

Universidade Federal de Itajubá

TESE DE DOUTORADO

**DIAGNÓSTICO DE MOTORES DE INDUÇÃO
TRIFÁSICOS OPERANDO EM REDES
DESEQUILIBRADAS E DISTORCIDAS**

Enio Camilo de Lima

Itajubá, outubro de 2016.

Universidade Federal de Itajubá

TESE DE DOUTORADO

**DIAGNÓSTICO DE MOTORES DE INDUÇÃO
TRIFÁSICOS OPERANDO EM REDES
DESEQUILIBRADAS E DISTORCIDAS**

Tese submetida à Universidade Federal de Itajubá como parte dos requisitos necessários à obtenção do grau de Doutor em Ciências em Engenharia Elétrica.

Por:

Enio Camilo de Lima

Orientador:

Prof. Dr. José Maria de Carvalho Filho

Itajubá, outubro de 2016.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente agradeço ao meu bom DEUS por tudo.

Ao meu orientador, professor José Maria pelo apoio acadêmico, pelas orientações e extensas revisões da pesquisa.

Ao professor Jocélio Souza de Sá, que contribuiu com longas jornadas de orientação, com muita boa vontade, buscando sempre o melhor para o desenvolvimento desta tese, contribuindo imensamente para conclusão desta pesquisa.

Ao professor José Policarpo Gonçalves de Abreu, pelo grande apoio no desenvolvimento deste trabalho.

A Socorro Moreira, Prof. Sérgio Gaudêncio, Profa. Cláudia Sansil e a atual Reitora do IFPE Profa. Anália Ribeiro pelo apoio dado no desenvolvimento deste trabalho.

Aos meus queridos pais, Manoel Camilo de Lima (in memoriam) e Rosa Pereira de Lima.

À minha querida Denise Galvani, pelas revisões e incentivo à conclusão de mais uma etapa de estudos.

RESUMO

Motores de indução trifásicos que operam em regime contínuo e estão ligados a redes com tensões desequilibradas e distorcidas, geralmente, devem acionar cargas com potência menor que à nominal do motor. Isso se deve ao aumento das perdas e, conseqüentemente, da sollicitação térmica.

Esta tese apresenta uma metodologia de ajuste de acionamentos elétricos alimentados com tensões de sinais desequilibrados e/ou distorcidos. Para isso, foi desenvolvido um *software* que permite analisar o comportamento das perdas do motor e ainda:

1. Diagnosticar motores que devem operar submetidos a tensões desequilibradas com sinais distorcidos, em função da potência de carga.
2. Adequar motores de indução trifásicos já em operação, quando alimentados com tensões desequilibradas e com sinais distorcidos. Caso o motor não seja passível de adequação, o *software* desenvolvido possibilita a especificação de um motor que atenda às condições operacionais.
3. Analisar a redução de potência disponibilizada por motores de listas técnicas de fabricantes, em função das condições de desequilíbrio e distorção dos sinais de tensão de alimentação.

No estudo desenvolvido, o comportamento das perdas do motor é verificado a partir de circuitos equivalentes, e a influência da tensão de alimentação do motor é analisada com o auxílio da teoria das componentes simétricas e da série trigonométrica de Fourier.

Para obtenção dos parâmetros dos circuitos equivalentes, serão considerados tanto a influência da frequência quanto a do efeito pelicular.

O trabalho também mostra que, caso o motor seja submetido a tensões desequilibradas, a redução da potência da máquina não pode ser definida apenas pelo fator de desequilíbrio, uma vez que este pode ser resultado de diferentes combinações de valores de tensões desequilibradas em módulo e/ou ângulo de fase.

Os resultados obtidos demonstram que os desequilíbrios de tensão afetam com mais intensidade o enrolamento do estator, enquanto as distorções nos sinais de tensão são mais prejudiciais ao circuito do rotor.

A metodologia proposta é comprovada através de:

1. Simulações para análise da redução de potência disponibilizada por motores de indução trifásicos operando em redes com sinais desequilibrados e/ou distorcidos.
2. Experimento em laboratório.

ABSTRACT

Three-phase induction motors operating continuously, if connected to voltage networks that are unbalanced and distorted, usually operate below rated power. This is due to increasing losses and the consequent thermal solicitation

This thesis presents a methodology for adjustment of electric drives fed by unbalanced and distorted voltages. Aiming at that, a software has been developed to enable analysis of the behavior of motor losses. It allows:

1. To make a diagnosis pointing, out motors able to operate submitted to unbalanced voltages with distorted signals, considering their load.
2. To adequate three-phase induction motors already operating under unbalanced voltages and distorted signals. If adjustments are not possible, the software allows the specification of a motor able to support the operation conditions.
3. To analyze the reduction of the actual voltage in comparison to information provided by the motor manufacturer, due to the unbalanced and distorted signals voltage feed.

In this study, the behavior of motor losses is verified by means of equivalent circuits, while the influence of the voltage feed on the motor is analyzed with help of the theory of the symmetrical components as well as of the trigonometric Fourier series.

In order to obtain the parameters of the equivalent circuits, both the influence of the frequency and the skin effect are considered.

This thesis also shows that, if the motor is submitted to unbalanced voltages, the power reduction of the machine cannot be defined exclusively by the unbalance factor only, because the unbalance factor can result of different combinations of module and phase angle unbalances.

The results obtained demonstrate that unbalanced voltages affect more intensively the stator winding, while distortions of voltage signals are most harmful to the rotor circuit.

The methodology proposed herein is verified through:

1. Simulations for analyzing the reduction of available power by three-phase induction motors operating in unbalanced and/or distorted signals networks.
2. Laboratory experiments.

SUMÁRIO

RESUMO.....	4
ABSTRACT.....	5
SIMBOLOGIA.....	9
LISTA DE FIGURAS.....	16
LISTA DE TABELAS.....	20
LISTA DE ABREVIATURAS.....	21
1 INTRODUÇÃO.....	24
1.1 Contextualização e relevância do tema.....	24
1.2 Estado da Arte.....	25
1.3 Estrutura do Documento de Tese.....	34
2 CONCEITOS BÁSICOS DE QUALIDADE DA ENERGIA E DE MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS.....	37
2.1 Considerações Iniciais.....	37
2.2 Desequilíbrios de Tensão.....	37
2.2.1 Origem dos Desequilíbrios.....	40
2.2.2 Métodos para Determinação do Fator de Desequilíbrio.....	42
2.2.2.1 Componentes Simétricas e Método Alternativo.....	42
2.2.2.2 Método da NEMA.....	43
2.2.2.3 Método do Cigré.....	43
2.2.2.4 Método do IEEE.....	44
2.2.2.5 Fator de Desequilíbrio no Ponto de Acoplamento (PAC).....	44
2.3 Análise Comparativa entre os Métodos de Cálculo.....	45
2.4 Determinação do Fator de Desequilíbrio Considerando a Componente Fundamental da Tensão de Linha.....	48
2.5 Distorções dos Sinais de Tensão.....	48
2.5.1 Causas das Distorções Harmônicas.....	48
2.5.2 Fator de Distorção Individual e Total da Tensão.....	50
2.5.3 Harmônicos de Tensão.....	50
2.5.4 Limites Recomendados para as Distorções Harmônicas Individuais e Totais.....	53
2.6 Obtenção dos Fasores das Tensões de Linha de um Sistema Desequilibrado.....	54
2.7 Cálculo das Componentes de Sequência Positiva e Negativa das Tensões de Linha de um Sistema Desequilibrado.....	55
2.7.1 Componentes de Sequência Positiva e Negativa das Tensões de Fase.....	56
2.8 Sistemas Desequilibrados e de Sinais Distorcidos.....	57
2.8.1 Determinação dos Harmônicos das Tensões de Linha.....	58
2.8.2 Determinação das Componentes de Sequências Positiva e Negativa para cada Harmônico das Tensões de Linha.....	59
2.8.3 Determinação das Componentes de Sequência Positiva ou Negativa para cada Harmônico de Sequência Positiva ou Negativa das Tensões de Linha.....	62

2.8.4	Determinação das Componentes de Sequências Positiva ou Negativa para cada Harmônico de Sequência Positiva ou Negativa das Tensões de Fase.....	62
2.9	Conceitos Básicos Aplicados a Motores de Indução Trifásicos.....	63
2.9.1	Circuito Equivalente ao Motor de Indução Trifásico para Ondas Equilibradas e Senoidais.....	63
2.9.2	Parâmetros do Circuito Equivalente ao Motor de Indução Trifásicos.....	65
2.9.3	Efeitos dos Desequilíbrios de Tensão em Motores de Indução Trifásicos do Tipo Gaiola.....	65
2.9.4	Efeitos das Distorções Harmônicas nos Motores de Indução Trifásicos.....	68
2.10	Considerações Finais.....	69
3	PROPOSTA DE METODOLOGIA PARA DETERMINAÇÃO DA REDUÇÃO DE POTÊNCIA.....	71
3.1	Considerações Iniciais.....	71
3.2	Metodologia Proposta.....	71
3.3	Descrição e Equacionamento das Etapas do Fluxograma.....	73
3.3.1	Obtenção de Dados de Motores a Partir de Listas Técnicas e Determinação dos Parâmetros do Motor.....	73
3.3.2	Obtenção dos Valores das Tensões de Linha da Rede e seu Conteúdo Harmônicos.....	73
3.3.3	Determinação dos Fasores das Tensões de Linha para cada Ordem Harmônica.....	73
3.3.4	Determinação dos Componentes de Sequência Positiva e Negativa das Tensões de Fase de cada Harmônico.....	73
3.3.5	Ajuste dos Parâmetros R_1 , R_m , X_1 , X_2 E X_m para Obtenção dos Circuitos Equivalentes para as Componentes de Sequência Positiva e Negativa para cada Harmônico de Tensão.....	74
3.3.6	Conjugado da Carga em Operação.....	80
3.3.7	Conjugado da Carga Admissível.....	80
3.3.8	Cálculo do Escorregamento Correspondente ao Conjugado da Carga.....	80
3.3.9	Cálculo da Velocidade Relativa Harmônica Para Cada Circuito Equivalente e Respectiva Correção da Resistência do Circuito Equivalente ao Rotor em Função do Efeito Pelicular.....	82
3.3.10	Determinação das Correntes do Estator e do Rotor para cada Circuito Equivalente.....	87
3.3.12	Motor Adequado ao Acionamento.....	94
3.3.13	Cálculo da Potência da Carga Máxima Admissível para o Motor.....	95
3.4	Considerações Finais.....	95
4	ESTUDO DE CASO.....	97
4.1	Considerações Iniciais.....	97
4.2	Software Desenvolvido.....	97
4.3	Casos Simulados.....	98
4.3.1	Caso 1 – Motor de 7,5kW.....	99
4.3.2	Caso 2 – Motor de 90kW.....	108
4.3.3	Caso 3 – Motor de 185kW.....	116
4.3.4	Síntese dos Resultados Obtidos.....	124
4.4	Análise e Conclusões Gerais.....	128
5.	EXPERIMENTOS DE LABORATÓRIO.....	130
5.1	Considerações Iniciais.....	130
5.2	Procedimento Utilizado.....	130
5.2	Descrição da Bancada.....	131
5.3	Descrição do Experimento.....	134

5.4	Experiências.....	135
5.4.1	Caso 1 (FD=5% e THD=0).....	135
5.4.2	Caso 2 (FD=5% com $V_+=V_N$ e THD=10%).....	137
5.5	Considerações Finais.....	139
6	CONCLUSÕES.....	140
6.1	Contribuições desta Pesquisa.....	140
6.2	Sugestão para Trabalhos Futuros.....	142
6.3	Resultados do Trabalho.....	143
7	REFERÊNCIAS.....	144

SIMBOLOGIA

$\dot{V}_{AB}, \dot{V}_{BC}$ e \dot{V}_{CA} - Módulos dos fasores representativos das tensões $\dot{V}_{AB}, \dot{V}_{BC}$ e \dot{V}_{CA} .

$\angle \dot{V}_{AB}, \angle \dot{V}_{BC}$ e $\angle \dot{V}_{CA}$ - Argumentos dos fasores representativos das tensões $\dot{V}_{AB}, \dot{V}_{BC}$ e \dot{V}_{CA} .

$\dot{V}_{AB(+)}, \dot{V}_{BC(+)}$ e $\dot{V}_{CA(+)}$ - Fasores representativos das componentes de sequência positiva, todas relativas às tensões de linha $\dot{V}_{AB}, \dot{V}_{BC}$ e \dot{V}_{CA} .

$\dot{V}_{AB(-)}, \dot{V}_{BC(-)}$ e $\dot{V}_{CA(-)}$ - Fasores representativos das componentes de sequência negativa, todas relativas às tensões de linha V_{AB}, V_{BC} e V_{CA} .

\dot{V}_A, \dot{V}_B e \dot{V}_C - Fasores representativos das tensões de fase V_A, V_B e V_C .

FD - Fator de desequilíbrio de tensão.

V_+ - Magnitude da tensão de sequência positiva (RMS).

V_- - Magnitude da tensão de sequência negativa (RMS).

V_{ab}, V_{bc}, V_{ca} - Magnitudes das tensões trifásicas de linha (RMS).

V_{abe} - Diferença entre a tensão V_{ab} e a média.

V_{bce} - Diferença entre a tensão V_{bc} e a média.

V_{cae} - Diferença entre a tensão V_{ca} e a média.

V_m - Média aritmética dos módulos das tensões de linha.

ΔV - Máximo desvio das tensões de linha em relação ao valor médio.

$V_{m\acute{a}x}$ - Maior valor dentre os módulos das tensões trifásicas.

$V_{m\acute{m}n}$ - Menor valor dentre os módulos das tensões trifásicas.

S_C - Potência monofásica instalada.

S_{CC} - Nível de curto circuito no PAC.

$V_{AB(1)(-)}$ - Valor eficaz da tensão de linha da componente de sequência negativa da fundamental.

$V_{AB(1)(+)}$ - Valor eficaz da tensão de linha da componente de sequência positiva da fundamental.

h - Ordem do harmônico.

q - Número de pulsos do sistema retificador.

K_h - Distorção harmônica individual.

$V_{(h)}$ - Valor eficaz do componente harmônico de tensão de ordem h .

$V_{(1)}$ - Valor eficaz da componente fundamental.

THD - Distorção harmônica total.

φ_h - Ângulo de fase do harmônico de tensão de ordem h .

$\dot{V}_{AB(+)}$ - Fator representativo da componente de sequência positiva da tensão de linha V_{AB} .

$\dot{V}_{BC(+)}$ - Fator representativo da componente de sequência positiva da tensão de linha V_{BC} .
 $\dot{V}_{CA(+)}$ - Fator representativo da componente de sequência positiva da tensão de linha V_{CA} .
 $\dot{V}_{A(+)}$ - Fator representativo da componente de sequência positiva da tensão da fase A.
 $\dot{V}_{B(+)}$ - Fator representativo da componente de sequência positiva da tensão da fase B.
 $\dot{V}_{C(+)}$ - Fator representativo da componente de sequência positiva da tensão da fase C.
 $\dot{V}_{AB(-)}$ - Fator representativo da componente de sequência negativa da tensão de linha V_{AB} .
 $\dot{V}_{BC(-)}$ - Fator representativo da componente de sequência negativa da tensão de linha V_{BC} .
 $\dot{V}_{CA(-)}$ - Fator representativo da componente de sequência negativa da tensão de linha V_{CA} .
 $\dot{V}_{A(-)}$ - Fator representativo da componente de sequência negativa da tensão da fase A.
 $\dot{V}_{B(-)}$ - Fator representativo da componente de sequência negativa da tensão da fase B.
 $\dot{V}_{C(-)}$ - Fator representativo da componente de sequência negativa da tensão da fase C.
 $V_{AB(h)}$ - Valor eficaz de cada ordem harmônica de tensão V_{AB} .
 $V_{BC(h)}$ - Valor eficaz de cada ordem harmônica de tensão V_{BC} .
 $V_{CA(h)}$ - Valor eficaz de cada ordem harmônica de tensão V_{CA} .
 $V_{AB(1)}$ - Valor eficaz da componente fundamental da tensão V_{AB} .
 $V_{BC(1)}$ - Valor eficaz da componente fundamental da tensão V_{BC} .
 $V_{CA(1)}$ - Valor eficaz da componente fundamental da tensão V_{CA} .
 K_h - Distorção harmônica individual.
 R_1 - Resistência que permite calcular as perdas no enrolamento do estator.
 X_1 - Reatância que permite quantificar a influência da f.e.m induzida pelo fluxo de dispersão do enrolamento do estator.
 X_M - Reatância que permite quantificar a força eletromotriz induzida no enrolamento do estator devido ao fluxo de magnetização.
 R_M - Resistência de magnetização.
 R_2 - Resistência que permite calcular as perdas no enrolamento do rotor e que deve considerar o efeito pelicular.
 X_2 - Reatância de dispersão do enrolamento do rotor.
 V_f - Tensão de fase.
 E_{2p} - Tensão de alimentação do ramo de magnetização.
 $X_{1(h)(+)}$ - Reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do estator das componentes de sequência positiva para os harmônicos de ordem h .

$X_{1(h)(-)}$ - Reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do estator das componentes de sequência negativa para os harmônicos de ordem h .

$X_{2p(h)(+)}$ - Reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do rotor bloqueado da componente de sequência positiva para os harmônicos de ordem h .

$X_{2p(h)(-)}$ - Reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do rotor bloqueado da componente de sequência negativa para os harmônicos de ordem h .

X_{2p} - Reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do rotor bloqueado para operação em regime permanente com tensões equilibradas e senoidais.

$X_{M(h)(+)}$ - Reatância do ramo de magnetização, para a componente de sequência positiva para os harmônicos de ordem h .

$X_{M(h)(-)}$ - Reatância do ramo de magnetização, para a componente de sequência negativa para os harmônicos de ordem h .

X_M - Reatância do ramo de magnetização para operação com tensões equilibradas e senoidais.

n - Velocidade do motor.

n_{1N} - Velocidade síncrona.

s_{op} - Escorregamento operacional.

$n_{2(h)}$ - Velocidade relativa harmônica.

$n_{2(h+)(+)}$ - Velocidade relativa harmônica para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva.

$n_{2(h-)(-)}$ - Velocidade relativa harmônica para componente de sequência negativa do harmônico de sequência negativa.

$n_{2(h+)(-)}$ - Velocidade relativa harmônica para componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva.

$n_{2(h-)(+)}$ - Velocidade relativa harmônica para componente de sequência positiva do harmônico de sequência negativa.

$E_{2(h)}$ - Força eletromotriz induzida no rotor para cada componente harmônica.

K_e - Constante da tensão.

Φ_M - Fluxo mútuo.

$E_{2p(h)}$ - Força eletromotriz induzida no rotor bloqueado para cada ordem harmônica.

$X_{2(h)}$ - Reatância de dispersão do rotor para cada ordem harmônica.

K_x - Constante da reatância.

L_2 - Indutância do rotor.

$X_{2p(h)}$ - Reatância de dispersão do rotor bloqueado para cada ordem harmônica.

s_h - Escorregamento harmônico.

$s_{(h+)(+)}$ - Escorregamento harmônico para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva.

$s_{(h-)(-)}$ - Escorregamento harmônico para componente de sequência negativa do harmônico de sequência negativa

$s_{(h+)(-)}$ - Escorregamento harmônico para componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva.

$s_{(h-)(+)}$ - Escorregamento harmônico para componente de sequência positiva do harmônico de sequência negativa.

$R_2(n_{2(h+)(+)})$ - Resistência do rotor para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva

$R_2(n_{2(h+)(-)})$ - Resistência do rotor para componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva.

$R_2(n_{2(h-)(+)})$ - Resistência do rotor para componente de sequência positiva do harmônico de sequência negativa.

$R_2(n_{2(h-)(-)})$ - Resistência do rotor para componente de sequência negativa do harmônico de sequência negativa.

$\dot{V}_{f(h)(+)}$ - Fator representativo do harmônico de tensão de ordem h de sequência positiva.

