF_0$ ,  $VUF_2$ ,  $\theta_0$  e  $\theta_2$ , considerando-se 7 diferentes etapas:

- Ensaio preliminar para a verificação da temperatura nominal do MIT;
- Análise visual dos gráficos que descrevem o comportamento das correntes e das temperaturas do MIT submetido a desequilíbrios;
- Análise dos valores médios e máximos das correntes e das temperaturas em função de  $VUF_0$  e de  $VUF_2$ ;
- Análise gráfica e numérica da influência de incrementos de 1,33% de  $VUF_0$  ou de  $VUF_2$  nos valores das correntes e das temperaturas do MIT;
- Análise gráfica e numérica da influência de  $V_1$  nos valores médios e máximos das correntes e das temperaturas do MIT;
- Análise gráfica e numérica da influência de incrementos de  $V_1$  nos valores das correntes e das temperaturas do MIT; e
- Avaliação das correntes e das temperaturas do MIT em função de  $\theta_0$  e  $\theta_2$ .

No ensaio preliminar, para verificação da temperatura nominal, o MIT é alimentado por tensões equilibradas e nominais (tensões de fase iguais a 220 V e defasadas entre si de 120° elétricos). As tensões equilibradas são submetidas ao MIT por um período de tempo de 1200 minutos. Para o cálculo do valor nominal de temperatura, considera-se a média dos 1000 minutos finais.

Na análise visual dos gráficos que descrevem o comportamento das correntes e das temperaturas do MIT submetido a desequilíbrios, inicialmente, apresentam-se todos os valores de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  oriundos do BD3 e do BD4. De posse desses resultados, investiga-se de forma qualitativa como se dá o comportamento de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  em função de  $V_1$ ,  $VUF_0$ ,  $VUF_2$ ,  $\theta_0$  e  $\theta_2$ .

Em seguida, são exibidos alguns gráficos e resultados numéricos (valores máximos, médios, variações médias) que permitem uma avaliação do comportamento de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ . Alguns resultados são apresentados em tabelas que mostram a influência de  $VUF_0$  e  $VUF_2$  em função dos valores de  $V_1$ .

A terceira série de análises avalia a influência de  $V_1$  sobre as correntes e temperaturas do MIT. Para tanto, apresentam-se os resultados gráficos e numéricos que descrevem o comportamento de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  em função  $V_1$ .

Ressalta-se que algumas combinações de  $VUF_0$  e  $VUF_2$  não são aplicadas sobre o MIT quando  $V_1$  é igual a 201, 203,5 e 231 V. Dessa forma, quando se têm as mencionadas amplitudes de  $V_1$ , os resultados dos valores médios e das variações médias são submetidos a uma normalização. A seguir, apresentam-se os procedimentos adotados para a normalização do valor médio quando se tem o  $V_1$  igual a 201 V. Para os dois outros valores de  $V_1$ , aplica-se o mesmo procedimento.

1. Para  $V_1 = 201$  V: calculam-se os valores médios de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  para cada combinação de  $VUF_0$  e  $VUF_2$ . Para esse caso, têm-se os seguintes pares de indicadores:  $VUF_0 = VUF_2 = 0\%$ ,  $VUF_0 = VUF_2 = 1,33\%$ ,  $VUF_0 = VUF_2 = 2,66\%$  e  $VUF_0 = VUF_2 = 4\%$ . Suponha que os resultados destas médias sejam iguais a  $X$  (A ou °C);
2. Para  $V_1$  igual a 209, 214,5, 220 e 225,5 V: calculam-se os valores médios de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  para os quatro pares de  $VUF_0$  e  $VUF_2$  apresentados no procedimento 1. Considere que cada uma destas médias seja igual a  $Y^n$  (A ou °C), onde 'n' representa o valor de  $V_1$ ;
3. Para  $V_1$  igual a 209, 214,5, 220 e 225,5 V: calculam-se agora os valores médios de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  para 16 combinações de  $VUF_0$  e  $VUF_2$  obtidas variando-se estes indicadores de

0% a 4%, com passos de 1,33%. Considere que as médias destes valores sejam iguais a  $Z^n$  (A ou °C);

4. Para cada 'n', ou seja, para cada valor de  $V_1$  valendo 209, 214,5, 220 e 225,5 V, calcule-se a relação  $Z^n/Y^n$ . Em seguida, calcule-se o valor médio das 'n' relações. Considere que esse resultado da relação média valha  $R$  (A ou °C);
5. O valor médio normalizado de  $V_1 = 201$  V é o produto  $X \times R$ .

A quarta série de análises constitui investigações sobre a influência dos ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$  em  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ . Inicialmente, apresentam-se os resultados das análises de alguns gráficos com os valores das correntes e temperaturas medidas pelo BD2, ou seja, quando  $V_1 = 220$  V,  $VUF_0 = VUF_2 = 2,66\%$ , e os ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$  variam de  $0^\circ$  a  $360^\circ$ . Em seguida, para uma condição específica de  $\theta_0$  ou  $\theta_2$ , investiga-se a influência de tais ângulos no comportamento de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ .

Na sequência, são realizadas as análises da influência de  $\theta_0$  e  $\theta_2$  com respeito ao BD4. Apresentam-se os resultados dos valores médios dos gradientes em relação a  $VUF_0$  e  $VUF_2$ , e os ângulos que constituem o máximo valor de corrente e temperatura.

Também são apresentados gráficos que mostram as diferenças entre as maiores e as menores amplitudes de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  em função da variação de  $0$  a  $360^\circ$  de  $\theta_0$  e  $\theta_2$ . Tais gráficos permitem observar a influência que  $\theta_0$  e  $\theta_2$  desempenham sobre os valores de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ .

A fim de se comparar a máxima influência que  $\theta_0$  e  $\theta_2$  exercem sobre  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  com relação as outras grandezas que definem o desequilíbrio de tensão, calculam-se também esses valores para  $V_1$ ,  $VUF_0$  e  $VUF_2$  da seguinte forma:

- Para  $V_1$ : para cada combinação de ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$ , e mantendo-se os valores de  $VUF_0$  e  $VUF_2$  fixos em 4%, calcula-se a variação de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  quando  $V_1$  excursiona de 201 para 225,5 V. Ao final, calcula-se a maior variação de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  correspondente a cada combinação dos ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$ . Este valor corresponde à máxima variação da corrente e temperatura em função de  $V_1$  porque o  $VUF_0$  e o  $VUF_2$  exercem a maior

influência possível nas correntes e temperaturas, já que apresentam os valores máximos. Conforme mencionado, não existem valores quando  $V_1 = 231 \text{ V}$  e  $VUF_0 = VUF_2 = 4\%$ ;

- Para  $VUF_0$ : para cada combinação de ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$ , e mantendo-se o  $V_1$  fixo em  $225,5 \text{ V}$  e o  $VUF_2$  em  $4\%$ , calcula-se a variação de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  quando o  $VUF_0$  excursiona de  $0\%$  para  $4\%$ . Ao final, calcula-se a maior variação de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  correspondente a cada combinação dos ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$ . Este valor corresponde à máxima variação da corrente e temperatura em função de  $VUF_0$  porque o  $VUF_2$  e o  $V_1$  exercem a maior influência possível nas correntes e temperaturas, já que apresentam os valores máximos;
- Para  $VUF_2$ : a influência desta grandeza é calculada de forma análoga à de  $VUF_0$ . Na explicação anterior basta apenas trocar a palavra  $VUF_0$  por  $VUF_2$  e vice-versa.

Ao final dos três procedimentos listados acima, têm-se as máximas influências exercidas por  $V_1$ ,  $VUF_0$ ,  $VUF_2$  e os ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$  em conjunto. Então, por meio de uma tabela, compara-se quantitativamente a influência de cada uma das mencionadas grandezas sobre  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ .

### 3.8 - CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo apresentaram-se a infraestrutura laboratorial e os procedimentos que serão adotados para a obtenção dos resultados do Capítulo 4. Os procedimentos envolve o modelo térmico, a RNA e as análises da influência das componentes de sequência positiva, negativa e zero sobre as temperaturas do MIT.

Para a realização deste trabalho foi necessária a criação de quatro banco de dados. O BD1 e BD2 possuem quantidade reduzida de desequilíbrios de tensão, pois nesses casos, o motor permanece em cada condição por um período de tempo suficiente para que o equilíbrio térmico seja alcançado. No BD3, há um grande número de condições a serem impostas ao MIT, mas não se tem o equilíbrio térmico. Por último, o BD4 é constituído de aproximadamente 2,6 milhões de valores de correntes e temperaturas, contudo, os seus resultados são obtidos computacionalmente.

Em seguida, o modelo térmico foi descrito detalhadamente, o que permitiu a obtenção das equações matemáticas que o regem. Por conseguinte, apresentaram-se os procedimentos que, fazendo uso do BD1, permitem estimar os coeficientes ou parâmetros dos modelos elétrico e térmico.

Por fim, elaboraram-se metodologias para verificar e comparar a qualidade das aproximações das temperaturas inerentes ao modelo térmico e à RNA. Baseando-se nos resultados, apenas uma das duas técnicas de estimação da temperatura será empregada no Capítulo 4, quando das análises da influência das componentes de sequência positiva, negativa e zero sobre as temperaturas do MIT.

## 4 - RESULTADOS

### 4.1 - CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Este capítulo apresenta os resultados e as análises obtidos com a execução dos procedimentos descritos nas seções 3.3 a 3.7. Inicialmente, aborda-se o comportamento dos fasores de tensões de fase e de linha em função das componentes simétricas. Em seguida, têm-se os resultados acerca do modelo térmico e da rede neural artificial. Por fim, exibem-se as investigações das influências das componentes de sequência positiva, negativa e zero sobre as temperaturas nos enrolamentos do estator do MIT.

### 4.2 - COMPORTAMENTO DOS FASORES DAS TENSÕES EM FUNÇÃO DAS COMPONENTES SIMÉTRICAS

Nesta seção, são exibidos os resultados de uma investigação do comportamento das tensões de linha e de fase de um sistema de alimentação de sequência direta, frente a variação das componentes simétricas. Para esta análise, optou-se por elevados níveis de desequilíbrios com o intuito de facilitar a visualização gráfica dos fasores de tensões. A componente de sequência positiva é adotada como base, ou seja,  $V_1 = 1$  pu.

A Figura 4.1 apresenta os fasores de tensões de fase e de linha de um sistema de alimentação quando o  $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$  e tem-se  $CVUF_0 = 0\% \angle 0^\circ$  ou  $CVUF_0 = 20\% \angle 0^\circ$ .

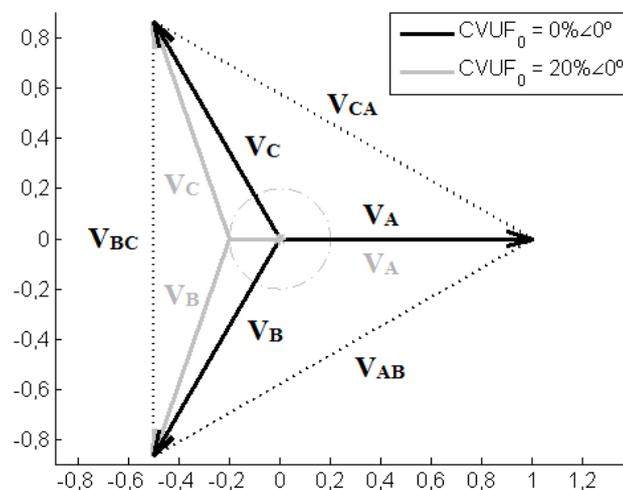


Figura 4.1 - Tensões de fase e de linha para situações onde o  $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$  e tem-se  $CVUF_0 = 0\% \angle 0^\circ$  ou  $CVUF_0 = 20\% \angle 0^\circ$ .

Da Figura 4.1 observa-se que, para a condição onde  $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$  e  $CVUF_0 = 0\% \angle 0^\circ$ , as tensões de fase e de linha são equilibradas, ou seja, elas estão defasadas entre si de  $120^\circ$  e têm módulos iguais a 1 pu. As tensões de linha formam um triângulo equilátero cujos lados são iguais à componente de sequência positiva, ou seja,  $V_{AB}$ ,  $V_{BC}$  e  $V_{CA}$  são iguais a 1 pu.

Para a condição onde  $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$  e  $CVUF_0 = 20\% \angle 0^\circ$ , verifica-se que as tensões de fase possuem módulos diferentes entre si, embora o sistema apresente  $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$ . As tensões de linha permanecem equilibradas, ou seja, com módulos iguais e defasadas entre si de  $120^\circ$ .

Caso somente as tensões de linha sejam empregadas nos cálculos dos indicadores para a condição onde  $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$  e  $CVUF_0 = 20\% \angle 0^\circ$ , os indicadores relacionados à componente de sequência zero ( $CVUF_0$  e  $VUF_0$ ) serão iguais a zero, apesar da existência do desequilíbrio observado nas tensões de fase.

A Figura 4.2 exibe os fasores para as condições onde  $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$  e tem-se  $CVUF_0 = 20\% \angle 0^\circ$  ou  $CVUF_0 = 20\% \angle 45^\circ$ .

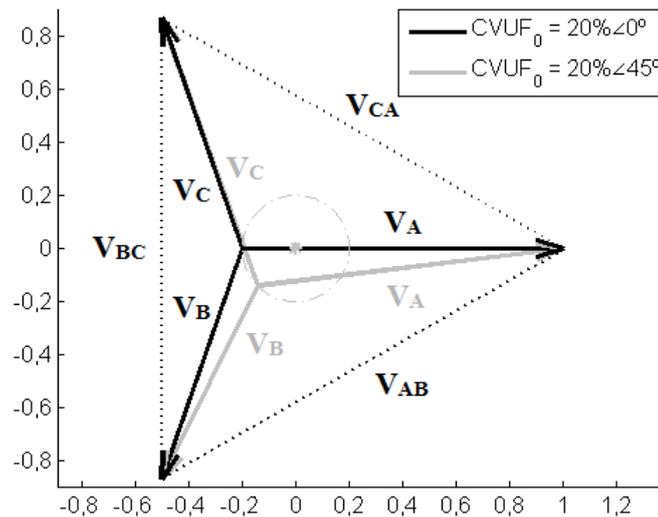


Figura 4.2 - Tensões de fase e de linha para situações onde  $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$  com  $CVUF_0 = 20\% \angle 0^\circ$  ou  $CVUF_0 = 20\% \angle 45^\circ$ .

Na Figura 4.2, a circunferência representa o lugar geométrico dos pontos de neutro quando o  $VUF_0 = 20\%$ . Para  $CVUF_0 = 20\% \angle 0^\circ$ , o ponto de neutro está sobre a reta que forma um ângulo de  $180^\circ$  com o eixo X. Entretanto, para  $CVUF_0 = 20\% \angle 45^\circ$ , o ponto de neutro

encontra-se sobre a circunferência, pois  $VUF_0 = 20\%$ , e a  $225^\circ$  do eixo das abscissas. Com isso, nota-se que a posição do ponto de neutro é definida pelas coordenadas polares de  $CVUF_0$ , onde seu módulo é o raio da circunferência que caracteriza o lugar geométrico das possíveis posições do neutro, e o seu ângulo permite a identificação exata da posição do neutro, o qual tem sua origem no ponto  $\theta_0 + 180^\circ$ .

Ainda na Figura 4.2 verifica-se, para as duas condições em avaliação, que apesar de se constatar a existência de desequilíbrio nas tensões de fase, o triângulo formado pelas tensões de linha é equilátero, como ocorreu na Figura 4.1. Isto acontece porque novamente a componente de sequência negativa é nula. Para que as tensões de linha tenham módulos iguais entre si, basta que a componente de sequência negativa seja igual a zero. Logo, há inúmeras combinações de tensões de fase que conduzem a um triângulo equilátero formado pelas tensões de linha. Nestes casos, a quantificação do desequilíbrio com base somente na utilização das tensões de linha, culmina na desconsideração dos possíveis efeitos causados pela componente de sequência zero.

A Figura 4.3 ilustra os fasores correspondentes às combinações de tensões de fase onde  $CVUF_0 = 0\% \angle 0^\circ$  e tem-se  $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$ ,  $CVUF_2 = 40\% \angle 0^\circ$  e  $CVUF_2 = 40\% \angle 60^\circ$ .

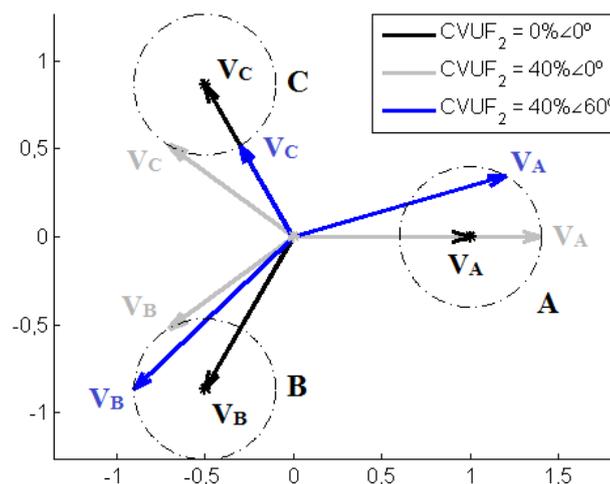


Figura 4.3 - Comportamento das tensões de fase para  $CVUF_0 = 0\% \angle 0^\circ$  com  $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$ ,  $CVUF_2 = 40\% \angle 0^\circ$  e  $CVUF_2 = 40\% \angle 60^\circ$ .

Na Figura 4.3, tem-se em preto, um conjunto equilibrado de fasores de tensões para a condição onde  $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$  e  $CVUF_0 = 0\% \angle 0^\circ$ . Como a componente de sequência zero é nula, o ponto de neutro situa-se na origem do plano cartesiano.

Nota-se ainda da Figura 4.3 a existência de três circunferências relativas a cada fase. Elas são formadas ao se fixar  $VUF_2 = 40\%$  e variar o  $\theta_2$ . Os centros das circunferências estão localizados nos pontos  $(1;0)$ ,  $(-1/2 ; -\sqrt{3}/2)$  e  $(-1/2 ; \sqrt{3}/2)$ , para as fases A, B e C respectivamente. Os pontos centrais independem dos valores de  $CVUF_2$  e  $CVUF_0$ .

Os fasores das tensões de linha são obtidos com base no módulo e no ângulo do  $CVUF_2$ , os quais determinam os três sistemas polares cujas origens encontram-se nos centros das circunferências das fases A, B e C. Como a componente negativa apresenta sequência de fase inversa, os ângulos das circunferências A, B e C são obtidos pela soma de  $\theta_2$  com  $0^\circ$ ,  $120^\circ$  e  $-120^\circ$ , respectivamente.

Para  $CVUF_2 = 40\% \angle 0^\circ$ , têm-se as extremidades dos fasores de tensões das fases A, B e C localizadas sobre as circunferências em  $0^\circ$ ,  $120^\circ$  e  $-120^\circ$  respectivamente. Para  $CVUF_2 = 40\% \angle 60^\circ$ , as extremidades destes fasores encontram-se em  $60^\circ$ ,  $180^\circ$ , e  $-60^\circ$ , respectivamente.

A Figura 4.4 exhibe os fasores de tensões de linha para as três condições mostradas na Figura 4.3.

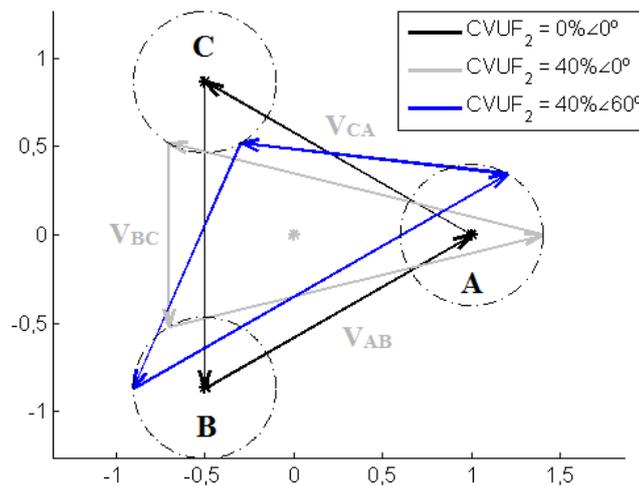


Figura 4.4 - Comportamento das tensões de linha para  $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$ ,  $CVUF_2 = 40\% \angle 0^\circ$  ou  $CVUF_2 = 40\% \angle 60^\circ$ .

Da Figura 4.4 observa-se que as tensões de linha podem ser identificadas para todas as condições em estudo, com base na união das extremidades dos respectivos fasores das tensões de fase. Para as condições onde  $CVUF_2 = 0\% \angle 0^\circ$ , os fasores das tensões de linha constituem um triângulo equilátero. Entretanto, para  $CVUF_2 = 40\% \angle 0^\circ$  e

para  $CVUF_2 = 40\% \angle 60^\circ$ , observa-se a formação de triângulos com tensões de linha com módulos diferentes entre si, ou seja, para  $CVUF_2 \neq 0$ , as tensões de linha encontram-se desequilibradas entre si.

A Figura 4.5 apresenta um conjunto de tensões de fase e de linha onde  $CVUF_0 = 20\% \angle 45^\circ$  e tem-se  $CVUF_2 = 20\% \angle 60^\circ$  ou  $CVUF_2 = 40\% \angle 60^\circ$ .

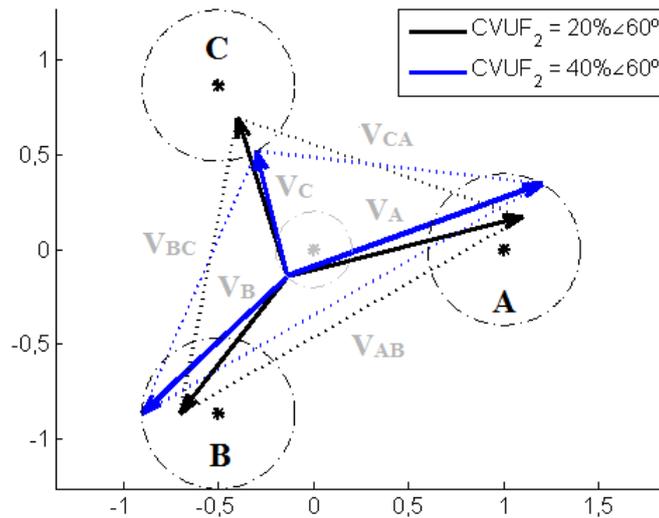


Figura 4.5 - Tensões de linha e de fase para  $CVUF_0 = 20\% \angle 45^\circ$  com  $CVUF_2 = 20\% \angle 60^\circ$  ou  $CVUF_2 = 40\% \angle 60^\circ$ .

Na Figura 4.5, o  $CVUF_0 = 20\% \angle 45^\circ$  determina a posição do ponto de neutro, que neste caso, encontra-se sobre a circunferência cinza, a  $225^\circ$  do eixo X. Para a condição onde o  $CVUF_2 = 40\% \angle 60^\circ$ , os vetores das tensões de fase têm origem no ponto de neutro e extremidades localizadas sobre as circunferências pretas de raio  $VUF_2/100 = 0,4$  pu, com ângulos de  $60^\circ$ ,  $180^\circ$  e  $300^\circ$ , para as fases A, B e C respectivamente. Aplicando-se este mesmo raciocínio para a condição onde  $CVUF_2 = 20\% \angle 60^\circ$ , obtêm-se as tensões de fase e de linha para este caso.

Quanto menor a componente de sequência negativa, mais próximo o triângulo formado pelas tensões de linha será de um equilátero, independente do ângulo  $\theta_2$ . As tensões de linha estão diretamente relacionadas à componente de sequência negativa. Se o módulo do  $CVUF_2$  é diferente de zero, as tensões de linha encontram-se desequilibradas, e por consequência, as tensões de fase também estarão desequilibradas. Contudo, há condições onde as tensões de linha são equilibradas e as tensões de fase são desequilibradas ( $VUF_0 \neq 0$  e  $VUF_2 = 0$ ).

Destas análises, conclui-se que a componente de sequência zero viabiliza a identificação da posição do ponto de neutro. O seu emprego em conjunto com as componentes de sequência positiva e negativa, torna possível a obtenção das tensões de fase. Caso o  $VUF_0$  não seja exigido em documentos normativos, a parcela do desequilíbrio de tensão oriundo da componente de sequência zero estará sendo negligenciada.

### 4.3 - ANÁLISES DO MODELO TÉRMICO E DA RNA

A seguir, serão apresentados os resultados da aplicação dos procedimentos adotados para se obter o modelo térmico e a RNA, os quais permitirão a identificação da temperatura do MIT quando o mesmo for submetido a um conjunto de tensões desequilibradas.

Nas análises efetuadas, são tomados somente os valores obtidos em regime permanente e em equilíbrio térmico. Por esta razão, somente os 45 segundos finais de cada condição de desequilíbrio que pertence ao BD1 são computados para a obtenção dos resultados. Considerando-se que as leituras do sistema de aquisição são realizadas a cada 3 segundos, em cada amostra do BD1, têm-se as médias das 15 últimas leituras do sistema de aquisição. As Figuras 4.6 e 4.7 mostram, respectivamente, as correntes do estator do MIT nas três fases e as suas respectivas temperaturas.

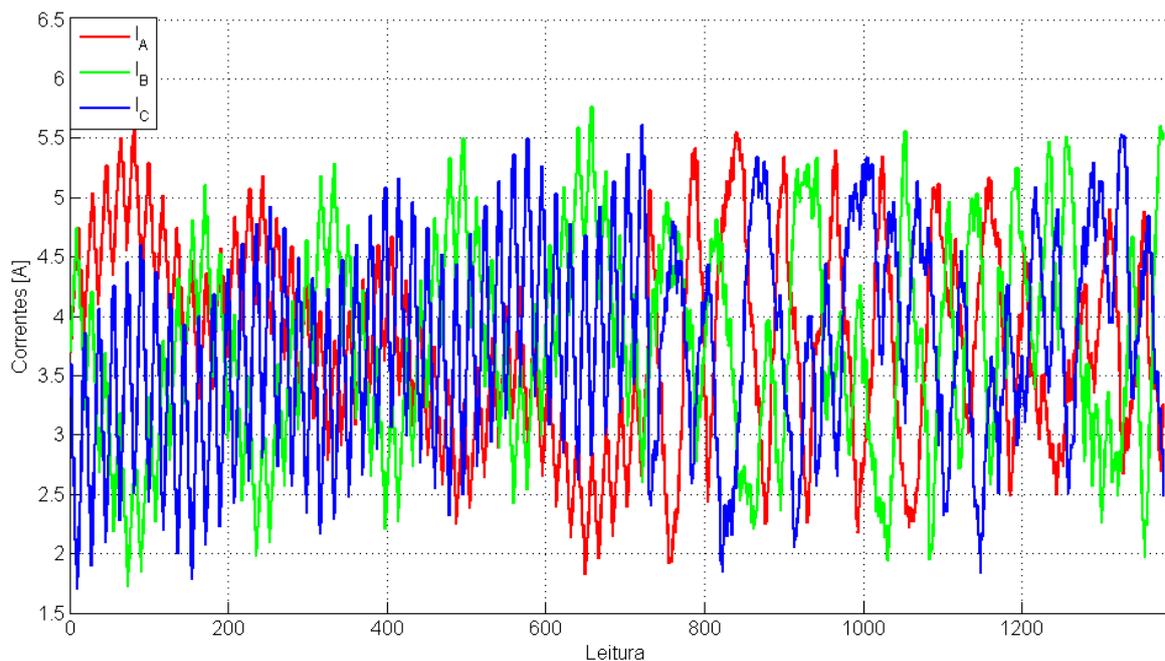


Figura 4.6 - Correntes do estator do MIT nas três fases decorrentes da aplicação do BD1.

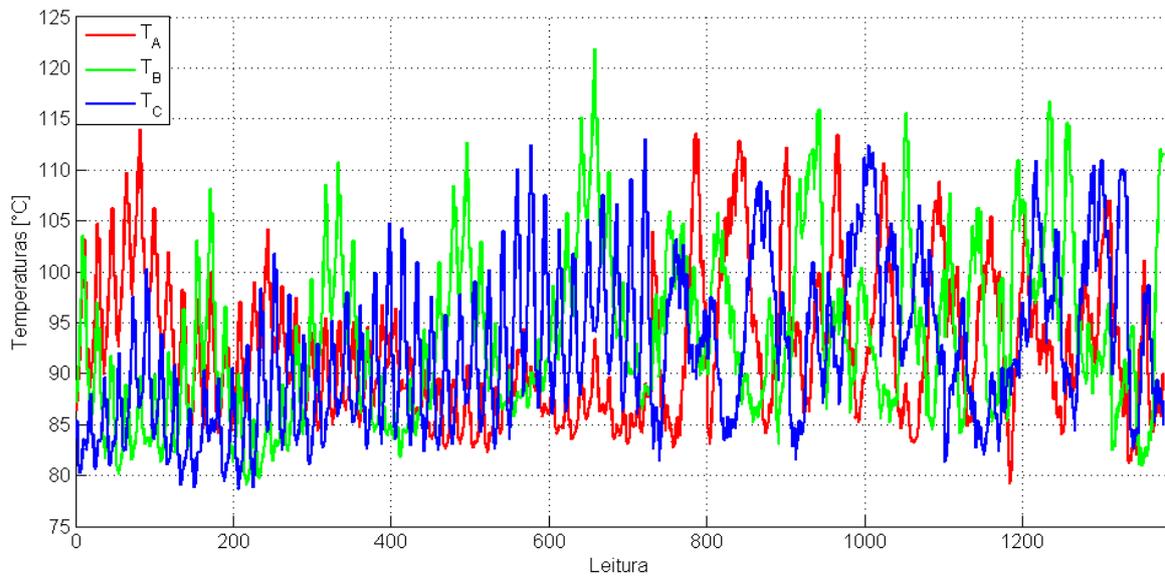


Figura 4.7 - Temperaturas do estator do MIT nas três fases decorrentes da aplicação do BD1.

Verifica-se pelos resultados das Figuras 4.6 e 4.7 que, nos ensaios em laboratório, as correntes nas fases dos enrolamentos do estator variam de 1,71 a 5,76 A (48% e 162% da corrente nominal), enquanto que as temperaturas variam de 78,66 a 121,86 °C (96% e 149% da temperatura nominal\*). A corrente média é de 3,73 A e a temperatura média é de 92,44 °C.

Visualmente, nota-se que a partir da leitura 729, há uma alteração no comportamento das temperaturas e das correntes medidas. Isso se justifica pelo fato de que até este momento, têm-se os dados do BD1<sub>A</sub>. Após esta etapa, têm-se os valores referentes ao BD1<sub>B</sub>. Ressalta-se que as diferenças entre estes comportamentos eram esperadas, uma vez que o BD1<sub>A</sub> e o BD1<sub>B</sub> possuem lógicas diferentes para a obtenção das condições de desequilíbrios que os constituem. Observa-se também uma forte tendência das temperaturas em acompanhar o comportamento das correntes elétricas que circulam pelos enrolamentos do estator.

Com base nos procedimentos descritos na seção 3.6, o Apêndice C apresenta uma análise individual detalhada com relação à capacidade do modelo térmico e da RNA em representar as temperaturas. Os resultados obtidos, relativos à capacidade de generalização e de aproximação, quando do emprego de ambas as técnicas, são resumidos nas Tabelas 4.1 e 4.2, respectivamente.

\* Os resultados que permitem obter a temperatura nominal do MIT são abordados na seção 4.4.1. Neste caso consideração a temperatura nominal nos enrolamentos do estator de 81,6 °C, para uma temperatura ambiente de 25 °C.

Tabela 4.1 - Resultados estatísticos para se verificar a capacidade de generalização - capacidade de 80% das amostras do BD1 em representar os 20% remanescentes.

Análise	Modelo Térmico (°C)	RNA (°C)
Erro médio	0,806	0,698
Máximo erro	3,637	33,764
Desvio padrão	0,564	0,550

Tabela 4.2 - Diferenças entre os valores das temperaturas lidas e aproximadas empregando-se 100% do BD1.