$\dot{V}_{f(h)(-)}$ - Fator representativo do harmônico de tensão de ordem h de sequência negativa.

$\dot{V}_{f(1)(+)}$ - Fator que representa a componente fundamental de sequência positiva.

$R_{1(1)(+)}$ - Resistência do circuito equivalente ao enrolamento do estator para componente de sequência positiva da fundamental de tensão.

$jX_{1(1)(+)}$ - Reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do estator para componente de sequência positiva da fundamental de tensão.

$R_{2(1)(+)(s)}$ - Resistência do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para componente de sequência positiva da fundamental de tensão.

$jX_{2p(1)(+)}$ - Reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para componente de sequência positiva da fundamental de tensão para o rotor parado.

$jX_{M(1)(+)}$ - Reatância de magnetização para componente para componente da fundamental.

$s_{(1)(+)}$ - Escorregamento para componente de sequência positiva.

$\dot{I}_{1(1)(+)(s)}$ - Fator que representa a componente de sequência positiva da fundamental da corrente do estator.

$\dot{I}_{2(1)(+)(s)}$ - Fator que representa a componente de sequência positiva da fundamental da corrente do rotor.

$\dot{V}_{f(h)(+)}$ - Fator que representa a componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h” da tensão.

$R_{1(h)(+)}$ - Resistência do circuito equivalente ao enrolamento do estator para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”.

$jX_{1(h)(+)(s)}$ - Reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do estator para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”.

$R_{2(h)(+)(s)}$ - Resistência do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”.

$jX_{2p(h)(+)}$ - Reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h” para o rotor bloqueado.

$jX_{M(h)(+)}$ - Reatância de magnetização para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”.

$s_{(h)(+)}$ - Escorregamento para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa.

$V_{f(h)(+)}$ - Fator que representa a componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”.

$\dot{I}_{1(h)(+)(s_h)}$ - Fator que representa a componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”.

$\dot{I}_{2(h)(+)(s_h)}$ - Fator que representa a componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”.

$\dot{V}_{f(1)(-)}$ - Fator que representa a componente fundamental de sequência negativa.

$R_{1(1)(-)}$ - Resistência do circuito equivalente ao enrolamento do estator para componente de sequência negativa da fundamental de tensão.

$jX_{(1)(-)(s)}$ - Reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do estator para componente de sequência negativa da fundamental de tensão.

$R_{2(1)(-)(s)}$ - Resistência do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para componente de sequência negativa da fundamental de tensão.

$jX_{2p(1)(-)}$ - Reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para componente de sequência negativa da fundamental de tensão para o rotor parado.

$jX_{M(1)(-)}$ - Reatância de magnetização para componente da fundamental de sequência negativa.

$s_{(1)(-)}$ - Escorregamento para componente fundamental de sequência negativa.

$\dot{I}_{1(1)(-)(s)}$ - Fasor que representa a componente de sequência negativa da fundamental da corrente do estator.

$\dot{I}_{2(1)(-)(s)}$ - Fasor que representa a componente de sequência negativa da fundamental da corrente do rotor.

$\dot{V}_{f(h)(-)}$ - Fasor que representa a componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h” da tensão.

$R_{1(h)(-)}$ - Resistência do circuito equivalente ao enrolamento do estator para componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”.

$jX_{1(h)(-)(s)}$ - Reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do estator para componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”.

$R_{2(h)(-)(s)}$ - Resistência do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”.

$jX_{2p(h)(-)}$ - Reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para componente de sequência negativa do harmônico de sequência “h” para o rotor bloqueado.

$jX_{M(h)(-)}$ - Reatância de magnetização para componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”.

$s_{(h)(-)}$ - Escorregamento para componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”.

$\dot{I}_{1(h)(-)(s_h)}$ - Fasor que representa a componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h” da corrente do estator.

$\dot{I}_{2(h)(-)(s_h)}$ - Fasor que representa a componente de sequência negativa do harmônico de sequência “h”; da corrente do rotor.

$P_{J1(s)}$ - Perdas totais no enrolamento do estator em função do escorregamento operacional.

$P_{J2(s)}$ - Perdas totais no enrolamento do rotor em função do escorregamento operacional.

P_C - Potência mecânica disponível no eixo do motor.

M_C - Conjugado de carga.

s_{OP} - Escorregamento operacional.

n_{1N} - Velocidade síncrona nominal.

$\Delta P_{(V_+)}$ - Redução da potência devido a componente de sequência positiva dos sistemas de tensões desequilibradas.

$\Delta P_{(FD2\%)}$ - Redução de potência devido ao efeito de desequilíbrio das tensões para $FD=2\%$ e $THD=0$.

$\Delta P_{(FD3,5\%)}$ - Redução de potência devido ao efeito de desequilíbrio das tensões para $FD=3,5\%$ e $THD=0$.

$\Delta P_{(FD5\%)}$ - Redução de potência devido ao efeito de desequilíbrio das tensões para $FD=5\%$ e $THD=0$.

$\Delta P_{(V_+ + FD=5\%)}$ - Redução total da potência considerando simultaneamente os efeitos da componente de sequência positiva e o efeito do desequilíbrio ($FD=5\%$) e $THD=0$.

$\Delta P_{(THD=5\%)}$ - Redução de potência para $THD=5\%$; $FD=0$.

$\Delta P_{(THD=7,5\%)}$ - Redução de potência para $THD=7,5\%$; $FD=0$.

$\Delta P_{(THD=10\%)}$ - Redução de potência para $THD=10\%$; $FD=0$.

$\Delta P_{(V_+ + FD=5\%)}$ - Redução total da potência considerando a influência da componente de sequência positiva e do $FD=5\%$ simultaneamente ($THD=0$).

$\Delta P_{(V_+ + FD=7,5\%)}$ - Redução total da potência considerando a influência da componente de sequência positiva e do $FD=7,5\%$ simultaneamente ($THD=0$).

$\Delta P_{(V_+ + FD=10\%)}$ - Redução total da potência considerando a influência da componente de sequência positiva e do $FD=10\%$ simultaneamente ($THD=0$).

τ - Elevação de temperatura.

P_j - Perdas no enrolamento.

A - Fator que define a transmissão de calor do enrolamento do estator.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1- Usos finais para eletricidade nas indústrias (Fonte: ANEEL 2015).....	24
Figura 1.2 - Curva de derating da NEMA	29
Figura 2.1 - Representação fasorial de tensões de linha de um sistema equilibrado.	37
Figura 2.2 - Diagrama fasorial de tensões de linha de um sistema desequilibrado.....	38
Figura 2.3 - Componentes de sequência positiva (a) e componentes de sequência negativa (b) dos fasores V_{AB}, V_{BC} e V_{CA}	39
Figura 2.4 - Combinações de tensões de fase e de linha em sistemas desequilibrados.	40
Figura 2.5 - Valor de FD para os diversos métodos de cálculo propostos.....	47
Figura 2.6 - Arranjo de um drive de controle de velocidade com inversor de.....	49
Figura 2.7 - Representação de um sistema industrial com cargas não lineares.	51
Figura 2.8 - Obtenção dos fasores V_{AB}, V_{BC} e V_{CA} ..	54
Figura 2.9 - Obtenção dos fasores V_{AB}, V_{BC} e V_{CA} campo inverso.....	55
Figura 2.10 - Obtenção dos fasores $V_{AB}(h+), V_{BC}(h+)$ e $V_{CA}(h+)$, de sequência positiva.	60
Figura 2.11 - Obtenção dos fasores $V_{AB}(h-), V_{BC}(h-)$ e $V_{CA}(h-)$, de sequência negativa.	61
Figura 2.12 - Circuito equivalente do motor para tensão equilibrada e senoidal.....	64
Figura 2.13 - Rotação do campo de sequência positiva (a) e sequência negativa (b).....	66
Figura 2.14 - Mudanças do fasor resultante da indução magnética nos intervalos de t_0 a t_7	66
Figura 3.1 - Fluxograma da metodologia proposta.....	72
Figura 3.2 - Circuito equivalente ao motor de indução para o harmônico de tensão de sequência positiva.	75
Figura 3.3 - Circuito equivalente ao motor de indução para o harmônico de tensão de sequência negativa.	76
Figura 3.4 - Circuito equivalente do motor de indução trifásico operando com componente de sequência positiva da componente fundamental da tensão.	88
Figura 3.5 - Circuito equivalente do motor de indução trifásico operando com componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”.	89
Figura 3.6 - Circuito equivalente do motor de indução trifásico operando com componente de sequência negativa da fundamental da tensão.	91
Figura 3.7 - Circuito equivalente do motor de indução trifásico operando com componente de sequência negativa das componentes dos harmônicos de sequência positiva ou negativa de ordem “h”.	92
Figura 4.1 - Imagem do formulário para inserção dos dados de entrada do software.	97
Figura 4.2 - Interface do programa desenvolvido no software Matlab na ferramenta de programação Guide.....	98
Figura 4.3 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 2 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	100
Figura 4.4 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 2 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	101
Figura 4.5 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 2 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.	101
Figura 4.6 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 2 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.....	102

Figura 4.7 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 4 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	102
Figura 4.8 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 4 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	103
Figura 4.9 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 4 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.	103
Figura 4.10 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 4 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.....	104
Figura 4.11 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 6 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	104
Figura 4.12 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 6 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	105
Figura 4.13 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 6 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.	105
Figura 4.14 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 6 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.....	106
Figura 4.15 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 8 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	106
Figura 4.16 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 8 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	107
Figura 4.17 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 8 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.	107
Figura 4.18 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 8 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.....	108
Figura 4.19 - Gráfico para o motor de 90kW – 2 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	109
Figura 4.20 - Gráfico para o motor de 90kW – 2 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	109
Figura 4.21 - Gráfico para o motor de 90kW – 2 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.	110
Figura 4.22 - Gráfico para o motor de 90kW – 2 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.....	110
Figura 4.23 - Gráfico para o motor de 90kW – 4 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	111
Figura 4.24 - Gráfico para o motor de 90kW – 4 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	111
Figura 4.25 - Gráfico para o motor de 90kW – 4 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.	112
Figura 4.26 - Gráfico para o motor de 90kW – 4 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.....	112

Figura 4.27 - Gráfico para o motor de 90kW – 6 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	113
Figura 4.28 - Gráfico para o motor de 90kW – 6 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	113
Figura 4.29 - Gráfico para o motor de 90kW – 6 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.	114
Figura 4.30 - Gráfico para o motor de 90kW – 6 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.....	114
Figura 4.31 - Gráfico para o motor de 90kW – 8 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	115
Figura 4.32 - Gráfico para o motor de 90kW – 8 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	115
Figura 4.33 - Gráfico para o motor de 90kW – 8 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.	116
Figura 4.34 - Gráfico para o motor de 90kW – 8 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.....	116
Figura 4.35 - Gráfico para o motor de 185kW – 2 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	117
Figura 4.36 - Gráfico para o motor de 185kW – 2 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	118
Figura 4.37 - Gráfico para o motor de 185kW – 2 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.	118
Figura 4.38 - Gráfico para o motor de 185kW – 2 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.....	119
Figura 4.39 - Gráfico para o motor de 185kW – 4 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	119
Figura 4.40 - Gráfico para o motor de 185kW – 4 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	120
Figura 4.41 - Gráfico para o motor de 185kW – 4 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.	120
Figura 4.42 - Gráfico para o motor de 185kW – 4 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.....	121
Figura 4.43 - Gráfico para o motor de 185kW – 6 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	121
Figura 4.44 - Gráfico para o motor de 185kW – 6 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.....	122
Figura 4.45 - Gráfico para o motor de 185kW – 6 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.	122
Figura 4.46 - Gráfico para o motor de 185kW – 6 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.....	123

Figura 4.47 - Gráfico para o motor de 185kW – 6 polos – Alto rendimento, considerando variação de 0 a 20% de distorção harmônica e 0 a 5% de fator de desequilíbrio.	123
Figura 5.1 - Diagrama de blocos referente a montagem de laboratório.....	132
Figura 5.2 - Foto da estrutura montada em laboratório.	132
Figura 5.3 - Termopar tipo K instalado no enrolamento do estator.....	133
Figura 5.4 - Ondas de tensão e corrente equilibradas.	134
Figura 5.5 - Comportamento da temperatura do estator com valores nominais do motor.....	135
Figura 5.6 - Gráfico dos sinais de tensões desequilibradas e da corrente de uma fase do motor.....	136
Figura 5.7 - Comportamento da temperatura com tensões desequilibradas que geram $V_+ = V_N$	136
Figura 5.8 - Gráficos dos sinais de corrente de uma fase e das tensões desequilibradas e distorcidas.....	137
Figura 5.9 - Experimento com tensões nominais e equilibradas com THD=10%	138

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1- FD - Tabela dos resultados	46
Tabela 2.2 - Limites Recomendados para o Fator de Desequilíbrio de Tensão.....	47
Tabela 2.3 - Valores de referência distorções harmônicas individuais.....	53
Tabela 2.4 - Valores de referência globais das distorções harmônicas totais	53
Tabela 2.5 - Dados disponibilizados por listas técnicas de fabricantes de motores.....	65
Tabela 3.1 - Sentidos de rotação do campo girante do estator e rotor	75
Tabela 3.2 - Cálculo da velocidade relativa $n_2(h)$	82
Tabela 3.3 - Escorregamento harmônico em função da componente de sequência positiva e negativa.	85
Tabela 3.4 - Correção da resistência do rotor.	86
Tabela 4.1 - Valores das tensões consideradas nas simulações com V_+ diferentes.	99
Tabela 4.2 - Valores das tensões consideradas nas simulações com V_+ iguais.	99
Tabela 4.3 - Valores para as distorções harmônicas da simulação	99
Tabela 4.4 - Dados dos motores de 7,5kW, de 2, 4, 6 e 8 polos, normal e de alto rendimento.	100
Tabela 4.5 – Dados dos motores de 90kW, de 2, 4, 6 e 8 polos, normal e de alto rendimento.	108
Tabela 4.6 – Dados dos motores de 185kW, de 2, 4, 6 e 8 polos, normal e de alto rendimento.	117
Tabela 4.7 - Redução da potência de motores normais em função da componente de sequência positiva e dos fatores de desequilíbrio e THD=0	124
Tabela 4.8 - Redução da potência de motores de alto rendimento em função da componente de sequência positiva e dos fatores de desequilíbrio e THD=0.....	125
Tabela 4.9 - Redução da potência de motores normais em função dos fatores de distorção harmônica e FD=0	125
Tabela 4.10 - Redução da potência de motores de alto rendimento em função dos fatores de distorção harmônica e FD=0.....	126
Tabela 4.11 - Redução da potência de motores normais para o caso de FD=5% e THD=10%.....	126
Tabela 4.12 - Redução da potência de motores de alto rendimento para o caso de FD=5% e THD=10%.....	127
Tabela 5.1 - Dados de listas técnicas e parâmetros do motor.	134
Tabela 5.2 - Condições de funcionamento com tensão equilibrada e à tensão desequilibrada com componente de sequência positiva igual a tensão nominal.	136
Tabela 5.3 - Conteúdo harmônico do experimento.....	137
Tabela 5.4 - Resultado da simulação do motor operando com $V_+=V_N$ e THD=10%	138
Tabela 5.5 – Temperaturas obtidas em cada caso avaliado.	139

LISTA DE ABREVIATURAS

VUF - *Voltage Unbalance Factor.*

CVUF - *Complex Voltage Unbalance Factor.*

IUF - *Impedance Unbalance Factor.*

IEEE - *Institute of Electrical and Electronics Engineers.*

IEC - *International Electrotechnical Commission.*

NEMA - *National Electrical Manufacturers Association.*

CIGRÉ - *Conseil International des Grands Réseaux Électriques.*

PRODIST - *Procedimentos de Distribuição da ANEEL.*

CENELEC - *Comitê Europeu de Normalização Eletrotécnica.*

GCOI - *Grupo Coordenador da Operação Interligada.*

GCPS - *Grupo Coordenador do Planejamento dos Sistemas Elétricos.*

1 INTRODUÇÃO

1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO E RELEVÂNCIA DO TEMA

Os motores de indução consomem cerca de 68% da energia elétrica utilizada no setor industrial [1]. São amplamente utilizados em sistemas industriais, por causa da sua robustez, simplicidade e custo relativamente baixo.

No Brasil, a Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL) apresenta dados de que a indústria consome 43,7% de toda energia elétrica nacional e a força motriz em operação usa 68% dessa energia elétrica, conforme demonstra a Fig. 1.1 [2]. Sendo assim, constata-se que aproximadamente 30% de toda a energia elétrica do Brasil é consumida por motores elétricos [2], uma boa parte desses motores utiliza acionamentos de velocidade variável. Portanto, a utilização da energia elétrica com a finalidade de desenvolver força motriz no parque industrial brasileiro é o fator mais relevante em termos de aplicação e consumo industrial.

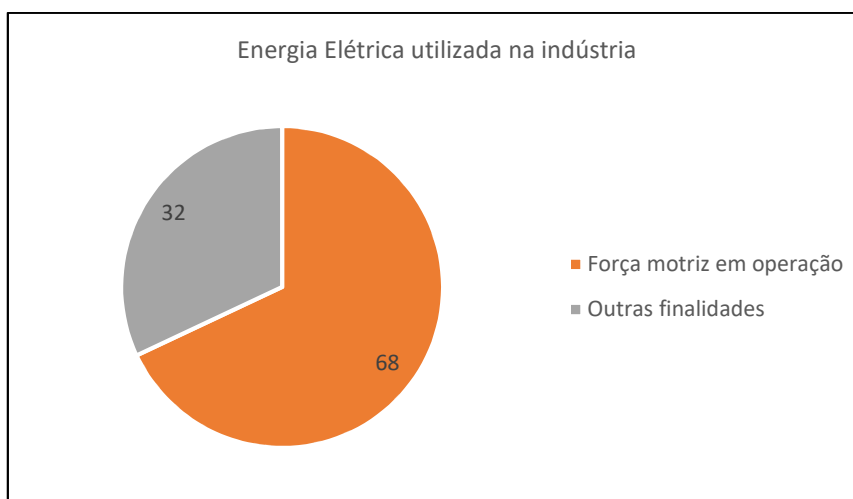


Figura 1.1- Usos finais para eletricidade nas indústrias (Fonte: ANEEL 2015)

Dos motores de indução trifásicos, aqueles com rotor do tipo gaiola constituem a carga elétrica mais importante em sistemas industriais quando se trata da conversão da energia elétrica em energia mecânica, tanto em termos de consumo de energia elétrica, quanto em participação na produção industrial.

Esses fatos levam às seguintes considerações:

- a saída de operação dos motores para fins de manutenção corretiva provoca interrupções que interferem, na melhor das hipóteses, nos serviços auxiliares e, em situações mais graves, na linha de produção;
- os danos ocorridos em motores elétricos são provocados por operações indevidas (sobrecargas, ambientes agressivos, partidas sucessivas, desalinhamento de eixo, etc.) ou pela própria rede de suprimento de energia elétrica (perda de qualidade da energia elétrica);
- para impedir operações indevidas, podem ser instalados dispositivos de proteção convencionais; já a qualidade da energia elétrica fornecida ao motor, por depender tanto da concessionária responsável pelo suprimento quanto da própria indústria, é mais difícil de ser garantida.

Um motor de indução trifásico especificado para operação em redes elétricas de tensões equilibradas e de sinais senoidais, quando ligado a uma rede com tensões desequilibradas e distorcidas, poderá apresentar um aumento de perdas e ser submetido a um sobreaquecimento adicional, podendo, conseqüentemente, ter sua vida útil reduzida. Desta forma, na especificação de novos motores, deve ser considerada a possível ocorrência de distúrbios na rede. Já para acionamentos em operação, recomenda-se realizar um diagnóstico que mostre as condições da rede de suprimento de energia e sua influência no motor para que providências, quando cabíveis, possam ser tomadas. Visando oferecer ferramentas, tanto para novos projetos, quanto para realização de diagnósticos, esta tese apresenta uma metodologia que permite verificar o comportamento do motor quando submetido a tensões desequilibradas e distorcidas.