Análise	Modelo Térmico (°C)	RNA (°C)
Erro médio de $T_A$	0,784	0,580
Erro médio de $T_B$	0,788	0,590
Erro médio de $T_C$	0,793	0,604
Erro médio conjunto de $T_A$ , $T_B$ e $T_C$	0,788	0,591
Erro médio de $T_{MAX}$	0,835	0,604
Desvio padrão de $T_A$	0,564	0,484
Desvio padrão de $T_B$	0,578	0,489
Desvio padrão de $T_C$	0,578	0,490
Desvio padrão conjunto de $T_A$ , $T_B$ e $T_C$	0,573	0,489
Desvio padrão conjunto de $T_{MAX}$	0,603	0,498

Considerando os valores apresentados nas Tabelas 4.1 e 4.2, verifica-se que o modelo térmico e a RNA apresentaram desempenho semelhantes com relação à capacidade de aproximar as temperaturas aos valores lidos, sendo os resultados da RNA ligeiramente melhores.

Pela segunda linha da Tabela 4.1 observa-se que o máximo erro proporcionado pela RNA foi elevado (33,764 °C). Este comportamento pode ser mais bem compreendido com base nas investigações realizadas no Apêndice C, e se deve à susceptibilidade da RNA com a escolha dos pesos sinápticos iniciais, os quais são aleatórios. Como os valores apresentados são inerentes a resultados estatísticos, uma única aproximação mal sucedida fará com que o erro máximo seja elevado.

A fim de se comparar o desempenho entre o modelo térmico e a RNA em um caso prático, tem-se na Figura 4.8 a apresentação de uma simulação de correntes geradas pelo MIT. Na Figura 4.9, encontram-se as respectivas temperaturas estimadas por ambas as técnicas. Neste caso, considera-se a temperatura ambiente constante em 25 °C.

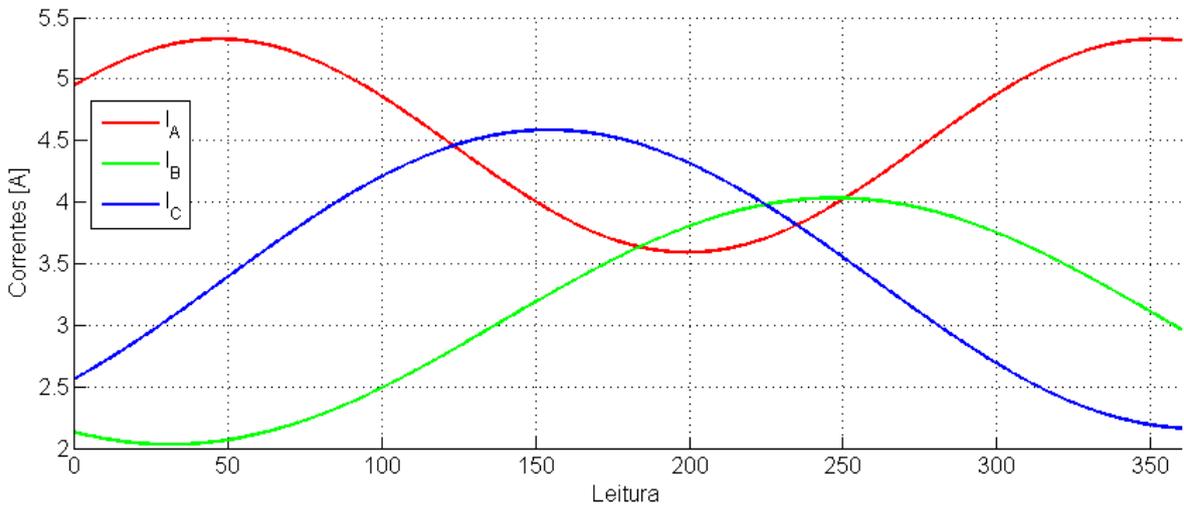


Figura 4.8 - Exemplo simulado de correntes nos enrolamentos do estator do MIT.

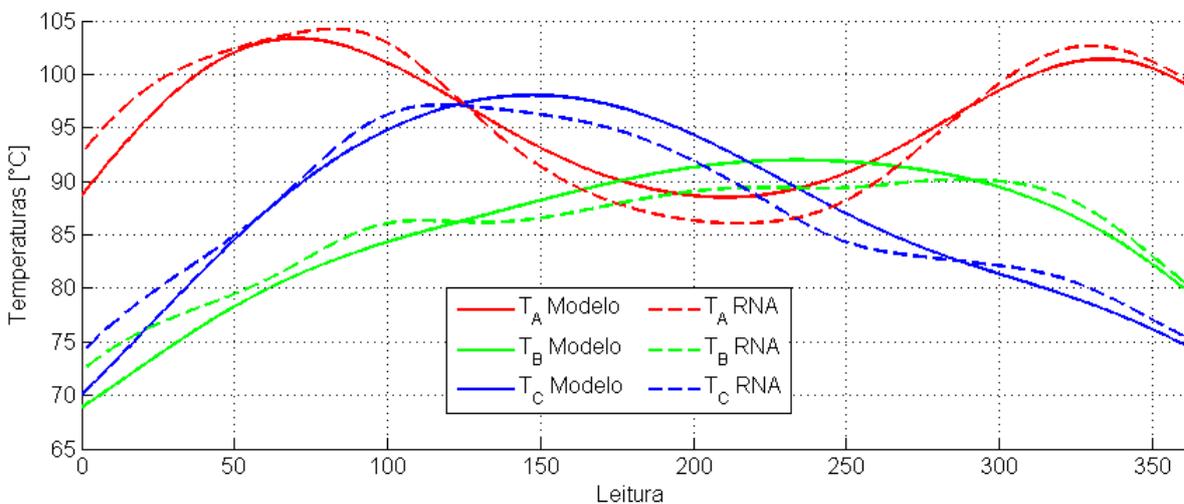


Figura 4.9 - Estimação das temperaturas pelo modelo térmico e pela RNA em função das correntes simuladas.

É possível notar pela Figura 4.9, que o modelo térmico resulta em aproximações mais condizentes com as curvas das correntes elétricas, pois as temperaturas da RNA apresentam oscilações. Tais oscilações são decorrentes da capacidade da RNA de capturar a essência dos valores do treinamento, inclusive suas perturbações. Como o modelo térmico é regido por expressões matemáticas, as perturbações nas correntes utilizadas para a estimação dos coeficientes não são repercutidas nos valores de temperaturas calculados.

Portanto, para a avaliação da influência das componentes de sequência sobre as temperaturas do MIT, opta-se pelo emprego do modelo térmico do MIT como técnica de estimação das temperaturas.

#### 4.4 - ANÁLISES DA INFLUÊNCIA DAS COMPONENTES DE SEQUÊNCIA POSITIVA, NEGATIVA E ZERO SOBRE AS TEMPERATURAS DO MIT

##### 4.4.1 - Ensaio preliminar para verificação da temperatura nominal do MIT

A Figura 4.10 apresenta as temperaturas nas três fases quando o MIT em teste é alimentado por tensões de fase equilibradas e nominais, ou seja, 220 V. Na Figura 4.11, é exibido o comportamento da temperatura ambiente.

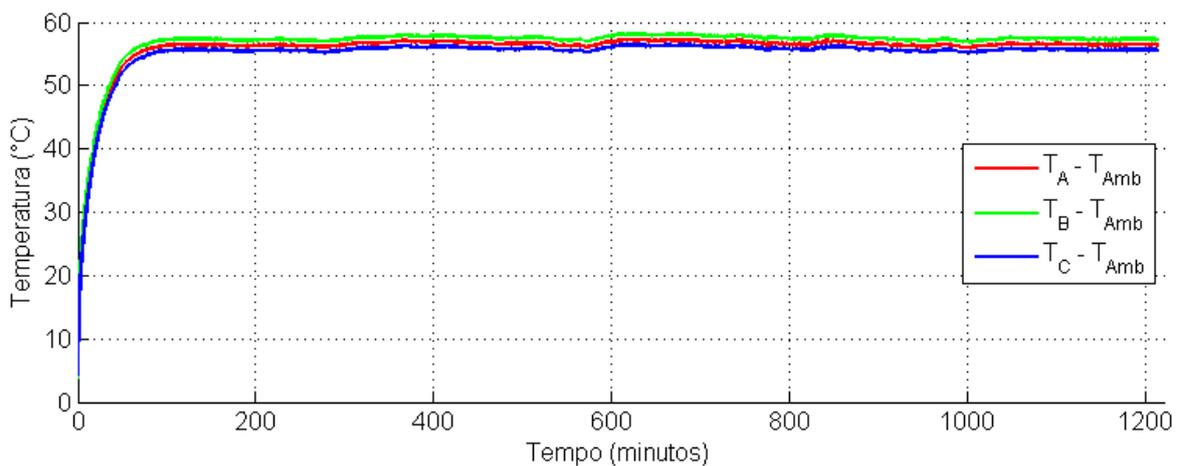


Figura 4.10 - Temperaturas nos enrolamentos do estator do MIT para a condição equilibrada e nominal.

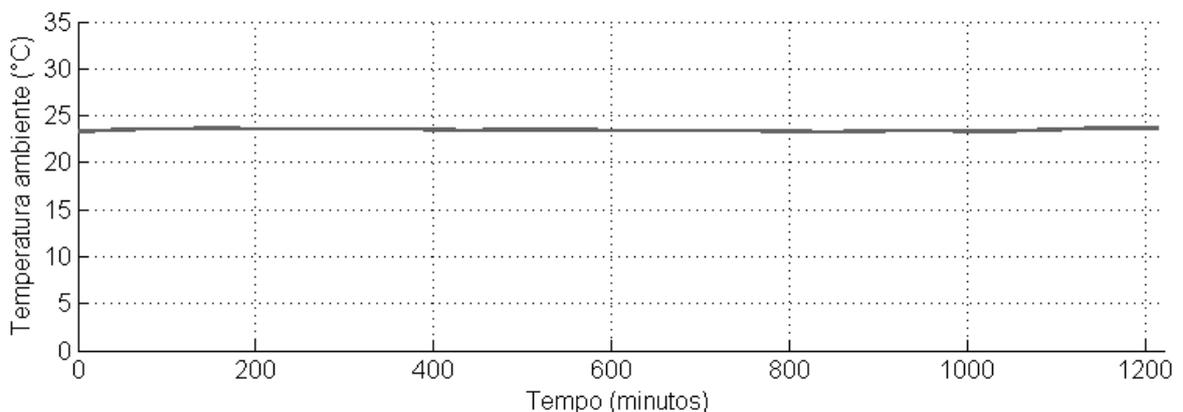


Figura 4.11 - Temperatura ambiente do ensaio com tensões equilibradas e nominais.

Para o cálculo da temperatura nominal do motor, computa-se a média dos 1000 minutos finais. Fazendo isso, tem-se a média de 80,1 °C para as temperaturas nas três fases e 23,5 °C para a temperatura ambiente. Portanto, admitindo que a temperatura ambiente seja de 25 °C, neste estudo considera-se que a temperatura nominal dos enrolamentos do estator do MIT é de  $80,1 + (25 - 23,5) = 81,6$  °C.

#### **4.4.2 - Apresentação dos resultados das correntes elétricas e das temperaturas em função de $VUF_0$ , $VUF_2$ , $V_1$ , $\theta_0$ e $\theta_2$**

As Figuras 4.12 a 4.18 exibem, em função do  $VUF_0$  e  $VUF_2$ , os valores das máximas correntes entre as fases para cada condição de desequilíbrio de tensão do BD3 e do BD4. Em seguida, têm-se as Figuras 4.19 a 4.25, que apresentam os valores das máximas temperaturas entre as fases. Cada Figura possui um valor de  $V_1$  fixo. Em cada gráfico,  $\theta_0$  e  $\theta_2$  variam de 0° a 360° ao longo dos eixos X e Y, respectivamente.

Os pontos em preto nas Figuras 4.12 a 4.18 correspondem às correntes elétricas medidas (tensões de fase na faixa de 201 a 231 V), os demais valores são oriundos das estimativas obtidas conforme procedimento descrito na seção 3.5. Da mesma forma, os pontos em preto das Figuras 4.19 a 4.25, correspondem às temperaturas estimadas com base no emprego das correntes elétricas medidas, enquanto que os valores restantes correspondem às temperaturas estimadas com base no emprego das correntes elétricas estimadas.

Há figuras em que não se têm os comportamentos das correntes e das temperaturas para determinados valores de  $VUF_0$  e  $VUF_2$ . A ausência de dados para certas condições se deve aos limites mínimo e máximo de tensões que foram estabelecidos para não se danificar a máquina em teste.

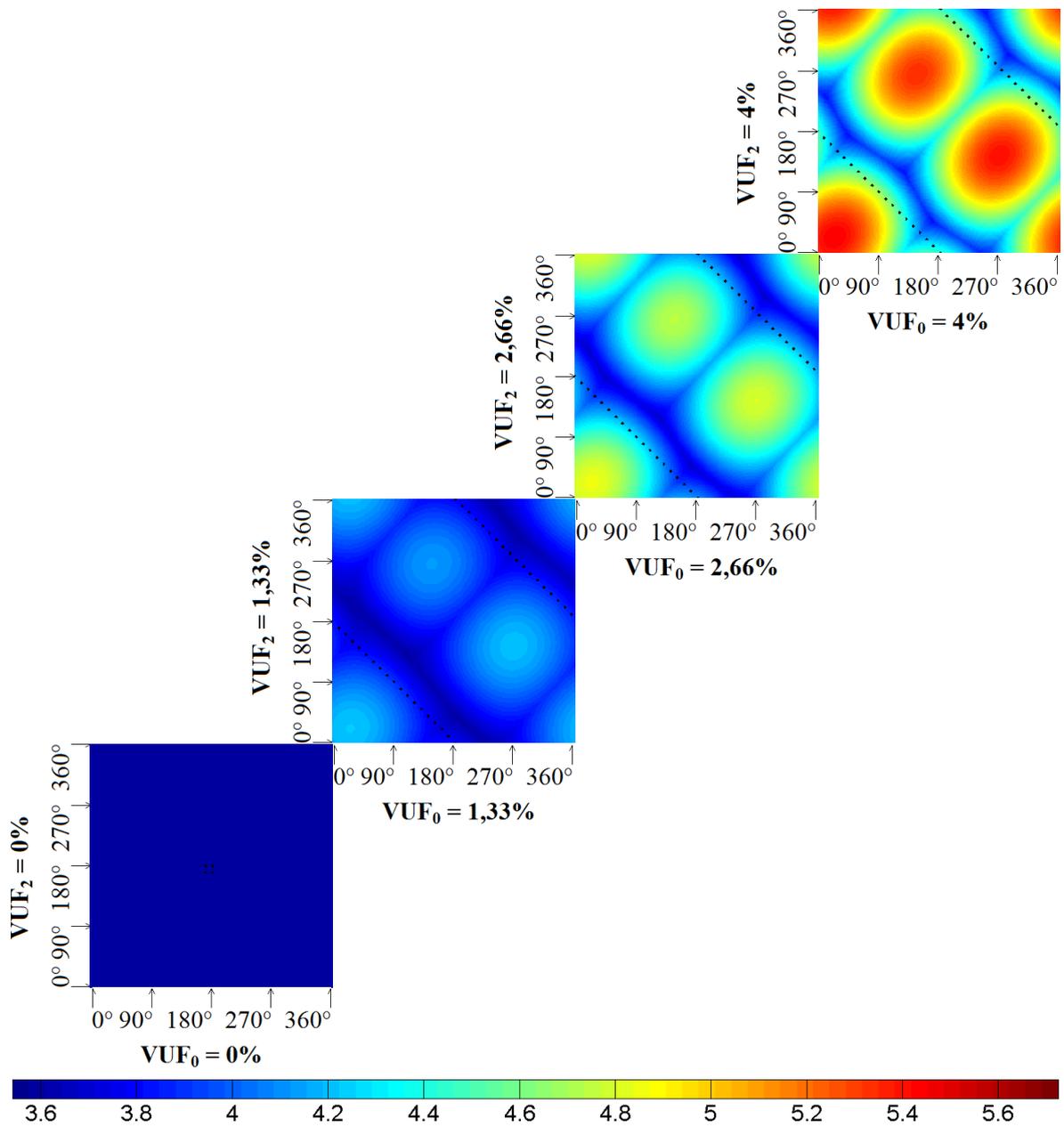


Figura 4.12 - Comportamento de  $I_{MAX}$  para  $V_I = 201$  V.

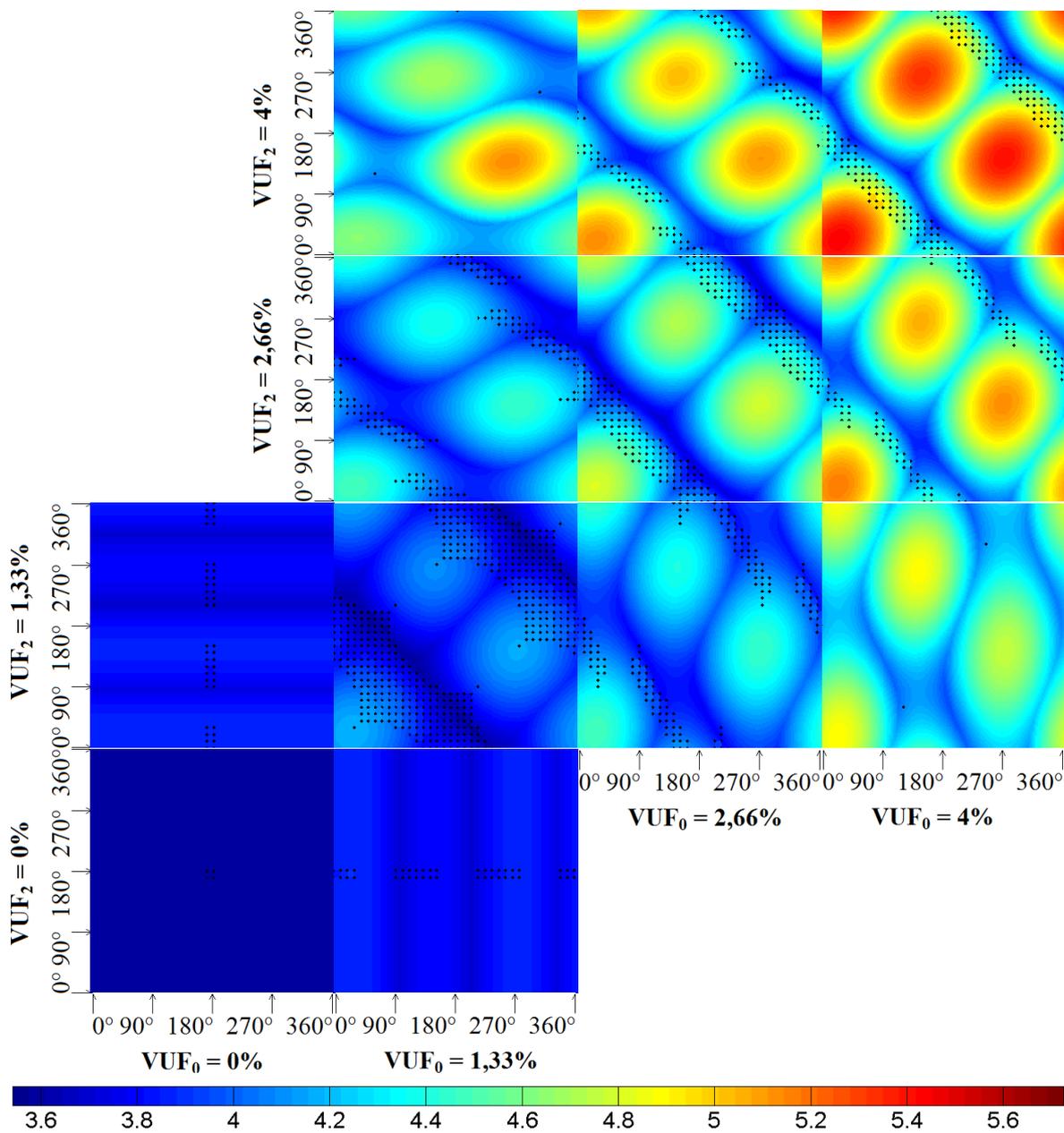


Figura 4.13 - Comportamento de  $I_{MAX}$  para  $V_I = 203,5 \text{ V}$ .

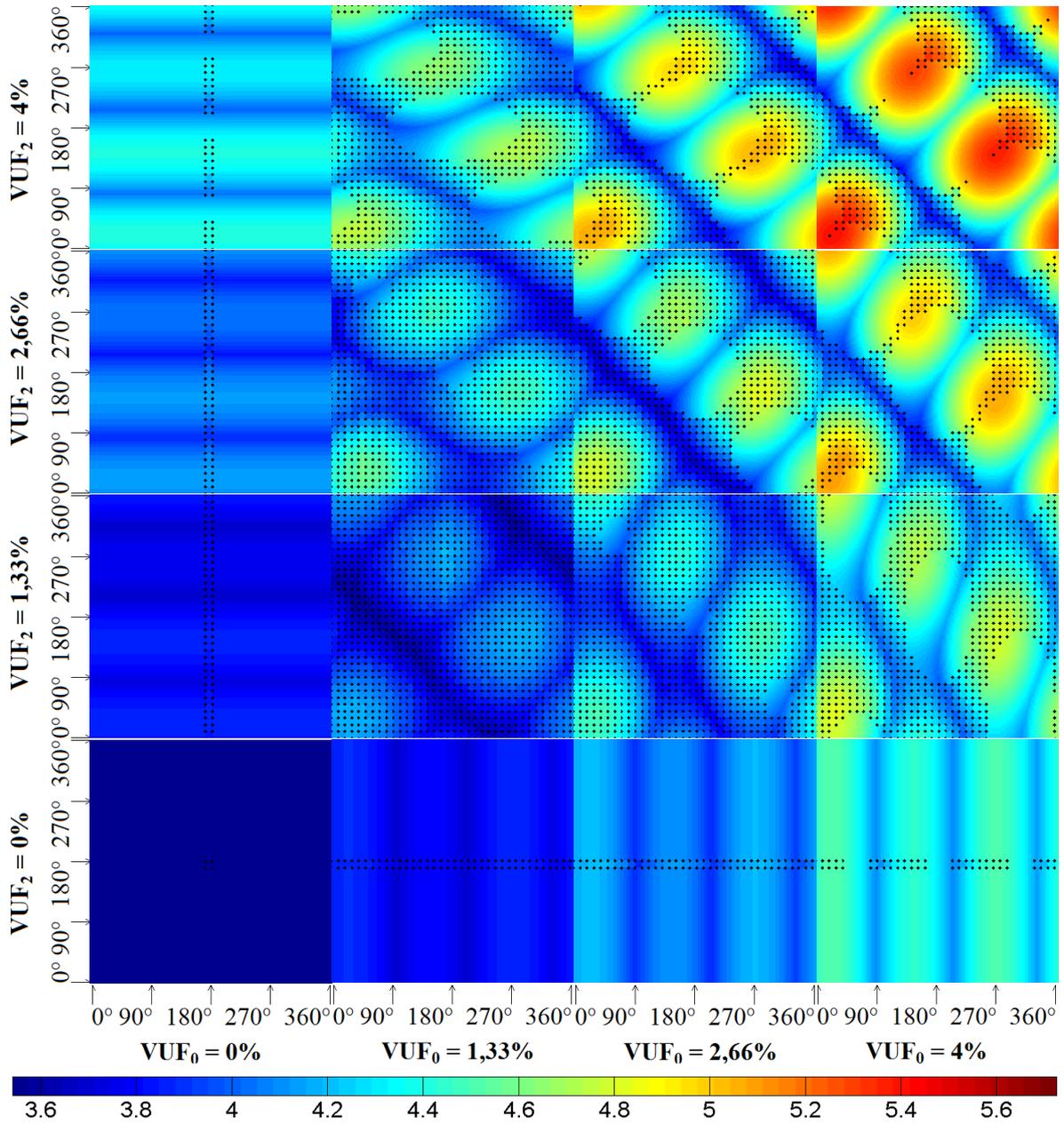


Figura 4.14 - Comportamento de  $I_{MAX}$  para  $V_I = 209$  V.

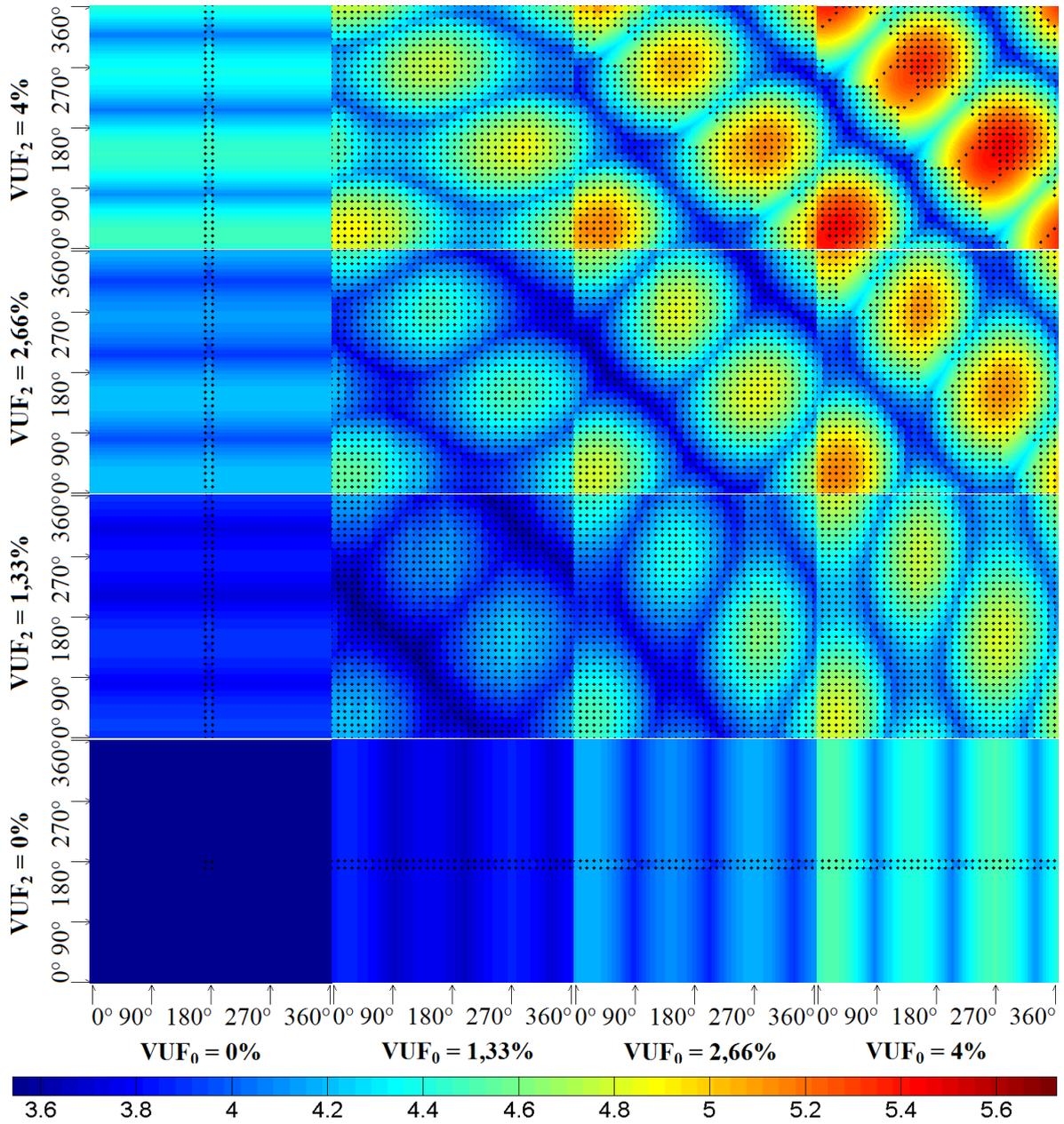


Figura 4.15 - Comportamento de  $I_{MAX}$  para  $V_I = 214,5$  V.

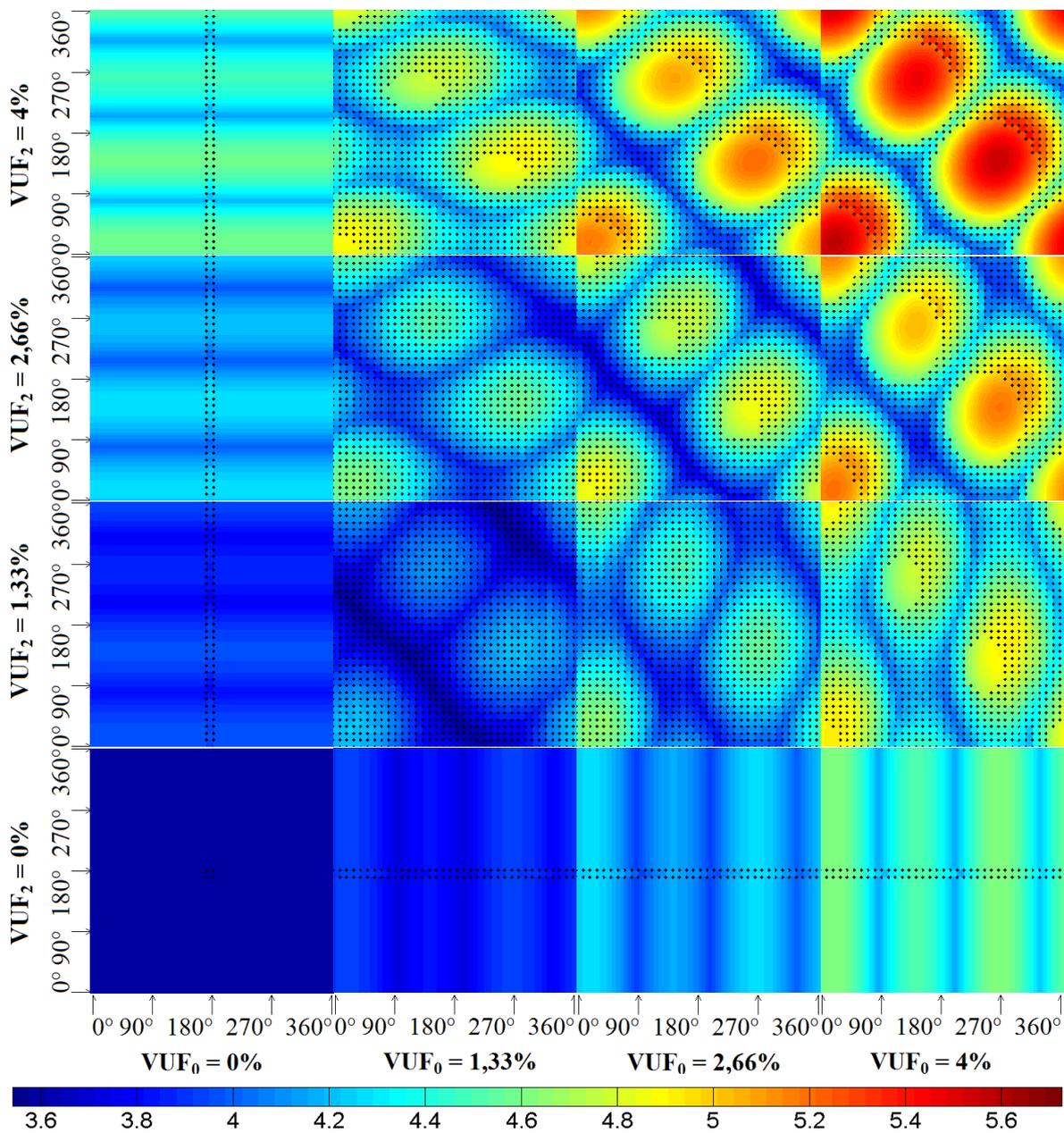


Figura 4.16 - Comportamento de  $I_{MAX}$  para  $V_I = 220$  V.