Neste contexto, o escopo deste trabalho está delimitado ao monitoramento e avaliação térmica e de regime permanente do motor de indução quando submetido à operação em redes desequilibradas e/ou distorcidas. Portanto, não será avaliada a influência de harmônicos variantes no tempo, impactos de harmônicos de ordem elevada nos isolamentos do motor, e nem a interação elétrica e mecânica, seja durante a partida ou em regime permanente do motor.

1.2 ESTADO DA ARTE

O desequilíbrio de tensão e as distorções harmônicas não são um assunto novo nesse campo da engenharia. Pesquisadores de várias partes do mundo contribuíram para a evolução do conhecimento sobre o tema. Neste contexto, apresenta-se na sequência, uma breve discussão do estado da arte, destacando-se os avanços obtidos na área ao longo do tempo.

Conforme [3] uma rede elétrica trifásica desequilibrada pode ser representada por até

três redes equilibradas, sendo uma de componente de sequência positiva, uma de sequência negativa e uma terceira de sequência zero. Essas redes são suficientes para representar o efeito que uma rede desequilibrada pode causar em um motor.

O primeiro estudo relativo a efeitos das tensões desequilibradas em motores de indução foi feito em 1937 [4], nele, foi utilizada a ferramenta descrita em [3] e chegou-se à conclusão de que ocorre uma diminuição na eficiência do motor sob redes desequilibradas, atribuída aos torques de sequência positiva e negativa.

Em 1959 [5] são apresentados estudos, conduzidos por Gafford, que examinam os efeitos dos desequilíbrios de tensão na operação de motores de indução por meio de testes térmicos. Conclui-se que o aumento da temperatura acima do valor nominal para uma máquina deve-se, principalmente, ao aumento das perdas no cobre do estator, em virtude da distribuição espacial desequilibrada. Também se afirma que as perdas por atrito e ventilação permanecem constantes, independentemente do desequilíbrio de tensão inferior a 15%. Condutores de um motor de gaiola de esquilo apresentam considerável efeito pelicular porque sofrem aumento da resistência e diminuição na indutância quando a frequência aumenta. Esse efeito é utilizado com vantagem na concepção de motores com características de alto torque de partida, pois ocorre variação na resistência elétrica do rotor desde o momento da partida até plena carga. Também, foi verificado que em muitos motores, o ar de refrigeração é projetado para passar sobre as barras finais do rotor, onde o calor é absorvido antes do contato com as bobinas e com o ferro do estator.

Em 1963 [6] Berndt apresenta uma metodologia para redução da potência de um motor de indução trifásico quando submetido a desequilíbrios de tensão. É determinada uma expressão para o cálculo dessa potência. O ramo de magnetização para o circuito de sequência positiva é desprezado para simplificação dos cálculos. O artigo apresenta testes de laboratório em motores de 5 hp, 220V, 1800 rpm e ligação em Y não aterrada. Foram aplicados sensores para medição da temperatura e utilizou-se um dinamômetro para medir o conjugado para diferentes condições de carga e de alimentação desequilibrada. Para determinação do parâmetro do motor, foram feitos ensaios de rotor bloqueado e ensaio a vazio. Não foram considerados o efeito pelicular e nem o efeito da saturação. Conclui-se que um motor alimentado com tensões desequilibradas pode necessitar de reduções em sua potência de saída; os resultados mostraram que um motor operando em uma rede com desequilíbrio de tensão de até 5% pode funcionar normalmente caso o fator de serviço indicado pelo fabricante seja de 115%.

Em [7] é feito um estudo avaliando as distorções harmônicas em motores de indução. As perdas adicionais e o aquecimento produzidos pelas distorções harmônicas poderão levar a uma redução de carga no motor. Esses efeitos são avaliados com o uso do circuito equivalente desenvolvido para cada sequência harmônica. Foi empregada uma simplificação do circuito equivalente, eliminando o ramo em paralelo. O estudo apresenta uma expressão aproximada para o cálculo do aumento das perdas quando um motor é submetido às distorções harmônicas. Na conclusão do artigo propõe realizar o conceito do fator de tensão harmônica, introduzindo um guia para determinar se um dado conjunto de tensões harmônicas é motivo de preocupação em relação à capacidade térmica de um motor de indução.

Em [8] discute-se a influência da temperatura sobre o tempo de vida dos dispositivos eletromagnéticos, tais como os motores e transformadores. O critério analisa espectros de tensão harmônica com base no aumento da temperatura que produzem nesses equipamentos. Como exemplo, dois conjuntos possíveis de espectros de tensão harmônica são discutidos. A temperatura elevada produz modificação do material dielétrico do isolamento. O artigo descreve o fator harmônico através do quadrado de um fator de distorção harmônica total, que pode ser usado como uma medida para as perdas e para os aumentos de temperatura dos motores e transformadores.

Em [9] é feita uma análise com base na Norma IEEE 519/1981, que limitam em 5% a distorção de tensão harmônica total. Nessas condições, o motor não necessitaria de redução em sua potência. O aumento da temperatura resultante das perdas é um fator importante na determinação da redução de potência disponibilizada pela máquina, já que a presença de harmônicos pode causar aquecimento excessivo. A distorção harmônica foi quantificada através do fator de distorção harmônica individual da norma supracitada. Foram analisados motores totalmente fechados e com ventilação forçada, ligados em estrela não aterrada e na condição de plena carga. Usou-se circuitos térmicos para cada motor. As perdas no motor são avaliadas em função dos harmônicos e alguns parâmetros do circuito equivalente são corrigidos em função da frequência harmônica. Segundo o estudo, as máquinas com ventilação forçada são menos afetadas pelos harmônicos que as máquinas autoventiladas. Máquinas menos eficientes exigem uma maior dissipação de calor, assim como também máquinas de baixa potência (<5cv) são mais afetadas pelas harmônicas que as máquinas maiores.

Em [10] desenvolveu-se um modelo matemático para determinação de temperaturas de um motor de indução trifásico tipo gaiola para uso em simulações digitais. O modelo apresentado utiliza dados de fator de potência e rendimento para percentuais de carga de 100, 75 e 50% disponibilizados por fabricantes. São consideradas a ação do efeito pelicular sobre os

parâmetros do rotor. São apresentados dados experimentais para um motor de 3cv e resultados de simulações para um motor de 5cv. O estudo também apresenta, como exemplo, gráficos de um motor de 50cv, em funcionamento contínuo, cuja elevação de temperatura é de 90° C no enrolamento do rotor. Entretanto, em regime intermitente, a elevação de temperatura no rotor ultrapassou os 160°C, o que impede que o motor continue em operação.

Em [11], a eficiência do motor é analisada na presença de harmônicos de tensão; no entanto, é proposta utilização de um único circuito equivalente, em vez da aplicação do princípio da superposição dos circuitos equivalentes correspondentes para cada nível harmônico. Na presença de harmônicos, não é apropriado considerar parâmetros fixos, tais como nos casos de reatância do estator, reatância do ramo magnetização, reatância do rotor e resistência do rotor. Estes parâmetros variam consideravelmente com a frequência, e torna-se necessário analisá-los para cada tensão harmônica do circuito, como será feito nesta tese.

Em [12] foi elaborado um estudo no qual foram aplicadas oito diferentes condições de desequilíbrio. O desempenho do motor de indução trifásico foi medido por meio de um teste de carga real. Verificou-se o aumento de temperatura do motor, as perdas, a eficiência e o fator de potência, considerando diferentes tensões desequilibradas e os efeitos inerentes ao funcionamento naquela condição. As conclusões mostram que, para medir os efeitos da tensão desequilibrada em um motor de indução trifásico, é preciso considerar não só a tensão de sequência negativa, mas também a tensão de sequência positiva. Com o mesmo VUF (*Voltage Unbalance Factor*), uma maior tensão de sequência positiva leva o motor a operar com maior eficiência e fator de potência inferior. Sugere-se que o aumento de temperatura em conjunto com as curvas de redução de potência e outros aspectos relacionados aos desequilíbrios de tensão, devem ser tomados em conjunto com a tensão de sequência positiva a fim de refletir a condição verdadeira do sistema.

Em [13] a partir da definição de um circuito térmico para o motor de indução, são realizadas simulações sobre a ação de distorções e desequilíbrios no motor e possível efeito em sua isolamento. As harmônicas consideradas foram de ordens inferiores à 5ª (quinta). Para a análise feita no estudo, foram considerados motores de 2, 10, 30, 100 e 200HP, com carga constante e 75% de carregamento, analisados a uma temperatura ambiente de 30°C. O estudo demonstrou um resultado preocupante em relação às perdas na referida condição de funcionamento. Ainda se demonstrou que a influência somente dos desequilíbrios, quantificada pelo fator de desequilíbrio de 2%, já poderá reduzir a vida útil do motor. A redução da carga para análise foi definida com base em três metodologias de determinação de curvas de redução de carga, entre elas a da NEMA, que demonstrou ser um método bastante conservador.

Em [14] examina-se a aplicação correta de um motor de indução quando alimentado por uma fonte de tensão desequilibrada. Dependendo do nível de desequilíbrio, podem ocorrer sérias consequências à máquina. Caso o motor esteja trabalhando a plena carga, terá que funcionar com maior escorregamento e as consequências serão ainda mais graves, como o aumento das perdas da máquina e de sua geração de calor. A Figura 1.2 apresenta a curva de redução de potência de motores em função do percentual de desequilíbrio da rede de alimentação conforme norma NEMA. Com o desequilíbrio máximo de 5%, seria necessária uma redução de carga do motor em torno de 25%.

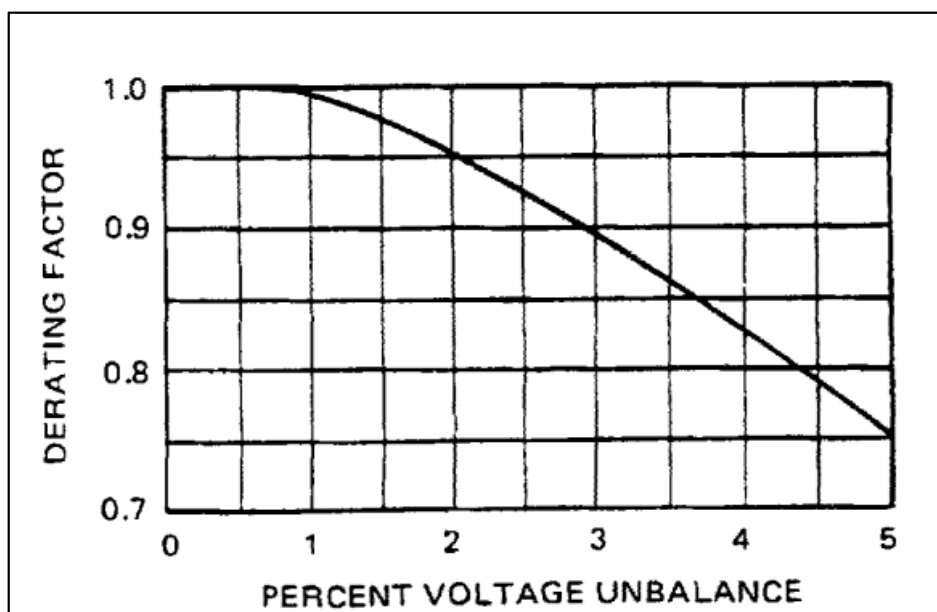


Figura 1.2 - Curva de *derating* da NEMA

A NEMA orienta a não operar um motor com desequilíbrio de tensão maior que 5%, conforme mostra a Figura 1.2. A forma mais simples de proteção do motor proposta pela NEMA é reduzir a transferência de potência do estator para o rotor, de modo que o motor possa suportar o aquecimento extra imposto pelo suprimento de tensão desequilibrado. As curvas de *derating* dada no padrão NEMA MG-1 [15] e pela norma IEC 60034-25 [16] são razoáveis e, se forem seguidas, provavelmente não resultarão no aquecimento do motor. O artigo apresenta uma extensa análise das diferentes definições de tensão desequilibrada, revelando que as diferenças entre as definições não resultam em diferenças significativas de redução de potência quando o motor é operado por fonte desequilibrada de tensão de até 5%.

Em [17] são apresentadas simulações de diferentes magnitudes de tensão em motores de indução trifásicos e analisada a influência nas perdas totais desses motores em plena carga e em regime permanente. Aplicou-se fatores de desequilíbrio de 4, 8 e 12%. Verificou-se que o

aumento das perdas totais influência na vida útil do motor. Nas simulações as correntes trifásicas dos motores não foram uniformes – algumas delas são mais elevadas do que o seu valor nominal. O trabalho sustenta que apenas a informação do fator de desequilíbrio de tensão (VUF) não é suficiente para estimar o quanto o estado de desequilíbrio causará danos à máquina, pois não conduz a um resultado exato com o uso da curva NEMA. Também, pondera sobre a importância da sequência positiva e da sequência negativa para analisar os efeitos do desequilíbrio de tensão no desempenho operacional da máquina elétrica, esta afirmação também é relatada em [18]. Por fim verifica que a tensão de sequência positiva mais elevada conduz a menor perda de cobre e conclui que a normalização de desequilíbrio de tensão deveria considerar tanto a porcentagem VUF como a magnitude da tensão de sequência positiva.

Em [19] é analisado o desempenho de um motor de indução trifásico de 7,5 kW operando com tensões desequilibradas. O motor foi analisado a plena carga e com um desequilíbrio de 6%. São determinadas as tensões nos terminais e a corrente do motor; em seguida, esses valores são utilizados para calcular as perdas do estator e rotor. Verificou-se diferenças entre as perdas no cobre em cada fase devido as correntes desequilibradas.

O aumento da temperatura é diferente para os enrolamentos das fases e não é uniforme no interior do motor, o que pode resultar em danos prematuros à máquina. Mostrou-se que o aumento do desequilíbrio de tensão nos terminais do motor conduz a um aumento das perdas do rotor, em comparação com as perdas do estator. A razão é que o circuito equivalente ao rotor é mais sensível ao escorregamento.

Em [20] os autores tiveram como objetivo complementar os estudos sobre a influência do desequilíbrio de tensão no desempenho de motores de indução. Usou-se o circuito equivalente de sequência positiva e negativa para determinação das perdas. Levou-se em conta a dependência da reatância de sequência negativa do rotor com relação ao estado de carga, e o aumento da resistência do rotor em função das correntes de sequência negativa. Foram analisados motores com ranhuras do rotor abertas e com ranhuras do rotor fechadas. Para ambos os tipos de rotores, analisou-se o fator de redução de potência com base no desequilíbrio de tensão, o aumento de perdas totais e as perdas do rotor. A metodologia usou dois circuitos equivalentes simplificados para as sequências positiva e negativa. Concluiu-se que os enrolamentos do rotor com ranhuras abertas são os mais afetados pelo aumento das perdas, por causa da deterioração do isolamento com temperaturas anormais.

Em [21] realizou-se uma avaliação do desempenho do motor de indução trifásico sob fonte desequilibrada, considerando a variação de dois fatores: o fator de desequilíbrio de tensão complexo (CVUF) e o fator de desequilíbrio de impedância (IUF). O artigo também adota o

circuito equivalente ao motor de indução e utiliza os parâmetros deste para sequência positiva e negativa das tensões. O fator IUF representa a medição da forma do desequilíbrio, enquanto o CVUF representa a medida do grau de desequilíbrio. O desequilíbrio de tensão é considerado, no artigo, uma superposição da tensão de sequência negativa sobre a tensão de sequência positiva. O resultado da superposição pode ser o desequilíbrio da tensão, subtensão ou sobretensão. O artigo conclui que a análise do desempenho de um motor de indução na condição de desequilíbrio de tensão necessita da inserção dos dois fatores, o IUF e o CVUF. Para o CVUF, é considerado o argumento da tensão, para avaliação precisa do efeito do desequilíbrio de tensão.

Em [22] é proposto um novo índice de qualidade da energia elétrica, baseado na combinação de efeitos de desequilíbrios de tensão e distorções harmônicas. O novo índice é proposto a partir da análise do aumento da temperatura de enrolamentos do motor de indução. A referência também mostra que esses distúrbios de tensão, que são prejudiciais para a expectativa de vida útil dos motores, podem ser medidos por formas alternativas em relação aos métodos convencionais, a fim de melhor coletar e representar informações sobre desequilíbrio de tensão e distorções harmônicas. Foram feitos vários testes com diferentes condições de desequilíbrios e harmônicos, e apresentada a elevação de temperatura do motor para cada situação. O artigo mostra que os índices de qualidade de energia, especialmente aqueles relacionados à tensão de alimentação, são capazes de representar as condições em que o equipamento é submetido devido a distúrbios específicos de tensão. Os Padrões NEMA não consideram os efeitos simultâneos de desequilíbrio de tensão e distorções harmônicas.

Em [23] foram realizados estudos utilizando modelos previamente desenvolvidos para os componentes principais de um sistema de alimentação. A primeira série de estudos demonstra os diferentes níveis de tensão de desequilíbrio que podem ocorrer com base na conexão dos transformadores. Para certas condições de funcionamento do motor de indução trifásico são determinados os efeitos das tensões desequilibradas. O trabalho é dividido em duas partes: comparação das características de funcionamento do motor de indução, usando diferentes classificações e conexões de transformadores; e um estudo das características de funcionamento do sistema em condições normais e anormais. Quatro casos diferentes são estudados, de modo a comparar a tensão de desequilíbrio introduzida pela ligação do transformador e o efeito do desequilíbrio nas características de funcionamento do motor.

Em [24] apresenta-se um modelo matemático dinâmico do motor de indução de gaiola de esquilo, para simular o comportamento elétrico, mecânico e térmico de um motor com carga contínua e intermitente, alimentado a partir de fontes de tensão senoidais e não senoidais,

incluindo partidas e frenagem. A verificação experimental no laboratório buscou verificar o desempenho do modelo matemático. O estudo favorece a especificação de motores.

Em [25] é apresentado um método de redução de potência de forma que a temperatura dos enrolamentos de motores de indução mantenha o seu valor correspondente para as condições de trabalho nominal. Foram feitas investigações experimentais e cálculos computacionais para duas máquinas de indução, uma com circuito magnético pouco saturado e a outra com circuito magnético fortemente saturado. Os cálculos obtidos foram realizados com o uso dos circuitos monofásicos equivalentes de sequência negativa e positiva. Os resultados apresentados mostram que as propriedades das máquinas têm influência significativa sobre o fator de redução de potência nas condições de desequilíbrio. Máquinas com um circuito fracamente saturado exigem bastante redução de potência de desequilíbrio combinado com subtensão. Em se tratando de desequilíbrio combinado com sobretensão, máquinas com um circuito magnético fracamente saturado podem funcionar a plena carga.

Em [26] mostra-se que o desempenho de motores de indução trifásicos em condições de desbalanceamento de tensão de alimentação é normalmente avaliado por meio do método de componentes simétricas. Os métodos de cálculo do fator de desequilíbrio utilizam valores complexos para minimizar o erro. O artigo também apresenta que, embora a utilização do complexo VUF reduz consideravelmente o erro de cálculo, ele ainda é alto. Isso é comprovado através da avaliação do fator de redução de potência de um motor de indução trifásico. É apresentado um método para determinar o fator de redução usando precisamente o fator de desequilíbrio complexo para um motor de indução operando sob qualquer condição de alimentação desequilibrada.

Em [27] apresenta-se um estudo sobre o efeito de distorção de tensão e desequilíbrio (VDI) no envelhecimento térmico do isolamento motores de indução de baixa tensão. O estudo é baseado em uma modelagem térmica detalhada do circuito de motores na faixa de 2-200-hp. No motor de indução gaiola tem-se basicamente duas principais fontes de falhas: a mecânica, que produz danos ao rolamento, e a elétrica, que causa deterioração do isolamento do enrolamento do estator. Um dos fatores que causam a deterioração do isolamento do estator e sua destruição é o seu envelhecimento térmico. Sob desequilíbrios e/ou tensões distorcidas, o torque desenvolvido é menor que aquele desenvolvido em redes equilibradas e senoidais. Consequentemente, o tempo de partida é maior, e o processo de fadiga é acelerado [27].