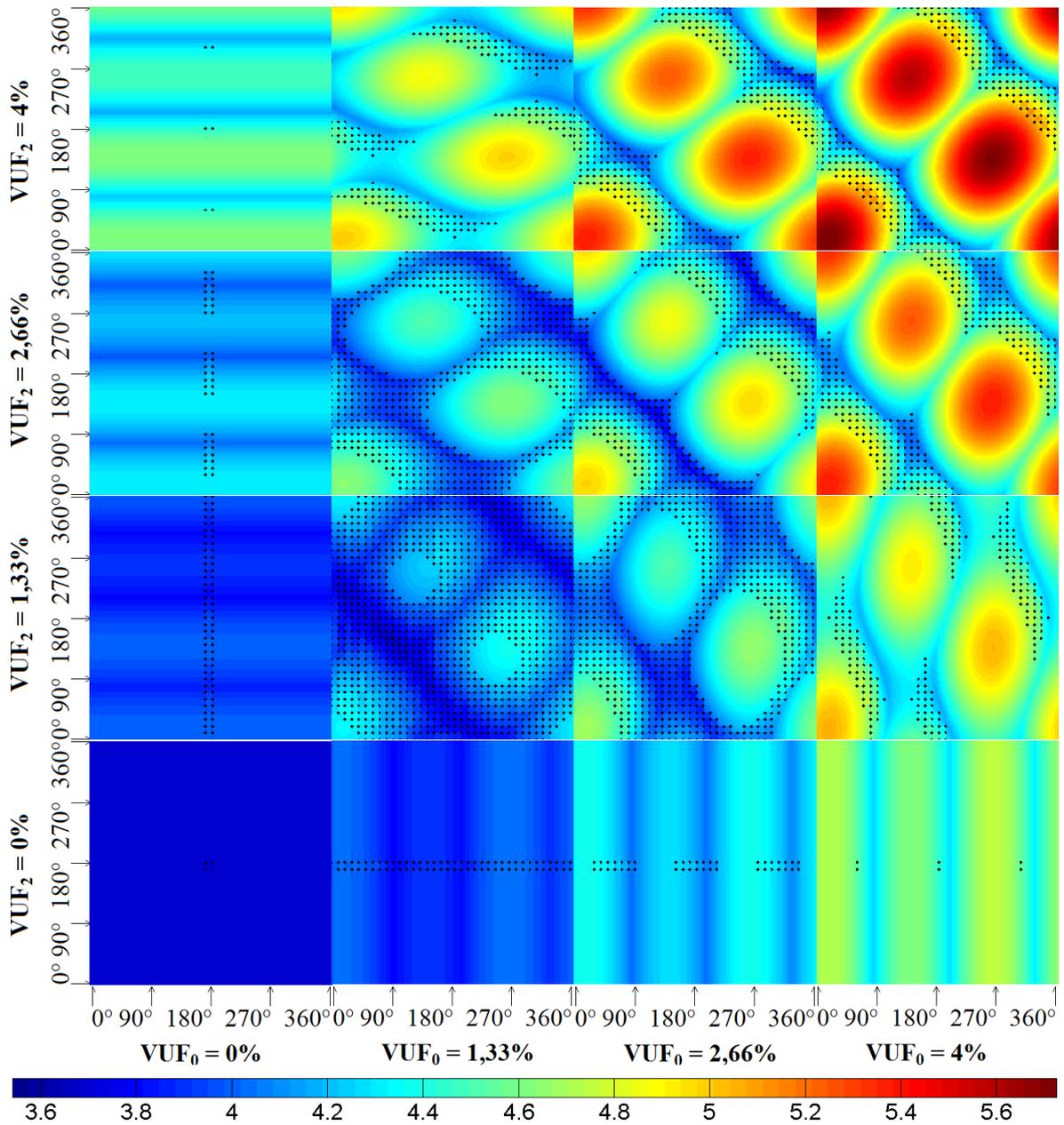


Figura 4.17 - Comportamento de  $I_{MAX}$  para  $V_I = 225,5$  V.

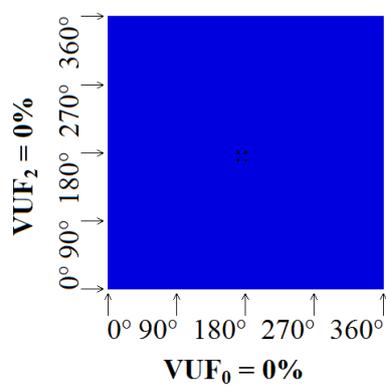


Figura 4.18 - Comportamento de  $I_{MAX}$  para  $V_I = 231$  V.

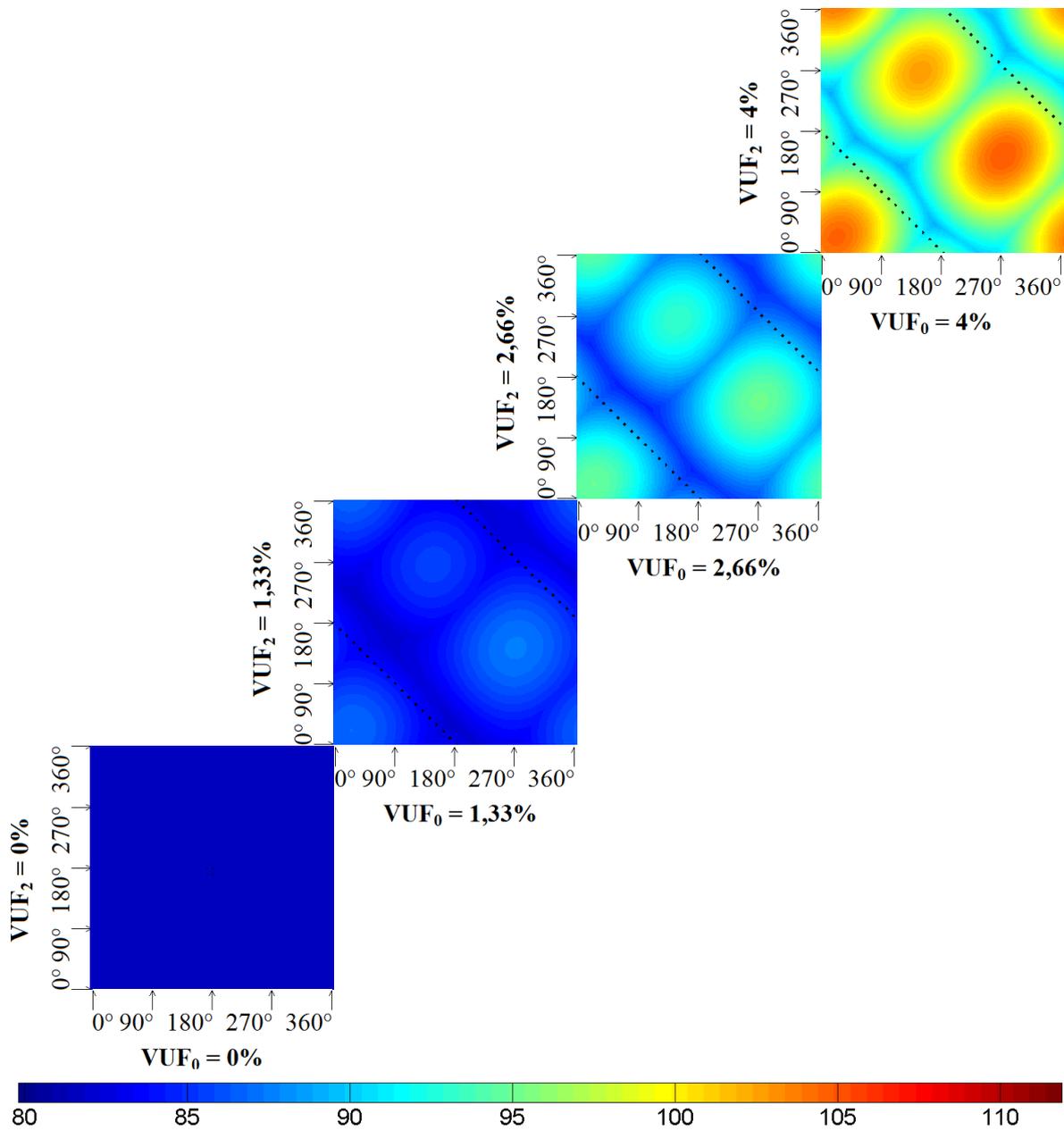


Figura 4.19 - Comportamento de  $T_{MAX}$  para  $V_I = 201$  V.

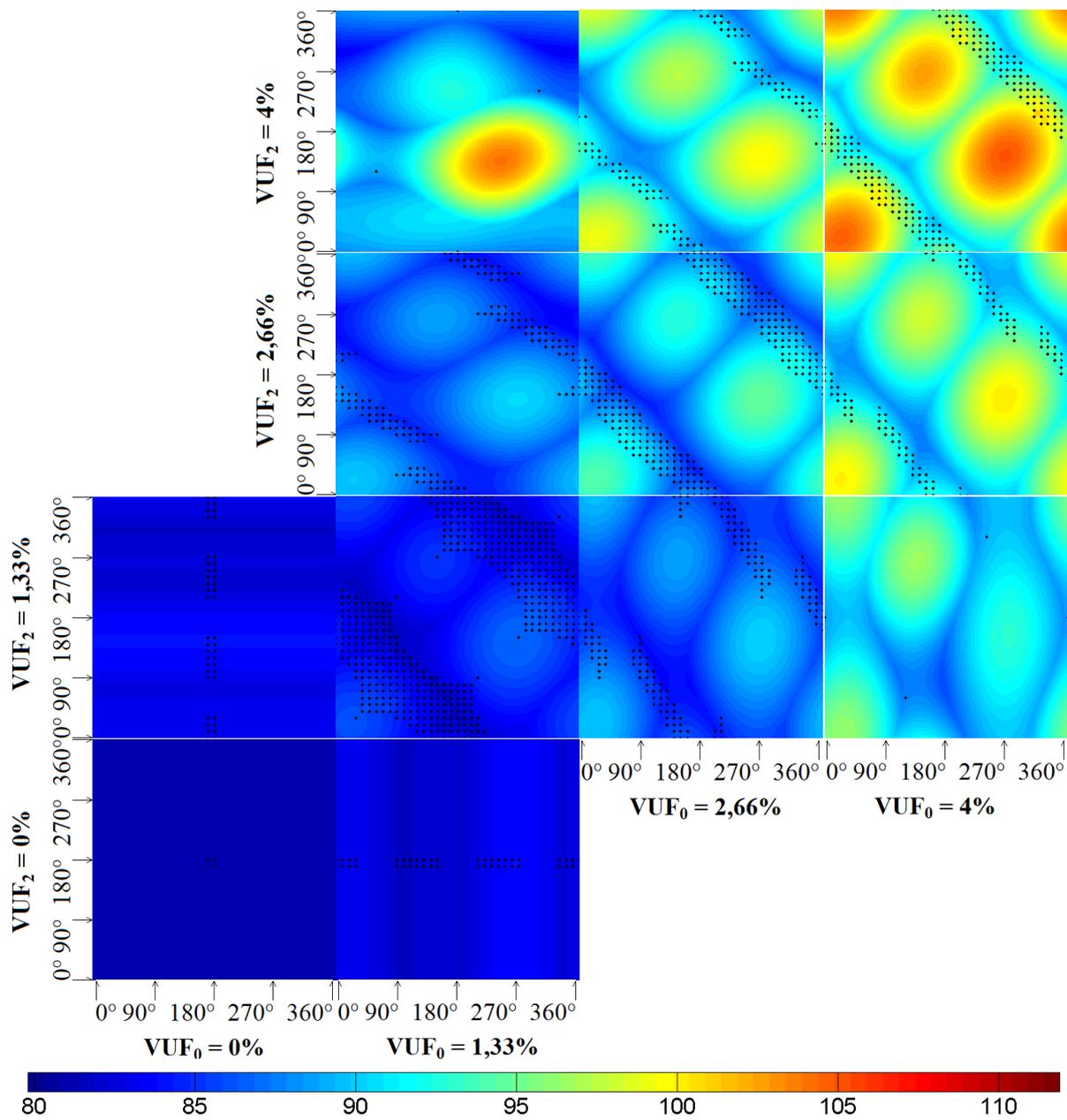


Figura 4.20 - Comportamento de  $T_{MAX}$  para  $V_I = 203,5$  V.

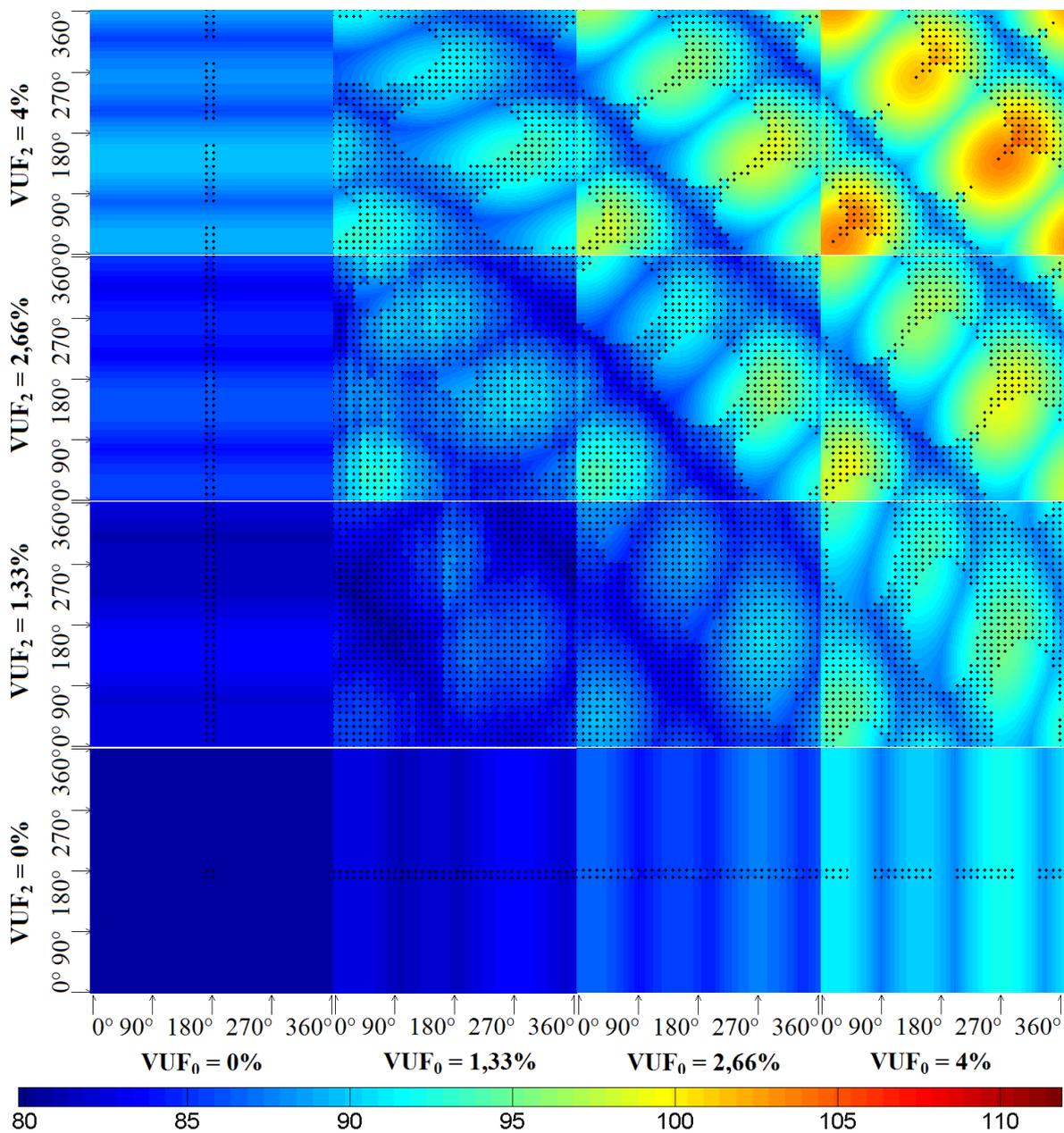


Figura 4.21 - Comportamento de  $T_{MAX}$  para  $V_I = 209$  V.

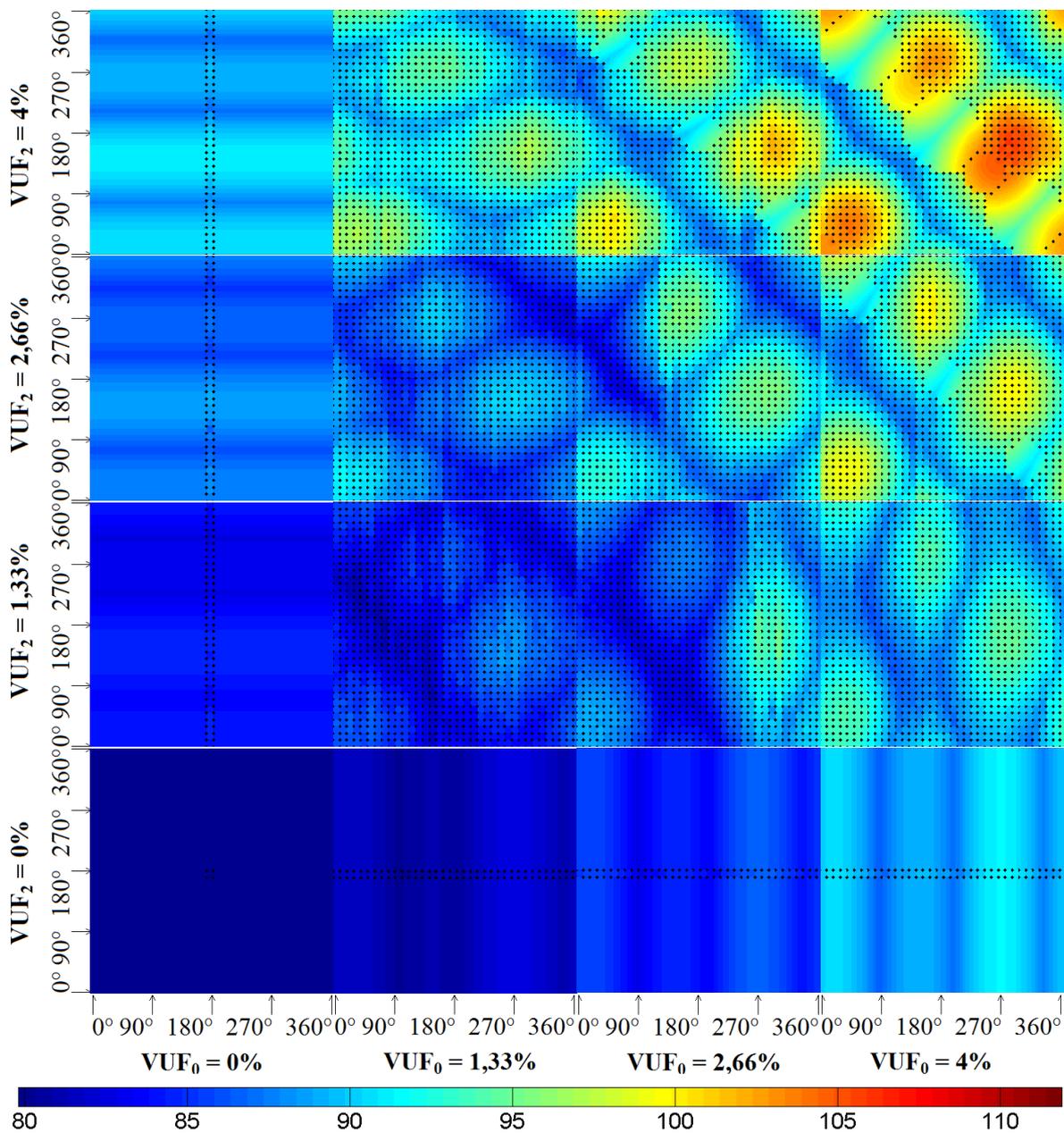


Figura 4.22 - Comportamento de  $T_{MAX}$  para  $V_I = 214,5$  V.

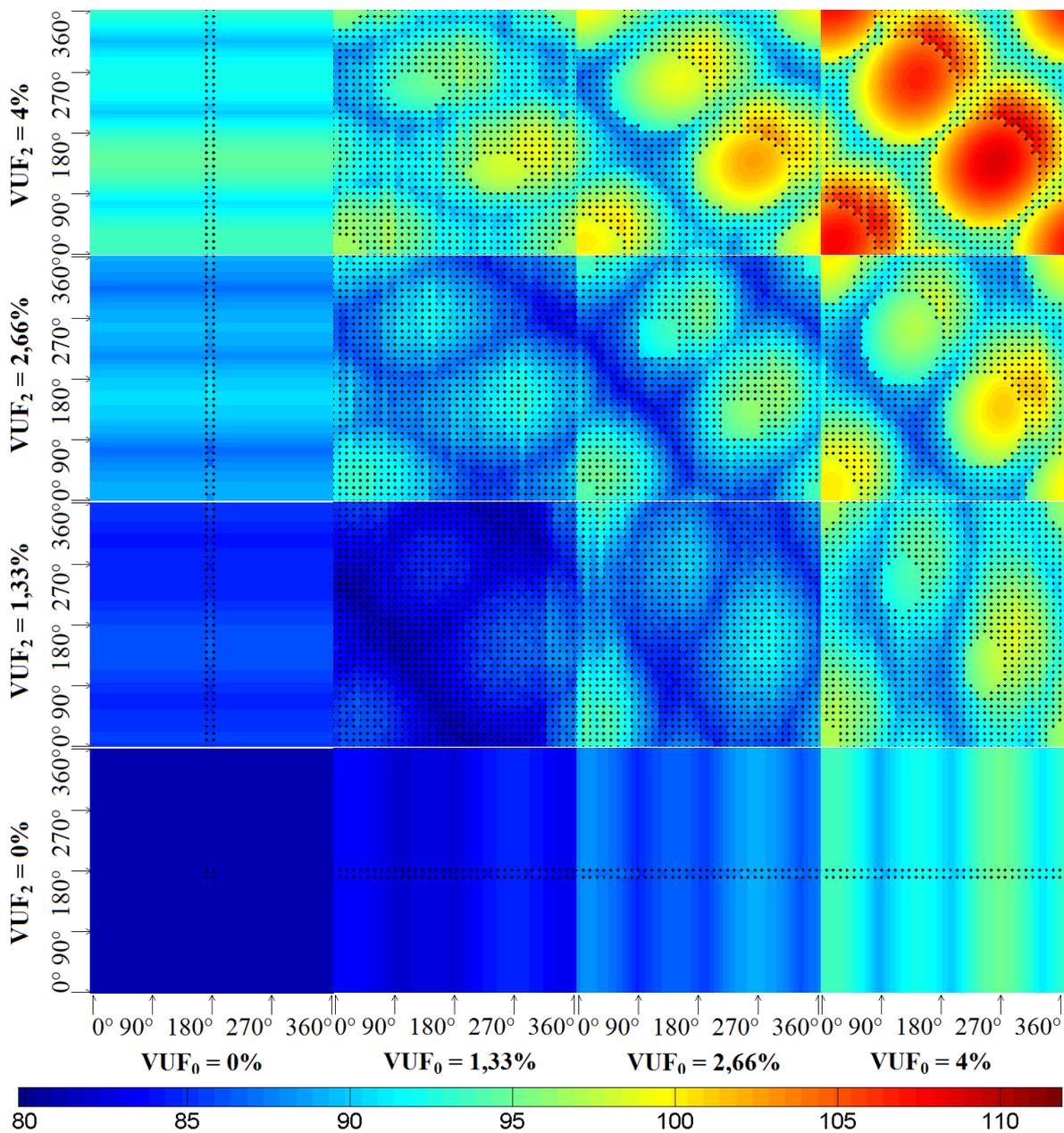


Figura 4.23 - Comportamento de  $T_{MAX}$  para  $V_I = 220$  V.

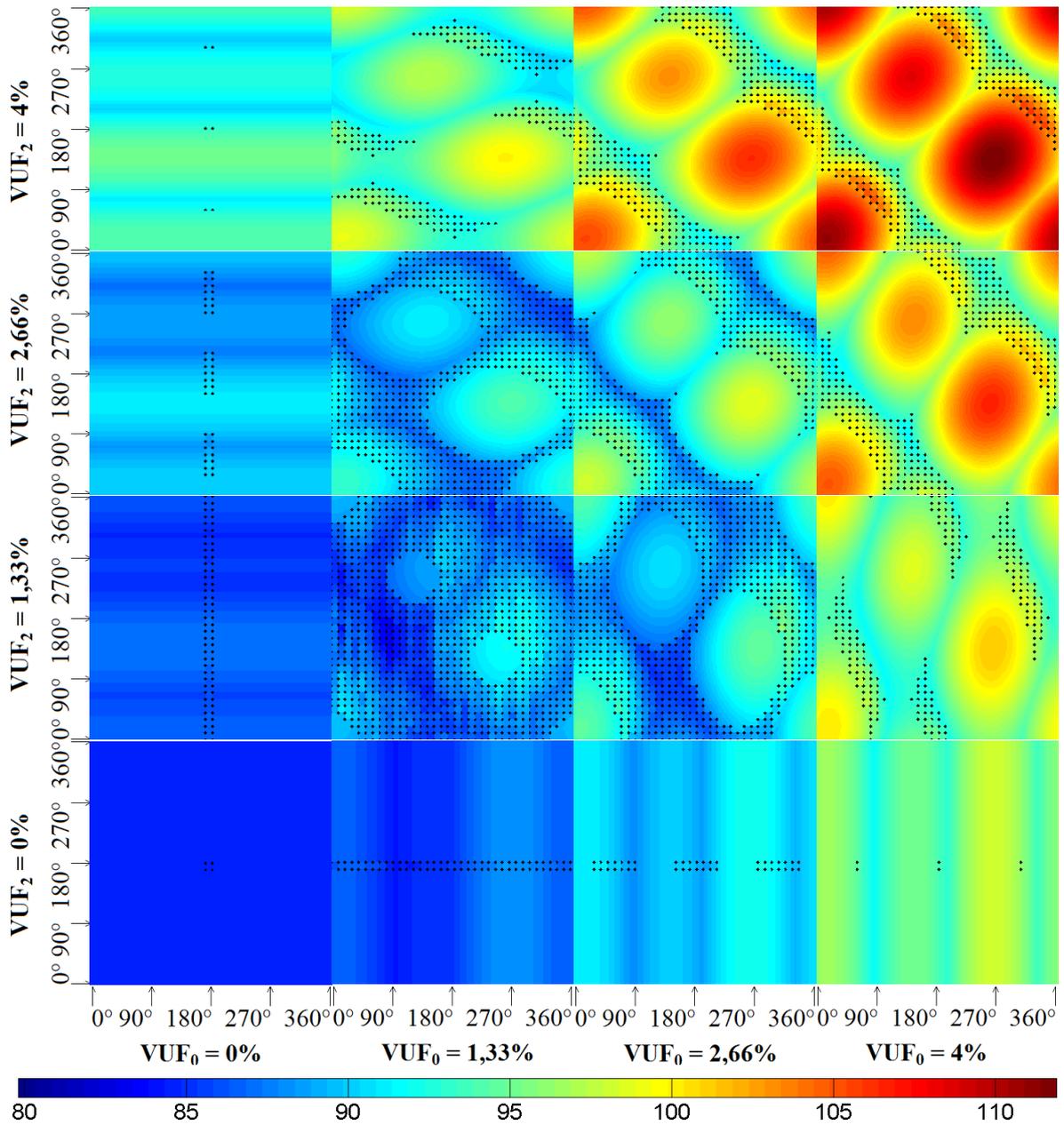


Figura 4.24 - Comportamento de  $T_{MAX}$  para  $V_I = 225,5$  V.

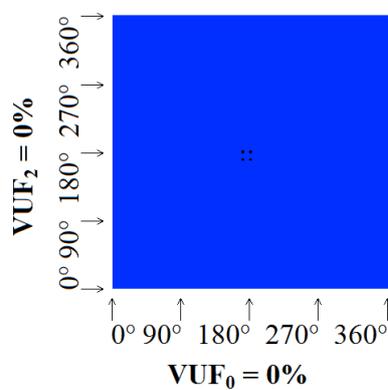


Figura 4.25 - Comportamento de  $T_{MAX}$  para  $V_I = 231$  V.

Por meio da visualização das Figuras 4.12 a 4.25 é possível notar algumas características do comportamento inerente aos indicadores de desequilíbrio de tensão,  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ . Tais comportamentos serão comentados com maior propriedade em investigações posteriores, as quais permitem realizar análises quantitativas das observações realizadas. A seguir, listam-se algumas constatações acerca das Figuras 4.12 a 4.25:

- De forma geral, as intensidades das correntes e das temperaturas aumentam com os acréscimos nos valores de  $VUF_0$  e  $VUF_2$ . Pois, os maiores patamares, tanto de correntes como de temperaturas, foram adquiridos para  $VUF_0$  e  $VUF_2$  iguais a 4%;
- Comparando-se comportamentos das correntes e das temperaturas, para  $VUF_0$  e  $VUF_2$  fixos e diferentes valores de  $V_1$ , percebe-se que há a influência da componente de sequência positiva sobre estas grandezas;
- Nota-se que a influência da componente de sequência negativa e zero são parecidas. Por exemplo, tomando-se um mesmo valor de  $V_1$  (ou seja, para uma mesma figura) e comparando-se blocos correspondentes a  $VUF_0 = 2,66\%$  e  $VUF_2 = 0\%$  com  $VUF_0 = 0\%$  e  $VUF_2 = 2,66\%$ , verifica-se um comportamento similar entre as componentes de sequência negativa e zero;
- Os ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$  influenciam o comportamento das correntes e das temperaturas do estator do MIT. Em função de  $\theta_0$  e  $\theta_2$ , é possível observar certa simetria entre os comportamentos, tanto nos gráficos das correntes como das temperaturas;
- Verifica-se que, para algumas combinações de ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$ , desequilíbrios de tensão com maiores  $VUF_0$  e (ou)  $VUF_2$  geram  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  menores quando comparado com casos onde se tem valores inferiores de  $VUF_0$  e (ou)  $VUF_2$ . As situações analisadas permitem afirmar que valores elevados de  $VUF_0$  e  $VUF_2$  necessariamente não irão resultar em prejuízos para o MIT.

Ressalta-se ainda que inclinação dos eixos das regiões que formam os picos de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  é um indicativo da relação entre as componentes de sequência negativa e zero. As Figuras 4.26 a 4.28 exibem, respectivamente, os valores de  $T_{MAX}$  para  $V_1 = 220$  V, com  $VUF_0 = 1,33\%$  e  $VUF_2 = 4\%$ ,  $VUF_0 = 4\%$  e  $VUF_2 = 4\%$ , e  $VUF_0 = 4\%$  e  $VUF_2 = 1,33\%$ .

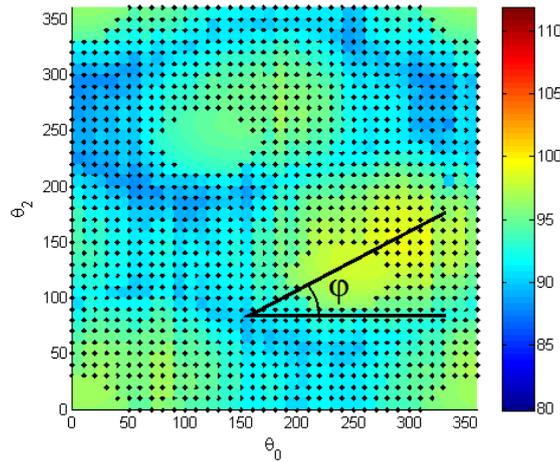


Figura 4.26 - Comportamento de  $T_{MAX}$  para  $V_1 = 220$  V,  $VUF_0 = 1,33\%$  e  $VUF_2 = 4\%$ .

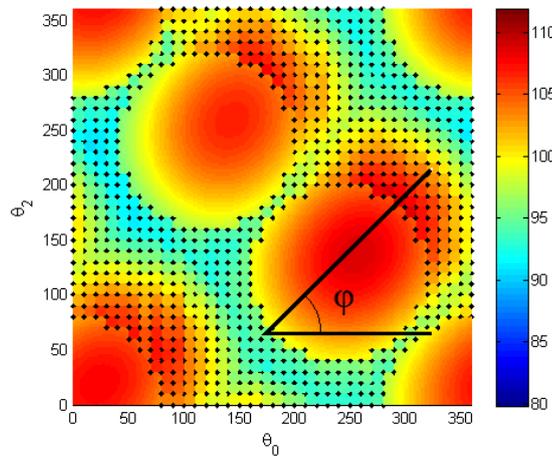


Figura 4.27 - Comportamento de  $T_{MAX}$  para  $V_1 = 220$  V,  $VUF_0 = 4\%$  e  $VUF_2 = 4\%$ .

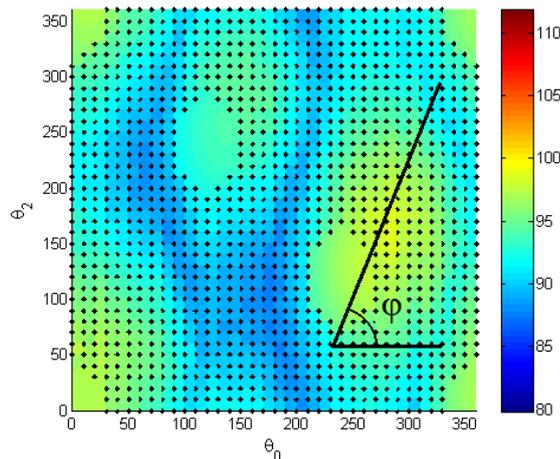


Figura 4.28 - Comportamento de  $T_{MAX}$  para  $V_1 = 220$  V,  $VUF_0 = 4\%$  e  $VUF_2 = 1,33\%$ .

Observa-se que o eixo das regiões de pico de  $T_{MAX}$  da Figura 4.26 apresenta um ângulo  $\phi$  menor que  $45^\circ$ , pois  $VUF_0 < VUF_2$ . Já nas Figuras 4.27 e 4.28, os valores do ângulo  $\phi$  são aproximadamente  $45^\circ$  e maior que  $45^\circ$ , respectivamente. Vale ressaltar que se a influência de  $VUF_2$  fosse expressivamente maior do que a de  $VUF_0$ , na Figura 4.27 ter-se-ia ângulo  $\phi$

menor que  $45^\circ$ . Caso contrário, se a influência de  $VUF_0$  fosse expressivamente maior do que a de  $VUF_2$ , o  $\phi$  seria maior que  $45^\circ$ .

A seguir, serão apresentados alguns gráficos e resultados numéricos que permitem uma avaliação pormenorizada do comportamento da corrente e da temperatura em função das componentes de sequência.

As Figuras 4.29 e 4.30 apresentam, respectivamente, os valores máximos e médios das correntes em função de  $V_1$ ,  $VUF_0$  e  $VUF_2$ . Já as Figuras 4.31 e 4.32 exibem, respectivamente, os valores máximos e médios das temperaturas em função de  $V_1$ ,  $VUF_0$  e  $VUF_2$ . Todos os valores de  $\theta_0$  e  $\theta_2$  que pertencem a um mesmo  $V_1$ ,  $VUF_0$  e  $VUF_2$ , tanto para as correntes como para as temperaturas, são considerados nos cálculos das mencionadas estatísticas.

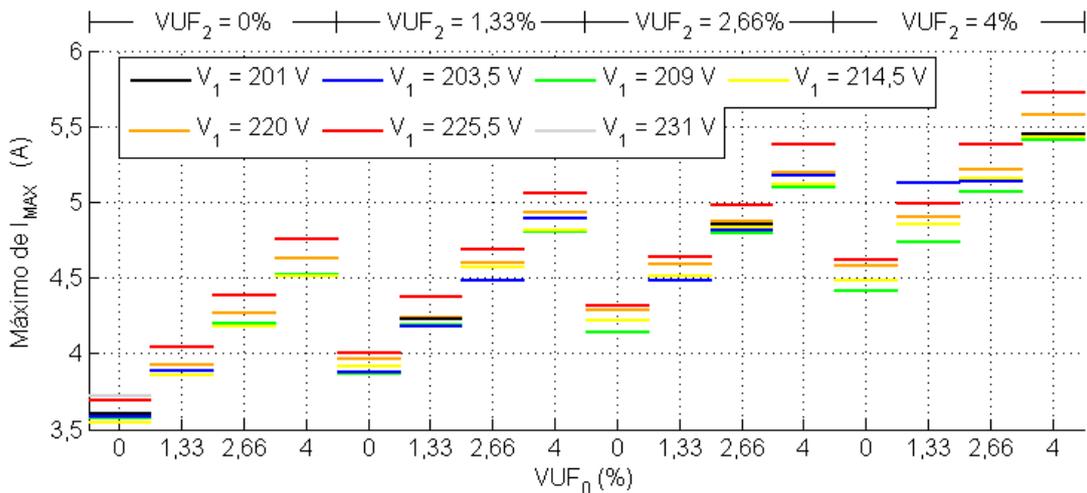


Figura 4.29 - Gráfico dos valores máximos de  $I_{MAX}$  em função de  $V_1$ ,  $VUF_0$  e  $VUF_2$ .

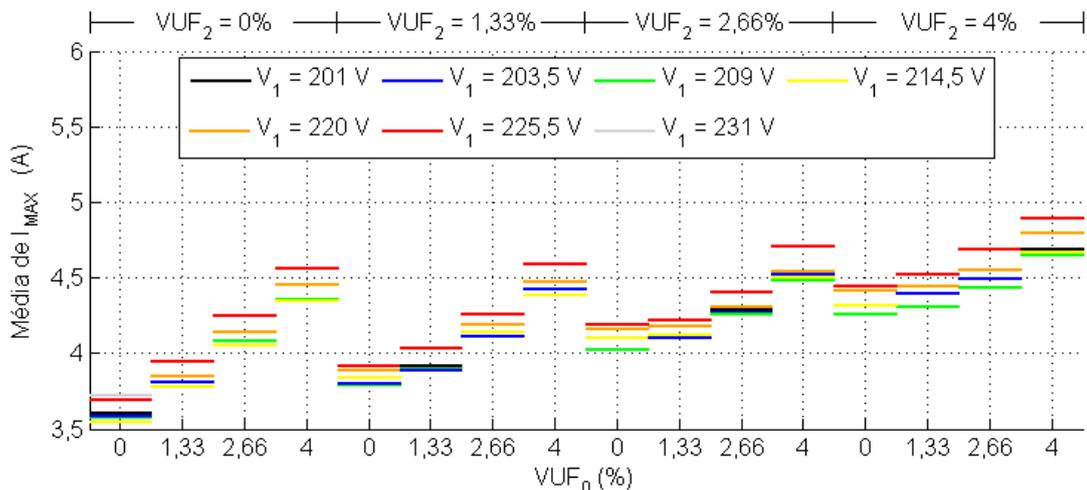


Figura 4.30 - Gráfico dos valores médios de  $I_{MAX}$  em função de  $V_1$ ,  $VUF_0$  e  $VUF_2$ .

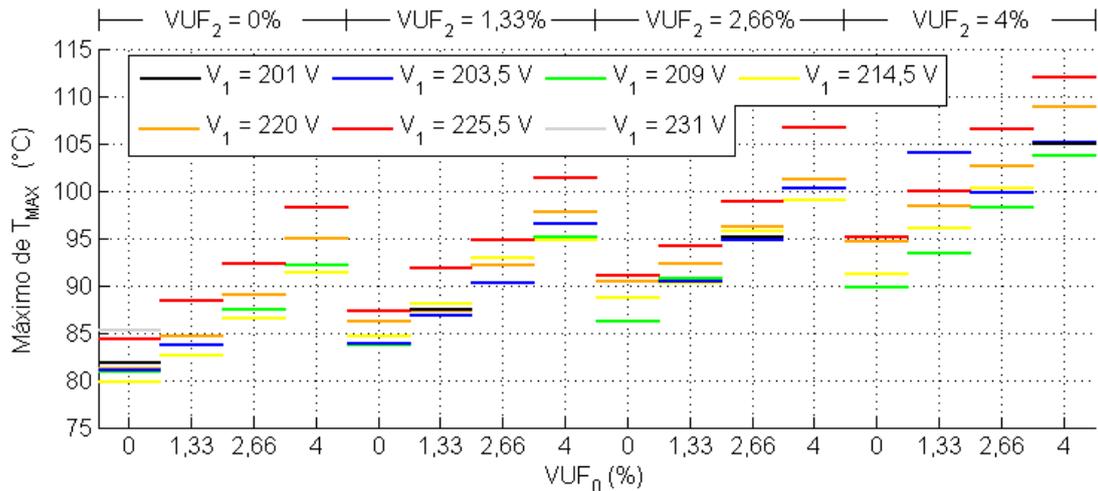


Figura 4.31 - Gráfico dos valores máximos de  $T_{MAX}$  em função de  $V_1$ ,  $VUF_0$  e  $VUF_2$ .

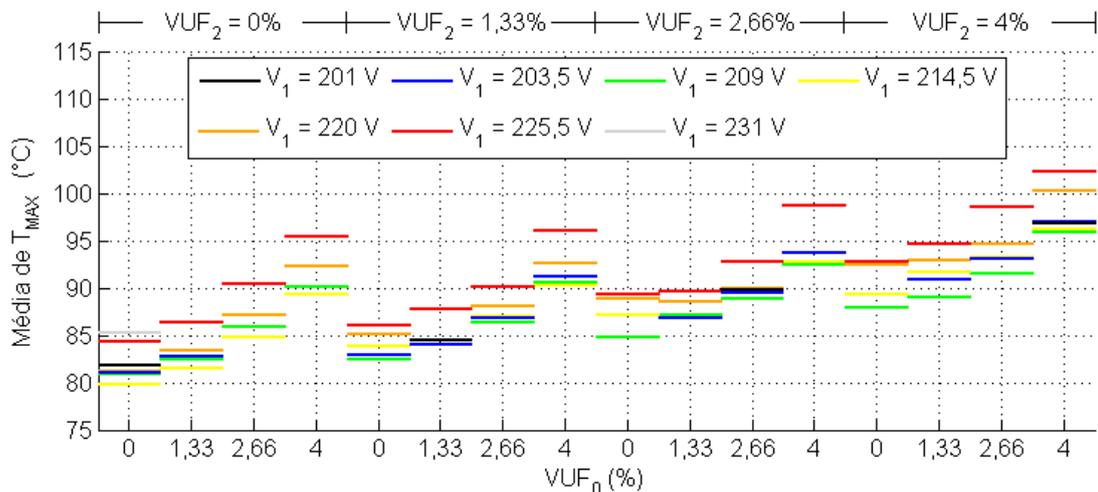


Figura 4.32 - Gráfico dos valores médios de  $T_{MAX}$  em função de  $V_1$ ,  $VUF_0$  e  $VUF_2$ .

Das Figuras 4.29 a 4.32, observa-se que:

- O aumento do  $VUF_0$  e  $VUF_2$  provocam acréscimos nos valores máximos e médios tanto das correntes como das temperaturas;
- O maior valor da corrente elétrica é de 5,73 A, o que representa 161% do valor nominal. Como esperado, este valor corresponde a pior condição de desequilíbrio de tensão, ou seja,  $V_1 = 225,5$  V,  $VUF_0 = 4\%$  e  $VUF_2 = 4\%$ . Ressalta-se que para  $V_1 = 231$  V, tem-se resultados apenas para a condição equilibrada. Com relação à temperatura, seu mais elevado patamar é de 111,9 °C, o que representa 137% da nominal;
- Os maiores valores médios de corrente e temperatura foram detectados para  $V_1 = 225,5$  V,  $VUF_0 = 4\%$  e  $VUF_2 = 4\%$ . Neste caso, têm-se a média de 4,89 A e 102,2 °C.

Estes valores médios de corrente e temperatura são, respectivamente, 137% e 125% dos nominais;

- Com base nas constatações ora mencionadas, conclui-se que as porcentagens dos valores nominais são diferentes para  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ . Pelas equações (3.14) a (3.16) do modelo térmico, verifica-se que as expressões que definem as temperaturas são compostas de vários termos e as temperaturas são proporcionais ao quadrado das correntes elétricas. Portanto, apesar de se ter verificado uma semelhança no comportamento das duas grandezas, não é possível quantificar o valor da temperatura aplicando-se a relação das correntes elétricas com seu valor nominal. A obtenção das temperaturas por meios matemáticos e empregando-se as correntes só é possível fazendo-se uso de soluções como o modelo térmico.

A seguir, têm-se algumas análises com o objetivo de se identificar, graficamente e numericamente, o quanto as variações das componentes de sequência influenciam nas variações das correntes e das temperaturas. Neste ínterim, as Figuras 4.33 a 4.36 exibem para cada  $V_1$ , a variação média das correntes e as temperaturas considerando uma elevação de 1,33% nos valores de  $VUF_0$  ou de  $VUF_2$ , respectivamente.

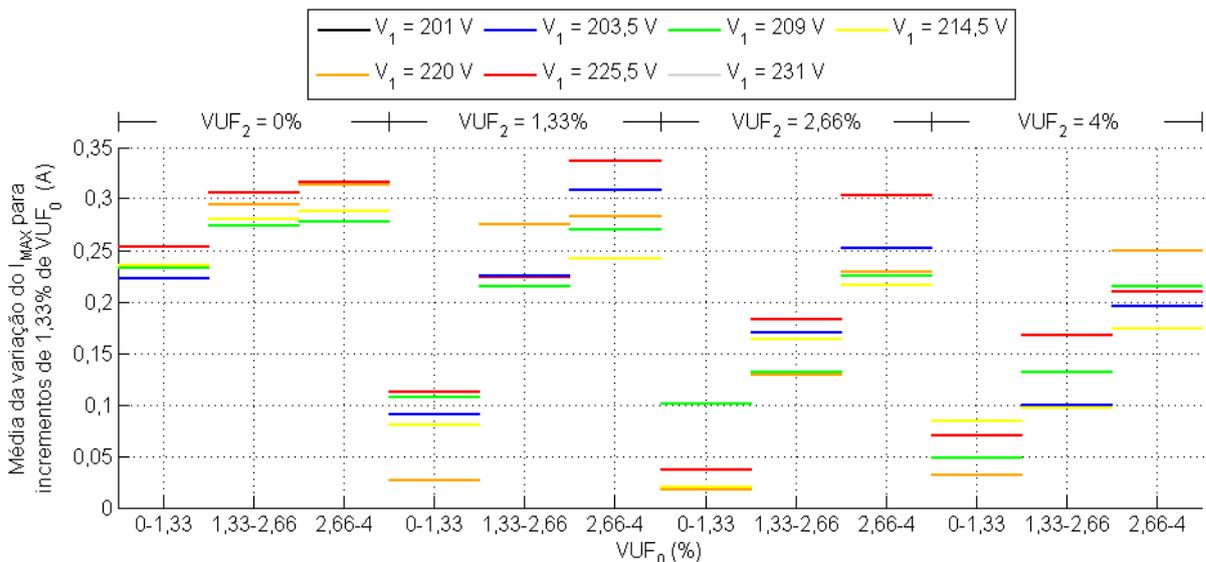


Figura 4.33 - Gráfico da variação média de  $I_{MAX}$  para incrementos de 1,33% de  $VUF_0$ .

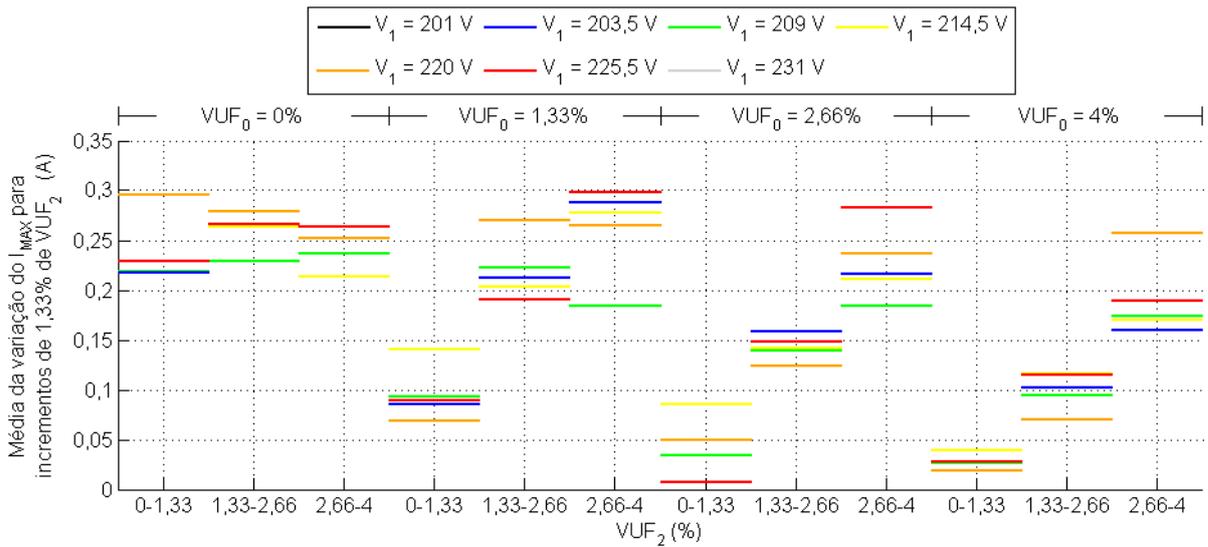


Figura 4.34 - Gráfico da variação média de  $I_{MAX}$  para incrementos de 1,33% de  $VUF_2$ .

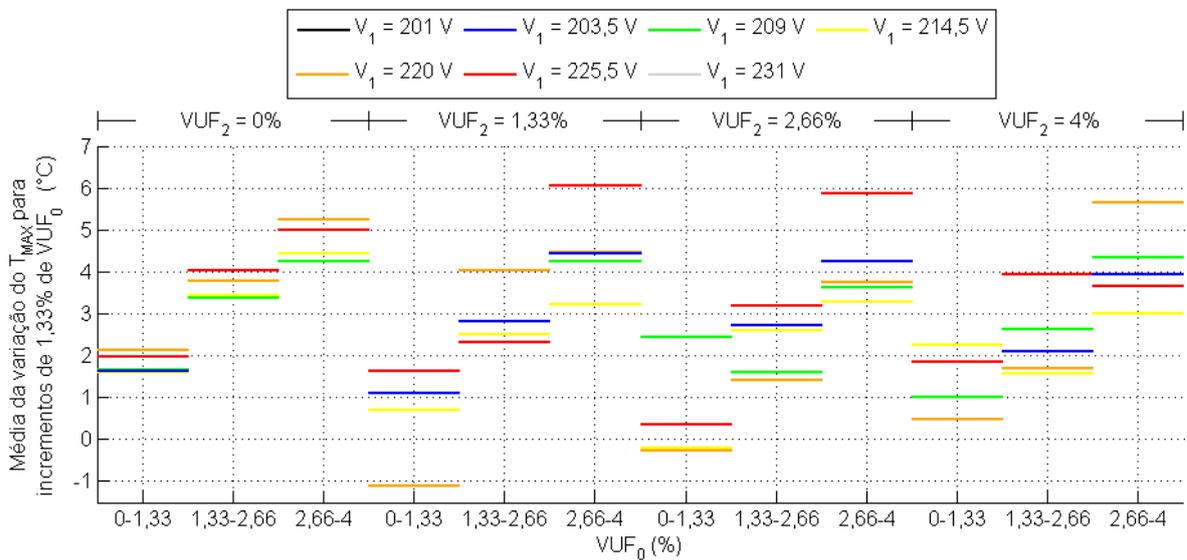


Figura 4.35 - Gráfico da variação média de  $T_{MAX}$  para incrementos de 1,33% de  $VUF_0$ .

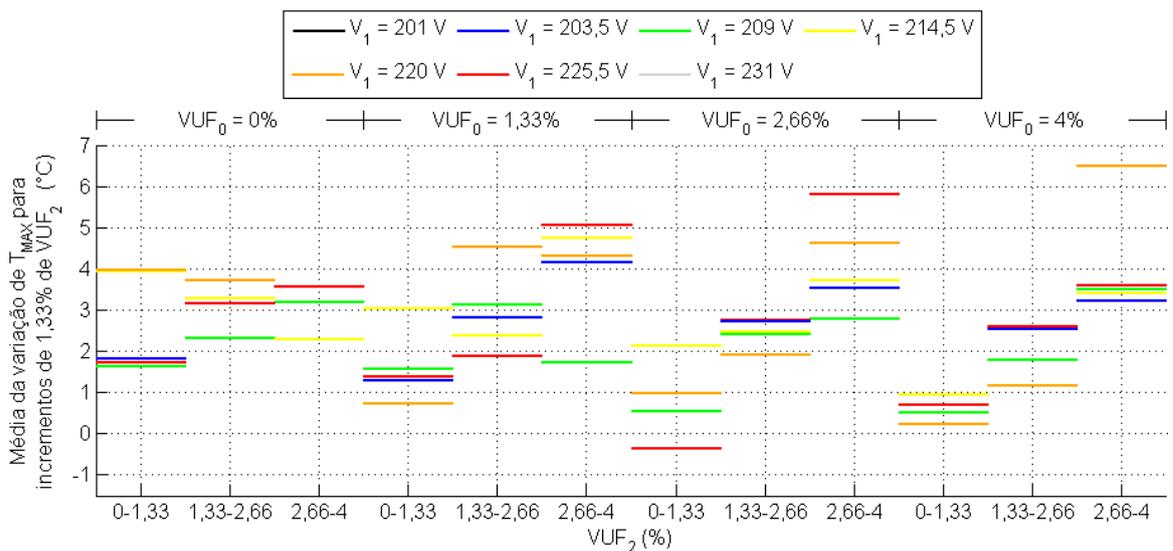


Figura 4.36 - Gráfico da variação média de  $T_{MAX}$  para incrementos de 1,33% de  $VUF_2$ .

Avaliando-se os gráficos das Figuras 4.33 a 4.36 verifica-se que, dependendo da magnitude de  $VUF_0$ , uma mesma elevação em  $VUF_0$  resulta em diferentes alterações em  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ , sendo que a variação é maior para maiores valores de  $VUF_0$ . O mesmo se pode afirmar com relação ao  $VUF_2$ . Contudo, observa-se também que não existe uma relação bem definida no que diz respeito à influência que valores de  $VUF_0$  têm em  $VUF_2$  e vice-versa.

As Tabelas 4.3 e 4.4 apresentam, para cada valor de  $V_1$ , as variações médias de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  considerando-se elevações de 1,33% de  $VUF_0$  e de  $VUF_2$ . Na última linha de cada Tabela é apresentado o valor médio geral considerando todos os valores de  $V_1$ .

Tabela 4.3 - Variação média de  $I_{MAX}$  para incrementos de 1,33% em  $VUF_0$  ou em  $VUF_2$ , para cada valor de  $V_1$ .

$V_1$ (V)	Variação média de $I_{MAX}$ para incrementos em $VUF_0$ (A)	Variação média de $I_{MAX}$ para incrementos em $VUF_2$ (A)
201	-	-
203,5	0,20	0,18
209	0,19	0,15
214,5	0,18	0,18
220	0,18	0,18
225,5	0,21	0,18
231	-	-
Média Geral	0,19	0,17

Tabela 4.4 - Variação média de  $T_{MAX}$  para incrementos de 1,33% de  $VUF_0$  ou de  $VUF_2$ , para cada valor de  $V_1$ .

$V_1$ (V)	Variação média de $T_{MAX}$ para incrementos de $VUF_0$ (°C)	Variação média de $T_{MAX}$ para incrementos de $VUF_2$ (°C)
201	-	-
203,5	2,87	2,75
209	2,76	2,09
214,5	2,36	2,90
220	2,60	3,02
225,5	3,32	2,66
231	-	-
Média Geral	2,78	2,68

Com base nos resultados das Tabelas 4.3 e 4.4, pode-se afirmar que o  $VUF_0$  e o  $VUF_2$  exercem influências muito próximas entre si. Conclui-se que incrementos de 1,33% no  $VUF_0$  ou no  $VUF_2$  aumentam em média aproximadamente 0,18 A em  $I_{MAX}$  e 2,73 °C em  $T_{MAX}$ .

Considerando-se que as discrepâncias entre as variações médias de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  para cada  $V_1$  são pequenas, conclui-se que o  $V_1$  não exerce grande influência no quanto o  $VUF_0$  e o  $VUF_2$  influenciam  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ . Este aspecto, da participação de  $V_1$ , será investigado com mais propriedade em análise posterior.

As Figuras 4.37 a 4.40 apresentam, respectivamente, os valores de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  em função do  $VUF_0$  e  $VUF_2$ . Os valores de correntes e de temperaturas para cada  $V_1$  são identificados por cores, conforme legendas exibidas nas figuras. As retas em preto ilustram os resultados da execução de regressões lineares.

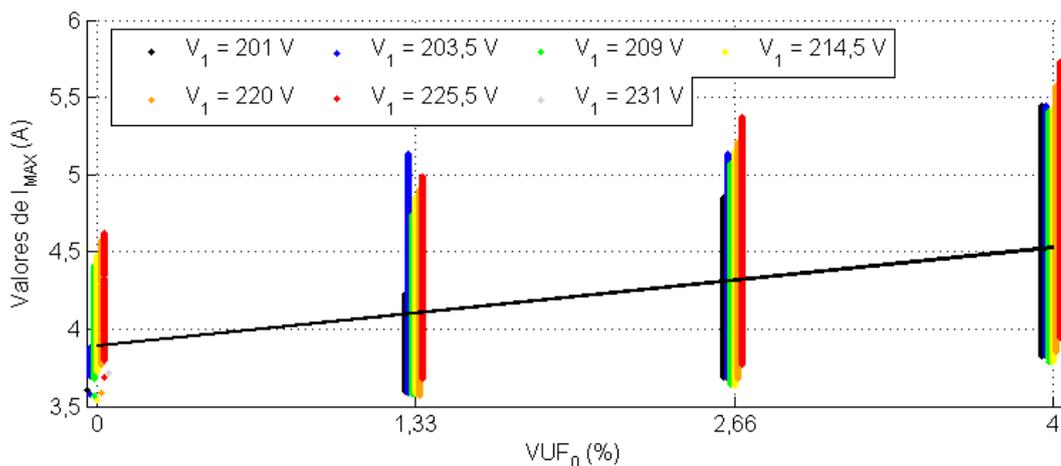


Figura 4.37 - Valores de  $I_{MAX}$  em função de  $VUF_0$ .

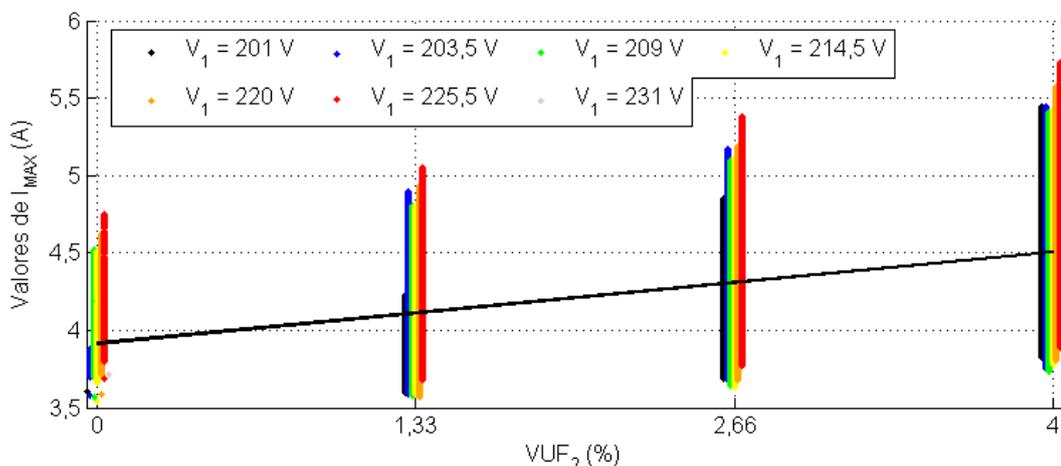


Figura 4.38 - Valores de  $I_{MAX}$  em função de  $VUF_2$ .

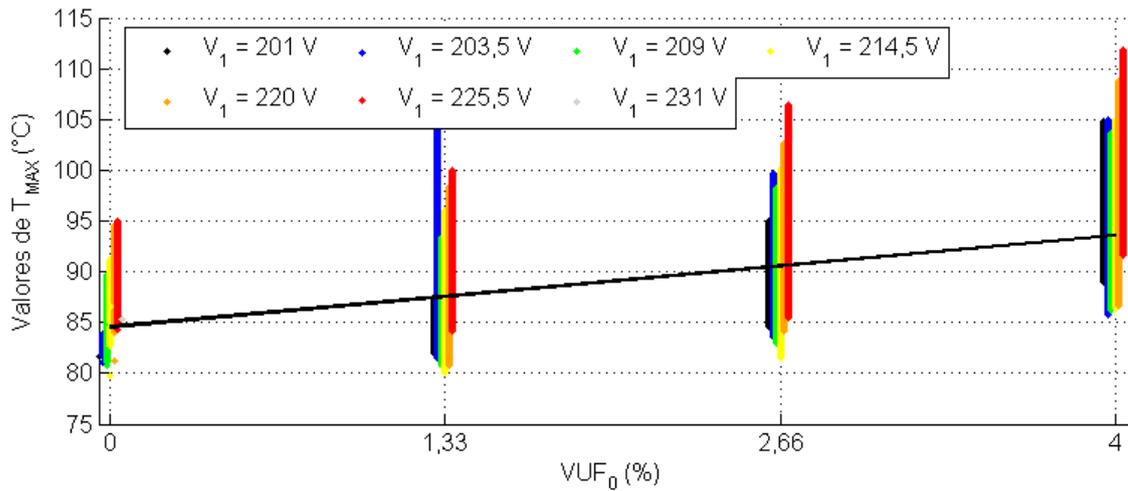


Figura 4.39 - Valores de  $T_{MAX}$  em função de  $VUF_0$ .

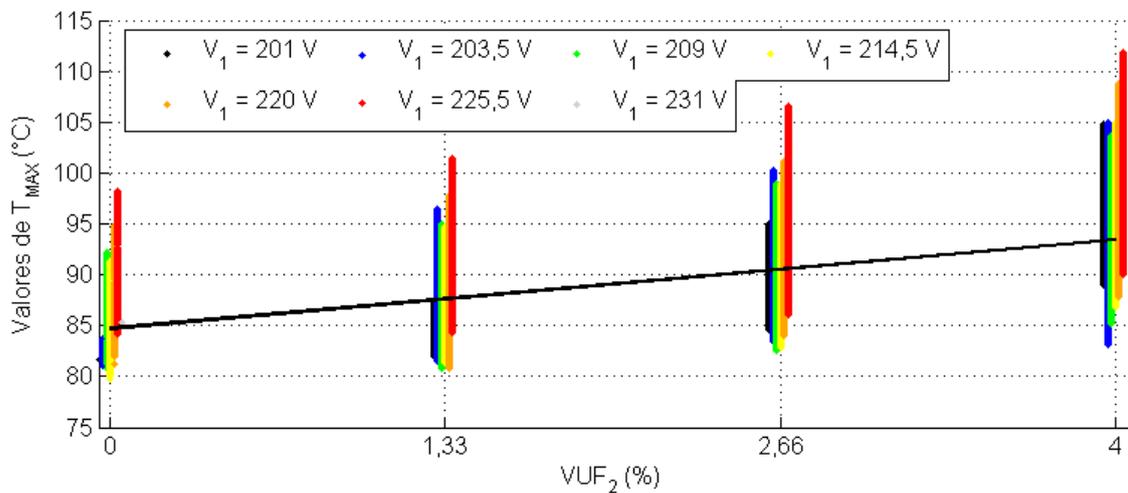


Figura 4.40 - Valores de  $T_{MAX}$  em função de  $VUF_2$ .

Das Figuras 4.37 e 4.39, pode-se verificar que para um mesmo valor de  $VUF_0$ , ou seja, variando-se  $VUF_2$ ,  $V_1$ ,  $\theta_0$  e  $\theta_2$ , há condições de desequilíbrios que culminam em variações máximas da corrente e da temperatura, respectivamente, iguais 1,78 A e 20,3 °C. Das Figuras 4.38 e 4.40 tem-se que para um mesmo  $VUF_2$  a maior variação da corrente e da temperatura são de 1,83 A e 22,0 °C, respectivamente.

Com o auxílio de um algoritmo computacional e utilizando-se os resultados expostos nas Figuras 4.37 a 4.40, têm-se as equações (4.1) a (4.4), que descrevem o comportamento das regressões lineares.

$$I_{MAX} = 0,1588 \cdot VUF_0 + 3,892 \quad (4.1)$$

$$I_{MAX} = 0,1480 \cdot VUF_2 + 3,913 \quad (4.2)$$

$$T_{MAX} = 2,2613 \cdot VUF_0 + 84,554 \quad (4.3)$$

$$T_{MAX} = 2,1928 \cdot VUF_2 + 84,690 \quad (4.4)$$

De posse dos coeficientes de inclinação de cada reta é possível saber o quanto em média os valores de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  são influenciados por  $VUF_0$  e por  $VUF_2$ . Tais variações são de 0,1588 A/ $VUF_0$ , 0,1480 A/ $VUF_2$ , 2,2613 °C/ $VUF_0$ , e 2,1928 °C/ $VUF_2$ .