Além da redução da potência em um motor de indução, uma outra solução que pode ser dada para a utilização de motores em redes desequilibradas e/ou distorcidas é a aplicação de classes de isolamento mais elevadas do que aquelas que correspondem ao aumento da

temperatura nos enrolamentos sob condições de trabalho nominais. Esse procedimento é chamado em [28] de “*overinsulation*”, e é muitas vezes combinado com sobredimensionamento, no entanto, nesta tese, não será avaliado esse tipo de procedimento.

Ressalte-se que mesmo o excesso de isolamento nem sempre se protege a máquina contra o sobreaquecimento [29]. Geralmente, sob significativos distúrbios de qualidade de energia, uma máquina de indução não pode trabalhar com carga nominal e exige redução de sua potência no eixo [25,26,30,31,32].

Conforme constatado no levantamento bibliográfico realizado, fontes desequilibradas e distorcidas aplicadas aos motores de indução, bem como suas consequências para o funcionamento do motor, têm grande relevância para o meio acadêmico e industrial. Os métodos verificados admitiram que a potência a ser disponibilizada para um motor de indução trifásico alimentado com tensões desequilibradas e/ou distorcidas deve ser reduzida, para compensar os efeitos do seu aumento da temperatura. Verificou-se, também, que a maioria dos trabalhos publicados trata o desequilíbrio e a distorção de forma independente.

Já o estudo apresentado nesta tese, faz uma análise simultânea dos efeitos das fontes desequilibradas e distorcidas em motores de indução trifásicos. Como na elevação de temperatura de um motor, na maioria dos casos, é determinada pelo aumento das perdas nos enrolamentos do estator e do rotor, pode-se analisar o comportamento da temperatura indiretamente através do comportamento das perdas. Se o motor opera com perdas nominais considera-se que sua temperatura seja a máxima admissível.

Desta forma, pode-se apontar como contribuições desse trabalho:

1. O método proposto pode ser utilizado para monitoramento e diagnóstico de motores de indução trifásicos utilizados nas indústrias, por meio de um *software* exclusivo elaborado em *MatLab*, com base em dados disponibilizados por fabricantes dos motores, medição dos módulos da tensão de linha e suas distorções harmônicas. Isto torna a aplicação da metodologia acessível aos engenheiros e técnicos de projeto e manutenção;
2. A metodologia também é útil para dimensionamento de motores, uma vez que, a partir de dados da rede elétrica, pode-se especificar um motor mais adequado às condições da alimentação elétrica existente.
3. O método possibilita tanto o cálculo das perdas totais quanto das parcelas referentes aos enrolamentos do estator e do rotor. Desta forma é possível analisar o comportamento

térmico do motor, considerando-se as perdas totais ou as perdas no enrolamento do estator, que em última análise define a vida útil do motor com rotor do tipo gaiola.

4. O método proposto tem a vantagem de se tratar de uma metodologia não invasiva, o que possibilita diagnosticar e monitorar a condição operativa dos motores elétricos sem a necessidade de nenhuma intervenção ou parada da máquina.

1.3 ESTRUTURA DO DOCUMENTO DE TESE

Para atingir os objetivos pretendidos nesta tese, este documento está estruturado em 7 (sete) capítulos, conforme a descrição apresentada na sequência.

- Capítulo 2 – Conceitos Básicos de Qualidade da Energia Elétrica e Motores de Indução Trifásicos

Neste capítulo serão apresentados os aspectos relativos à qualidade da energia elétrica no que diz respeito aos desequilíbrios e distorções harmônicas, enfatizando suas causas e seus efeitos sobre os motores elétricos, bem como as normas aplicáveis e os métodos de cálculo para determinação do fator de desequilíbrio. Para o cálculo dos dados de entrada da rede é apresentado todo o procedimento para obtenção dos fasores de tensão de linha de um sistema desequilibrado, como também, a determinação das componentes de sequência positiva e negativa para cada harmônico de tensão de fase em um sistema com tensões de sinais desequilibrados e distorcidos. Por fim, são apresentados os conceitos básicos aplicados a motores de indução trifásicos submetidos a tensões com sinais desequilibrados e/ou distorcidos.

- Capítulo 3 – Metodologia para Determinação da Redução de Potência em Motores de Indução Trifásicos

Neste capítulo é apresentada a metodologia para atingir os objetivos propostos nessa pesquisa.

Inicialmente apresenta-se um fluxograma que é a base do *software* desenvolvido para solução dos problemas propostos. Sendo eles:

- Especificação de motores em função da potência da carga para operar em redes com sinais desequilibrados e distorcidos

- Diagnóstico para adequação de motores de indução trifásicos já em operação nessas redes.
- Análise da redução de potência disponibilizada por motores em função das condições de desequilíbrio e distorção dos sinais de tensão de alimentação.

Cada etapa do fluxograma é descrita com o desenvolvimento das equações pertinentes à metodologia.

➤ Capítulo 4 – Estudos de Caso

Este capítulo apresenta resultados de simulações utilizando-se da metodologia proposta.

Foram avaliados motores normais e de alto rendimento. Para cada um deles foram selecionados motores de pequeno, médio e grande porte com número de polos usuais. Com relação a alimentação dos motores, foram considerados fatores de desequilíbrio de 0 a 5% (para diversas combinações de tensão) e distorção harmônica total de 0 a 10%.

➤ Capítulo 5 – Experimento em laboratório

Para a execução dos experimentos no laboratório, foi utilizado um motor de 0,37kW, 4 polos, 220V com freio eletromagnético para proporcionar a regulação de sua carga nominal. A estrutura laboratorial foi constituída de uma fonte de sinais arbitrários da Pacific Power com potência de 6kW, a qual possibilita ajustes de desequilíbrios e distorções de tensão, osciloscópio, pontas de prova diferenciais de tensão e corrente, tacômetro digital, medidor de estresse térmico para medição de temperatura ambiente, multímetro com interface USB para medição de temperatura por meio de termopar tipo K, medidor analisador de potência e termômetros infravermelhos. Os experimentos foram feitos considerando tensões desequilibradas de até 5% e uma distorção harmônica total de até 10%. Também foram feitos os testes de carga nominal em rede de tensões equilibradas e senoidais. Os resultados obtidos foram descritos neste capítulo.

➤ Capítulo 6 - Conclusões

As conclusões de todo o estudo apresentado nesta tese estão descritas neste capítulo, como também para a realização de novas pesquisas.

➤ Capítulo 7 – Referências

Todo o material bibliográfico consultado para elaboração deste trabalho encontra-se neste capítulo.

2 CONCEITOS BÁSICOS DE QUALIDADE DA ENERGIA E MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS.

2.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

O uso intenso de cargas não lineares nas indústrias, entre outros fatores, tem tornado as instalações dessas empresas sensíveis a fenômenos de qualidade da energia – como as distorções nos sinais de tensão e o desequilíbrio de tensão, que afetam o funcionamento dos motores de indução trifásicos, foco principal deste estudo.

Neste capítulo serão abordados os conceitos e definições associados aos desequilíbrios e distorções harmônicas, bem como suas causas e efeitos em motores de indução trifásicos. Serão apresentados os procedimentos e normas que regem o assunto, de forma a estabelecer as condições adequadas para o funcionamento dos motores de indução trifásicos tipo gaiola quando submetidos a tais fenômenos. Considerando os dados da rede elétrica, é apresentado todo o procedimento para obtenção dos fasores de tensão de linha de um sistema desequilibrado, inclusive a determinação das componentes de sequência positiva e negativa para cada harmônico de tensão de fase em um sistema com tensões de sinais desequilibrados e distorcidos.

Ao final deste capítulo, também será apresentado um breve estudo sobre os princípios básicos da análise da qualidade da energia aplicados a motores de indução trifásicos.

2.2 DESEQUILÍBRIOS DE TENSÃO

Um sistema trifásico equilibrado e simétrico de tensão é representado através de fasores de mesma magnitude e defasados entre si em 120° elétricos, conforme a Figura 2.1.

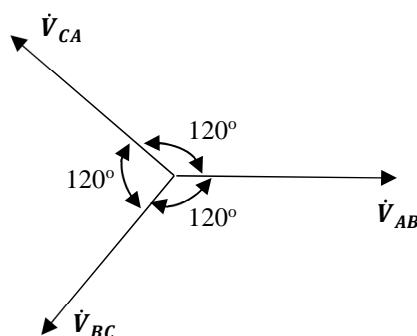


Figura 2.1 - Representação fasorial de tensões de linha de um sistema equilibrado.

Em um sistema de tensões desequilibrado e assimétrico, poderá ocorrer diferença entre os módulos de cada fasor, ângulos de defasamento diferente de 120° entre tensões ou ainda ambas as condições simultaneamente, conforme Figura 2.2.

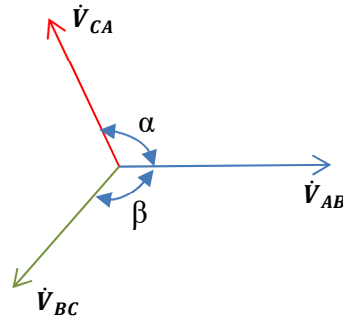


Figura 2.2 - Diagrama fasorial de tensões de linha de um sistema desequilibrado

Portanto, um sistema é considerado desequilibrado quando as condições indicadas nas equações (2.1) e (2.2) não são satisfeitas. Considera-se o fasor da tensão \dot{V}_{AB} como referência.

$$|\dot{V}_{AB}| = |\dot{V}_{BC}| = |\dot{V}_{CA}| \quad (2.1)$$

$$\angle \dot{V}_{AB} = 0^\circ; \angle \dot{V}_{BC} = -120^\circ; \angle \dot{V}_{CA} = -240^\circ \quad (2.2)$$

Onde:

$|\dot{V}_{AB}|$, $|\dot{V}_{BC}|$ e $|\dot{V}_{CA}|$ – módulos dos fasores representativos das tensões \dot{V}_{AB} , \dot{V}_{BC} e \dot{V}_{CA} ;
 $\angle \dot{V}_{AB}$, $\angle \dot{V}_{BC}$ e $\angle \dot{V}_{CA}$ – argumentos dos fasores representativos das tensões \dot{V}_{AB} , \dot{V}_{BC} e \dot{V}_{CA} .

A ferramenta usual para analisar os efeitos provocados por um sistema trifásico de tensões de linha desequilibradas é a decomposição do sistema desequilibrado em três sistemas de tensões equilibradas, utilizando o método das componentes simétricas [33]. Para a metodologia das componentes simétricas, as tensões desequilibradas são representadas por até três tensões equilibradas, sendo uma de sequência positiva, uma de sequência negativa e uma de sequência zero.

Como se trata de tensões de linha, só serão tratadas as sequências positiva e negativa, conforme mostram as equações (2.3) a (2.5), pois neste caso, as componentes de sequência zero são nulas.

$$\dot{V}_{AB} = \dot{V}_{AB(+)} + \dot{V}_{AB(-)} \quad (2.3)$$

$$\dot{V}_{BC} = \dot{V}_{BC(+)} + \dot{V}_{BC(-)} \quad (2.4)$$

$$\dot{V}_{CA} = \dot{V}_{CA(+)} + \dot{V}_{CA(-)} \quad (2.5)$$

Onde:

$\dot{V}_{AB(+)}$, $\dot{V}_{BC(+)}$ e $\dot{V}_{CA(+)}$ – fasores representativos das componentes de sequência positiva, todas relativas às tensões de linha \dot{V}_{AB} , \dot{V}_{BC} e \dot{V}_{CA} .

$\dot{V}_{AB(-)}$, $\dot{V}_{BC(-)}$ e $\dot{V}_{CA(-)}$ – fasores representativos das componentes de sequência negativa, todas relativas às tensões de linha \dot{V}_{AB} , \dot{V}_{BC} e \dot{V}_{CA} .

A Figura 2.3 apresenta, no item (a), os fasores $\dot{V}_{AB(+)}$, $\dot{V}_{BC(+)}$ e $\dot{V}_{CA(+)}$, que representam um sistema de tensões equilibradas, cujo sentido de giro coincide com o de \dot{V}_{AB} , \dot{V}_{BC} e \dot{V}_{CA} , denominado de sistema de sequência positiva. Os fasores apresentados em (b), $\dot{V}_{AB(-)}$, $\dot{V}_{BC(-)}$ e $\dot{V}_{CA(-)}$, representam um sistema de tensões equilibradas, cujo sentido de giro é contrário ao de \dot{V}_{AB} , \dot{V}_{BC} e \dot{V}_{CA} , denominado sistema de sequência negativa.



Figura 2.3 - Componentes de sequência positiva (a) e componentes de sequência negativa (b) dos fasores \dot{V}_{AB} , \dot{V}_{BC} e \dot{V}_{CA} .

Para o objetivo desta tese, é importante a obtenção das tensões de fase de seqüências positiva e negativa, a partir das componentes simétricas de seqüências positiva e negativa das tensões de linha.

A Figura 2.4 demonstra que, para três fasores de tensões de linha, podem ocorrer diferentes combinações de tensões de fase.

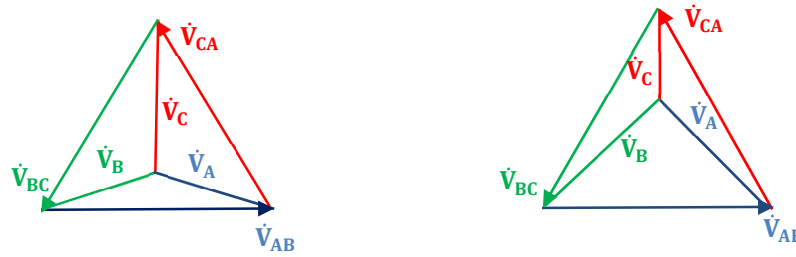


Figura 2.4 - Combinações de tensões de fase e de linha em sistemas desequilibrados.

Onde:

\dot{V}_A , \dot{V}_B e \dot{V}_C - fasores representativos das tensões de fase V_A , V_B e V_C .

Para o cálculo das componentes simétricas das tensões de fase, não será considerada a componente de sequência zero, uma vez que, em geral, os motores de indução trifásicos são ligados na configuração estrela sem neutro ou em triângulo, o que determina para a não existência dessa componente na máquina [34].

2.2.1 ORIGEM DOS DESEQUILÍBRIOS

Dois tipos de desequilíbrio de uma rede são importantes: o desequilíbrio estrutural e o desequilíbrio funcional.

Com relação ao desequilíbrio estrutural, sabe-se que mesmo se as tensões dos geradores e as correntes de cargas estiverem perfeitamente equilibradas, devido a razões econômicas, a estrutura física dos transformadores e, especialmente, das linhas, não será equilibrada. O valor do desequilíbrio estrutural é praticamente constante.

Já no desequilíbrio funcional, que tem ocorrência aleatória, as correntes que circulam pelo sistema são flutuantes e desequilibradas, sobretudo quando a carga é monofásica. Isso se deve ao fato de que as cargas de consumidores são ligadas aleatoriamente, ou seja, têm ciclos variáveis de demanda. Dessa forma, a distribuição desigual de cargas monofásicas é claramente significativa no efeito do desequilíbrio [35].

Com relação à transmissão e distribuição de energia elétrica, o desequilíbrio de tensão ocorre devido às próprias assimetrias das impedâncias de linha. A fim de minimizar esse efeito, é recomendada a transposição dos condutores ao longo do percurso da linha de transmissão. Porém, em alguns países, como na Austrália, por exemplo, linhas abaixo de 33 kV raramente são construídas com a transposição [36]; a distribuição das cargas é feita de forma a equilibrar as correntes em cada fase. No entanto, o carregamento nem sempre proporcionará o equilíbrio, devido à própria demanda aleatória da carga.

Não existem cargas perfeitamente equilibradas para cada fase em um sistema de distribuição. Na realidade, as cargas mudam o tempo todo nas fases, devido a fatores imprevisíveis, como o comportamento dos consumidores de energia. Como resultado, não importa quão cuidadosamente as cargas nas fases sejam originalmente distribuídas, cargas equilibradas nunca vão ser alcançadas. Assim, cada fase apresentará correntes instantâneas diferentes, o que desequilibrará o sistema [37]. Portanto, o desequilíbrio é um fator inerente às redes de distribuição.

É praticamente impossível evitar o desequilíbrio de tensão. Entre suas causas, estão a distribuição desigual de cargas monofásicas no sistema trifásico de abastecimento, impedâncias assimétricas das linhas de transmissão e distribuição, enrolamento assimétrico de transformadores, ligação delta aberto de banco de transformadores e fusíveis queimados em bancos de capacitores trifásicos, conforme [38] e [39].

Com o rápido crescimento da geração distribuída (GD), especialmente em sistemas fotovoltaicos, a análise de redes de distribuição desequilibrada, recentemente, atraiu muita atenção da academia e das concessionárias de energia. Como resultado, modelos de componentes mais precisos e ferramentas mais eficientes de avaliação do sistema são necessárias para operação da rede elétrica, bem como para planejamento e pesquisa.

Alguns detalhes e efeitos de certos elementos que anteriormente foram negligenciados precisaram ser reconsiderados, sob a condição de um nível crescente de desequilíbrio, especialmente devido ao crescimento da geração distribuída. Um destes efeitos é o acoplamento mútuo das linhas de distribuição entre diferentes níveis de tensão, que são comumente compartilhadas nos mesmos postes e corredores de linhas de energia. Esse mútuo efeito de acoplamento pode tornar-se significativo nas cargas com fases desequilibradas. Nesse caso, é importante considerar o impacto do acoplamento e desenvolver um modelo de linhas de distribuição com diferentes níveis de tensão para análise de fluxo de carga [40]. Conexões de transformadores também podem contribuir para o desequilíbrio de tensão [41].

Instalações industriais podem até ser bem equilibradas na entrada das tensões de alimentação; no entanto, os desequilíbrios de tensões podem se desenvolver dentro das instalações. Também podem ocorrer problemas nos próprios equipamentos, durante a fabricação ou após no reparo de danos. No caso de motores de indução, um número desigual de espiras em seus enrolamentos, estator desalinhado e falhas nos enrolamentos podem reduzir a impedância da fase reparada [42]. O problema do desequilíbrio torna-se particularmente difícil de compensar quando ele é continuamente variável, como os ocasionados pelas grandes cargas industriais, como os fornos a arco.

2.2.2 MÉTODOS PARA DETERMINAÇÃO DO FATOR DE DESEQUILÍBRIO

Para analisar o desequilíbrio de tensão em redes elétricas, é necessária a determinação do fator de desequilíbrio de tensão. Existem várias metodologias para sua determinação, o que possibilita divergências entre seus valores numéricos [34]. Uma metodologia já consolidada é a das componentes simétricas, definida como a relação entre a magnitude da tensão de sequência negativa e a magnitude da tensão de sequência positiva. Entretanto, organismos internacionais, tais como a NEMA, o CIGRÉ e o IEEE criaram metodologias próprias, algumas vezes sem a necessidade de utilização de cálculos mais complexos.

2.2.2.1 COMPONENTES SIMÉTRICAS E MÉTODO ALTERNATIVO

O método das componentes simétricas é um método consolidado que caracteriza uma rede elétrica desequilibrada através de redes equilibradas de sequência positiva, negativa e zero.

Neste método, o fator de desequilíbrio de tensão é definido pela relação entre os módulos da tensão de sequência negativa e o módulo da tensão de sequência positiva, aplicando (2.6).

$$FD = \frac{V_-}{V_+} \cdot 100 \quad (2.6)$$

Onde:

FD - fator de desequilíbrio de tensão.

V_+ - magnitude da tensão de sequência positiva (RMS);

V_- - magnitude da tensão de sequência negativa (RMS).