Visando-se avaliar a influência de  $V_1$  sobre as correntes e as temperaturas do MIT, a seguir, exibem-se as Tabelas 4.5 e 4.6, as quais apresentam os valores médios e médios normalizados de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ . Na sequência, as variações médias normalizadas de correntes e temperaturas por faixas de  $V_1$  são apresentadas na Tabela 4.7.

Conforme o exposto na seção 3.7, devido à ausência (no BD3 e DB4) de algumas condições de  $VUF_0$  e  $VUF_2$  quando  $V_1$  é igual a 201, 203,5 e 231 V, os valores estatísticos calculados para essas combinações da componente de sequência positiva, podem culminar em impressões equivocadas sobre a variação de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ . Por esta razão, buscou-se o emprego da média normalizada.

Tabela 4.5 - Valores médios e normalizados de  $I_{MAX}$  para cada  $V_1$ .

$V_1$ (V)	Média de $I_{MAX}$ (A)	Média Normalizada de $I_{MAX}$ (A)
201	4,12	4,20
203,5	4,17	4,18
209	4,16	4,16
214,5	4,18	4,18
220	4,24	4,24
225,5	4,33	4,33
231	3,72	4,37

Tabela 4.6 - Valores médios e normalizados de  $T_{MAX}$  para cada  $V_1$ .

$V_1$ (V)	Média de $T_{MAX}$ (°C)	Média Normalizada de $T_{MAX}$ (°C)
201	88,2	88,7
203,5	88,3	88,2
209	87,5	87,5
214,5	87,9	87,9
220	89,7	89,7
225,5	92,2	92,2
231	85,3	93,4

Tabela 4.7 - Variações médias normalizadas de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  por faixas de  $V_1$ .

$V_1$ (V)	Variação Média Normalizada de $I_{MAX}$ (A/V)	Variação Média Normalizada de $T_{MAX}$ (°C/V)
De 201 para 203,5	-0,0072	-0,176
De 203,5 para 209	-0,0046	-0,131
De 209 para 214,5	0,0039	0,078
De 214,5 para 220	0,0113	0,316
De 220 para 225,5	0,0162	0,455
De 225,5 para 231	0,0070	0,231
Variação média geral de todos os valores de $V_1$	0,0044	0,129

Ao analisar os valores normalizados de correntes e temperatura para toda a faixa de excursão de  $V_1$  (201 a 231 V), constata-se, por meio das Tabelas 4.5 e 4.6, que a variação de 30 V na componente de sequência positiva causou a variação média de 0,21 A e 5,94 °C, o que corresponde, respectivamente, a 5,9% e 7,3% dos valores nominais das correntes e das temperaturas.

Pela Tabela 4.7, verifica-se que a pior variação em  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  ocorreu quando  $V_1$  passou de 220 para 225,5 V. Esse aumento foi de 0,0162 A/V e 0,455 °C/V. Realizando-se a média para os valores  $V_1$  abaixo de 214,5 V, verifica-se que as correntes e as temperaturas variam -0,0026 A/V e -0,076 °C/V. Já para valores da componente de sequência positiva maior que 214,5 V, os incrementos médios observados são de 0,0115 A/V e 0,334 °C/V.

No que diz respeito à magnitude de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ , conclui-se para o MIT em estudo, cuja tensão nominal é igual a 220 V, que desequilíbrios de tensões com  $V_1$  menor que 220 V se mostraram menos prejudiciais quando comparados àquelas onde o  $V_1$  se encontra acima do mencionado patamar.

As Figuras 4.41 e 4.42 mostram os valores de correntes e temperaturas em função do  $V_1$ . Assim como foi efetuado para os gráficos onde se tinham as correntes e temperaturas em função de  $VUF_0$  e  $VUF_2$ , empregaram-se nesta análise regressões lineares para cada estimativa. Os resultados para  $V_1$  iguais a 201, 203,5 e 231 V são mostrados na cor cinza, pois sinalizam que nestes casos não se têm todas as combinações de  $VUF_0$  e  $VUF_2$ . Por esta razão, estes patamares de  $V_1$  não foram considerados no processo de obtenção das retas, ou seja, de ajustes das regressões lineares.

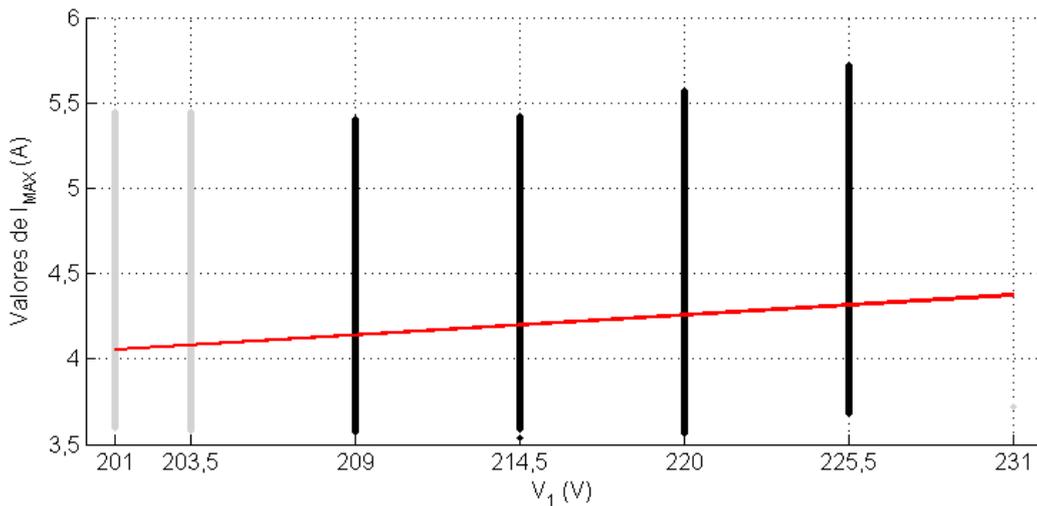


Figura 4.41 - Valores de  $I_{MAX}$  em função de  $V_1$ .

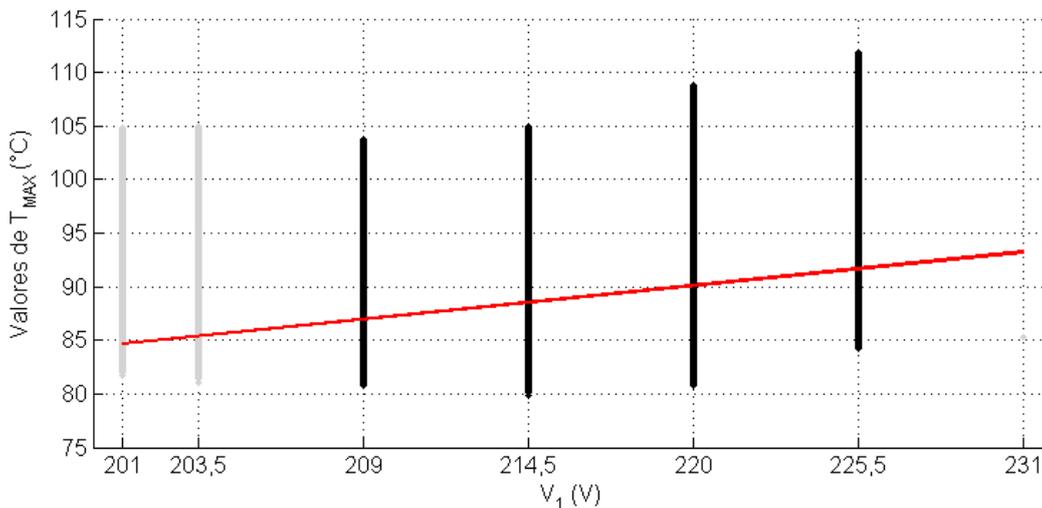


Figura 4.42 - Valores de  $T_{MAX}$  em função de  $V_1$ .

Das Figuras 4.41 e 4.42, pode-se verificar que para um mesmo valor de  $V_1$ , em função da variação de  $VUF_0$ ,  $VUF_2$ ,  $\theta_0$  e  $\theta_2$ , há condições de desequilíbrios que culminam em variações máximas da corrente e da temperatura, respectivamente, iguais 2,05 A e 27,7 °C.

Assim como foi efetuado para as análises de  $VUF_0$  e  $VUF_2$ , com o auxílio de um algoritmo computacional e utilizando-se os resultados expostos nas Figuras 4.41 e 4.42, obtêm-se as equações (4.5) e (4.6), que descrevem o comportamento das regressões lineares.

$$I_{MAX} = 0,0106 \cdot V_1 + 1,929 \quad (4.5)$$

$$T_{MAX} = 0,2862 \cdot V_1 + 27,137 \quad (4.6)$$

Com base nos coeficientes de inclinação de cada reta, tem-se que as variações médias de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  com relação a  $V_1$  são, respectivamente, de 0,0106 A/V e 0,2862 °C/V.

Em virtude dos ângulos dos indicadores de desequilíbrios também influenciarem nas correntes e temperaturas, a seguir, as Figuras 4.43 e 4.44 mostram os valores de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  em função de  $\theta_0$  e  $\theta_2$ . Os resultados são decorrentes da aplicação sobre o MIT das condições do BD2, onde se tem  $V_1 = 220$  V e  $VUF_0 = VUF_2 = 2,66\%$ . Os pontos pretos, que formam as duas superfícies graduadas por cores, correspondem aos valores onde as correntes e temperaturas foram medidas. As superfícies acinzentadas e transparentes correspondem aos valores oriundos das estimações obtidas conforme descrito nas seções 3.5 e 3.6.2, respectivamente para as Figuras 4.43 e 4.44.

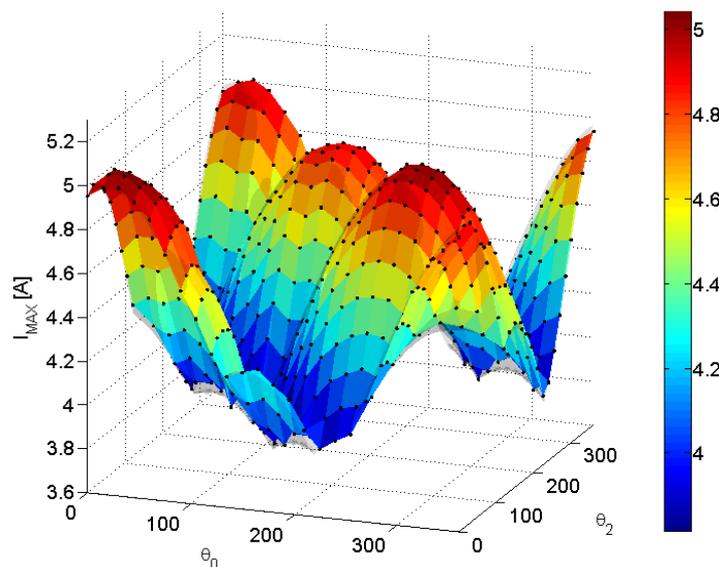


Figura 4.43 - Máximas correntes entre as fases dos enrolamentos do estator do MIT em função de  $\theta_0$  e  $\theta_2$ , considerando-se  $V_1 = 220$ V e  $VUF_0 = VUF_2 = 2,66\%$ .

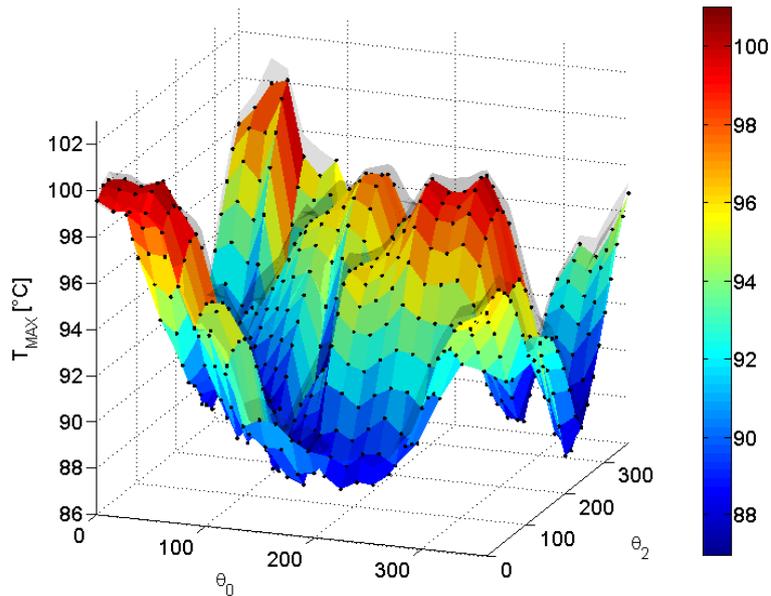


Figura 4.44 - Máximas temperaturas dos enrolamentos do estator do MIT em função de  $\theta_0$  e  $\theta_2$ , considerando- se  $V_1 = 220V$  e  $VUF_0 = VUF_2 = 2,66\%$ .

Comparando-se as Figuras 4.43 e 4.44, conclui-se que a temperatura apresentou um comportamento mais ruidoso do que a corrente elétrica. Esta característica da  $T_{MAX}$  é uma consequência da sensibilidade desta grandeza com relação à  $I_{MAX}$ , às variações na temperatura ambiente ao longo das medições e também de outros motivos de natureza aleatória como pequenas variações na carga.

Fazendo-se uso de um algoritmo computacional que emprega os resultados medidos das Figuras 4.43 e 4.44, é possível observar que para este caso específico, variações de  $15^\circ$  em  $\theta_0$  ou  $\theta_2$  contribuem, respectivamente, para alterações médias de 0,097 e 0,093 A em  $I_{MAX}$ . Essas mesmas variações contribuem para alterações de 1,19 e 0,87 °C em  $T_{MAX}$ . Portanto, conclui-se que as sensibilidades da corrente elétrica às variações nos ângulos  $\theta_0$  ou  $\theta_2$  são similares. Porém, a temperatura se mostrou mais sensível às variações angulares em  $\theta_0$ .

As Figuras 4.45 e 4.46 apresentam o comportamento de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  em função de uma combinação específica dos ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$ . Os gráficos são obtidos com a execução de um corte transversal nas superfícies das Figuras 4.43 e 4.44. Neste caso, o ângulo  $\theta_2$  é fixo e igual a  $135^\circ$ , e  $\theta_0$  varia de  $0^\circ$  a  $360^\circ$ .

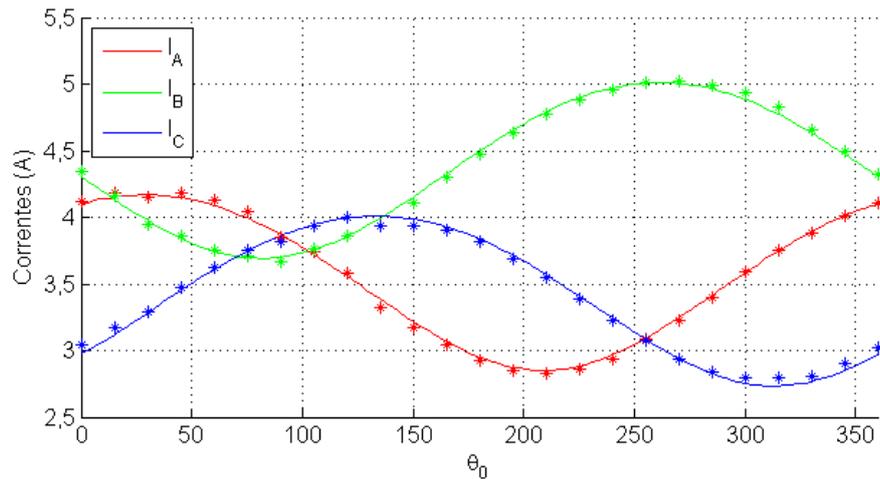


Figura 4.45 - Gráfico do comportamento de  $I_{MAX}$  em função de  $\theta_0$  para  $V_1 = 220$  V,  $VUF_0 = 2,66\%$ ,  $VUF_2 = 2,66\%$  e  $\theta_2 = 135^\circ$ .

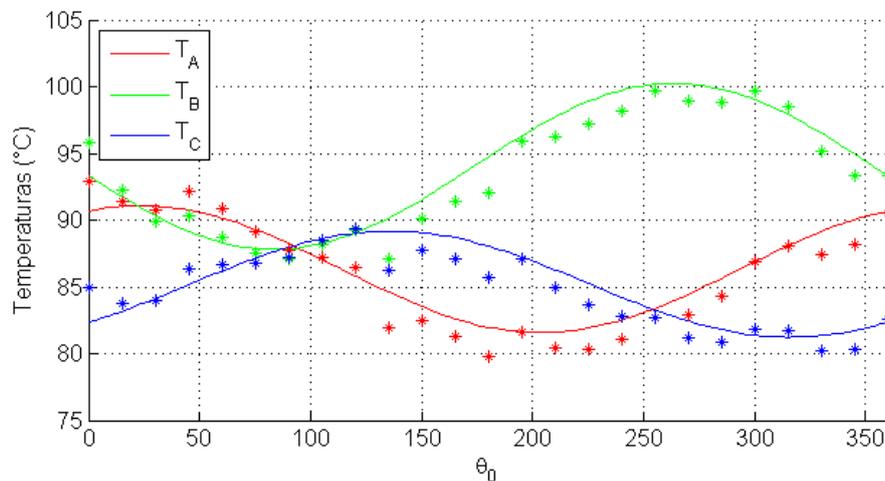


Figura 4.46 - Gráfico do comportamento de  $T_{MAX}$  em função de  $\theta_0$  para  $V_1 = 220$  V,  $VUF_0 = 2,66\%$ ,  $VUF_2 = 2,66\%$  e  $\theta_2 = 135^\circ$ .

Das Figuras 4.45 e 4.46, conclui-se que:

- De posse dos parâmetros dos circuitos equivalentes do MIT e uma vez que  $V_1$ ,  $VUF_0$ ,  $VUF_2$  e  $\theta_2$  são definidos, a determinação do valor de  $\theta_0$  permite o conhecimento preciso da elevação da corrente em cada umas das fases. Com isso, ressalta-se que o emprego somente de  $VUF_2$  para a associação de uma condição de desequilíbrio e seus efeitos sobre a temperatura, é insuficiente. Destaca-se ainda que o conhecimento dos coeficientes do modelo térmico e dos valores das correntes elétricas também permite a obtenção das três temperaturas;
- Para as fases A, B e C, as diferenças entre os maiores e os menores valores medidos de corrente são de 1,36, 1,35 e 1,21 A. Nesta mesma ordem, as diferenças no aquecimento

são de 13,2, 12,6 e 9,1 °C. Estes valores de corrente e temperatura correspondem, respectivamente, em discrepâncias máximas de 38,2% e 16,2% com relação valores nominais de corrente e temperatura.

- As correntes e temperaturas de cada fase apresentam comportamento senoidal ou aproximadamente senoidal com sequência de fases inversa (ACB). A defasagem entre as curvas de cada fase indica que não é possível que as três fases tenham o aquecimento máximo para uma mesma condição de desequilíbrio.

As Figuras 4.47 a 4.50 mostram os valores médios dos gradientes de  $I_{MAX}$  e de  $T_{MAX}$  em função dos ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$ , respectivamente.

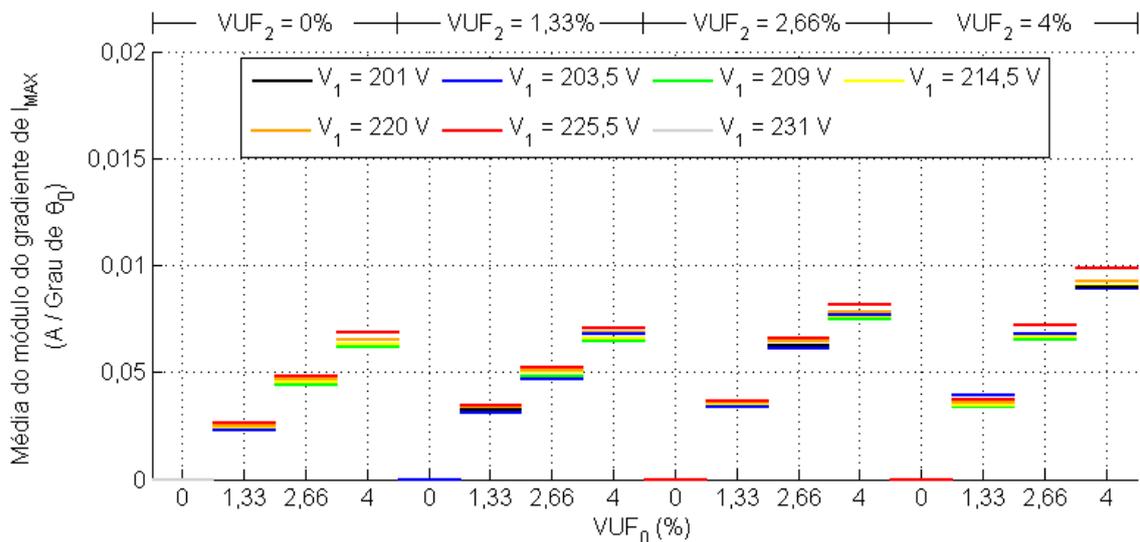


Figura 4.47 - Gradiente médio de  $I_{MAX}$  em relação à  $\theta_0$ .

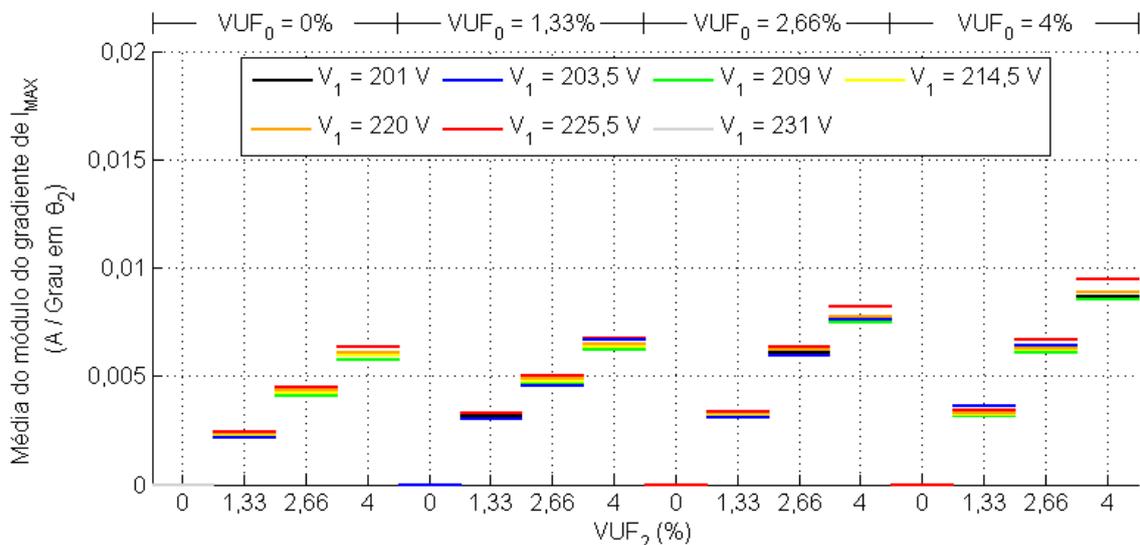


Figura 4.48 - Gradiente médio de  $I_{MAX}$  em relação à  $\theta_2$ .

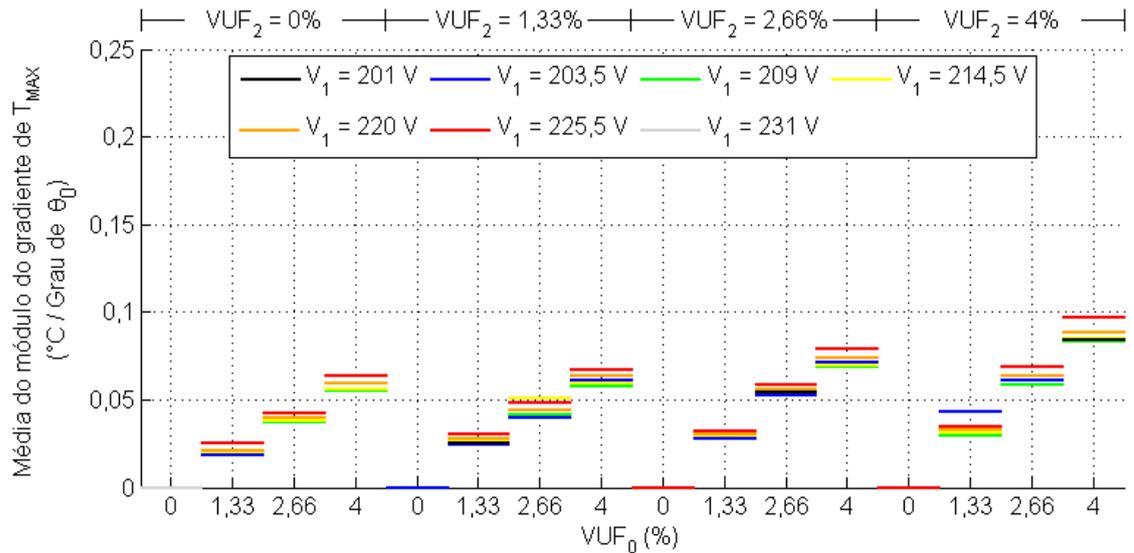


Figura 4.49 - Gradiente médio de  $T_{MAX}$  em relação à  $\theta_0$ .

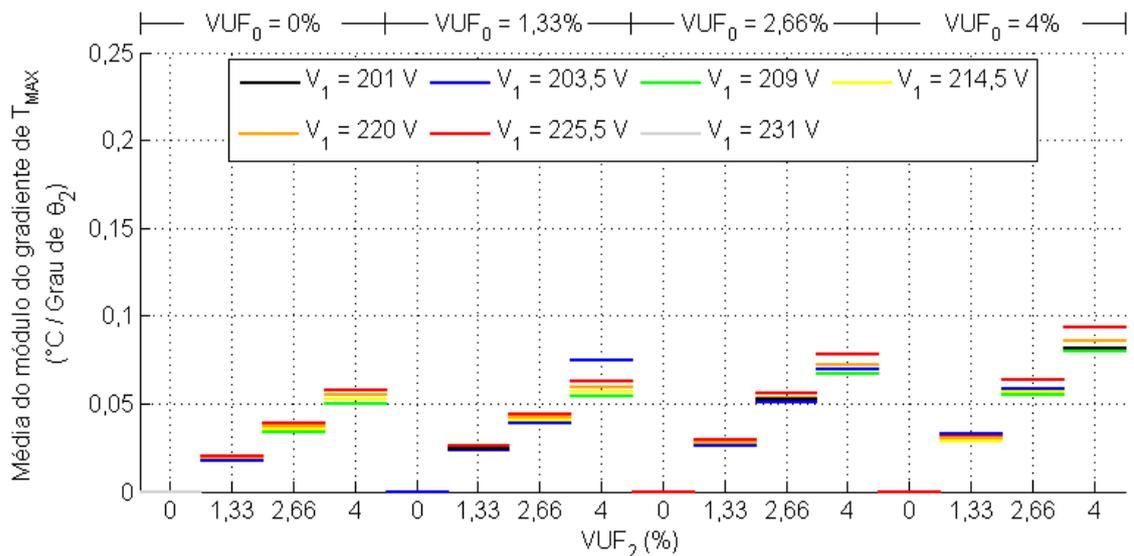


Figura 4.50 - Gradiente médio de  $T_{MAX}$  em relação à  $\theta_2$ .

Nas Figuras 4.47 a 4.50, é possível verificar que a elevação do  $VUF_0$  aumenta a sensibilidade da corrente e da temperatura com relação às variações em  $\theta_0$ . O mesmo ocorre quando da variação do  $VUF_2$  com relação ao  $\theta_2$ . Observa-se ainda que elevações em  $VUF_2$  também aumentam a sensibilidade de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  com relação às variações em  $\theta_0$ , e vice-versa.

Comparando-se os resultados da Figura 4.47 e 4.48, e ainda da Figura 4.49 e 4.50, verifica-se que os ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$  modificam  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  em proporções parecidas, pois os valores contidos nos respectivos gráficos são próximos uns dos outros.

Considerando a pior condição, ou seja,  $VUF_0 = VUF_2 = 4\%$ , têm-se, respectivamente, variações médias em função de  $\theta_0$  e  $\theta_2$  iguais a 9,2 e 8,8 mA/Grau . Nesta mesma ordem, têm-se para as temperaturas, variações de 0,087 e 0,084 °C/Grau.

As Figuras 4.51 e 4.52 apresentam, respectivamente, os valores de  $\theta_0$  e  $\theta_2$  correspondentes aos picos de correntes do MIT em estudo (valores máximos de  $I_{MAX}$ ). Já as Figuras 4.53 e 4.54 exibem os valores de  $\theta_0$  e  $\theta_2$  para os máximos valores de temperaturas. Em todos estes gráficos, os valores de correntes e temperatura encontram-se separados pelos indicadores  $V_1$ ,  $VUF_0$  e  $VUF_2$ .

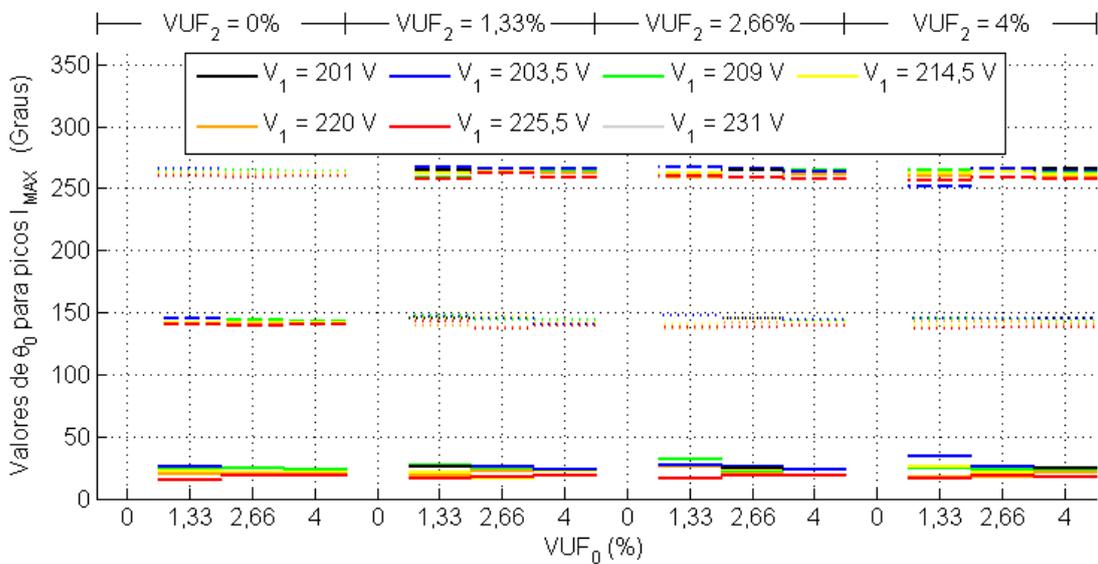


Figura 4.51 - Valores de  $\theta_0$  que culminam nos picos de  $I_{MAX}$ .

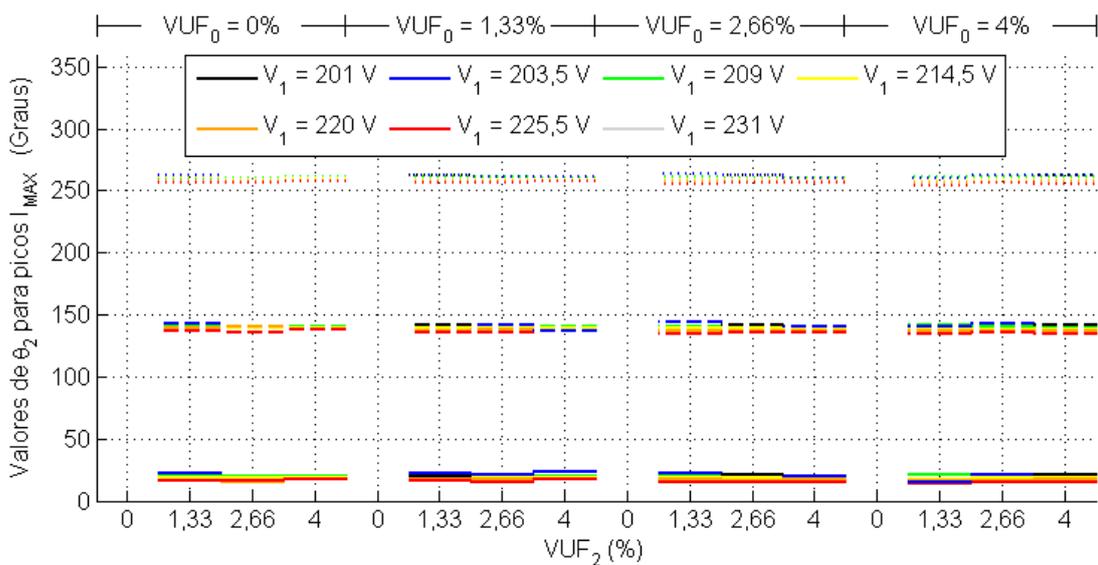


Figura 4.52 - Valores de  $\theta_2$  que culminam nos picos de  $I_{MAX}$ .