Este método é indicado pelo PRODIST [43]. Para determinação do fator de desequilíbrio, é necessário o cálculo das componentes de sequência positiva e negativa, dadas por (2.7) e (2.8), quando utilizadas as tensões de linha.

$$V_+ = \frac{(V_{ab} + a \cdot V_{bc} + a^2 \cdot V_{ca})}{3} \quad (2.7)$$

$$V_- = \frac{(V_{ab} + a^2 \cdot V_{bc} + a \cdot V_{ca})}{3} \quad (2.8)$$

Onde:

V_{ab} , V_{bc} e V_{ca} - magnitudes das tensões trifásicas de linha (RMS);

Alternativamente, conforme [44], o cálculo do fator de desequilíbrio pode ser realizado sem o uso da álgebra complexa e componentes simétricas, oferecendo uma boa aproximação dos resultados, utilizando a expressão (2.9).

$$FD = 82 \cdot \frac{\sqrt{V_{abe}^2 + V_{bce}^2 + V_{cae}^2}}{V_m} \quad (2.9)$$

Onde:

V_{abe} - diferença entre a tensão V_{ab} e a média;

V_{bce} - diferença entre a tensão V_{bc} e a média;

V_{cae} - diferença entre a tensão V_{ca} e a média;

V_m - média aritmética dos módulos das tensões de linha.

2.2.2.2 MÉTODO DA NEMA

Pela NEMA (*National Electrical Manufacturers Association*) – MG – 14.34 [45], o fator de desequilíbrio é quantificado através da relação entre o máximo desvio da tensão média e a tensão média, utilizando-se como referência as tensões de linha, conforme a equação (2.10).

$$FD = \frac{\Delta V}{V_m} * 100 \quad (2.10)$$

Onde:

ΔV - Máximo desvio das tensões de linha em relação ao valor médio;

V_m - Média aritmética dos módulos das tensões de linha.

2.2.2.3 MÉTODO DO CIGRÉ

O método do CIGRÉ (Comitê Nacional Brasileiro de Produção e Transmissão de Energia Elétrica) [46] determina o fator de desequilíbrio a partir de grandezas adimensionais correlacionadas às tensões de linha, conforme as equações (2.11) e (2.12).

$$FD = \sqrt{\frac{1-\sqrt{3-6\beta}}{1+\sqrt{3-6\beta}}} \times 100 \quad (2.11)$$

$$\beta = \frac{|V_{ab}|^4 + |V_{bc}|^4 + |V_{ca}|^4}{(|V_{ab}|^2 + |V_{bc}|^2 + |V_{ca}|^2)^2} \quad (2.12)$$

Onde:

V_{ab} , V_{bc} e V_{ca} – módulos das tensões de linha.

2.2.2.4 MÉTODO DO IEEE

Este método [47] recomenda que o fator de desequilíbrio seja obtido por uma relação que expressa a maior diferença entre as tensões de linha medidas e o somatório das mesmas, de acordo com a equação (2.13).

$$FD = \frac{3 \cdot (V_{\text{máx}} - V_{\text{mín}})}{V_{ab} + V_{bc} + V_{ca}} \times 100 \quad (2.13)$$

Onde:

$V_{\text{máx}}$ - maior valor dentre os módulos das tensões trifásicas;

$V_{\text{mín}}$ - menor valor dentre os módulos das tensões trifásicas;

V_{ab} , V_{bc} e V_{ca} - módulo das tensões de linha.

2.2.2.5 FATOR DE DESEQUILÍBRIO NO PONTO DE ACOPLAMENTO COMUM (PAC)

Uma forma de estimar o desequilíbrio das tensões quando se tratar de pontos de acoplamento (PAC) contendo uma carga monofásica é dada pela equação 2.14. Define-se, assim, uma avaliação preliminar do fator de desequilíbrio [48].

$$FD = \frac{S_c}{S_{cc}} \quad (2.14)$$

Onde:

S_c – potência monofásica instalada;

S_{cc} – nível de curto circuito no PAC.

2.3 ANÁLISE COMPARATIVA ENTRE OS MÉTODOS DE CÁLCULO

Para compreender melhor os métodos apresentados, a seguir é apresentado um exemplo numérico de cálculo conforme as diferentes metodologias, com dados de tensão de uma rede elétrica hipotética. Assim, é possível fazer uma análise comparativa entre os resultados encontrados.

Considera-se uma rede trifásica com as seguintes tensões:

$$V_{ab} = 428,5 \angle 0^\circ$$

$$V_{bc} = 455,0 \angle -123,5^\circ$$

$$V_{ca} = 419,0 \angle -244,9^\circ$$

a) Método 1 - Componentes Simétricas

Com base nas equações (2.7) e (2.8), tem-se:

$$V_+ = \frac{(V_{ab} + a \cdot V_{bc} + a^2 \cdot V_{ca})}{3} = 433,88 \angle 2,8^\circ$$

$$V_- = \frac{(V_{ab} + a^2 \cdot V_{bc} + a \cdot V_{ca})}{3} = 21,74 \angle 102,9^\circ$$

Pela equação (2.6), tem-se:

$$FD = \frac{V_-}{V_+} \cdot 100 = \frac{21,74 \angle 102,9^\circ}{433,88 \angle 2,8^\circ} = 5,01\%$$

Para evitar cálculos com álgebra complexa, pode ser utilizada a expressão (2.9), que corresponde ao método aproximado.

$$V_m = \frac{428,5 + 455 + 419}{3} = 434,16 \text{ V}$$

$$V_{\bar{a}be} = 428,5 - 434,16 = 5,66 \text{ V}$$

$$V_{bce} = 455 - 434,16 = 20,84 \text{ V}$$

$$V_{c\bar{a}e} = 419 - 434,16 = 15,16 \text{ V}$$

$$FD = 82 \cdot \frac{\sqrt{5,66^2 + 20,84^2 + 15,16^2}}{434,16} = 4,98\%$$

b) Método 2- NEMA

Utilizando a equação (2.10), tem-se:

$$\Delta V = 455 - 434,16 = 15 \text{ V}$$

$$V_m = 434,16 \text{ V}$$

$$FD = \frac{20,84}{434,16} * 100 = 4,8\%$$

c) Método 3 - CIGRÉ

Utilizando as equações (2.11) e (2.12), tem-se:

$$\beta = \frac{|428,5|^4 + |455|^4 + |419|^4}{(|428,5|^2 + |455|^2 + |419|^2)^2} = 0,335$$

$$FD = \sqrt{\frac{1 - \sqrt{3 - 6 \times 0,335}}{1 + \sqrt{3 - 6 \times 0,335}}} \times 100 = 5,012\%$$

d) Método 4 - IEEE

Utilizando a equação (2.13), tem-se:

$$FD = \frac{3 \times (455 - 419)}{428,5 + 455 + 419} \times 100 = 8,29\%$$

Na Tabela 2.1, apresentam-se todos os valores obtidos pelos diversos métodos e o erro percentual com relação ao método das componentes simétricas, tomado como referência.

Tabela 2.1- FD - Tabela dos resultados

MÉTODO UTILIZADO	FATOR DE DESEQUILÍBRIO (FD)	%ERRO
COMPONENTES SIMÉTRICAS	5,01%	0,00%
ALTERNATIVO	4,98%	-0,59%
NEMA	4,8%	4,19%
CIGRÉ	5,01%	0,04
IEEE	8,29%	65,46%

A Figura 2.5 apresenta, de forma gráfica, os valores calculados pelos diversos métodos apresentados.

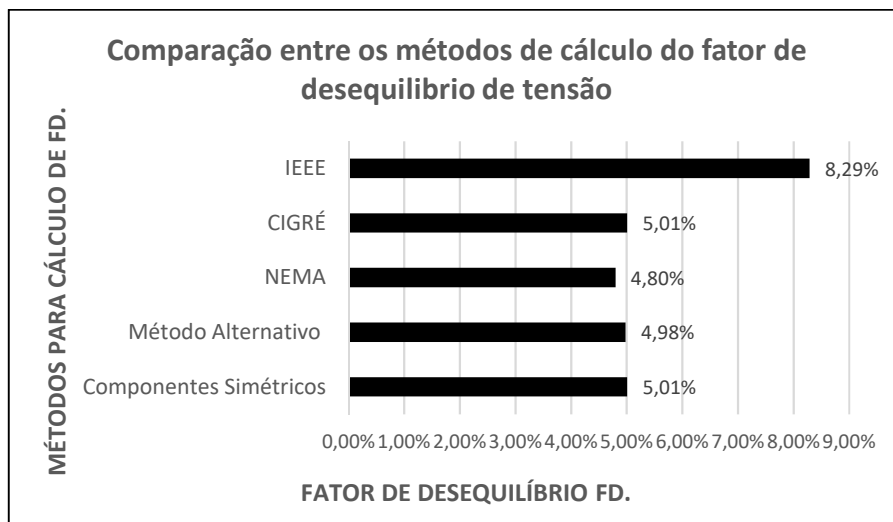


Figura 2.5 - Valor de FD para os diversos métodos de cálculo propostos.

Considerando-se os resultados obtidos é possível concluir que os métodos geram valores diferentes do valor calculado pelo método das componentes simétricas. O método do CIGRÉ calculou um valor extremamente próximo ao valor dos componentes simétricos, o da NEMA resultou num valor 4,19% abaixo e, por fim, muito divergente está o método do IEEE, que resultou no cálculo de um valor 65,46% acima.

Dentre os métodos apresentados, além do método das componentes simétricas, o método mais apropriado para o cálculo do fator de desequilíbrio é o método do CIGRÉ, também recomendado pelo PRODIST [43].

Todas as normas e recomendações analisadas consideram que o desequilíbrio de tensão aceitável é de 2% [49-50], conforme mostrado na Tabela 2.2, e que devem ser usados como referência para as indústrias.

Tabela 2.2 - Limites Recomendados para o Fator de Desequilíbrio de Tensão

NORMA	LIMITE
IEC	2%
NEMA	2%
PRODIST	2%
CENELEC	2%
GCOI/GCPS	2%

2.4 DETERMINAÇÃO DO FATOR DE DESEQUILÍBRIO CONSIDERANDO A COMPONENTE FUNDAMENTAL DA TENSÃO DE LINHA.

O fator de desequilíbrio de tensão nos terminais de uma máquina baseia-se, nesta seção, na definição do IEC ou dos componentes simétricos, conforme [12]. Admitindo a distorção harmônica igual para as três tensões de linha, o valor do fator de desequilíbrio será dado por (2.15).

$$FD_{(1)} = \frac{V_{AB(1)(-)}}{V_{AB(1)(+)}} \cdot 100 \quad (2.15)$$

Onde:

$V_{AB(1)(-)}$ – valor eficaz da tensão de linha da componente de sequência negativa da fundamental.

$V_{AB(1)(+)}$ – valor eficaz da tensão de linha da componente de sequência positiva da fundamental;

2.5 DISTORÇÕES DOS SINAIS DE TENSÃO

O crescente uso de cargas não lineares em sistemas elétricos industriais faz com que ocorra circulação de correntes não senoidais pelas redes de distribuição de energia. Em muitos casos, as redes têm baixa potência de curto-circuito e, como resultado, as distorções dos sinais de tensão podem assumir valores elevados.

Tanto as cargas da indústria responsável pela distorção quanto as cargas de outras indústrias que compartilham a mesma rede podem ser submetidas às distorções dos sinais da tensão. Entre estas cargas estão, em grande número, os motores de indução trifásicos.

2.5.1 CAUSAS DAS DISTORÇÕES HARMÔNICAS

As distorções harmônicas nos sinais de tensão ocorrem quando os espectros da forma de onda apresentam componentes de frequência múltipla e inteira da componente fundamental [49]. Em se tratando da alimentação de motores elétricos de indução trifásicos com conversores, por exemplo, a deformação periódica da onda advém de uma relação não linear entre a tensão e a corrente, devido às descontinuidades no chaveamento das correntes.

Considerando o conversor da Figura 2.6, extraída de [52], que possui retificadores de seis pulsos, o mesmo produz harmônicos característicos injetados na rede de alimentação. Esse tipo de conversor é o mais utilizado nas indústrias.

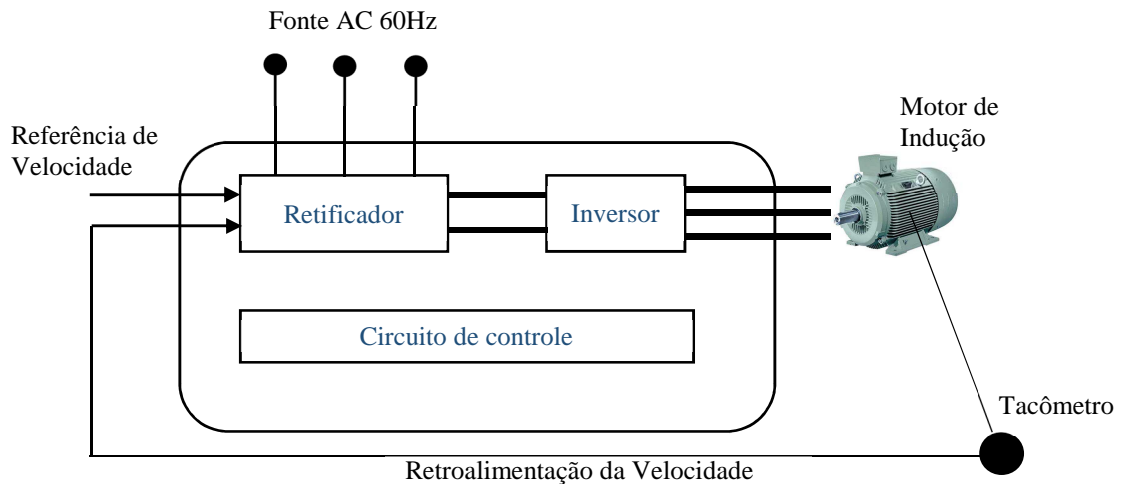


Figura 2.6 - Arranjo de um *drive* de controle de velocidade com inversor de frequência para motores de indução trifásicos.

Para os sistemas de tensões equilibradas que alimentam retificadores, as correntes de entrada geram harmônicos característicos de ordens que são determinadas por (2.16).

$$h = kq \mp 1 \quad (2.16)$$

Onde:

h – ordem do harmônico;

k = 1,2,3,4...

q – número de pulsos do sistema retificador.

Dessa forma, para o motor de indução alimentado pela rede que também supre conversores com retificadores de seis pulsos, tem-se os seguintes harmônicos característicos: 5, 7, 11, 13, 17, 19, 23, 25.

É importante ainda observar que tanto a componente fundamental quanto os harmônicos de tensão de um sistema trifásico podem ter uma representação fasorial. Evidentemente, a representação é válida para cada frequência, e deve-se observar a sequência de fases dos harmônicos.

Considerando-se um motor acionado através de um conversor, a característica dessa carga vista pela fonte é a de uma carga não linear, pois a corrente possui componentes harmônicas.

Além dos conversores, também os fornos industriais podem ocasionar não linearidades no sistema elétrico e causar efeitos de distorção de forma de onda da corrente e da tensão.

2.5.2 FATOR DE DISTORÇÃO INDIVIDUAL E TOTAL DA TENSÃO

As distorções harmônicas são fenômenos associados com deformações nas ondas das tensões e correntes em relação à onda senoidal da frequência fundamental. Uma das formas de quantificar a distorção da forma de onda de tensão é através da utilização da distorção harmônica individual, cujo cálculo é realizado através da expressão (2.17) [43].

$$K_h = \frac{V_{(h)}}{V_{(1)}} \times 100 \quad (2.17)$$

Onde;

K_h - distorção harmônica individual;

$V_{(h)}$ - valor eficaz de cada componente harmônico de tensão de ordem h ;

$V_{(1)}$ - valor eficaz da componente fundamental.

A partir de cada fator de distorção individual, calcula-se a distorção harmônica total, THD, através da expressão (2.18) [43].

$$\text{THD} = \sqrt{\sum_{h>1}^{\infty} K_h^2} \quad (2.18)$$

O espectro harmônico a ser considerado para fins do cálculo da distorção total nesta tese compreenderá uma faixa de frequências que considera desde a componente fundamental até a harmônica de 25ª ordem ($h = 25$).

2.5.3 HARMÔNICOS DE TENSÃO

Considerando-se um sistema elétrico qualquer, as distorções de tensão são provocadas pela circulação de correntes não senoidais que provocam quedas de tensão, de comportamento

também não senoidal. A Figura 2.7 mostra um sistema elétrico industrial que contém cargas não lineares – ou seja, cargas que fazem circular pela rede elétrica correntes distorcidas.

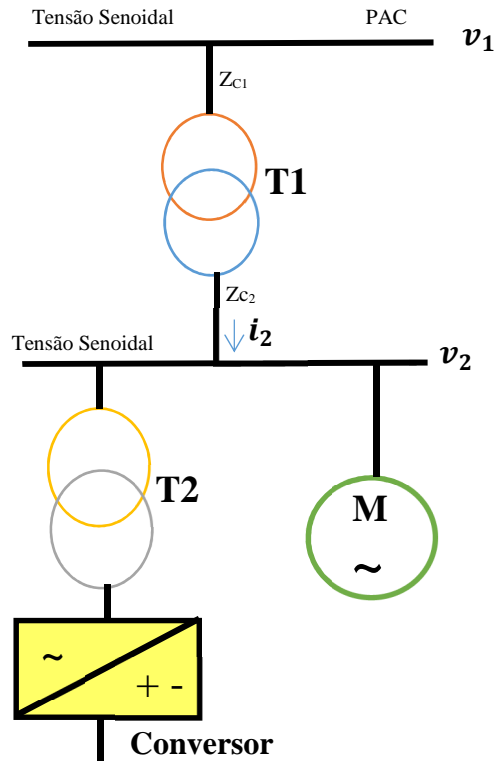


Figura 2.7 - Representação de um sistema industrial com cargas não lineares.

Admite-se que, no ponto de acoplamento da rede de suprimento de energia com a rede elétrica da indústria, a forma de onda da tensão V_A , V_B e V_C é senoidal. Verifica-se na Figura 2.7 que existem transformadores e cabos entre esse ponto de acoplamento (PAC) e o barramento no qual estão ligadas cargas lineares (motor de indução trifásico) e cargas não lineares (conversor).

A corrente i_2 é distorcida devido à carga não linear, assim o comportamento de v_2 , como poderá ser verificado posteriormente.

A tensão v_1 é definida pela equação (2.19).

$$v_1 = \sqrt{2} \cdot V_1 \cdot \cos wt \quad (2.19)$$

Com auxílio da Série de Fourier [53], a corrente i_2 pode ser representada pela equação (2.20).

$$i_2 = \sqrt{2} \cdot I_{2(1)} \cdot \cos(wt - \varphi_{i(1)}) + \sum_{h=2}^{h=\infty} [\sqrt{2} \cdot I_{2(h)} \cdot \cos(wt - \varphi_{i(h)})] \quad (2.20)$$

Conhecidos o valor eficaz da corrente I_2 e os fatores de distorção K_{hi} dos harmônicos de correntes, pode-se determinar o valor eficaz da componente fundamental da corrente $I_{2(1)}$ através da equação (2.21).

$$I_{2(1)} = \sqrt{I_2^2 - \sum_{h>1}^{\infty} \left(\frac{I_{2(h)}}{k_{hi}}\right)^2} \quad (2.21)$$

A partir do valor eficaz da componente fundamental da corrente, determina-se o valor eficaz da componente fundamental da tensão $V_{2(1)}$, conhecidas a resistência R_{rede} e a reatância de dispersão X_{rede} do circuito equivalente entre os pontos correspondentes às tensões V_1 e V_2 , de acordo com a equação (2.22).

$$\dot{V}_{2(1)} = \dot{V}_1 - \sqrt{3} \dot{I}_{2(1)} (\cos \varphi_1 - j \sin \varphi_1) \cdot (R_{rede} + j X_{rede}) \quad (2.22)$$

Os componentes harmônicos $V_{2(h)}$ são determinados a partir das quedas de tensões dos componentes harmônicos da corrente $I_{2(h)}$.