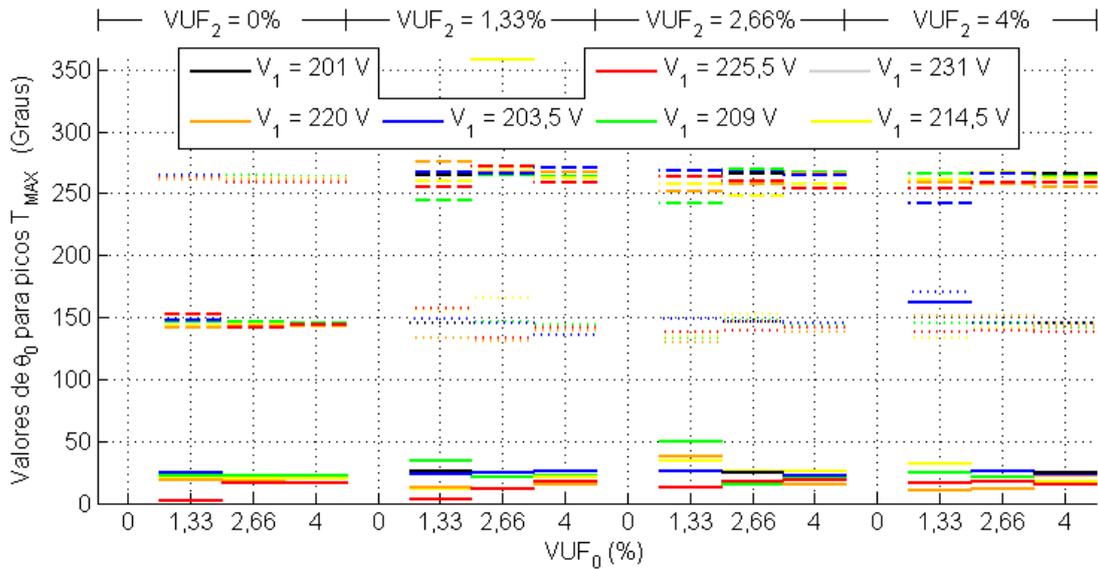


Figura 4.53 - Valores de  $\theta_0$  que culminam nos picos de  $T_{MAX}$ .

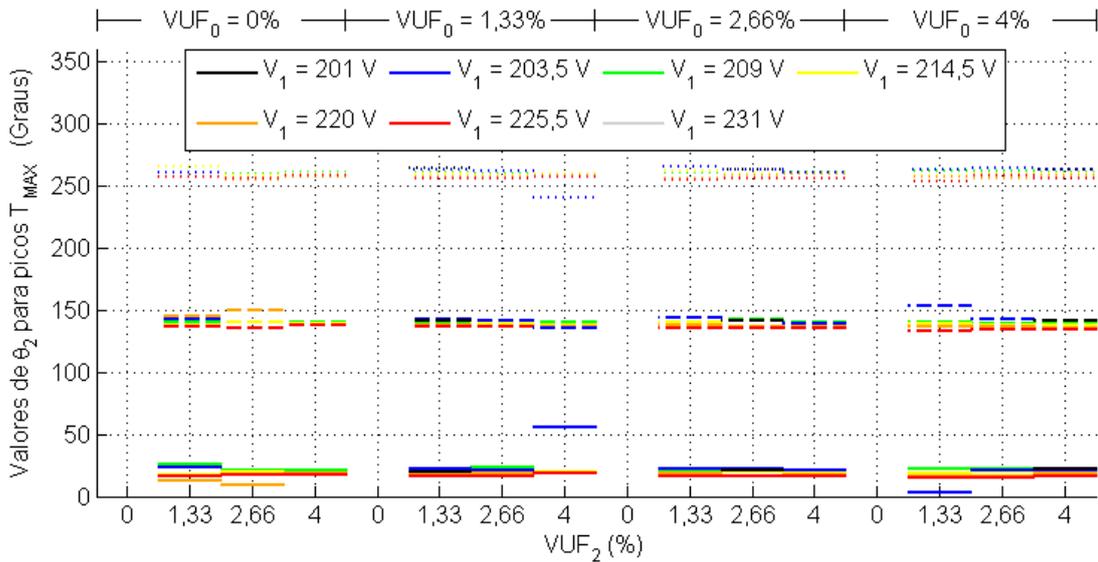


Figura 4.54 - Valores de  $\theta_2$  que culminam nos picos de  $T_{MAX}$ .

Das Figuras 4.51 a 4.54, observa-se ao comparar os picos de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  para cada valor de  $VUF_0$ , que os ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$  são próximos uns dos outros. O mesmo ocorre quando da análise considerando-se o  $VUF_2$ . Conclui-se que a influência de  $VUF_0$  e  $VUF_2$  é pequena, já que as curvas formadas pelos valores de pico em função de  $\theta_0$  ou  $\theta_2$  se aproximam de retas horizontais.

As Figuras 4.55 e 4.56 exibem, respectivamente, as diferenças entre os maiores e os menores valores de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  resultantes das variações de  $\theta_0$  e  $\theta_2$ , para cada combinação de  $V_1$ ,  $VUF_0$ , e  $VUF_2$ .

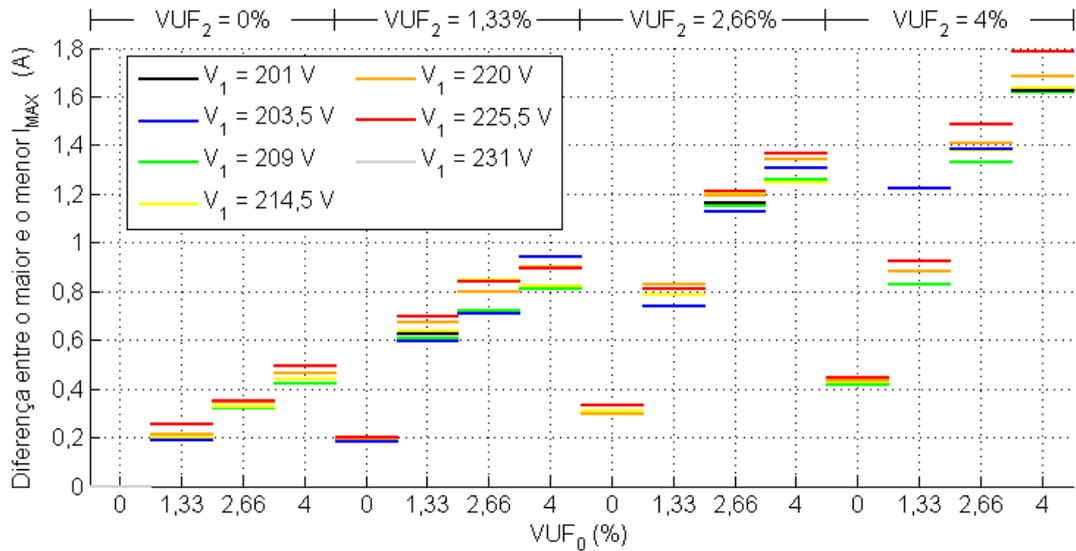


Figura 4.55 - Diferença entre o maior e o menor  $I_{MAX}$  resultantes das variações de  $\theta_0$  e  $\theta_2$ , para cada combinação de  $V_1$ ,  $VUF_0$  e  $VUF_2$ .

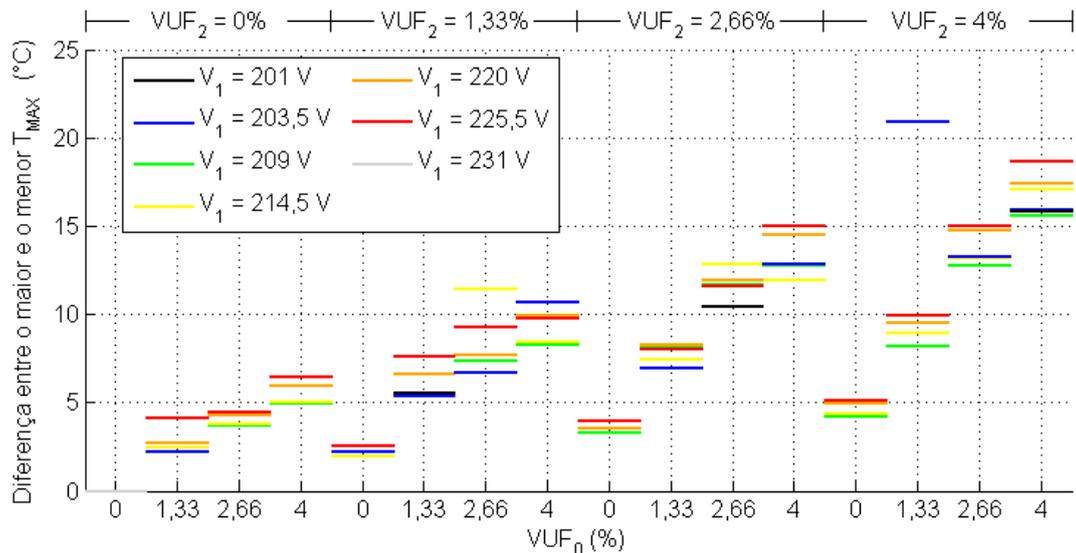


Figura 4.56 - Diferença entre o maior e o menor  $T_{MAX}$  resultantes das variações de  $\theta_0$  e  $\theta_2$ , para cada combinação de  $V_1$ ,  $VUF_0$  e  $VUF_2$ .

Das Figuras 4.55 e 4.56 verifica-se que, em função das variações de  $0^\circ$  a  $360^\circ$  em  $\theta_0$  e  $\theta_2$ , o  $I_{MAX}$  e o  $T_{MAX}$  podem ser alterados em até 1,78 A e  $18,6^\circ\text{C}^*$ , o que equivale, respectivamente, a 50% e 22,8% dos valores nominais.

A Tabela 4.8 apresenta resultados numéricos que permitem comparar a máxima influência das grandezas  $V_1$ ,  $VUF_0$ ,  $VUF_2$ ,  $\theta_0$  e  $\theta_2$  sobre o  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ .

\* Na apresentação do resultado desconsidera-se o valor que foge à curva da Figura 4.56, onde  $V_1 = 203,5\text{ V}$ ,  $VUF_0 = 1,33\%$  e  $VUF_2 = 4\%$ .

Tabela 4.8 - Comparação das máximas influências de  $V_1$ ,  $VUF_0$ ,  $VUF_2$ ,  $\theta_0$  e  $\theta_2$  sobre  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ .

Grandeza	Excursionando		Máxima variação de	Máxima variação de
	De:	Para:	$I_{MAX}$ (A)	$T_{MAX}$ (°C)
$V_1$	201 V	225,5 V	0,4	7,7
$VUF_0$	0%	4%	1,1	16,9
$VUF_2$	0%	4%	1,0	14,5
$\theta_0$ e $\theta_2$	0°	360°	1,8	18,6

Considerando as correntes elétricas e as faixas de excursão estabelecidas na Tabela 4.8, verifica-se que a máxima influência do  $VUF_0$  e do  $VUF_2$  é 262% maior do que a de  $V_1$ . Por sua vez, a máxima influência de  $\theta_0$  e  $\theta_2$  é 171% maior do que a de  $VUF_0$  ou  $VUF_2$ . Na mesma ordem de apresentação, para a temperatura essas porcentagens são de 204% e de 118%. Os resultados da Tabela 4.8 permitem afirmar que, entre as grandezas que definem o desequilíbrio de tensão ( $V_1$ ,  $VUF_0$ ,  $VUF_2$ ,  $\theta_0$  e  $\theta_2$ ), os ângulos são os que mais influenciam nos valores das correntes e das temperaturas. Logo, conclui-se que a quantificação somente dos módulos de  $VUF_0$  e  $VUF_2$  não é suficiente para a análise da temperatura de um motor submetido a desequilíbrios de tensões.

#### 4.5 - CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo, inicialmente, foi realizada uma análise detalhada dos resultados encontrados quando da avaliação dos fasores de tensão de fase e de linha frente a variação das componentes simétricas de tensão. Verificou-se que o ponto de neutro e as tensões de linha são definidos, respectivamente, pelos valores de  $CVUF_0$  e  $CVUF_2$ . Foi visto que, caso somente as tensões de linha sejam empregadas na quantificação do desequilíbrio de tensão, os indicadores relacionados à componente de sequência zero são sempre nulos, mesmo existindo desequilíbrio nas tensões de fase. No caso de cargas conectadas em estrela aterrada, a desconsideração dos indicadores de sequência zero pode omitir os seus efeitos.

Em seguida, procedeu-se para a identificação e validação dos parâmetros do modelo térmico e da RNA. Os resultados obtidos permitiram caracterizar estes dois métodos como excelentes formas de se estimar os valores das temperaturas de um MIT submetido a

desequilíbrios de tensão. Apesar de o modelo térmico se mostrar menos preciso do que a RNA, ele foi escolhido como ferramenta computacional para estimar as temperaturas nos enrolamentos do MIT, pois as investigações evidenciaram que este método teve uma melhor qualidade em suas aproximações.

Efetuada estas etapas iniciais, partiu-se para a avaliação da influência das componentes de sequência sobre as temperaturas do MIT. Por meio de um ensaio com tensões equilibradas, obteve-se o valor nominal da temperatura de 56,6 °C acima da temperatura ambiente ou de 81,6 °C, ou seja, considerando a temperatura ambiente de 25 °C.

Na sequência, executou-se uma série de análises em relação à  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ . As investigações foram conduzidas focando-se primeiramente nos pares  $VUF_0$  e  $VUF_2$ , depois em  $V_1$ , e por fim, nos ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$ . Verificou-se que  $\theta_0$  e  $\theta_2$  são os parâmetros que mais influenciam as correntes e as temperaturas de um MIT. Em segundo lugar, têm-se os indicadores  $VUF_0$  e  $VUF_2$ , e por último, segue a influência da componente de sequência positiva. Concluiu-se que a quantificação somente dos módulos de  $VUF_0$  e  $VUF_2$  não é suficiente para a análise da temperatura de um MIT submetido a desequilíbrios de tensões.

## 5 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES

Apesar da existência de comentários conclusivos ao longo deste estudo, considera-se necessária uma abordagem global acerca os principais aspectos observados. Nesse sentido, este capítulo visa apresentar uma síntese dos principais resultados detectados em toda a dissertação. Além disso, são sugeridas propostas de trabalhos futuros que podem proporcionar uma continuidade desta pesquisa.

O Capítulo 1 buscou exprimir, de uma forma geral, a atual condição do tema com relação à área de qualidade da energia elétrica, e ainda, a necessidade de estudos direcionados ao desequilíbrio de tensão. Adicionalmente, foram ressaltadas as lacunas a serem preenchidas, e estabeleceram-se os objetivos gerais desta dissertação.

O Capítulo 2 prestou-se à abordagem dos principais conceitos acerca de desequilíbrios de tensões, a saber: os diferentes métodos para o cálculo dos indicadores, causas, efeitos, normalizações e o Estado da Arte. Desta exposição, conclui-se que alguns documentos normativos adotam para a quantificação do desequilíbrio o índice dado pela razão entre os módulos das componentes de sequência negativa e positiva. Nestes documentos, o emprego de um índice que contemple a componente de sequência zero não é obrigatório.

Foram ainda exibidos neste capítulo, os circuitos equivalentes de MITs (de sequência zero, positiva e negativa) para condições desequilibradas. Em conjunto, os três circuitos constituem um modelo trifásico do motor, que permite dentre várias ações, a estimação das correntes elétricas que circulam no estator da máquina quando há uma alimentação desequilibrada. Em seguida, partiu-se para a apresentação dos aspectos básicos e necessários à elaboração de modelos térmicos de um MIT.

O Capítulo 3 prestou-se para a exibição da infraestrutura laboratorial e métodos empregados para se alcançar com êxito os objetivos deste estudo. Foram propostos o modelo térmico e a RNA e descritos os procedimentos adotados para as análises da influência das componentes de sequência sobre as temperaturas do MIT. A ferramenta de controle da tensão de entrada e de geração de relatórios desenvolvida mostrou-se bastante eficaz e necessária à realização deste estudo, pois com seu emprego, os milhares de valores

de desequilíbrio de tensão aplicados sobre o MIT foram gerados e lidos de forma automática.

Foram ainda detalhadamente descritos neste capítulo os quatro conjuntos de banco dados empregados neste estudo, as técnicas de obtenção dos parâmetros presentes nos modelos dos circuitos equivalentes e térmicos, a configuração da RNA e os procedimentos adotados para comparar o modelo térmico e a RNA.

O Capítulo 4 expôs os principais resultados identificados com a execução desta pesquisa. Inicialmente, focou-se na análise do comportamento das tensões de linha e de fase frente às mudanças das componentes simétricas. Verificou-se que a posição do ponto de neutro é definida pelas coordenadas polares de  $CVUF_0$ , onde seu módulo é o raio da circunferência que caracteriza o lugar geométrico das possíveis posições do neutro, e o seu ângulo permite a identificação exata da posição do neutro. As tensões de linha estão diretamente relacionadas à componente de sequência negativa. Quanto menor a componente de sequência negativa, mais próximo o triângulo formado pelas tensões de linha será de um equilátero (tensões equilibradas). Se o módulo do  $CVUF_2$  é diferente de zero, as tensões de linha encontram-se desequilibradas, e por consequência, as tensões de fase também estarão desequilibradas. Contudo, há condições onde as tensões de linha são equilibradas e as tensões de fase são desequilibradas ( $VUF_0 \neq 0$  e  $VUF_2 = 0$ ).

Desta investigação conclui-se que, caso somente as tensões de linha sejam empregadas na quantificação do desequilíbrio de tensão, os indicadores relacionados à componente de sequência zero são sempre iguais à zero, mesmo existindo desequilíbrio nas tensões de fase. Ressalta-se que documentos normativos que não consideram os indicadores de sequência zero estão desprezando os possíveis efeitos que este tipo de desequilíbrio causa em cargas, como exemplo, um MIT conectado em estrela aterrada. Com isso, os efeitos da componente de sequência zero estão sendo negligenciados.

Os procedimentos de identificação e validação dos parâmetros do modelo térmico e da RNA conduziram a resultados que caracterizam estes dois métodos como excelentes formas de se obter, com base em simulações computacionais, os valores das temperaturas de um MIT submetido a desequilíbrios de tensão. Os erros médios entre as temperaturas estimadas e as medidas em laboratório, tanto empregando-se o modelo térmico como a

RNA, não ultrapassaram 1% do valor nominal da temperatura do MIT. Da avaliação comparativa entre estes dois métodos, elegeu-se o modelo térmico como a ferramenta de estimação das temperaturas nos enrolamentos do estator do MIT mais apropriada para os estudos desta dissertação. Embora o modelo térmico tenha se mostrado menos preciso do que a RNA, ele foi menos susceptível à escolha dos coeficientes iniciais (quando da aplicação das regressões não lineares).

Em seguida, executaram-se as análises em relação à  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  para cada combinação de  $V_1$ ,  $VUF_0$ ,  $VUF_2$ ,  $\theta_0$  e  $\theta_2$  presentes nos bancos de dados BD3 e BD4. Com base em uma avaliação visual de gráficos que expôs o comportamento das correntes e das temperaturas em função das mencionadas grandezas, verificou-se que as cinco grandezas, em maior ou menor grau, afetaram os valores de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ . Foi possível observar a existência de simetria entre os comportamentos tanto das correntes como das temperaturas em função de  $\theta_0$  e  $\theta_2$ . Verificou-se também que para determinadas combinações dos ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$ , condições de desequilíbrios com elevados valores de  $VUF_0$  e  $VUF_2$  apresentaram temperaturas menores do que outras condições que possuíam indicadores de desequilíbrio de tensão menores.

Na sequência, investigou-se para diversas condições o quanto incrementos de 1,33% no  $VUF_0$  e no  $VUF_2$  alteram os valores de  $I_{MAX}$  e de  $T_{MAX}$ . Conclui-se que a contribuição de  $VUF_0$ , com relação às correntes e temperaturas, é semelhante à contribuição de  $VUF_2$ . A proporção pela qual  $VUF_0$  e o  $VUF_2$  influenciam  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  não se altera de maneira significativa com relação a mudanças nas amplitudes de  $V_1$ .

Foram ainda apresentados os valores de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  em função do  $VUF_0$  e do  $VUF_2$ . Com esses resultados efetuaram-se regressões lineares, as quais proporcionaram quatro equações de retas que, por sua vez, permitiram estimar como se deu a variação média de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  em função do  $VUF_0$  e  $VUF_2$ . Destas análises, concluiu-se que, se empregados sozinhos, os indicadores  $VUF_0$  e  $VUF_2$  caracterizam-se como inadequados para a quantificação do desequilíbrio de tensão.

A seção de análise seguinte teve por objetivo avaliar, a influência de  $V_1$  sobre as correntes e as temperaturas do MIT. Para cada valor da componente de sequência positiva foram exibidos os valores médios e as variações médias de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$ . Constatou-se que a

variação de 30 V em  $V_1$  causou a variação média de 5,9% e 7,3% dos valores nominais das correntes e das temperaturas, respectivamente. Concluiu-se também que, para o MIT em estudo (tensão nominal de 220 V), desequilíbrios de tensões com  $V_1$  menor que 220 V se mostraram menos prejudiciais quando comparados àquelas onde o  $V_1$  se encontra acima do mencionado patamar.

Nesta etapa, os valores de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  foram exibidos de acordo com as amplitudes de  $V_1$ . Com esses resultados efetuaram-se regressões lineares que proporcionaram duas equações de retas, as quais permitiram estimar como se deu a variação média de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  em função do  $V_1$ . Constatou-se que as variações médias de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  com relação a  $V_1$  foram, respectivamente, de 0,0106 A/V e 0,2862 °C/V. Isso leva à conclusão de que a influência de  $V_1$  sobre as correntes e as temperaturas do MIT submetido a desequilíbrio é menor que a influência de  $VUF_0$  e  $VUF_2$ .

Para a avaliação da influência dos ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$ , exibiram-se os resultados de  $I_{MAX}$  e  $T_{MAX}$  decorrentes da aplicação sobre o MIT de desequilíbrios de tensão com  $V_1 = 220$  V e  $VUF_0 = VUF_2 = 2,66\%$ . Do exposto, verificou-se que a temperatura é sensível à  $I_{MAX}$  e às variações na temperatura ambiente. Concluiu-se que as sensibilidades da corrente elétrica às variações nos ângulos  $\theta_0$  e  $\theta_2$  são similares. Porém, a temperatura se mostrou mais sensível às variações angulares em  $\theta_0$ .

Em seguida, para  $V_1 = 220$  V e  $VUF_0 = VUF_2 = 2,66\%$ , estipulou-se um valor fixo de  $135^\circ$  para  $\theta_2$ , e variou-se  $\theta_0$  de  $0^\circ$  a  $360^\circ$ . Com isso, constatou-se que, conhecendo-se os valores de  $V_1$ ,  $VUF_0$ ,  $VUF_2$  e  $\theta_2$ , é possível determinar com precisão a corrente e a temperatura em cada fase em função de  $\theta_0$ . O mesmo acontece para  $\theta_2$ . Tanto as correntes como as temperaturas de cada fase, apresentam entre si algumas defasagens. Logo, conclui-se que não é possível que as três fases apresentem temperaturas máximas para uma mesma condição de desequilíbrio.

Por fim, verificou-se que os ângulos de  $\theta_0$  e  $\theta_2$  são os parâmetros que mais influenciam as correntes e as temperaturas de um MIT. Em segundo lugar, têm-se os indicadores  $VUF_0$  e  $VUF_2$ , e por último, segue a influência da componente de sequência positiva. Do exposto, concluiu-se que a quantificação somente dos módulos de  $VUF_0$  e  $VUF_2$  não é suficiente para a análise da temperatura de um MIT submetido a desequilíbrios de tensões.

Pôde-se observar, no decorrer das investigações realizadas neste trabalho, que algumas análises extras poderiam ser realizadas de forma a contribuir ou dar continuidade à pesquisa. Neste sentido, têm-se as seguintes propostas para trabalhos futuros:

- Realizar testes complementares com o MIT ligado em estrela não aterrada ou em delta.
- Investigar a possibilidade de elaboração de novo(s) indicador(es) de desequilíbrio de tensão que, além de contemplar a componente de sequência zero, tenha uma relação com os valores de  $I_{MAX}$ ;
- Comparar os resultados do modelo térmico proposto nesta dissertação com outros modelos existentes na literatura;
- Averiguar os efeitos da temperatura na vida útil do MIT;
- Comparar os resultados aqui obtidos com os de outros motores com diferentes potências e aspectos construtivos;
- Investigar a influência de tensões desequilibradas em conjunto com a presença de harmônicas e inter-harmônicas.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Abreu, J.P.G., Emanuel, A.E. (2002). “Induction Motor Thermal Aging Caused by Voltage Distortion and Imbalance: Loss of Useful Life and Its Estimated Cost.” In: *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 38, no 1.
- Almeida, J.L.A. (1999) “Metodologia para Avaliação do Comportamento e Vida Útil de Motores Alimentados por Fontes Assimétricas de Tensão.” Tese de Doutorado, Universidade de São Paulo.
- Almeida, M.L. (2013) “Avaliação da Temperatura do Motor de Indução Trifásico Submetido a Desequilíbrios de Tensão.” Dissertação de mestrado, Universidade de Brasília.
- ANEEL (2000). “Contribuição para a Normalização da Qualidade da Energia Elétrica – Harmônicos e Desequilíbrios nas Redes Elétricas.” Relatório Parcial 6 – Resultados das Medições e Tratamentos, Universidade Federal de Uberlândia.
- Anwari, M., Hiendro, A. (2010) “New unbalance factor for estimating performance of a three-phase induction motor with under- and overvoltage unbalance.” In: *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 25, no. 3, p. 619-625.
- Bollen, Math H.J., Gu, Irene Y.H. (2006) “Signal Processing of Power Quality Disturbances.” IEEE Press Series on Power Engineering.
- Bousbaine, A., McCornick, M., Low, W.F. (1995) “In-Situ Determination of Thermal Coefficients for Electrical Machines.” In: *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 10, no. 3, p. 385-391.
- Bronzeado, H.S. (2002) “Qualidade da Energia Elétrica - Conceitos, Problemas e Soluções”.
- Chowdhury, S.K., Baski, P.K. (2010) “A Simple Lumped Parameter Thermal Model for Electrical machine of TEFC Design.” In: *2010 Joint International Conference on Power Electronics, Drives and Energy Systems (PEDES) & 2010 Power India*, p. 1-7.
- Duarte, S.X., Kagan, N. (2010) “A Power-Quality Index to Assess the Impact of Voltage Harmonic Distortions and Unbalance to Three-Phase Induction Motors.” In: *IEEE Transaction on Power Delivery*, vol. 25, no. 3, p. 1846-1854.

- Faiz, J., Ebrahimpour, H. (2005) “Precise derating of three-phase induction motors with unbalanced voltages.” In: *Conference Record of the 2005: Industry Applications Conference; Fourtieth IAS Annual Meeting*, vol. 1, p. 485-491.
- Faiz, J., Ebrahimpour, H., Pillay, P. (2004) “Influence of unbalanced voltage on the steady-state performance of a three-phase squirrel-cage induction motor.” In: *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 19, no. 4, p. 657-662.
- Filho, A.L.F. (2008) “Análise do Comportamento do Fator de Desequilíbrio frente a Variação da Amplitude e do Ângulo da Tensão.” Tese de Doutorado, Universidade de Brasília.
- Fortescue, C.L. (1918) “Method of Symmetrical Co-ordinates Applied to the Solution of Polyphase Networks.” In: *34th Annual Convention of the American Institute of Electrical Engineering*, Atlantic City, N. J., p. 1027-1140.
- Gnacinski, P. (2008) “Effect of unbalanced voltage on windings temperature, operational life and load carrying capacity of induction machine.” In: *ScienceDirect Energy Conversion and Management*, vol. 49, no. 4, p. 761-770.
- Hollanda, D. L.R. (2012) “Análise Comportamental do Motor de Indução Trifásico Submetido a Desequilíbrios de Tensão Sob o Ponto de Vista de Conjugado e Rendimento.” Dissertação de Mestrado, Universidade de Brasília, 2012.
- IEC 61000-4-30 (2008) “Electromagnetic compatibility (EMC) – Part 4-30: Testing and measurement techniques – Power quality measurement methods.”, International Standard, Edition 2.0.
- IEEE 1159-1993 (1993) “IEEE Recommended Practice for Electric Power Distribution for Industrial Plants.” Power Systems Engineering Committee of the Industrial and Commercial Power Systems Department of the IEEE Industry Applications Society.
- IEEE 141-1995 (1995) “IEEE Recommended Practice for Monitoring Electric Power Quality.” IEEE Standards Coordinating Committee 22 on Power Quality.
- IEEE 1159-2009 (2009) “IEEE Recommended Practice for Monitoring Electric Power Quality.” Transmission and Distribution Committee of the IEEE Power & Energy Society.
- Kersting, W.H. e Phillips, W.H. (1997) “Phase Frame Analysis of the Effects of Voltage Unbalance on Induction Machines”. In: *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 33, no. 2, p. 415-420.

- Kini, P.G. e Bansal, R.C. (2007) “A Novel Approach Toward Interpretation and Application of Voltage Unbalance Factor.” In: *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 54, no 4, p. 2315-2322.
- Kini, P. G. e Bansal, R. C. (2010) “Effect of Voltage and Load Variations on Efficiencies of a Motor-Pump System.” In: *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 25, no 2, p. 287-292.
- Lee, C.Y., Chen, B.K., Lee, W.J., Hsu, Y.F. (1997) “Effects of Various Voltages on the Operation Performance of an Induction Motor under the Same Unbalance Factor Condition.” In: *Industrial and Commercial Power Systems Technical Conference*, p. 51-59.
- Lee, C. Y. (1999) “Effects of Unbalanced Voltage on the Operation Performance of a Three-Phase Induction Motor.” In: *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 14, no 2, p. 202–208.
- Mellor, P.H., Roberts D., Turner D.R. (1991) “Lumped parameter thermal model for electrical machines of TEFC design.” In: *Electric Power Applications, IEE Proceedings B*, vol. 138, no. 5, p. 205-218.
- Mendes, A.M.S., Quispe, E.C., Fernández, X.M.L., Cardoso, A.J.M. (2010) “Influence of the Positive Sequence Voltage on the Temperature of Three-Phase Induction Motors.” In: *XIX International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Rome, p. 1-6.
- NRS 048-2:2003 (2003) “Electricity Supply – Quality of Supply – Part 2: Voltage Characteristics, Compatibility Levels, Limits and Assessment Methods.” Printed by Standards South Africa.
- ONS, Operador Nacional do Sistema Elétrico (2011) “Procedimentos De Rede, Submódulo 2.8: Gerenciamento dos indicadores de desempenho da rede básica e de seus componentes.” Revisão 2.0, data de vigência 11 de novembro de 2011.
- Oraee, H. (2000) “A Quantitative Approach to Estimate the Life Expectancy of Motor Insulation Systems.” In: *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 7, no. 6, p. 790-796.
- Pillay, P., Hofmann, P. (2001) “Derating of Induction Motors Operating with a Combination of Unbalanced Voltages and Over- or Undervoltages.” In: *IEEE Power Engineering Society Winter Meeting*, vol. 3, p. 1365–1371.