É importante observar que tanto a resistência R_{rede} quanto a reatância de dispersão X_{rede} devem ter seus valores corrigidos em função da frequência de cada harmônico de corrente considerado. Isso resulta na expressão (2.23).

$$V_{2(h)} = \sqrt{3} \cdot I_{2(h)} \sqrt{R_{rede(h)}^2 + X_{rede(h)}^2} \quad (2.23)$$

Obtém-se, então, para a tensão v_2 , a expressão (2.24).

$$v_2(t) = \sqrt{2} [V_{2(1)} (\cos \omega t - \varphi_{v(1)}) - \sum_{h>1}^{\infty} V_{2(h)} \cos(h\omega t + \varphi_{v(h)})] \quad (2.24)$$

Onde:

$V_{(1)}$ – valor eficaz da componente fundamental de tensão;

$V_{(h)}$ – valor eficaz do harmônico de tensão de ordem h;

φ_h – ângulo de fase do harmônico de tensão de ordem h;

h - ordem harmônica.

2.5.4 LIMITES RECOMENDADOS PARA AS DISTORÇÕES HARMÔNICAS INDIVIDUAIS E TOTAIS

Os valores de referência para as distorções harmônicas individuais e totais estabelecidos pelo PRODIST [43], IEEE STD 519-2014 [51], IEC 61 000-2-12 [54], IEC 61000-3-6 [55] e EN50160 [56] estão indicados nas Tabelas 2.3 e 2.4. Esses valores servem como referência para o planejamento do sistema elétrico em termos de qualidade da energia elétrica (QEE).

A Tabela 2.3, apresenta os limites de distorções harmônicas individuais recomendadas para cada nível de tensão.

Tabela 2.3 - Valores de referência distorções harmônicas individuais.

h	Distorção Harmônica Individual de Tensão [%] PRODIST				IEC 61 000-2-12 e 61000-3-6			IEEE STD 519-2014				EN50160
	Até 1kV	1kV a 13,8kV	13,8kV a 69kV	69kV a 230kV	Até 1kV	1kV a 35kV	35kV a 230kV e >230	Até 1kV	1kV a 69kV	69kV a 161kV	≥161kV	Até 35kV
5	7,5	6,0	4,5	2,5	6,0	5,0	2,0	5,0	3,0	1,5	1,0	6,0
7	6,5	5,0	4,0	2,0	5,0	4,0	2,0					5,0
11	4,5	3,5	3,0	1,5	3,5	3,0	1,5					3,5
13	4,0	3,0	2,5	1,5	3,0	2,5	1,5					3,0
17	2,5	2,0	1,5	1,0	2,0	1,6	1,0					2,0
19	2,0	1,5	1,5	1,0	1,5	1,2	1,0					1,5
23	2,0	1,5	1,5	1,0	1,5	1,2	0,7					1,5
25	2,0	1,5	1,5	1,0	1,5	1,2	0,7					1,5
>25	1,5	1,0	1,0	0,5	0,2+0,5x25/h							-----

A Tabela 2.4, apresenta os limites de distorções harmônicas totais recomendados para cada nível de tensão.

Tabela 2.4 - Valores de referência globais das distorções harmônicas totais

Distorção Harmônica Total de Tensão (DTT) [%]							
NÍVEL DE TENSÃO	PRODIST	NÍVEL DE TENSÃO	IEC 61000-3-6	NÍVEL DE TENSÃO	IEEE STD 519-2014	NÍVEL DE TENSÃO	EN50160
$V_N \leq 1 \text{ kV}$	10,0%	BT	8,0%	$\leq 1 \text{ kV}$	8,0%	$V_N \leq 1 \text{ kV}$	8,0%
$1 \text{ kV} < V_N \leq 13,8 \text{ kV}$	8,0%	MT	6,5%	1kV a 69kV	5,0%		
$13,8 \text{ kV} < V_N \leq 69 \text{ kV}$	6,0%	AT	3,0%	69kV a 161kV	2,5%		
$69 \text{ kV} < V_N \leq 230 \text{ kV}$	3,0%	EAT	3,0%	≥161kV	1,5%		

2.6 OBTENÇÃO DOS FASORES DAS TENSÕES DE LINHA DE UM SISTEMA DESEQUILIBRADO.

A metodologia utilizada neste trabalho tem como base a obtenção dos fasores das tensões de linha obtidos por meio das medições dos valores eficazes das tensões V_{AB} , V_{BC} e V_{CA} de um sistema elétrico. A Figura 2.8 mostra os fasores desequilibrados e o respectivo triângulo que permite a obtenção dos argumentos dessas tensões.

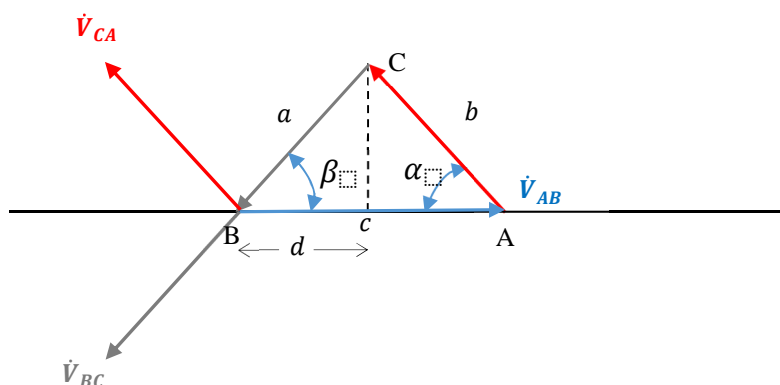


Figura 2.8 - Obtenção dos fasores \dot{V}_{AB} , \dot{V}_{BC} e \dot{V}_{CA} .

Do triângulo ABC da Figura 2.8, são obtidas as relações indicadas em (2.25) e (2.26).

$$a^2 = b^2 + c^2 - 2 \cdot c \cdot b \cos \alpha \quad (2.25)$$

$$d = V_{AB} - V_{CA} \cdot \cos \alpha \quad (2.26)$$

A partir da equação (2.25), é definido o valor do ângulo α . Com a expressão (2.26), o valor do ângulo " β ". Em seguida obtém-se, portanto, as expressões (2.27) e (2.28).

$$\alpha = \cos^{-1} \left[\frac{V_{AB}^2 + V_{CA}^2 - V_{BC}^2}{2V_{AB} \cdot V_{CA}} \right] \quad (2.27)$$

$$\beta = \cos^{-1} \left[\frac{V_{AB} - V_{CA} \cos \alpha}{V_{BC}} \right] \quad (2.28)$$

Os argumentos dos fasores das tensões para a sequência ABC são calculados conforme as equações (2.29) a (2.31).

$$\angle \dot{V}_{AB} = 0^\circ \quad (2.29)$$

$$\angle \dot{V}_{BC} = -(180 - \beta) \quad (2.30)$$

$$\angle \dot{V}_{CA} = -(\alpha + 180) \quad (2.31)$$

A Figura 2.9 mostra os respectivos fasores desequilibrados e o triângulo que permite a obtenção dos argumentos dessas tensões. Neste caso duas fases foram invertidas, utilizadas para calcular na sequência ACB.

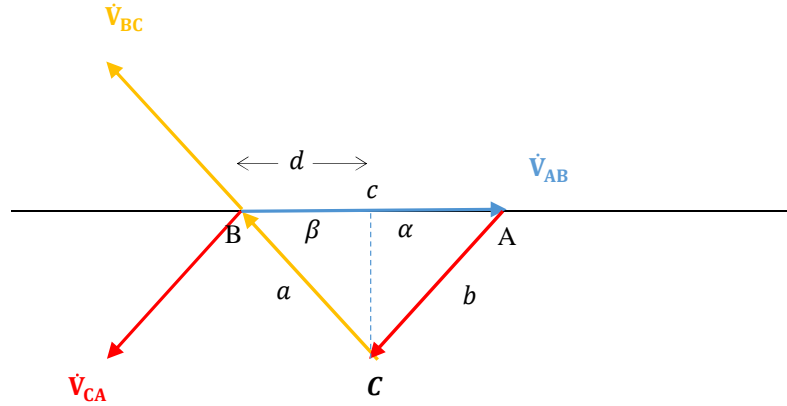


Figura 2.9 - Obtenção dos fasores V_{AB} , V_{BC} e V_{CA} campo inverso.

Utilizando as mesmas relações trigonométricas aplicadas à Fig. 2.9, obtém-se as mesmas equações anteriormente demonstradas de α e β na Fig. 2.8.

Dessa forma, calculam-se os argumentos dos fasores das tensões conforme as equações (2.32) a (2.34).

$$\angle \dot{V}_{AB} = 0^\circ \quad (2.32)$$

$$\angle \dot{V}_{BC} = -(180 + \beta) \quad (2.33)$$

$$\angle \dot{V}_{CA} = -(180 - \alpha) \quad (2.34)$$

2.7 CÁLCULO DAS COMPONENTES DE SEQUÊNCIA POSITIVA E NEGATIVA DAS TENSÕES DE LINHA DE UM SISTEMA DESEQUILIBRADO

Com base no método das componentes simétricas, e considerando-se que, para o sistema trifásico com tensões de linha desequilibradas, não existe componente de sequência zero, serão obtidas apenas as componentes de sequência positiva e negativa. Os módulos das tensões de sequência positiva e negativa são calculados a partir dos fasores \dot{V}_{AB} , \dot{V}_{BC} e \dot{V}_{CA} , como mostram as equações (2.35) e (2.36).

$$\dot{V}_{AB(+)} = \frac{1}{3}(\dot{V}_{AB} + a\dot{V}_{BC} + a^2\dot{V}_{CA}) \quad (2.35)$$

$$\dot{V}_{AB(-)} = \frac{1}{3}(\dot{V}_{AB} + a^2\dot{V}_{BC} + a\dot{V}_{CA}) \quad (2.36)$$

O operador fasorial é definido pela equação (2.37).

$$a = e^{j120} \quad (2.37)$$

Onde:

$\dot{V}_{AB(+)}$ – fasor representativo da componente de sequência positiva da tensão de linha V_{AB} ;

$\dot{V}_{AB(-)}$ – fasor representativo da componente de sequência negativa da tensão de linha V_{AB} ;

a – operador fasorial.

2.7.1 COMPONENTES DE SEQUÊNCIA POSITIVA E NEGATIVA DAS TENSÕES DE FASE

Os fasores das componentes de sequência positiva das tensões de linha são obtidos pelas equações (2.38) a (2.40).

$$\dot{V}_{AB(+)} = |\dot{V}_{AB(+)}| \angle 0^\circ \quad (2.38)$$

$$\dot{V}_{BC(+)} = |\dot{V}_{AB(+)}| \angle -120^\circ \quad (2.39)$$

$$\dot{V}_{CA(+)} = |\dot{V}_{AB(+)}| \angle -240^\circ \quad (2.40)$$

Onde:

$\dot{V}_{AB(+)}$ – fasor representativo da componente de sequência positiva da tensão de linha AB;

$\dot{V}_{BC(+)}$ – fasor representativo da componente de sequência positiva da tensão de linha BC;

$\dot{V}_{CA(+)}$ – fasor representativo da componente de sequência positiva da tensão de linha CA.

Dessa forma, as componentes de sequência positiva das tensões de fase são determinadas pelas equações (2.41) a (2.43).

$$\dot{V}_{A(+)} = \frac{|\dot{V}_{AB(+)}|}{\sqrt{3}} \angle -30^\circ \quad (2.41)$$

$$\dot{V}_{B(+)} = \frac{|\dot{V}_{AB(+)}|}{\sqrt{3}} \angle -150^\circ \quad (2.42)$$

$$\dot{V}_{C(+)} = \frac{|\dot{V}_{AB(+)}|}{\sqrt{3}} \angle -270^\circ \quad (2.43)$$

Onde:

$\dot{V}_{A(+)}$ – fasor representativo da componente de sequência positiva da tensão da fase A;

$\dot{V}_{B(+)}$ – fasor representativo da componente de sequência positiva da tensão da fase B;

$\dot{V}_{C(+)}$ – fasor representativo da componente de sequência positiva da tensão da fase C.

Por outro lado, os fasores das componentes de sequência negativa das tensões de linha são calculados por (2.44) a (2.46).

$$\dot{V}_{AB(-)} = |\dot{V}_{AB(-)}| \angle 0^\circ \quad (2.44)$$

$$\dot{V}_{BC(-)} = |\dot{V}_{AB(-)}| \angle -240^\circ \quad (2.45)$$

$$\dot{V}_{CA(-)} = |\dot{V}_{AB(-)}| \angle -120^\circ \quad (2.46)$$

Onde:

$\dot{V}_{AB(-)}$ – fasor representativo da componente de sequência negativa da tensão de linha AB;

$\dot{V}_{BC(-)}$ – fasor representativo da componente de sequência negativa da tensão de linha BC;

$\dot{V}_{CA(-)}$ – fasor representativo da componente de sequência negativa da tensão de linha CA.

Assim, as componentes de sequência negativa das tensões de fase são obtidas através das equações (2.47) a (2.49)

$$\dot{V}_{A(-)} = \frac{|\dot{V}_{AB(-)}|}{\sqrt{3}} \angle +30^\circ \quad (2.47)$$

$$\dot{V}_{B(-)} = \frac{|\dot{V}_{AB(-)}|}{\sqrt{3}} \angle -210^\circ \quad (2.48)$$

$$\dot{V}_{C(-)} = \frac{|\dot{V}_{AB(-)}|}{\sqrt{3}} \angle -90^\circ \quad (2.49)$$

Onde:

$\dot{V}_{A(-)}$ – fasor representativo da componente de sequência negativa da tensão da fase A;

$\dot{V}_{B(-)}$ – fasor representativo da componente de sequência negativa da tensão da fase B;

$\dot{V}_{C(-)}$ – fasor representativo da componente de sequência negativa da tensão da fase C.

2.8 SISTEMAS DESEQUILIBRADOS E DE SINAIS DISTORCIDOS

No item anterior, em que a rede era apenas desequilibrada, foi necessário executar cálculos das sequências positiva e negativa das componentes simétricas relacionadas ao

desequilíbrio das tensões fundamentais de 60Hz. Com o sistema desequilibrado e distorcido, além das componentes simétricas de sequência positiva e negativa do sistema desequilibrado em 60Hz, tem-se também as componentes harmônicas de sequência positiva e negativa. Isto envolverá uma série de cálculos adicionais.

A metodologia proposta nesta tese sugere uma sequência de cálculos para a determinação dos valores das tensões de fase que serão necessárias para a alimentação dos circuitos equivalentes do motor de indução. Propõe-se como roteiro:

- (1) Determinação dos harmônicos das tensões de linha em função do grau de distorção;
- (2) Determinação dos fasores dos harmônicos das tensões de linha;
- (3) Determinação das componentes de sequências positiva e negativa para cada harmônico das tensões de linha;
- (4) Determinação das componentes de sequências positiva e negativa para cada harmônico das tensões de fase.

2.8.1 DETERMINAÇÃO DOS HARMÔNICOS DAS TENSÕES DE LINHA

O fornecimento do conteúdo harmônico esperado para as tensões de linha pode ser o mesmo para todas as tensões ou até mesmo diferentes.

Partindo do princípio de que a distorção de tensão é provocada por harmônicos de corrente, pode-se considerar que há o mesmo conteúdo harmônico para as três tensões de linha.

A quantificação da distorção da tensão é feita através da relação entre os valores eficazes de cada tensão harmônica pela componente fundamental da tensão.

Para cada harmônico de ordem h , os valores eficazes das tensões de linha são calculados pelas expressões (2.50) a (2.52):

$$V_{AB(h)} = \frac{K(h)}{100} \cdot V_{AB(1)} \quad (2.50)$$

$$V_{BC(h)} = \frac{K(h)}{100} \cdot V_{BC(1)} \quad (2.51)$$

$$V_{CA(h)} = \frac{K(h)}{100} \cdot V_{CA(1)} \quad (2.52)$$

Onde:

$V_{AB(h)}$ – valor eficaz de cada ordem harmônica de tensão V_{AB} ;

$V_{BC(h)}$ – valor eficaz de cada ordem harmônica de tensão V_{BC} ;

$V_{CA(h)}$ – valor eficaz de cada ordem harmônica de tensão V_{CA} ;
 $V_{AB(1)}$ – valor eficaz da componente fundamental da tensão V_{AB} ;
 $V_{BC(1)}$ – valor eficaz da componente fundamental da tensão V_{BC} ;
 $V_{CA(1)}$ – valor eficaz da componente fundamental da tensão V_{CA} ;
 K_h - distorção harmônica individual.

Uma vez medidos e conhecidos os valores eficazes, V_{AB} , V_{BC} e V_{CA} , as componentes fundamentais das tensões podem ser determinadas a partir de (2.53), até (2.55):

$$V_{AB} = \sqrt{V_{AB(1)}^2 + \sum_{h>1}^{\infty} \left(V_{AB(1)} \cdot \frac{K_h}{100} \right)^2} \quad (2.53)$$

$$V_{BC} = \sqrt{V_{BC(1)}^2 + \sum_{h>1}^{\infty} \left(V_{BC(1)} \cdot \frac{K_h}{100} \right)^2} \quad (2.54)$$

$$V_{CA} = \sqrt{V_{CA(1)}^2 + \sum_{h>1}^{\infty} \left(V_{CA(1)} \cdot \frac{K_h}{100} \right)^2} \quad (2.55)$$

Assim, obtém-se as expressões (2.57) a (2.59) para o cálculo da componente fundamental de cada tensão de linha.

$$V_{AB(1)} = \frac{V_{AB}}{\sqrt{1 + \sum_{h>1}^{\infty} \left(\frac{K_h}{100} \right)^2}} \quad (2.57)$$

$$V_{BC(1)} = \frac{V_{BC}}{\sqrt{1 + \sum_{h>1}^{\infty} \left(\frac{K_h}{100} \right)^2}} \quad (2.58)$$

$$V_{CA(1)} = \frac{V_{CA}}{\sqrt{1 + \sum_{h>1}^{\infty} \left(\frac{K_h}{100} \right)^2}} \quad (2.59)$$

2.8.2 DETERMINAÇÃO DAS COMPONENTES DE SEQUÊNCIAS POSITIVA E NEGATIVA PARA CADA HARMÔNICO DAS TENSÕES DE LINHA

As equações anteriores fornecem os valores eficazes dos harmônicos das tensões de linha para a componente fundamental e para cada harmônico de ordem h .

Como se trata de estabelecer uma metodologia que permita verificar a influência da distorção em um sistema de tensões desequilibradas, serão considerados, neste trabalho, apenas os harmônicos característicos, que usualmente são os mais representativos. A determinação dos

argumentos dos fasores dos harmônicos de tensão deverá considerar que os mesmos podem ser de sequência positiva ($h_+ = 7, 13, 19, 25 \dots$) ou de sequência negativa ($h_- = 5, 11, 17, 23 \dots$).

A Figura 2.10 mostra os fasores dos harmônicos de sequência positiva e o respectivo triângulo que permite a obtenção dos seus argumentos.

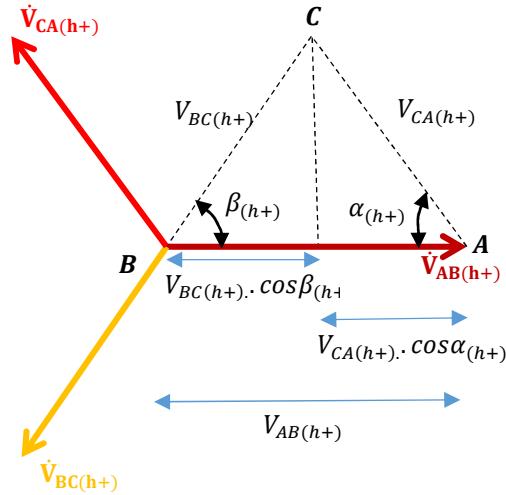


Figura 2.10 - Obtenção dos fasores $V_{AB(h+)}$, $V_{BC(h+)}$ e $V_{CA(h+)}$, de sequência positiva.

Do triângulo ABC da Figura 2.10, obtêm-se as expressões (2.60) e (2.61).

$$V_{AB(h+)}^2 = V_{BC(h+)}^2 + V_{CA(h+)}^2 - 2 \cdot V_{BC(h+)} \cdot V_{CA(h+)} \cdot \cos \alpha \quad (2.60)$$

$$V_{BC(h+)} \cdot \cos \beta_{h+} = V_{AB(h+)} - V_{CA(h+)} \cdot \cos \alpha_{(h+)} \quad (2.61)$$

Das equações (2.60) e (2.61) obtêm-se as expressões (2.62) e (2.63).

$$\alpha_{(h+)} = \cos^{-1} \left[\frac{V_{AB(h+)}^2 + V_{CA(h+)}^2 - V_{BC(h+)}^2}{2V_{AB(h+)} \cdot V_{CA(h+)}} \right] \quad (2.62)$$

$$\beta_{(h+)} = \cos^{-1} \left[\frac{V_{AB(h+)} - V_{CA(h+)} \cos \alpha_{(h+)}}{V_{BC(h+)}} \right] \quad (2.63)$$

Dessa forma, tem-se como argumentos dos fasores as expressões (2.64) a (2.66).

$$\angle \dot{V}_{AB(h+)} = 0^\circ \quad (2.64)$$

$$\angle \dot{V}_{BC(h+)} = -(180 - \beta_{(h+)}) \quad (2.65)$$

$$\angle \dot{V}_{CA(h+)} = -(180 + \alpha_{(h+)}) \quad (2.66)$$

Para os harmônicos de sequência positiva, resultam os fasores das tensões de linha definidos nas expressões (2.67) a (2.69)

$$\dot{V}_{AB(h+)} = V_{AB(1)} \cdot \frac{K_h}{100} \angle 0^\circ \quad (2.67)$$

$$\dot{V}_{BC(h+)} = V_{BC(1)} \cdot \frac{K_h}{100} \angle - (180 - \beta_{(h+)}) \quad (2.68)$$

$$\dot{V}_{CA(h+)} = V_{CA(1)} \cdot \frac{K_h}{100} \angle - (180 + \alpha_{(h+)}) \quad (2.69)$$

A Figura 2.11 demonstra os fasores dos harmônicos de sequência negativa e o respectivo triângulo que permite a obtenção dos seus argumentos.

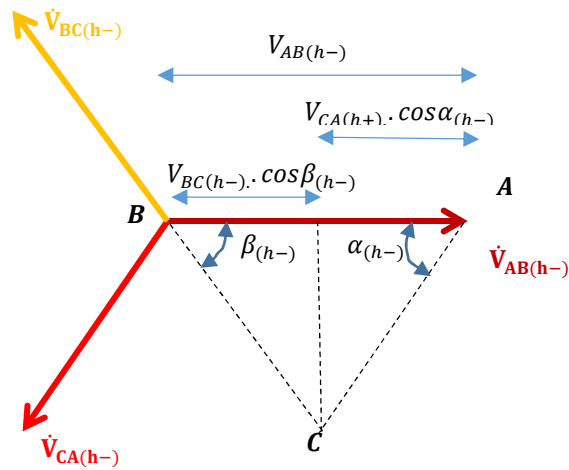


Figura 2.11 - Obtenção dos fasores $V_{AB(h-)}$, $V_{BC(h-)}$ e $V_{CA(h-)}$, de sequência negativa.

Do triângulo ABC da Figura 2.11, obtêm-se as expressões (2.70) e (2.71).

$$V_{AB(h-)}^2 = V_{BC(h-)}^2 + V_{CA(h-)}^2 - 2 \cdot V_{BC(h-)} \cdot V_{CA(h-)} \cdot \cos \alpha \quad (2.70)$$

$$V_{BC(h-)} \cdot \cos \beta_{h+} = V_{AB(h-)} - V_{CA(h-)} \cdot \cos \alpha_{(h-)} \quad (2.71)$$

As equações (2.70) e (2.71) fornecem a expressão (2.72) e (2.73).

$$\alpha_{(h-)} = \cos^{-1} \left[\frac{V_{AB(h-)}^2 + V_{CA(h-)}^2 - V_{BC(h-)}^2}{2V_{AB(h-)} \cdot V_{CA(h-)}} \right] \quad (2.72)$$

$$\beta_{(h-)} = \cos^{-1} \left[\frac{V_{AB(h-)} - V_{CA(h-)} \cos \alpha_{(h-)}}{V_{BC(h-)}} \right] \quad (2.73)$$

Para os argumentos dos fasores dos harmônicos de sequência negativa, obtêm-se os valores definidos nas expressões (2.74) a (2.76).

$$\angle \dot{V}_{AB(h-)} = 0^\circ \quad (2.74)$$

$$\angle \dot{V}_{BC(h-)} = -(180 + \beta_{(h-)}) \quad (2.75)$$

$$\angle \dot{V}_{CA(h-)} = -(180 - \alpha_{(h-)}) \quad (2.76)$$

Para os harmônicos de sequência negativa, resultam os fasores das tensões de linha definidos pelas expressões (2.77) a (2.79)

$$\dot{V}_{AB(h-)} = V_{AB(1)} \cdot \frac{K_h}{100} \angle 0^\circ \quad (2.77)$$

$$\dot{V}_{BC(h-)} = V_{BC(1)} \cdot \frac{K_h}{100} \angle -(180 + \beta_{(h-)}) \quad (2.78)$$

$$\dot{V}_{CA(h-)} = V_{CA(1)} \cdot \frac{K_h}{100} \angle -(180 - \alpha_{(h-)}) \quad (2.79)$$

2.8.3 DETERMINAÇÃO DAS COMPONENTES DE SEQUÊNCIA POSITIVA OU NEGATIVA PARA CADA HARMÔNICO DE SEQUÊNCIA POSITIVA OU NEGATIVA DAS TENSÕES DE LINHA

As componentes de sequência positiva ou negativa para cada harmônico de sequência positiva ou negativa das tensões de linha serão dadas pelas equações (2.80) a (2.83).

$$\dot{V}_{AB(h+)(+)} = \frac{1}{3} (\dot{V}_{AB(h+)} + a\dot{V}_{BC(h+)} + a^2\dot{V}_{CA(h+)}) \quad (2.80)$$

$$\dot{V}_{AB(h+)(-)} = \frac{1}{3} (\dot{V}_{AB(h+)} + a^2\dot{V}_{BC(h+)} + a\dot{V}_{CA(h+)}) \quad (2.81)$$

$$\dot{V}_{AB(h-)(+)} = \frac{1}{3} (\dot{V}_{AB(h-)} + a^2\dot{V}_{BC(h-)} + a\dot{V}_{CA(h-)}) \quad (2.82)$$

$$\dot{V}_{AB(h-)(-)} = \frac{1}{3} (\dot{V}_{AB(h-)} + a\dot{V}_{BC(h-)} + a^2\dot{V}_{CA(h-)}) \quad (2.83)$$

2.8.4 DETERMINAÇÃO DAS COMPONENTES DE SEQUÊNCIAS POSITIVA OU NEGATIVA PARA CADA HARMÔNICO DE SEQUÊNCIA POSITIVA OU NEGATIVA DAS TENSÕES DE FASE.

Para a determinação das componentes de seqüências positiva ou negativa das tensões de fase para cada harmônico de seqüência positiva ou negativa, são utilizados os valores encontrados nas equações (2.80) a (2.83), que evoluem para as equações (2.84) a (2.95).

$$\dot{V}_{A(h+)(+)} = \frac{|\dot{V}_{AB(h+)(+)}|}{\sqrt{3}} \angle - 30^\circ \quad (2.84)$$

$$\dot{V}_{B(h+)(+)} = \frac{|\dot{V}_{AB(h+)(+)}|}{\sqrt{3}} \angle - 150^\circ \quad (2.85)$$

$$\dot{V}_{C(h+)(+)} = \frac{|\dot{V}_{AB(h+)(+)}|}{\sqrt{3}} \angle - 270^\circ \quad (2.86)$$

$$\dot{V}_{A(h+)(-)} = \frac{|\dot{V}_{AB(h+)(-)}|}{\sqrt{3}} \angle + 30^\circ \quad (2.87)$$

$$\dot{V}_{B(h+)(-)} = \frac{|\dot{V}_{AB(h+)(-)}|}{\sqrt{3}} \angle - 210^\circ \quad (2.88)$$

$$\dot{V}_{C(h+)(-)} = \frac{|\dot{V}_{AB(h+)(-)}|}{\sqrt{3}} \angle - 90^\circ \quad (2.89)$$

$$\dot{V}_{A(h-)(+)} = \frac{|\dot{V}_{AB(h-)(+)}|}{\sqrt{3}} \angle - 30^\circ \quad (2.90)$$

$$\dot{V}_{B(h-)(+)} = \frac{|\dot{V}_{AB(h-)(+)}|}{\sqrt{3}} \angle - 150^\circ \quad (2.91)$$

$$\dot{V}_{C(h-)(+)} = \frac{|\dot{V}_{AB(h-)(+)}|}{\sqrt{3}} \angle - 270^\circ \quad (2.92)$$

$$\dot{V}_{A(h-)(-)} = \frac{|\dot{V}_{AB(h-)(-)}|}{\sqrt{3}} \angle + 30^\circ \quad (2.93)$$

$$\dot{V}_{B(h-)(-)} = \frac{|\dot{V}_{AB(h-)(-)}|}{\sqrt{3}} \angle - 210^\circ \quad (2.94)$$

$$\dot{V}_{C(h-)(-)} = \frac{|\dot{V}_{AB(h-)(-)}|}{\sqrt{3}} \angle - 90^\circ \quad (2.95)$$

2.9 CONCEITOS BÁSICOS APLICADOS A MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS

2.9.1 CIRCUITO EQUIVALENTE AO MOTOR DE INDUÇÃO TRIFÁSICO PARA ONDAS EQUILIBRADAS E SENOIDAIS

O circuito equivalente ao motor de indução trifásico corresponde a um modelo que permite a análise do comportamento do motor em condições de partida, frenagem elétrica e operação em regime permanente com carga nominal ou variável. O circuito equivalente também permite a análise do motor quando submetido a condições anormais de tensão de alimentação (módulo, argumento e frequência) e sobrecargas.

A Figura 2.12 apresenta o circuito equivalente ao motor de indução considerando tensões equilibradas e senoidais, com dados do rotor referidos ao estator. Tal circuito permite o acoplamento elétrico dos circuitos equivalentes ao estator [33].

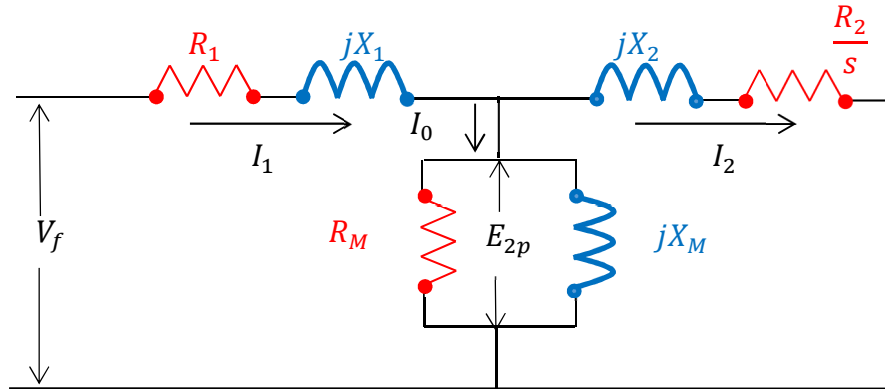


Figura 2.12 - Circuito equivalente do motor para tensão equilibrada e senoidal.

O circuito equivalente ao estator deve conter parâmetros que permitam o cálculo das perdas e das influências dos fluxos de dispersão e magnetização ao enrolamento do estator. Assim tem-se:

R_1 – resistência que permite calcular as perdas no enrolamento do estator;

X_1 – reatância que permite quantificar a influência da f.e.m induzida pelo fluxo de dispersão do enrolamento do estator;

X_M – reatância que permite quantificar a força eletromotriz induzida no enrolamento do estator devido ao fluxo de magnetização;

R_M – resistência que permite o cálculo das perdas a vazio, ou seja, mecânicas, por histerese e por correntes parasitas;

R_2 – resistência que permite calcular as perdas no enrolamento do rotor e que deve considerar o efeito pelicular;

X_2 – reatância que permite quantificar a influência da força eletromotriz induzida pelo fluxo de dispersão do enrolamento do rotor.

Ainda na Figura 2.12, tem-se:

V_f – tensão de fase para alimentação do motor;

E_{2p} – tensão de alimentação do ramo de magnetização;

s – escorregamento.

2.9.2 PARÂMETROS DO CIRCUITO EQUIVALENTE AO MOTOR DE INDUÇÃO TRIFÁSICO.

Os parâmetros do circuito equivalente ao motor de indução podem ser disponibilizados pelos fabricantes de motores. Caso isso não ocorra, os mesmos podem ser obtidos a partir de dados disponibilizados em listas técnicas de fabricantes conforme mostrado na Tabela 2.5 e utilizando a metodologia proposta em [57-58].

Tabela 2.5 - Dados disponibilizados por listas técnicas de fabricantes de motores

NOME
Potência nominal (kW)
Tensão nominal (V)
Número de Pólos
Velocidade síncrona nominal (rpm)
Velocidade nominal (rpm)
Conjugado Nominal (Nm)
Conjugado Máximo (Nm)
Conjugado de Partida (Nm)
Corrente de Partida (A)
Corrente Nominal (A)
Rendimento nominal (pu)
Fator de potência nominal (pu)
Corrente a vazio (A)

2.9.3 EFEITOS DOS DESEQUILÍBRIOS DE TENSÃO EM MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS DO TIPO GAIOLA

O comportamento dos motores de indução trifásicos alimentados por redes desequilibradas pode ser analisado através da teoria das componentes simétricas [59]. Cada conjunto de tensões de sequência positiva e negativa produz correntes equilibradas correspondentes; em síntese, os dois conjuntos de vetores representam as correntes reais produzidas nas fases do estator pelas tensões originais desequilibradas. O comportamento da máquina sob a tensão de sequência positiva é essencialmente o mesmo do funcionamento equilibrado normal.

O fornecimento de tensão com baixa qualidade de energia resulta em perdas de potência adicionais nas máquinas elétricas [60-62]. Além disso, como exposto no Capítulo 1, as perdas causam aumento na temperatura do enrolamento, o que pode acelerar a taxa de envelhecimento térmico.

Na Figura 2.13, obtida de [63], é representado o campo magnético que é senoidalmente distribuído no espaço sob a forma de um fasor uniforme em módulo, com origem a partir do centro da circunferência do estator. A rotação da extremidade do fasor é executada conforme a

trajetória indicada no circuito, e, assim, o campo magnético resultante da corrente trifásica simétrica é um círculo.

No caso de um sistema desbalanceado, os componentes de sequência negativa da corrente vão gerar os seus próprios campos girantes, em sentidos opostos ao gerado pela indução magnética de sequência positiva.

A Figura. 2.13 mostra o fasor de indução magnética de sequência negativa que aparece no momento t_0 e gira no sentido oposto. Durante todo o tempo, os vetores de sequência positiva e negativa contribuem com a resultante fasorial da indução magnética. Se o campo fosse representado, baseado na Figura 2.14, com os valores resultantes, a trajetória seria elíptica.

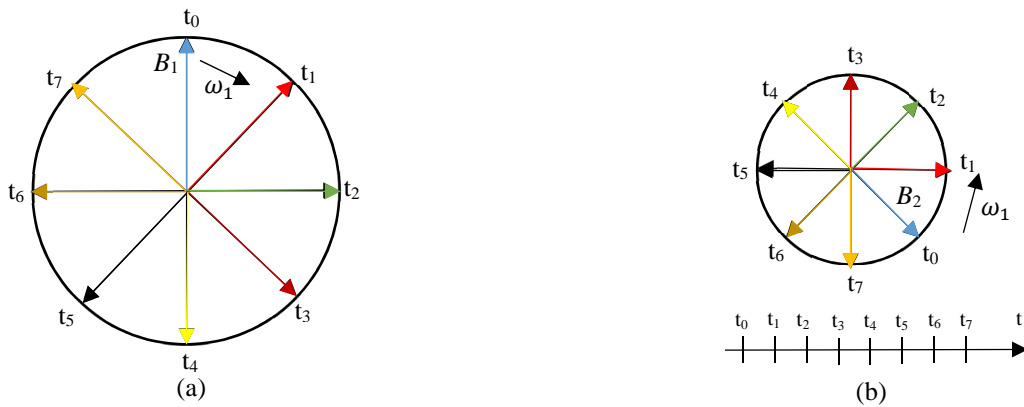


Figura 2.13 - Rotação do campo de sequência positiva (a) e sequência negativa (b).

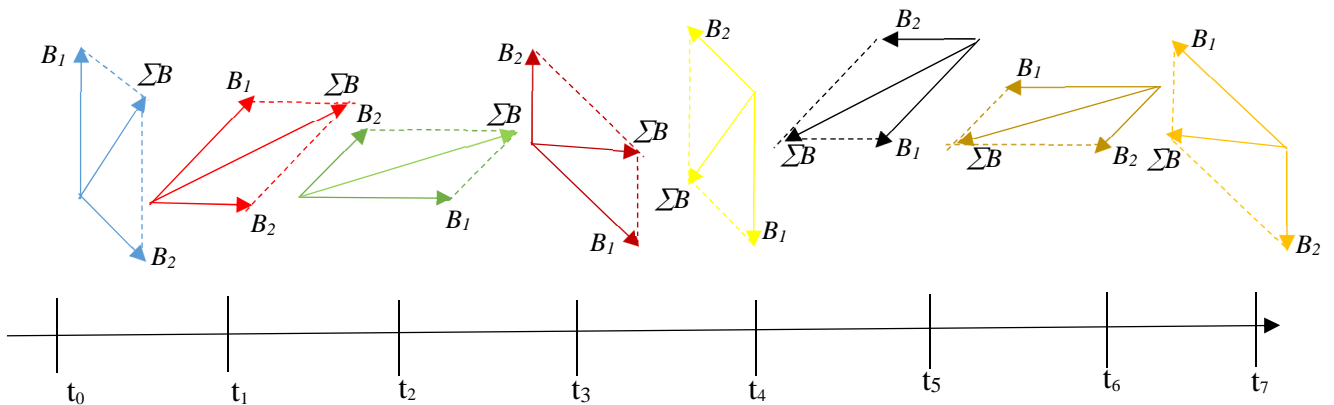


Figura 2.14 - Mudanças do fasor resultante da indução magnética nos intervalos de t_0 a t_7 .

O escorregamento do rotor em relação ao campo de sequência positiva é calculado pela expressão (2.96).

$$s_+ = \frac{n_1 - n}{n_1} \quad (2.96)$$

Reorganizando a equação (2.96), têm-se as equações (2.97) e (2.98).

$$s_+ = 1 - \frac{n}{n_1} \quad (2.97)$$

$$\frac{n}{n_1} = (1 - s_+) \quad (2.98)$$

O escorregamento de sequência negativa é dado por (2.99) e (2.100).

$$s_- = \frac{n_1 + n}{n_1} \quad (2.99)$$

$$s_- = 1 + \frac{n}{n_1} \quad (2.100)$$

Substituindo (2.98) em (2.100), tem-se (2.101).

$$s_- = 2 - s_+ \quad (2.101)$$

Nessas condições, a representação do motor através de seu circuito equivalente passa a ser feita por dois circuitos, um para cada componente de sequência. O motor se comporta como a adição de dois motores independentes: um funcionando com escorregamento (s) e alimentado por uma tensão de sequência positiva (V_+); outro funcionando com escorregamento ($2-s$) e alimentado por uma tensão de sequência negativa (V_-).

Os desequilíbrios de tensão causam efeitos significativos sobre o funcionamento de motores assíncronos [64-65]. Esses efeitos são comumente avaliados em regime estacionário, no qual supõe-se que o nível de desequilíbrio é constante, premissa adotada nesta pesquisa. O efeito do desequilíbrio de tensão em um motor de indução tem como impacto inicial uma redução de sua capacidade de sobrecarga, bem como o aumento de correntes do estator e rotor acima dos níveis nominais. Assim, ocorrem perdas de energia mais elevadas, aquecimento adicional e redução de eficiência.