- Pillay, P., Manyage, M. (2006) “Loss of Life in Induction Machines Operating With Unbalanced Supplies.” In: *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 21, no. 4, p. 813–822.
- PRODIST, ANEEL (2012) “Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional, Módulo 8 - Qualidade da Energia Elétrica.” Revisão 4, data de vigência: fevereiro de 2012 a dezembro de 2014.
- Quispe, E.C., Fernández, X.M.L., Mendes, A.M.S., Cardoso, A.J.M., Palacios, J.A. (2011) “Experimental study of the effect of positive sequence voltage on the derating of induction motors under voltage unbalance.” In: *IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC)*, p. 908-912.
- Shenkman A., Chertkov M (1999) “Heat conditions of a three-phase induction motor by a one-phase supply.” In: *Electric Power Applications, IEE Proceedings*, vol. 146, no. 4, p. 361-367.
- Siddique, A., Yadava, G.S., Singh, B. (2004) “Effect of Voltage Unbalance on Induction Motors”. In: *Conference Record of the 2004 IEEE International Symposium on Electrical Insulation*, p. 26-29.
- Souto, O.C.N. (2001) “Modelagem e Análise do Desempenho Térmico de Motores de Indução sob Condições não Ideais de Alimentação.” Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia.
- Wang, Y.J. (2001) “Analysis of Effects of Three-Phase Voltage Unbalance on Induction Motors with Emphasis on the Angle of the Complex Voltage Unbalance Factor.” In: *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 16, no. 3, p. 270–275.
- Wikipédia (2014a). “Condução Térmica” Disponível em: <[http://pt.wikipedia.org/wiki/Condução\\_térmica](http://pt.wikipedia.org/wiki/Condução_térmica)>. Acesso em março de 2014.
- Wikipédia (2014b). “Convecção” Disponível em: <<http://pt.wikipedia.org/wiki/Convecção>>. Acesso em março de 2014.
- Wikipédia (2014c). “Irradiação Térmica” Disponível em: <[http://pt.wikipedia.org/wiki/Irradiação\\_térmica](http://pt.wikipedia.org/wiki/Irradiação_térmica)>. Acesso em março de 2014.

## **APÊNDICES**

## A - TRANSMISSÃO DE CALOR

### A.1 - TRANSMISSÃO DE CALOR POR CONDUÇÃO

A condução é o processo de transferência de energia térmica que ocorre sem o transporte da substância formadora do sistema, devido a um gradiente de temperatura. O fluxo de calor por condução de um sistema térmico é regido pela lei de Fourier (Souto 2001, Wikipédia, 2014a). Para o caso de propagação de calor unidimensional, quando há gradiente de temperatura apenas na direção  $x$ , tem-se a equação (A.1):

$$q_{cond} = -\lambda S \frac{dT}{dx} \quad (A.1)$$

Onde:

$q_{cond}$  - taxa de transferência de calor por condução (W);

$S$  - seção de área perpendicular à direção do fluxo em calor (m<sup>2</sup>);

$\lambda$  - condutividade térmica do material (W/m°C);

$dT/dx$  - gradiente de temperatura na direção  $x$  da seção (°C/m).

Conforme a segunda lei da termodinâmica, a equação (A.1) apresenta um sinal negativo porque o calor flui da maior para a menor temperatura.

Se a transferência de calor se dá em superfície condutora uniforme de comprimento  $L$ , e a distribuição espacial das temperaturas no objeto condutor não se altera, tem-se a equação (A.2):

$$q = -\lambda S (T_{quente} - T_{frio}) = \frac{\Delta T}{L/\lambda S} \quad (A.2)$$

O termo  $L/\lambda S$  representa a resistência térmica que a superfície condutora oferece ao fluxo de calor e a condutância térmica corresponde ao seu inverso.

## A.2 - TRANSMISSÃO DE CALOR POR CONVECÇÃO

Na propagação do calor por convecção ocorre a movimentação dos fluidos. Contudo, neste processo, a energia térmica é transferida da mesma forma que na condução, ou seja, entre átomos, elétrons e moléculas vizinhas.

Com relação a sua natureza, a transferência de calor convectiva pode ser natural ou forçada. No primeiro caso, o fluido se movimenta somente em decorrência das diferenças de densidades causadas pelas variações de temperaturas ao longo da mistura. Já na convecção forçada, o fluido é compelido a se movimentar por meio de uma fonte externa de energia, por exemplo, o ar que circula pelo ventilador acoplado ao eixo do motor ou aos vórtices originados pelas suas partes girantes.

A taxa de transferência de calor convectiva é calculada pela equação (A.3), que se traduz na lei de resfriamento de Newton (Souto, 2001, Wikipédia, 2014b), a qual estabelece que a taxa de perda de calor de um corpo é proporcional à diferença nas temperaturas entre o corpo e seus arredores.

$$q_{conv} = hS\Delta T \quad (\text{A.3})$$

Onde:

$q_{conv}$  - taxa de transferência de calor por convecção (W);

$S$  - seção de área perpendicular à direção do fluxo em calor ( $\text{m}^2$ );

$\Delta T$  - diferença de temperatura entre a superfície e o fluido ( $^{\circ}\text{C}$ );

$h$  - coeficiente de transferência de calor por convecção ( $\text{W}/\text{m}^2\text{ }^{\circ}\text{C}$ ).

Na equação (A.3), a condutância térmica para a transmissão de calor por convecção é definida por  $hS$ , e a resistência térmica é dada pelo seu inverso. A obtenção do coeficiente  $h$  é uma tarefa complexa, pois ele depende da geometria da superfície, do tipo de fluxo (laminar ou turbulento), da temperatura, da velocidade, da viscosidade e de outras propriedades físicas do fluido.

### A.3 - TRANSMISSÃO DE CALOR POR RADIAÇÃO

No processo de troca de calor por radiação, a energia é transmitida entre corpos de diferentes temperaturas, separados no espaço por algum meio físico, ou até mesmo pelo vácuo. A energia radiante apresenta-se na forma eletromagnética, diferindo-se da luz visível apenas no comprimento de onda.

A taxa de transferência de calor no processo de radiação, também denominada por lei de Stefan-Boltzmann (Souto, 2001, Wikipédia, 2014c), é calculada conforme equação (A.4):

$$q_{rad} = S\gamma\varepsilon(T_{quente}^4 - T_{frio}^4) \quad (A.4)$$

Onde:

$q_{rad}$  - taxa de transferência de calor por radiação (W);

$S$  - seção de área perpendicular à direção do fluxo em calor ( $m^2$ );

$T$  - temperatura da superfície (K);

$\gamma$  - constante de Stefan-Boltzmann, ( $\gamma = 5,669 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ K}^4$ ).

$\varepsilon$  - emissividade da superfície cinza, ou seja, razão entre a emissão da superfície cinza e a emissão do corpo negro à mesma temperatura.

Na equação (A.4) o coeficiente  $\gamma$  corresponde à emissividade de um corpo negro ideal, ou seja, aquele que absorve toda a radiação eletromagnética nele incidente e emite a máxima radiação possível para todos os comprimentos de ondas relativos à sua temperatura. Como na natureza não existem irradiadores perfeitos, corrige-se a emissividade do corpo real (superfície cinza) multiplicando o coeficiente de Stefan-Boltzmann pelo número  $\varepsilon$ , que é positivo e menor que 1.

## **B - EXEMPLOS DE MODELOS TÉRMICOS**

Para servir de parâmetro de comparação, tomam-se como referência neste trabalho, três circuitos térmicos avaliados por (Souto, 2001). Na verdade, tais modelos foram eleitos por abrangerem em sua totalidade os diferentes graus de complexidades existentes. Vale ressaltar que não faz parte dos objetivos desta dissertação a avaliação dos modelos térmicos oriundos da mencionada referência. A obtenção dos parâmetros que constituem estes modelos é bastante trabalhosa, pois ela requer o conhecimento detalhado das dimensões físicas, bem como das características dos diversos elementos do motor. Por esta razão, somente os conceitos envolvidos em suas elaborações serão úteis para a proposição de um novo modelo que cumpra os propósitos de análise da influência das componentes de sequência sobre a temperatura de um MIT, da maneira mais simples possível.

Nas representações aqui expostas, considera-se um modelo a parâmetros concentrados, onde, cada unidade física (núcleo do estator, enrolamentos do estator, núcleo do rotor, enrolamento do rotor, etc.) forma um corpo homogêneo, cada qual tendo a mesma temperatura em todas as suas partes, tanto internamente como na sua superfície externa. Ademais, o calor perdido para o meio ambiente por irradiação é desprezível.

A seguir, apresentam-se os três exemplos de modelos térmicos que foram avaliados por Souto (2001).

### **B.1 - MODELO TÉRMICO CLÁSSICO**

Na grande maioria dos modelos térmicos de máquina de indução, as elevações de temperaturas são representadas nas diversas partes constituintes do motor. Porém, quanto maior o número de elementos representativos, maior o grau de complexidade, sobretudo porque o calor ocorre de forma distribuída entre as várias superfícies do motor. Além deste fato, a geometria complexa e a diversidade dos materiais que constituem a máquina de indução também contribuem para as dificuldades enfrentadas.

Visando-se a simplicidade de cálculos sem grandes prejuízos à precisão dos resultados, a literatura sugere o modelo térmico clássico do motor de indução trifásico. Este é também

conhecido como um sistema de primeira ordem, por ser regido por uma única equação diferencial. Este método permite avaliar a elevação da temperatura dos enrolamentos do estator em relação à temperatura ambiente. A Figura B.1 mostra o circuito térmico de primeira ordem.

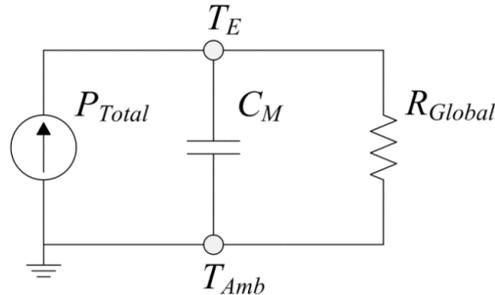


Figura B.1 - Circuito térmico clássico de primeira ordem do motor (Souto, 2001, modificado).

Ao examinar a Figura B.1 constata-se que a elevação da temperatura dos enrolamentos do estator deve-se a transferência de todo calor gerado internamente à máquina para o ambiente. Em outras palavras, o motor é visto com sendo um corpo homogêneo, tendo a mesma temperatura em todas as suas partes.

No circuito supramencionado tem-se:

$P_{Total}$  - perdas totais geradas no motor (W);

$C_M$  - capacitância térmica equivalente do motor de indução (Ws/°C);

$R_{Global}$  - resistência térmica global do motor (°C/W);

$\Delta T_E$  - elevação de temperatura dos enrolamentos do estator (°C).

Este modelo contempla apenas uma fonte de energia térmica, a qual reúne em um só parâmetro as diversas perdas que ocorrem no motor. A expressão (B.1) mostra a composição das referidas perdas:

$$P_{Total} = \sum Perdas = P_{JE} + P_{JR} + P_{Fe} + P_{sup} \quad (B.1)$$

Onde:

$P_{JE}$  - perdas no cobre dos enrolamentos do estator (W);

$P_{JR}$  - perdas nas barras de alumínio do rotor (W);

$P_{Fe}$  - perdas no núcleo magnético (W);

$P_{sup}$  - perdas suplementares (W).

## B.2 - MODELO TÉRMICO MONOFÁSICO

Este item apresenta um modelo térmico mais simples, cuja característica principal é a facilidade de obtenção dos parâmetros térmicos. Naturalmente, a busca pela simplicidade exige algumas considerações, visto que a máquina possui várias fontes de calor, diversidade de materiais e configuração geométrica com forte anisotropia.

A elaboração do modelo é fundamentada no processo de troca de calor que ocorre interiormente no motor. Em regime permanente, o calor gerado nos enrolamentos do estator é dissipado através do isolamento, e transferido para o ambiente através do núcleo. Conseqüentemente, o núcleo do estator sofre um aquecimento devido ao calor proveniente dos enrolamentos somado aquele gerado pelas perdas no ferro. Há ainda a dissipação para o meio ambiente de todo o calor gerado no estator.

Quanto ao rotor, a maior parte do calor gerado nas barras é transferida para o seu núcleo. Apenas uma parcela muito pequena da energia térmica dos enrolamentos é transferida diretamente para o ar. A maior parte da transferência de calor ocorre dos enrolamentos para o núcleo e daí para o ar (Souto, 2001).

As Figuras B.2 e B.3 mostram, respectivamente, o circuito térmico monofásico associado ao estator e ao rotor da máquina de indução trifásica. Como pode ser observado, no modelo monofásico, o motor é desacoplado em duas partes, portanto, não há trocas térmicas entre o estator e o rotor (Souto, 2001).

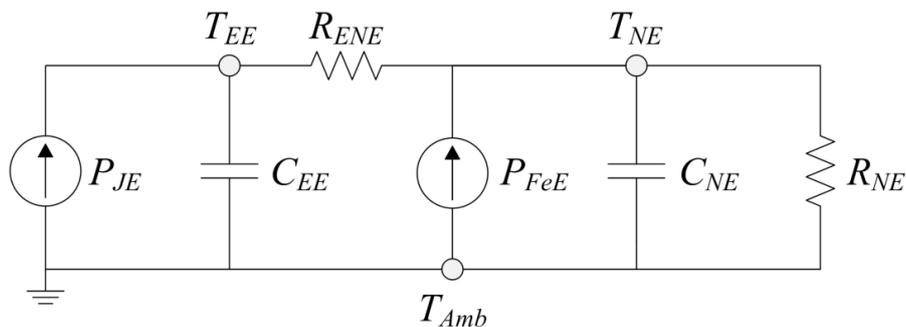


Figura B.2 - Circuito térmico monofásico do estator (Souto, 2001, modificado).

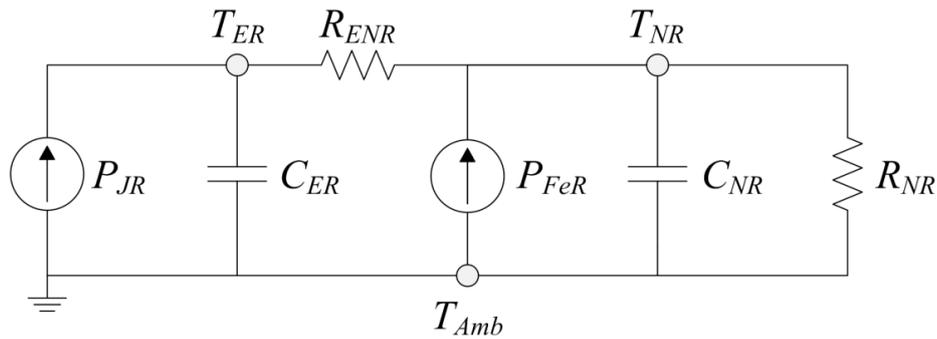


Figura B.3 - Circuito térmico monofásico do rotor (Souto, 2001, modificado).

Nas Figuras B.2 e B.3, identificam-se os seguintes parâmetros:

- $P_{JE}$  - perdas “joule” nos enrolamentos do estator (W);
- $P_{JR}$  - perdas “joule” nas barras do rotor (W);
- $P_{FeE}$  - perdas no núcleo do estator (W);
- $P_{FeR}$  - perdas no núcleo do rotor (W);
- $R_{ENE}$  - resistência térmica entre os enrolamentos e o núcleo do estator ( $^{\circ}\text{C}/\text{W}$ );
- $R_{NE}$  - resistência térmica entre o núcleo do estator e o ar ambiente ( $^{\circ}\text{C}/\text{W}$ );
- $R_{ENR}$  - resistência térmica entre os enrolamentos e o núcleo do rotor ( $^{\circ}\text{C}/\text{W}$ );
- $R_{NR}$  - resistência térmica entre o núcleo do rotor e o ar ambiente ( $^{\circ}\text{C}/\text{W}$ );
- $\theta_{EE}$  - elevação de temperatura nos enrolamentos do estator ( $^{\circ}\text{C}$ );
- $\theta_{NE}$  - elevação de temperatura no núcleo do estator ( $^{\circ}\text{C}$ );
- $\theta_{ER}$  - elevação de temperatura nos enrolamentos do rotor ( $^{\circ}\text{C}$ );
- $\theta_{NR}$  - elevação de temperatura no núcleo do rotor ( $^{\circ}\text{C}$ );
- $C_{EE}$  - capacitância térmica nos enrolamentos do estator ( $\text{Ws}/^{\circ}\text{C}$ );
- $C_{NE}$  - capacitância térmica no núcleo do estator ( $\text{Ws}/^{\circ}\text{C}$ );
- $C_{ER}$  - capacitância térmica nos enrolamentos (barras) do rotor ( $\text{Ws}/^{\circ}\text{C}$ );
- $C_{NR}$  - capacitância térmica no núcleo do rotor ( $\text{Ws}/^{\circ}\text{C}$ ).

Assume-se que o entreferro comporta-se como um isolante térmico, ou seja, a condutância térmica entre estator e rotor é igual a zero. Naturalmente, tais simplificações podem comprometer a exatidão dos resultados esperados.

### B.3 - MODELO TÉRMICO TRIFÁSICO

O modelo térmico trifásico do motor de indução representa as três fases constituintes dos enrolamentos do estator de forma independente, fato este que permite estudos trifásicos desequilibrados. Além desta vantagem, conforme mostra a Figura B.4, o referido circuito é estruturado de forma a retratar as principais trocas de calor que ocorrem no motor.

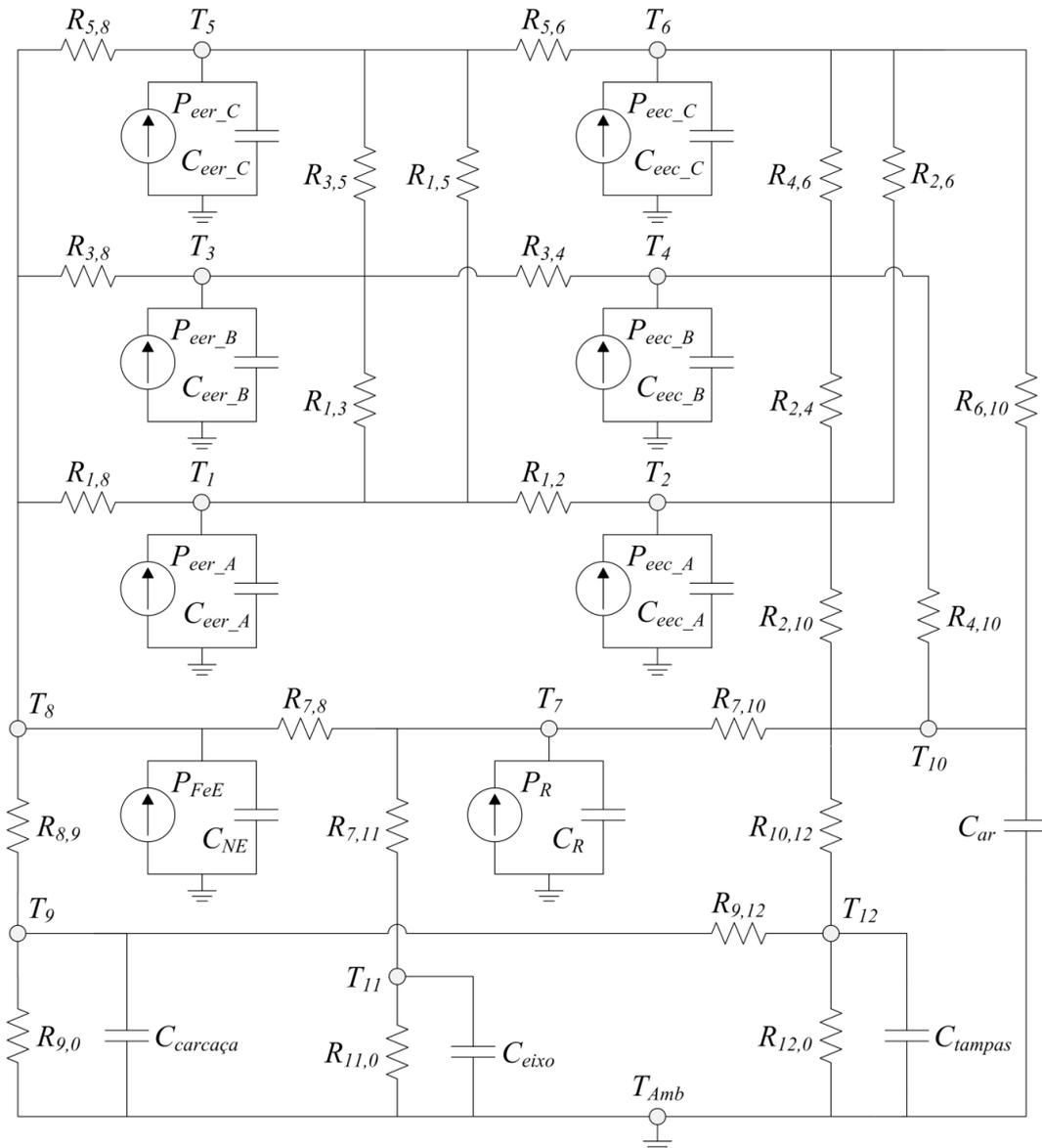


Figura B.4 - Modelo térmico trifásico do motor de indução (Souto, 2001, modificado).

No circuito térmico da Figura B.4, é possível observar a existência de vários nós. Cada um deles está associado a uma temperatura. Constata-se ainda a injeção das perdas e dos parâmetros térmicos característicos do motor. Os referidos nós encontram-se identificados na Tabela B.1:

Tabela B.1 - Descrição dos nós referentes ao modelo térmico trifásico  
(Souto, 2001, modificado).

Nó	Descrição	Temperatura
1	Enrolamento do estator na ranhura - Fase A	$T_1$
2	Enrolamento do estator na “cabeça de bobina” - Fase A	$T_2$
3	Enrolamento do estator na ranhura - Fase B	$T_3$
4	Enrolamento do estator na “cabeça de bobina” - Fase B	$T_4$
5	Enrolamento do estator na ranhura - Fase C	$T_5$
6	Enrolamento do estator na “cabeça de bobina” - Fase C	$T_6$
7	Rotor (barras e núcleo)	$T_7$
8	Núcleo do estator	$T_8$
9	Carcaça	$T_9$
10	Ar interno	$T_{10}$
11	Eixo	$T_{11}$
12	Tampas laterais	$T_{12}$
Amb	Ponto comum de referência - temperatura ambiente	$T_{amb}$

Na Figura B.4, identificam-se os seguintes parâmetros:

$P_{FeE}$  - perdas no núcleo do estator (W);

$P_R$  - perdas no rotor (W);

$P_{eer}$  - perdas “joule” nas ranhuras nas fases dos enrolamentos do estator (W);

$P_{eec}$  - perdas “joule” dos enrolamentos nas fases da “cabeça de bobina” (W).

As trocas de calor envolvidas no circuito equivalente trifásico constituem-se, essencialmente, em condução e convecção. Além do mais, pela Figura B.4 verifica-se que a elaboração de um modelo térmico exato não é uma tarefa fácil, pois o motor de indução possui um sistema de troca de calor extremamente complexo que envolve todos os 13 nós descritos na Tabela B.1.

## C - RESULTADOS DO MODELO TÉRMICO E DA RNA

### C.1 - RESULTADOS DO MODELO TÉRMICO

São exibidos nesta seção, os resultados relativos à obtenção e à aplicação do modelo térmico. Primeiramente, busca-se adquirir os coeficientes do mencionado modelo. A Tabela C.1 exibe os valores dos coeficientes do modelo térmico que apresentam o menor erro, calculados de acordo com os procedimentos descritos no item 3.6.2.1 do Capítulo 3.

Tabela C.1 - Coeficientes de referência e discrepâncias do modelo térmico.

Grandeza	$k_A$ (W/K)	$k_B$ (W/K)	$k_C$ (W/K)	$k_{AB}$ (W/K)	$k_{BC}$ (W/K)	$k_{CA}$ (W/K)	$R_A$ ( $\Omega$ )	$R_B$ ( $\Omega$ )	$R_C$ ( $\Omega$ )
Coefficientes	0,740	0,695	0,770	0,794	0,834	0,792	3,194	3,200	3,286

Na estimação de  $R_A$ ,  $R_B$  e  $R_C$  que constam na Tabela C.1, seu valores são limitados entre 3,1 e 3,3  $\Omega$ , pois, segundo dados do fabricante, a resistência de fase é da ordem de 3,2  $\Omega$ .

As Figuras C.1 a C.4 mostram as curvas dos valores medidos e obtidos pelo modelo térmico de  $T_A$ ,  $T_B$ ,  $T_C$  e  $T_{MAX}$ , respectivamente. As Figuras C.5 e C.6 exibem, respectivamente, as curvas dos erros entre os valores medidos e os obtidos pelo modelo térmico das temperaturas nas três fases e de  $T_{MAX}$ . Nas mencionadas figuras uma das curvas de cada gráfico apresenta seus valores ordenados de forma crescente, por esta razão observa-se a presença de ruídos nas demais curvas. Ressalta-se que os valores aproximados são calculados pelo modelo térmico fazendo-se uso dos coeficientes da Tabela C.1.

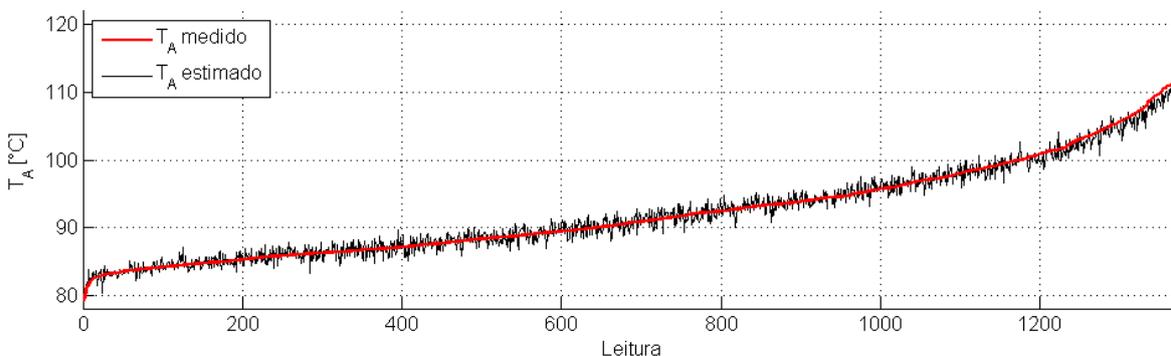


Figura C.1 - Valores medidos e estimados pelo modelo térmico da temperatura na fase A.

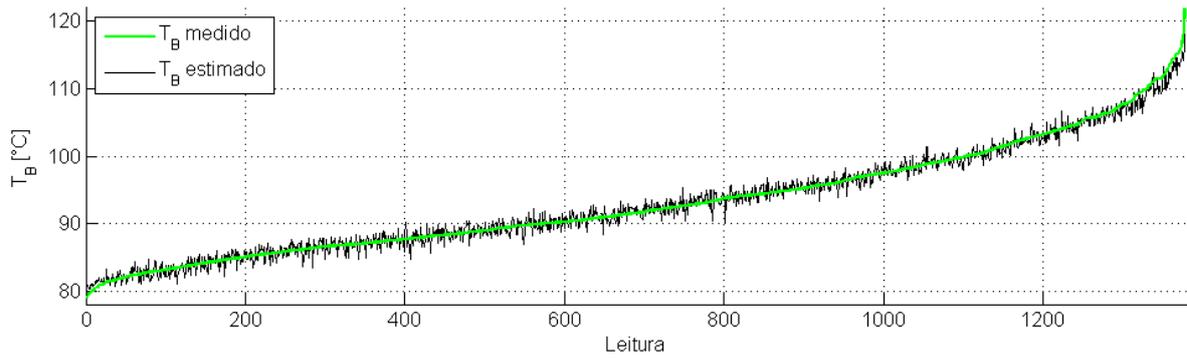


Figura C.2 - Valores medidos e estimados pelo modelo térmico da temperatura na fase B.

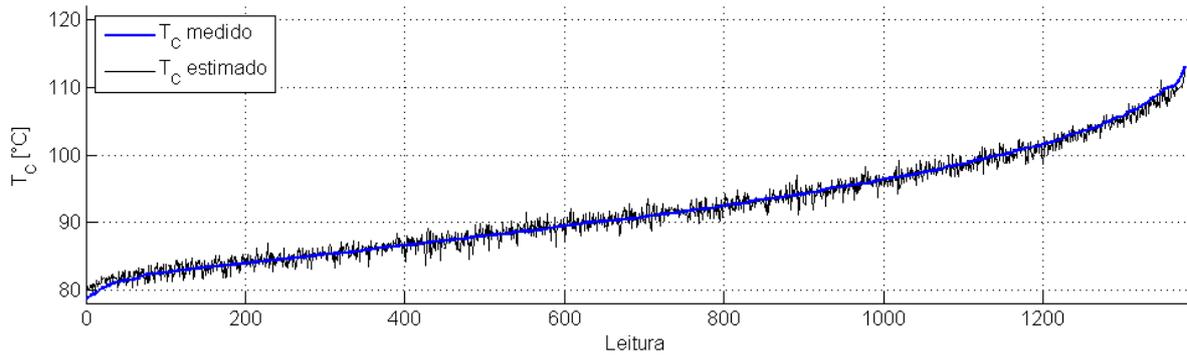


Figura C.3 - Valores medidos e estimados pelo modelo térmico da temperatura na fase C.

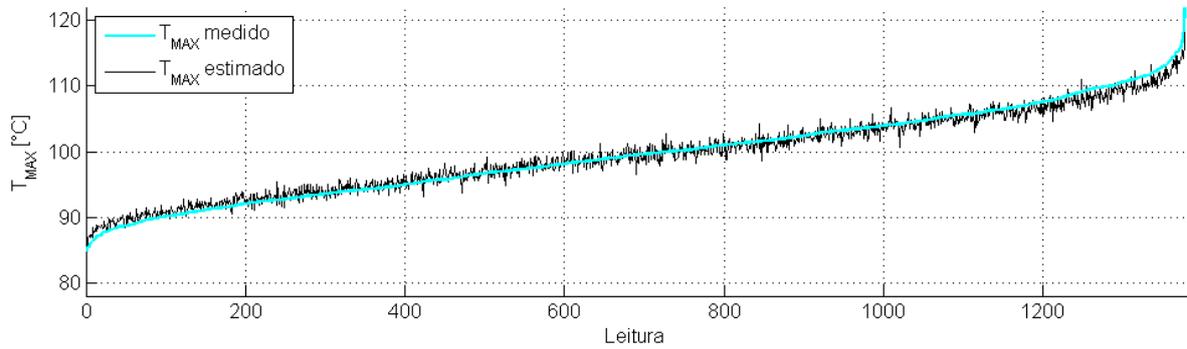


Figura C.4 - Valores medidos e estimados pelo modelo térmico da máxima temperatura entre as fases.

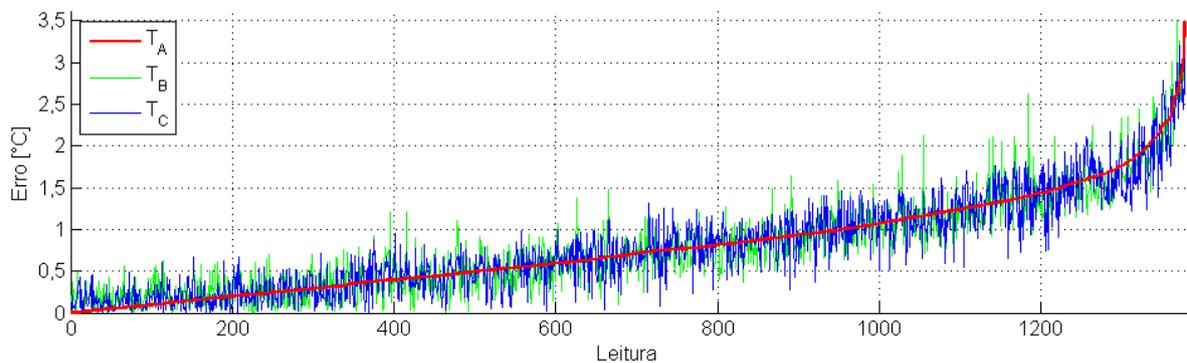


Figura C.5 - Erros entre  $T_A$ ,  $T_B$  e  $T_C$  medidas e oriundas do modelo térmico.

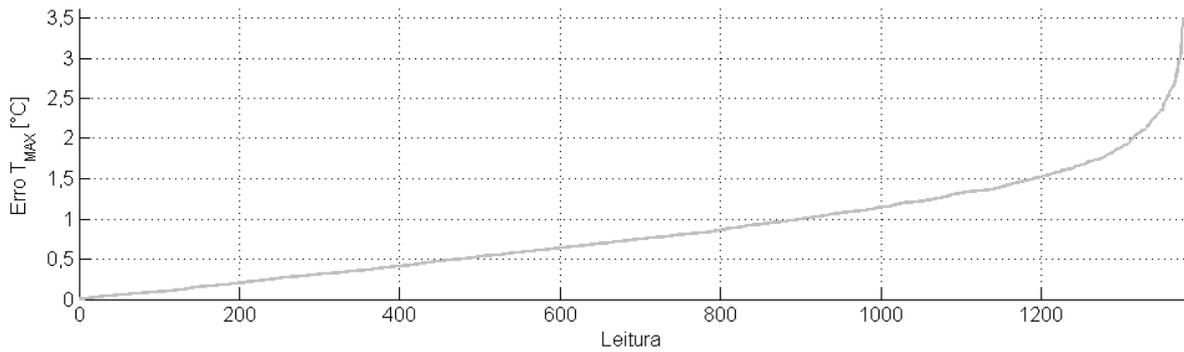


Figura C.6 - Erro entre  $T_{MAX}$  medido e calculado pelo modelo térmico.

Uma análise visual das Figuras C.1 a C.6 mostra que os coeficientes obtidos foram capazes de representar devidamente as temperaturas do BD1, pois os valores aproximados tendem a acompanhar as temperaturas medidas. As Figuras C.1 a C.4 permitem observar a existência de aleatoriedade nas leituras, a qual é vista na forma de ruído em torno dos valores estimados. Tal aleatoriedade também contribui para o aumento do erro médio, já que este é calculado empregando-se os valores das diferenças entre as temperaturas lidas e as aproximadas, em módulo.

Os erros médios para  $T_A$ ,  $T_B$ ,  $T_C$  e  $T_{MAX}$  são, respectivamente, de 0,784, 0,788, 0,793 e 0,835 °C. Nesta mesma ordem, os desvios padrões do erro são de 0,564, 0,578, 0,578 e 0,603 °C.

Conforme os procedimentos descritos no item 3.6.2.2, após a identificação dos coeficientes e do cálculo dos erros entre as temperaturas medidas e as oriundas do modelo térmico, deve-se avaliar a sua capacidade de generalização para representar as temperaturas. Para tanto, por 3000 vezes, selecionou-se aleatoriamente 1103 condições do BD1 para obtenção dos parâmetros do modelo térmico. As 276 condições restantes foram utilizadas para se identificar as diferenças entre os valores medidos e estimados.

O tratamento estatístico dos dados decorrentes da aplicação dos procedimentos descritos no Capítulo 3 resulta, respectivamente, nos erros médio, máximo e desvio padrão iguais a 0,806, 3,637 e 0,564 °C. Portanto, verifica-se que o modelo térmico possui capacidade de generalização satisfatória, pois o desvio padrão e os erros médio e máximo estão dentro dos limites aceitáveis. De acordo com a literatura, erros máximos de até 5% caracterizam-se como aceitáveis.

Na próxima etapa deste estudo, avalia-se a capacidade do modelo em representar as temperaturas quando são empregadas diferentes quantidades de leituras para se adquirir os seus parâmetros. Neste caso, utilizaram-se como referência de comparação, as aproximações oriundas dos coeficientes da Tabela C.1 (estimados com 100% das leituras do BD1). As Figuras C.7 a C.9 mostram, respectivamente, as curvas dos erros médio e máximo entre as temperaturas medidas e as obtidas pelo modelo térmico e do desvio padrão, em função do número de leituras empregadas para a obtenção dos coeficientes.

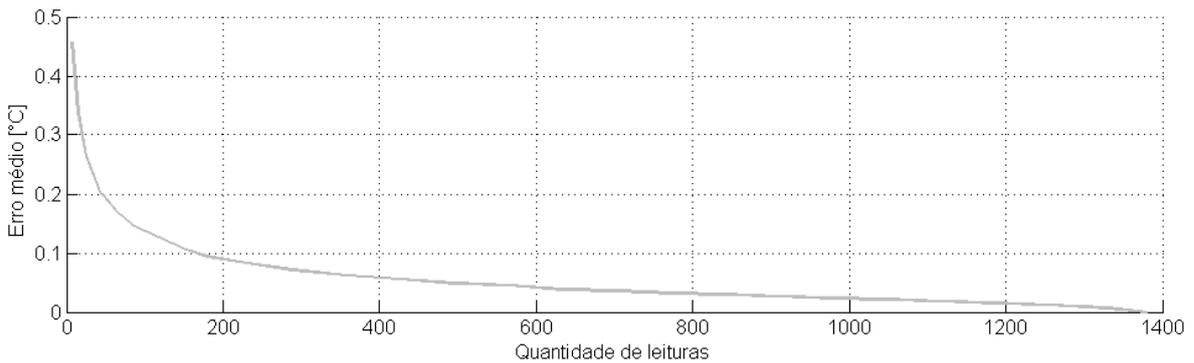


Figura C.7 - Erro médio entre as temperaturas medidas e as oriundas do modelo térmico em função do número de leituras utilizadas para a estimação dos parâmetros.

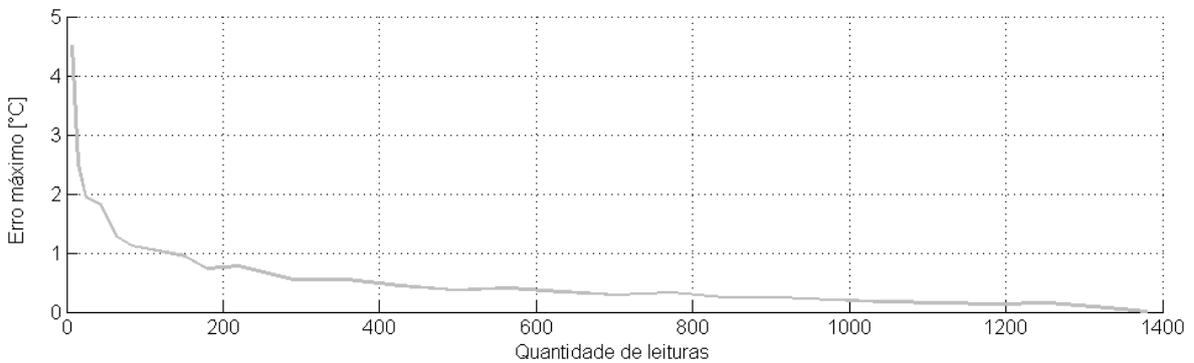


Figura C.8 - Erro máximo entre as temperaturas medidas e as oriundas do modelo térmico em função do número de leituras utilizadas para aproximação dos parâmetros.

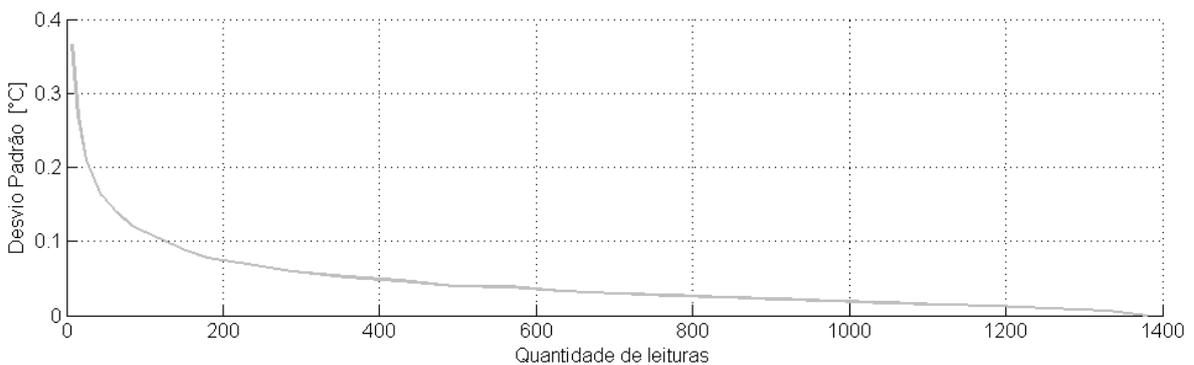


Figura C.9 - Desvio padrão entre as temperaturas medidas e as oriundas do modelo térmico em função do número de leituras utilizadas para a estimação dos parâmetros.

A interpretação dos gráficos das Figuras C.7 a C.9 indica que a quantidade de condições empregadas (1379) é suficiente para a realização das análises propostas neste trabalho. Com a adição de novas leituras, à direita, as curvas se aproximam de uma reta na horizontal. Comparando-se entre si os últimos 50 valores nos gráficos, pode-se concluir que há uma redução de apenas 0,007 °C para o erro médio, 0,071 °C para o máximo erro e 0,006 °C para o desvio padrão.

## **C.2 - RESULTADOS DA REDE NEURAL ARTIFICIAL**

As análises realizadas para a rede neural artificial seguem a mesma linha de investigação adotada no modelo térmico. Na escolha do número de camadas e neurônios, foram realizados diversos testes preliminares. Verificou-se que o uso de uma quantidade muito grande de camadas e neurônios não resulta em melhorias na precisão das estimações das temperaturas. Sendo assim, a rede neural aqui utilizada é composta de 20 neurônios dispostos em uma única camada, combinação de valor capaz de realizar boas aproximações e que não exige um esforço computacional demasiadamente grande.

Inicialmente, partiu-se para a obtenção dos pesos sinápticos da RNA. O Apêndice D apresenta os valores dos pesos sinápticos identificados para a RNA proposta neste trabalho.

As Figuras C.10 a C.13 mostram, respectivamente, as curvas dos valores medidos e obtidos pela RNA de  $T_A$ ,  $T_B$ ,  $T_C$  e  $T_{MAX}$ . As Figuras C.14 e C.15 exibem, respectivamente, as curvas dos erros entre os valores medidos e obtidos pela RNA nas três fases e de  $T_{MAX}$ . Nas mencionadas figuras uma das curvas de cada gráfico apresenta seus valores ordenados de forma crescente, por esta razão observa-se a presença de ruídos nas demais curvas. Ressalta-se que os valores aproximados são calculados pela RNA fazendo-se uso dos pesos sinápticos do Apêndice D.

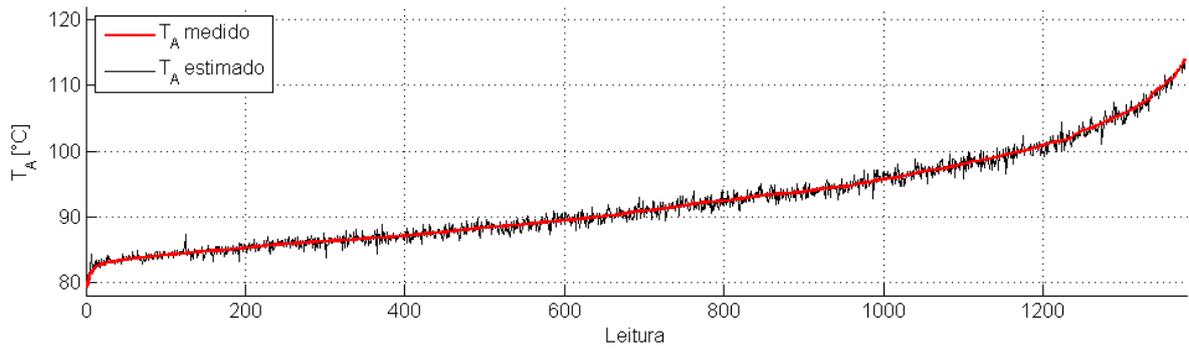


Figura C.10 - Valores medidos e estimados pela RNA da temperatura na fase A.

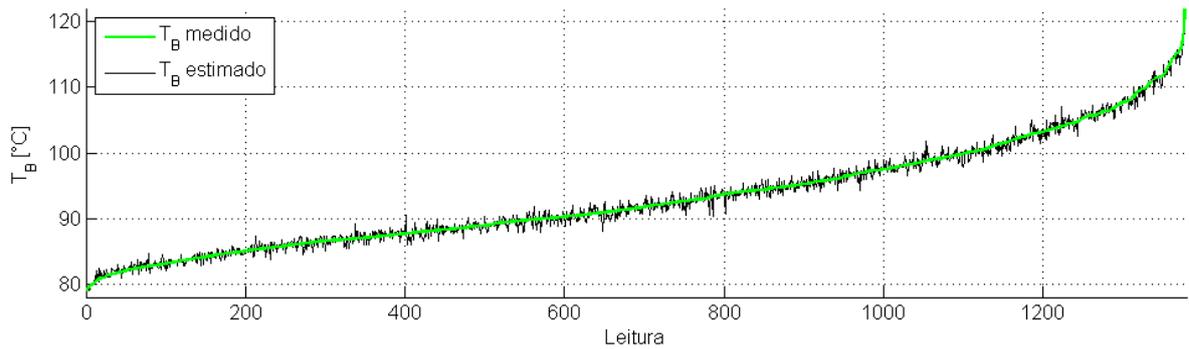


Figura C.11 - Valores medidos e estimados pela RNA da temperatura na fase B.

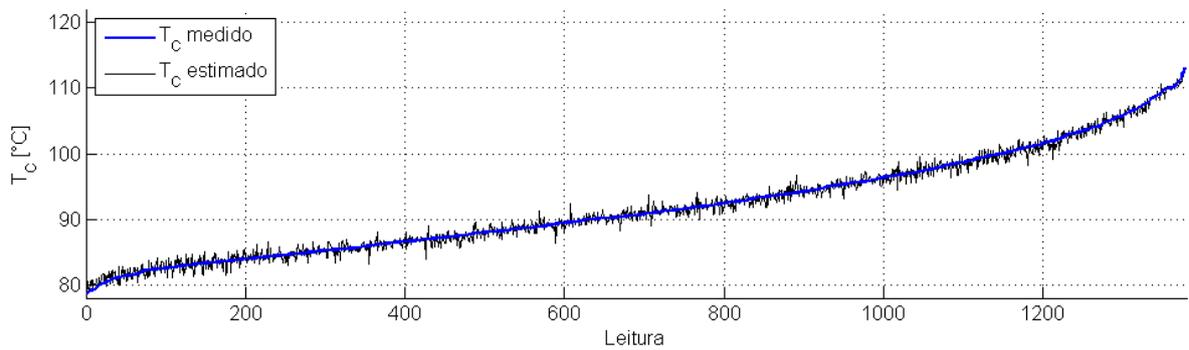


Figura C.12 - Valores medidos e estimados pela RNA da temperatura na fase C.

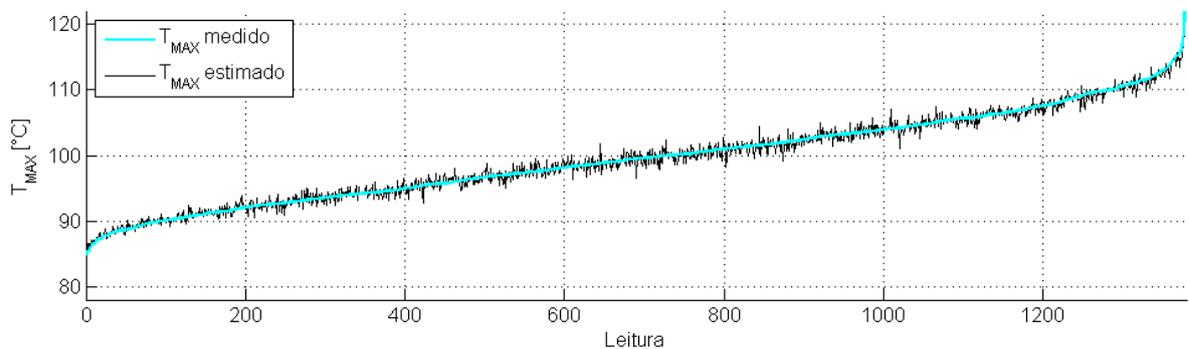


Figura C.13 - Curvas dos valores medidos e estimados pela RNA da máxima temperatura entre as fases.

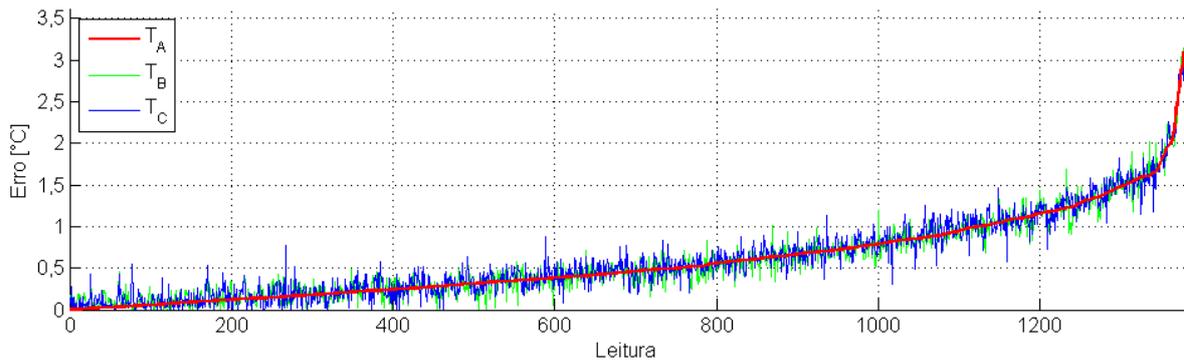


Figura C.14 - Erros entre  $T_A$ ,  $T_B$  e  $T_C$  medidas e oriundas da RNA.

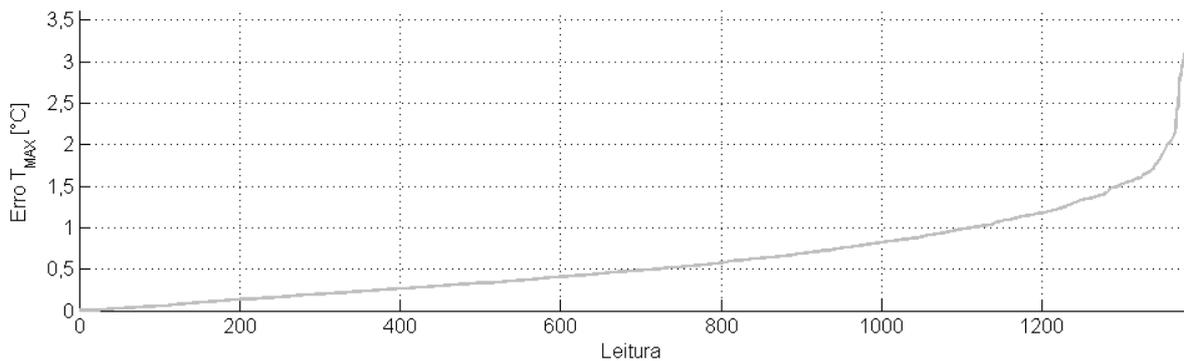


Figura C.15 - Erro entre  $T_{MAX}$  medido e calculado pela RNA.

Uma análise visual das Figuras C.10 a C.15 mostra que os pesos sinápticos obtidos foram capazes de representar devidamente as temperaturas do BD1, pois os valores aproximados tendem a acompanhar as temperaturas lidas. Observa-se nas Figuras C.10 a C.14, a presença de uma pequena aleatoriedade das leituras, vista na forma de ruídos e que contribuem para o aumento do erro médio. Os erros médios para  $T_A$ ,  $T_B$ ,  $T_C$ ,  $T_{MAX}$  e as temperaturas conjuntas nas três fases são, respectivamente, de 0,580, 0,590, 0,604, e 0,604 °C. Nesta mesma ordem, os desvios padrões dos erros são 0,484, 0,489, 0,490, e 0,498 °C. Portanto, tendo-se em vista as exigências deste estudo, verifica-se que a RNA possui capacidade de generalização satisfatória, pois o desvio padrão e os erros médio e máximo estão dentro dos limites aceitáveis.

Conforme os procedimentos descritos no item 3.6.3.2, após a identificação dos pesos sinápticos e do cálculo dos erros entre as temperaturas medidas e as oriundas da RNA, deve-se avaliar a sua capacidade de generalização para representar as temperaturas. Para tanto, por 3000 vezes, selecionou-se aleatoriamente 1103 condições do BD1 para obtenção dos parâmetros da RNA. As 276 condições remanescentes foram utilizadas para se identificar as diferenças entre os valores lidos e os estimados. A análise estatística resulta

em erros médio, máximo e desvio padrão do erro de 0,698, 33,764 e 0,550 °C, respectivamente. Portanto, verifica-se que a RNA possui capacidade de generalização satisfatória, pois o desvio padrão e o erro médio estão dentro dos limites aceitáveis. Pode-se inferir que o valor do máximo erro igual a 33,764 °C é consequência da incapacidade da RNA de representar adequadamente as temperaturas, pois, a qualidade da sua aproximação é susceptível à escolha aleatória dos pesos sinápticos iniciais.

A próxima etapa consiste em analisar a capacidade da RNA em representar as temperaturas quando empregadas diferentes quantidades de leituras para adquirir os seus pesos sinápticos. Para tanto, realizam-se os procedimentos descritos no item 3.6.3.3, onde as aproximações oriundas dos pesos sinápticos obtidos pelo treinamento da RNA com 100% das leituras do BD1 são utilizadas como referência. As Figuras C.16 a C.18 mostram, respectivamente, as curvas do erro médio, do máximo erro e do desvio padrão em função do número de leituras empregadas para treinamento da RNA.

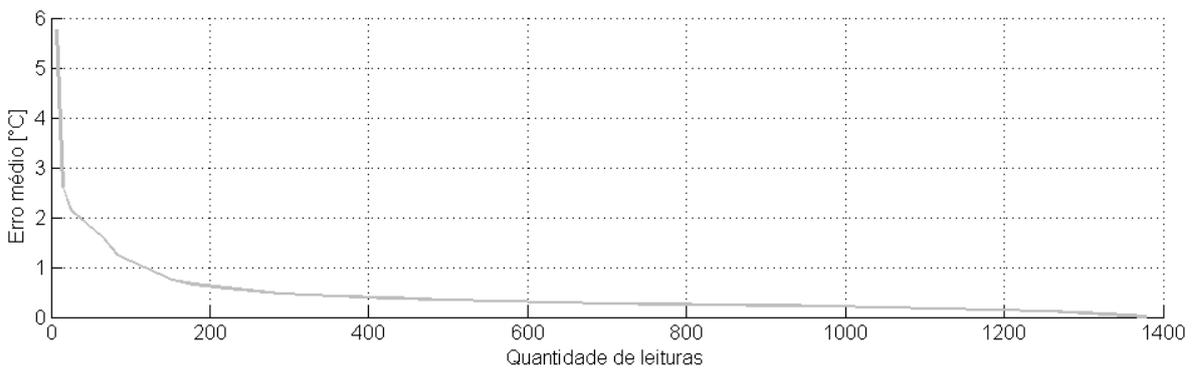


Figura C.16 - Erro médio entre temperaturas medidas e as oriundas da RNA em função do número de leituras utilizadas para aproximação dos pesos sinápticos.

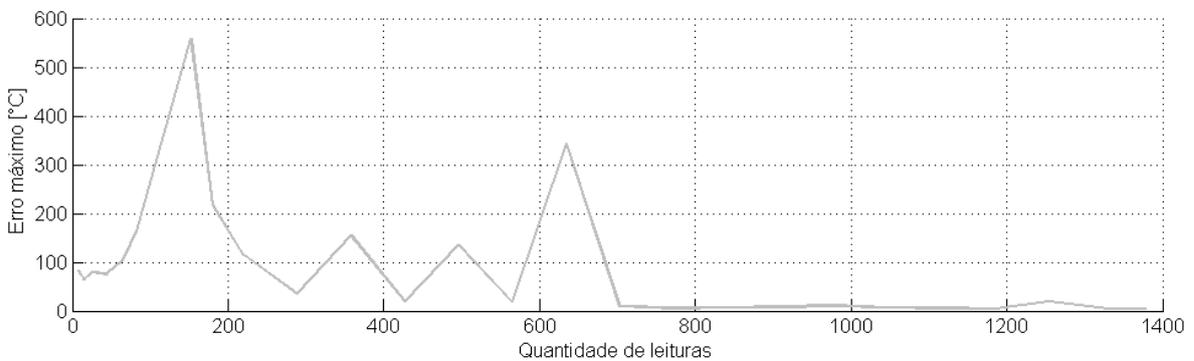


Figura C.17 – Erro máximo entre as temperaturas medidas e as oriundas da RNA em função do número de leituras utilizadas para aproximação dos pesos sinápticos.

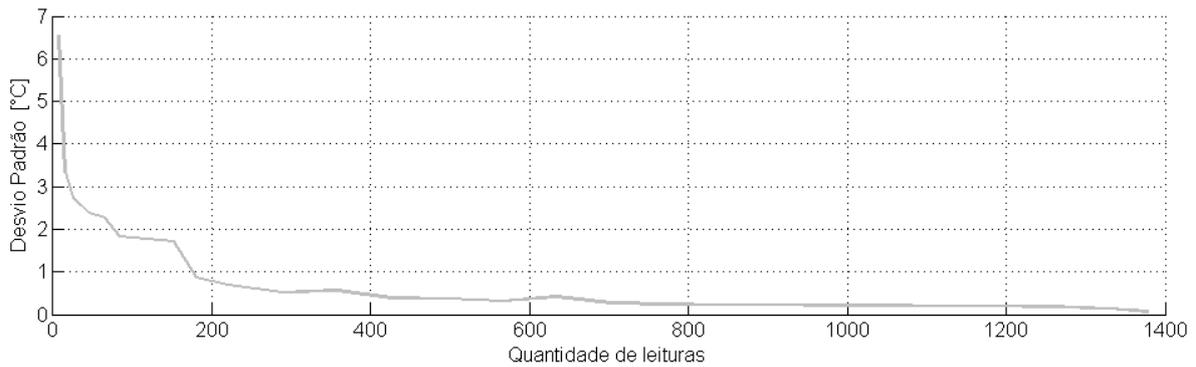


Figura C.18 - Desvio padrão entre as temperaturas medidas e as oriundas da RNA em função do número de leituras utilizadas para aproximação dos pesos sinápticos.

As oscilações vistas na curva do máximo erro da Figura C.17 confirma que a qualidade das aproximações da RNA é sensível aos valores iniciais dos pesos sinápticos. A interpretação dos gráficos das Figuras C.16 a C.18 indica que a quantidade de condições empregadas (1379) é suficiente para a realização das análises propostas neste trabalho. Com a adição de novas leituras, à direita, as curvas se aproximam de uma reta na horizontal. Comparando-se entre si os últimos 50 valores nos gráficos, pode-se concluir que há uma redução de apenas 0,047 °C para o erro médio, 0,069 °C para o desvio padrão.

## D - CONFIGURAÇÕES DA RNA

A rede neural artificial é configurada como mostra a Figura D.1.

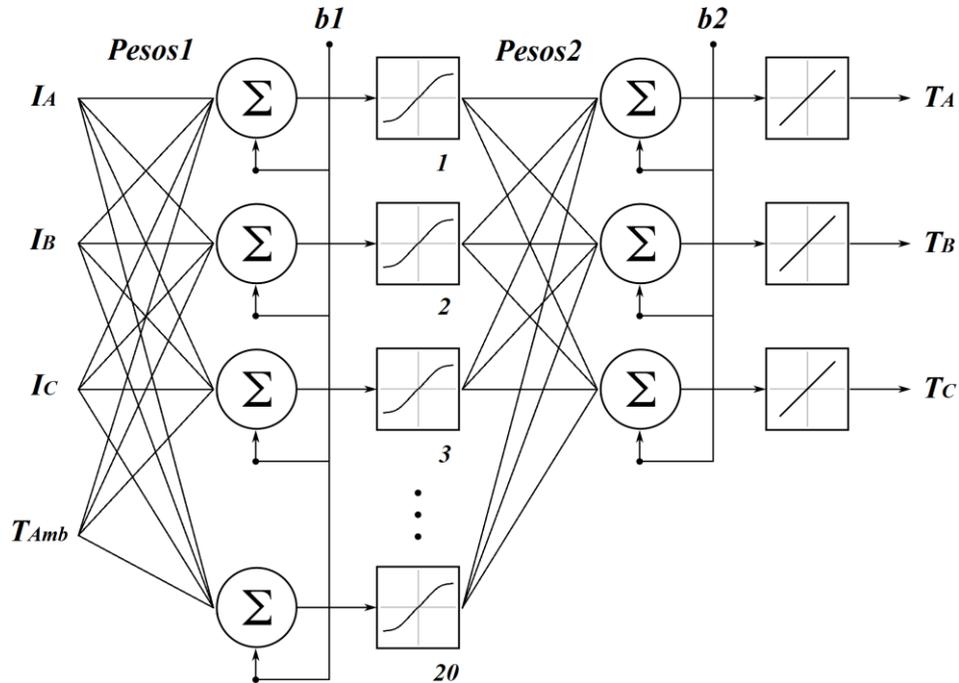


Figura D.1 - Configuração da rede neural artificial.

Na Figura D.1 tem-se:

$Pesos1$  - matriz  $20 \times 4$  contendo os pesos sinápticos da camada de entrada;

$b1$  - vetor de 20 elementos contendo as polarizações (*bias*) da camada de entrada;

$Pesos2$  - matriz  $20 \times 3$  contendo os pesos sinápticos da última camada;

$b2$  - vetor de 3 elementos contendo as polarizações (*bias*) da última camada.

As funções empregadas na camada de entrada (de 1 a 20) correspondem à tangente hiperbólica. Na camada de saída são empregadas três funções lineares.

A Tabela D.1 mostra os valores dos pesos sinápticos e as polarizações que foram empregadas na camada de entrada da RNA.

Tabela D.1 - Valores dos pesos sinápticos e polarizações da camada de entrada.

<i>Pesosl</i>				
$I_A$	$I_B$	$I_C$	$T_{Amb}$	$bI$
-0,5250	-0,0366	2,3889	1,6678	2,9606
1,3910	-1,9312	-0,2550	-1,7424	-2,6490
-0,8302	2,7420	0,3311	0,6692	2,3373
-1,8189	-2,1256	0,6722	-0,6977	2,0257
2,3488	-1,1161	0,8717	1,1149	-1,7141
1,7912	0,7733	-1,0559	-1,9606	-1,4024
-0,4344	-0,1207	-2,1101	-2,0272	1,0908
-2,7797	-0,9120	-0,3023	-0,3396	0,7791
1,2610	0,8366	-2,4307	0,7530	-0,4675
0,6403	2,0436	1,1111	-1,7160	-0,1558
-1,9662	0,5556	-2,1315	-0,2177	-0,1558
-1,7323	-0,9913	2,0735	0,6948	-0,4675
2,0484	-1,2540	1,0309	1,3908	0,7791
-0,0197	-0,3742	2,6894	-1,1799	-1,0908
-2,0818	-2,0608	0,0583	-0,4256	-1,4024
-1,7726	1,4945	-1,0294	1,5265	-1,7141
-2,1751	0,6668	-1,4538	1,2149	-2,0257
1,8988	-1,4304	1,2498	-1,2457	2,3373
-0,1810	0,1055	2,6130	1,3762	-2,6490
0,3487	-2,5563	-0,8210	-1,1979	2,9606

A camada de saída possui para  $T_A$ ,  $T_B$  e  $T_C$ , respectivamente, polarizações  $b_2$  iguais a 0,3779, 0,8920 e 0,7471.

Os pesos sinápticos da camada de saída da RNA são mostrados na Tabela D.2.

Tabela D.2 - Valores dos pesos sinápticos da última camada.

<i>Pesos2</i>		
$T_A$	$T_B$	$T_C$
-0,4451	-0,9878	-0,2506
-0,1261	-0,3914	-0,4183
-0,5150	0,8734	0,7204
-0,2055	-0,0412	0,1300
-0,0208	-0,4604	0,9795
-0,6327	0,7233	-0,9347
-0,3361	0,4975	0,2887
-0,6615	0,9044	0,0865
-0,4972	0,1571	0,8310
0,7912	-0,0350	-0,1145
-0,3765	-0,8894	0,5076
-0,7361	-0,2882	-0,2083
0,7710	-0,9575	0,6882
-0,4239	-0,4993	-0,0232
0,4581	-0,5948	-0,5675
0,9527	0,1865	-0,3912
0,9354	0,7919	-0,6200
-0,9964	0,4235	0,7355
-0,7634	-0,9220	0,1964
0,2086	0,0329	-0,9850