Outra consequência do desequilíbrio em motores de indução é a vibração. A necessidade de substituição dos rolamentos em tempo reduzido, por exemplo, pode ser uma indicação de que o motor sofreu vibração induzida eletricamente pelo desequilíbrio de rede [66].

Outros efeitos dos desequilíbrios relatados em [67] e [68], incluem redução de velocidade, pulsações de torque, ruídos, redução de vida útil do motor, alteração no torque de aceleração e variação no escorregamento do motor. É importante considerar que o efeito das

tensões desequilibradas na temperatura de funcionamento de um motor de indução depende, em parte, do projeto elétrico do rotor gaiola [69].

Diante dos fatos apresentados em relação aos motores de indução trifásicos, verifica-se que o desequilíbrio de tensão é prejudicial ao funcionamento dessas máquinas, e que o mesmo pode ocorrer devido a problemas na própria rede de alimentação, problemas advindos das máquinas elétricas, ou ambas as situações. O objetivo da metodologia apresentada nesta tese é, principalmente, evitar danos à máquina e a redução de sua vida útil devido aos efeitos provocados pela rede elétrica desequilibrada.

2.9.4 EFEITOS DAS DISTORÇÕES HARMÔNICAS NOS MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS

As distorções harmônicas são prejudiciais aos motores de indução, pois podem ocasionar, dependendo do grau da distorção, um aumento excessivo das perdas. São especialmente prejudiciais as perdas nos enrolamentos do rotor, que podem danificar motores com rotor enrolado. As perdas se devem ao aumento do efeito pelicular resultante do aumento da frequência.

As distorções harmônicas afetam os parâmetros do circuito equivalente ao motor de indução trifásico, sendo necessário fazer correções nos parâmetros em função da frequência. Elas também ocasionam vibrações, ruídos, redução de potência, torques pulsantes e envelhecimento térmico, entre outras consequências indesejadas.

O problema do ruído eletromagnético nos motores torna-se cada vez mais significativo devido ao uso de inversores para ajuste de velocidade [70], que causam um ruído eletromagnético adicional, devido a componentes harmônicos de tensão não senoidais do conversor de frequência [71]. Quando as frequências das ondas harmônicas chegam perto das frequências naturais do motor, o ruído será significativamente maior em certos intervalos de velocidade [72-73].

O envelhecimento térmico também é um efeito que pode ocorrer nas situações que o motor é alimentado por redes de sinais distorcidos. Em [27] pode-se perceber esse efeito nos motores de indução.

O efeito da frequência dos sinais distorcidos na resistência do circuito equivalente ao estator limita-se basicamente ao efeito pelicular, que geralmente é desprezado devido à baixa ordem das frequências. No entanto, deve ser considerado o efeito pelicular na resistência do

circuito equivalente ao rotor, devido a sua acentuada influência nas barras que constituem o rotor. O efeito pelicular se manifesta com o aumento das perdas nos enrolamentos do rotor, uma vez que sua resistência aumenta com a frequência.

Nas reatâncias dos circuitos equivalentes ao estator e ao rotor, que variam linearmente com a frequência, o efeito da frequência dos sinais distorcidos é acentuado. A reatância do circuito equivalente ao rotor sofre ainda a influência adicional resultante da variação da indutância com o efeito pelicular.

O ramo de magnetização do circuito equivalente ao motor permite calcular as perdas no ferro, que são também variáveis com a frequência. Como essas perdas variam com o quadrado do valor eficaz da tensão de alimentação do circuito equivalente, a influência dos harmônicos de tensão pode ser desprezada, devido à baixa intensidade dos módulos dos harmônicos de tensão.

Em consequência das variações dos parâmetros devido à distorção harmônica, ocorrerá o aumento das perdas no motor, predominando, na maioria dos casos, o aumento das perdas no enrolamento do rotor, que sofre maior interferência do efeito pelicular.

2.10 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo abordou os principais conceitos associados a desequilíbrios e distorções dos sinais de tensão, e apresentou diversas possibilidades de cálculo para o fator de desequilíbrio, com base em normas nacionais e internacionais. As diferenças de cada metodologia para a determinação do fator de desequilíbrio foram analisadas, de maneira comparativa com o método das componentes simétricas tomado como referência.

Analisou-se também a ocorrência de distorções dos sinais de tensão provocadas pela circulação de correntes produzidas por cargas não lineares. Adicionalmente, apresentou-se a definição das distorções harmônicas individuais e totais, assim como os valores limites propostos pelo PRODIST e pela normatização internacional aplicável. Foi apresentada a metodologia para determinação das componentes de sequências positiva e negativa para cada harmônico de sequência positiva e negativa das tensões de fase.

Por fim, o capítulo buscou resgatar os princípios básicos do comportamento do motor de indução trifásico quando submetido a redes desequilibradas e distorcidas, sua representação através do circuito elétrico equivalente, a determinação de parâmetros e os efeitos dos desequilíbrios e das distorções dos sinais de tensão nos motores de indução. Essa teoria se faz

necessária como etapa prévia ao desenvolvimento da metodologia proposta, que será apresentada no próximo capítulo.

3 PROPOSTA DE METODOLOGIA PARA DETERMINAÇÃO DA REDUÇÃO DE POTÊNCIA

3.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

No capítulo anterior, foram apresentadas as causas de desequilíbrios e distorções dos sinais que podem ocorrer em redes elétricas e seus efeitos em motores de indução trifásicos. Foi apresentado também o equacionamento para obtenção das componentes harmônicas de sequência positiva e negativa de tensões de fase obtidas a partir de um sistema de tensões de linha desequilibradas e distorcidas, além de conceitos básicos aplicados ao motor de indução.

Este capítulo tem por objetivo demonstrar o desenvolvimento de uma metodologia que possibilita: 1) a especificação de motores para novos acionamentos; 2) o diagnóstico, em acionamentos em operação, de motores alimentados por redes de tensões desequilibradas e/ou distorcidas; e 3) a análise da redução de potência disponibilizada por motores em função dessas redes. A metodologia aplica-se a motores de indução trifásicos com rotor do tipo gaiola.

No caso de novos acionamentos, o software permite a definição da potência nominal do motor em função da potência da carga e das condições de desequilíbrio e distorção esperada da rede de suprimento de energia. No caso de acionamentos em operação, o *software* define a potência máxima da carga que o motor pode acionar para as condições de desequilíbrio e distorção imposta pela rede. Já com a finalidade de análise da redução de potência, o *software* informa o carregamento máximo do motor para uma condição pré-estabelecida. O valor da potência a ser reduzida deve ser compatível com o valor da carga a ser acionada.

3.2 METODOLOGIA PROPOSTA

Para aplicação da metodologia, foi desenvolvido um programa em *MatLab* que, a partir de um conjunto de dados de entrada (tensões de linha, distorções harmônicas e dados do motor), fornece a relação entre a potência máxima da carga e a potência nominal do motor.

A metodologia proposta está sintetizada no fluxograma apresentado na Figura 3.1. Cada etapa será detalhada nas seções subsequentes.

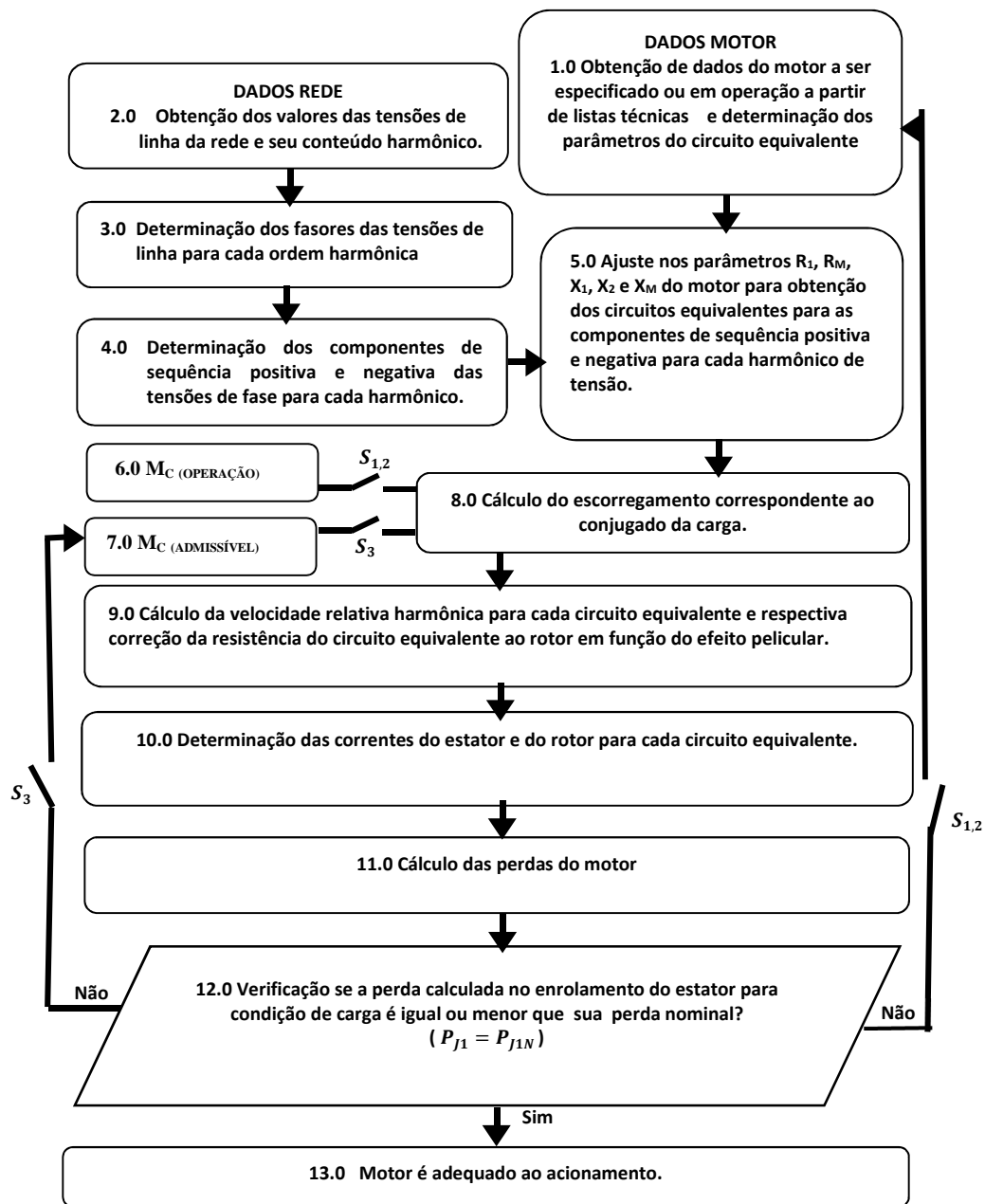


Figura 3.1 - Fluxograma da metodologia proposta.

O fluxograma apresentado contempla diferentes entradas de dados e em diferentes fases do fluxograma, a depender da análise que se pretende desenvolver.

Se o objetivo for a especificação de motor na fase de projeto, são conhecidos o conjugado da carga (fornecido no bloco 6.0 do fluxograma) e as condições mais desfavoráveis de desequilíbrio e distorção dos sinais de tensão de alimentação do motor (fornecido no bloco 2.0 do fluxograma). O fluxograma que representa esse processo é obtido com as chaves $S_{1,2}$ fechadas e as chaves S_3 abertas. No bloco 1.0 do fluxograma, são fornecidos os dados do motor que atende as condições de operação do acionamento, isto é, o conjugado da carga e as condições da rede de suprimento de energia.

Se a metodologia for empregada para o diagnóstico de um motor em operação, são conhecidos os dados do motor (bloco 1.0 do fluxograma), o conjugado da carga (bloco 6.0) e as condições de desequilíbrio e distorção dos sinais da tensão de alimentação do motor (bloco 2.0).

Na terceira vertente de uso da metodologia, que corresponde ao cálculo da redução da potência de motores, são conhecidos os dados do motor que se pretende analisar (bloco 1.0) e as condições da rede de suprimento de energia (bloco 2.0). No bloco 7.0, o conjugado da carga será variado até que seja definida a redução da potência da carga que satisfaça a condição em que as perdas são iguais às perdas nominais do motor. O fluxograma válido é o obtido para as chaves S_3 fechadas e as chaves S_{12} abertas.

Descreve-se, a seguir, cada uma das etapas do fluxograma.

3.3 DESCRIÇÃO E EQUACIONAMENTO DAS ETAPAS DO FLUXOGRAMA

3.3.1 OBTENÇÃO DE DADOS DE MOTORES A PARTIR DE LISTAS TÉCNICAS E DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DO MOTOR (BLOCO 1.0)

A Tabela 2.5 apresenta os dados de listas técnicas dos motores, necessários para a obtenção dos parâmetros do circuito equivalente, que foi descrito no item 2.9.2.

3.3.2 OBTENÇÃO DOS VALORES DAS TENSÕES DE LINHA DA REDE E SEU CONTEÚDO HARMÔNICO (BLOCO 2.0)

Os valores das tensões de linha da rede e de seu conteúdo harmônico são obtidos através de medições ou estimados com base em dados históricos.

3.3.3 DETERMINAÇÃO DOS FASORES DAS TENSÕES DE LINHA PARA CADA ORDEM HARMÔNICA (BLOCO 3.0)

O equacionamento está descrito nos itens 2.8.1 a 2.8.3 do capítulo dois.

3.3.4 DETERMINAÇÃO DOS COMPONENTES DE SEQUÊNCIA POSITIVA E NEGATIVA DAS TENSÕES DE FASE PARA CADA HARMÔNICO (BLOCO 4.0).

O equacionamento está descrito no item 2.8.4 do capítulo dois.

3.3.5 AJUSTE DOS PARÂMETROS R_1 , R_2 , X_1 , X_2 e X_M PARA OBTENÇÃO DOS CIRCUITOS EQUIVALENTES PARA AS COMPONENTES DE SEQUÊNCIA POSITIVA E NEGATIVA PARA CADA HARMÔNICO DE TENSÃO (BLOCO 5.0).

O circuito equivalente ao motor de indução trifásico, quando alimentado com tensões equilibradas e de sinais senoidais, possui alguns parâmetros constantes e outros variáveis com a saturação e com o escorregamento.

As reatâncias de dispersão do estator e do rotor variam com a saturação nos processos de partida e de frenagem elétrica, devido à grande variação das correntes nessas circunstâncias. A resistência e a reatância de dispersão do rotor variam com o escorregamento devido ao efeito pelicular.

Como o objetivo deste trabalho é a análise do comportamento das perdas em regime permanente (fora dos processos de partida e frenagem), o efeito da saturação nas reatâncias de dispersão não será considerado.

Quando a operação de motores de indução trifásicos em redes com tensões equilibradas e sem distorções é em regime permanente, os sentidos de rotação do campo girante e do rotor sempre coincidem. O mesmo não acontece para a alimentação com tensões desequilibradas e distorcidas, devido às sequências de fase da componente fundamental e dos componentes harmônicos. Essas rotações, que podem ter os mesmos sentidos ou sentidos contrários, impactarão no funcionamento do motor. O movimento de rotação também interfere na resistência do enrolamento do rotor, uma vez que a influência do efeito pelicular é medida, neste estudo, com o auxílio da velocidade relativa harmônica, que leva em conta os sentidos de rotação.

A Tabela 3.1 mostra o sentido de rotação do campo girante produzido no estator em relação ao sentido de rotação do rotor, para a componente fundamental e para os componentes harmônicos de tensão considerados.

Tabela 3.1 - Sentidos de rotação do campo girante do estator e rotor

Ordem do harmônico (h)	Componente de sequência	Harmônico de sequência	Sentido de rotação do campo girante em relação ao sentido de rotação do rotor
1	Positiva	Positiva	Mesmo
1	Negativa	Positiva	Contrário
5	Positiva	Negativa	Contrário
5	Negativa	Negativa	Mesmo
7	Positiva	Positiva	Mesmo
7	Negativa	Positiva	Contrário
11	Positiva	Negativa	Contrário
11	Negativa	Negativa	Mesmo
13	Positiva	Positiva	Mesmo
13	Negativa	Positiva	Contrário
17	Positiva	Negativa	Contrário
17	Negativa	Negativa	Mesmo
19	Positiva	Positiva	Mesmo
19	Negativa	Positiva	Contrário
23	Positiva	Negativa	Contrário
23	Negativa	Negativa	Mesmo
25	Positiva	Positiva	Mesmo
25	Negativa	Positiva	Contrário

As Figuras 3.2 e 3.3 mostram os circuitos elétricos equivalentes do motor de indução trifásico válidos para cada harmônico de tensão de ordem h de sequência positiva e negativa, respectivamente. Vale ressaltar que, para cada circuito equivalente, ocorrerão alterações nos parâmetros correspondentes.

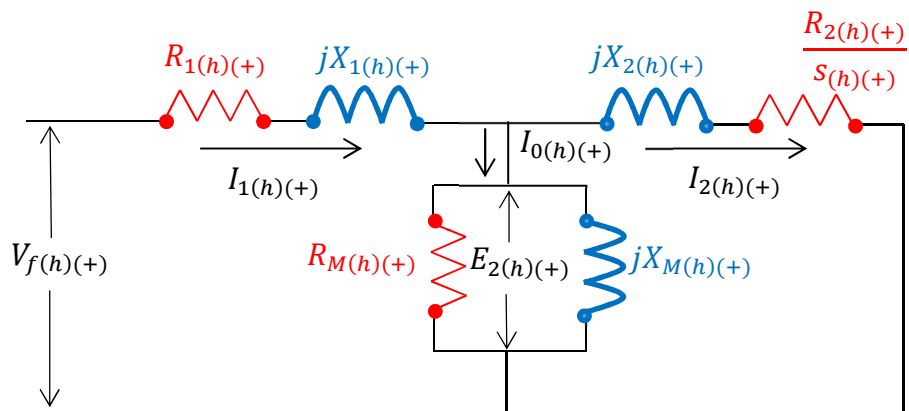


Figura 3.2 - Circuito equivalente ao motor de indução para o harmônico de tensão de sequência positiva.

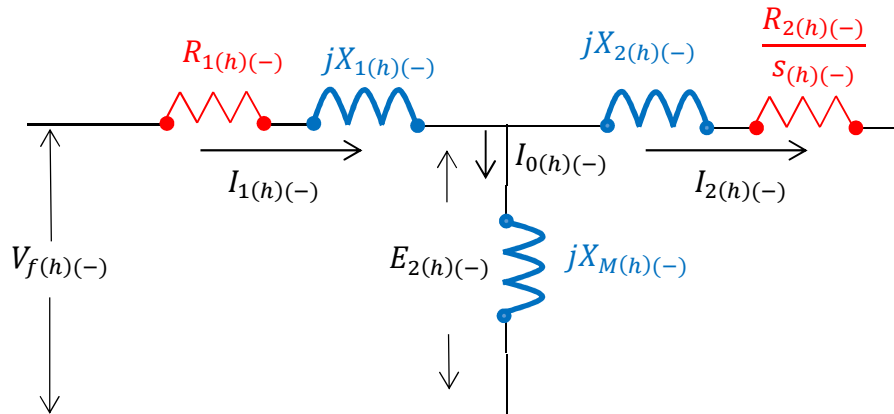


Figura 3.3 - Circuito equivalente ao motor de indução para o harmônio de tensão de sequência negativa.

Para o motor operando com tensões desequilibradas e distorcidas, sendo $V_{f(h)(+)}$ o fasor representativo do harmônio de tensão de fase de ordem h de sequência positiva e $V_{f(h)(-)}$ o fasor que representa o harmônio de tensão de fase de ordem h de sequência negativa, resultarão para cada um dos harmônios de tensão dois circuitos elétricos equivalentes, para representar o comportamento do motor, totalizando, neste caso, dezoito circuitos elétricos equivalentes, devido à componente fundamental e aos harmônios característicos que serão analisados neste trabalho (5, 7, 11, 13, 17, 19, 23 e 25).

- AJUSTE DA RESISTÊNCIA DO CIRCUITO EQUIVALENTE AO ENROLAMENTO DO ESTATOR (R_1)

A influência da frequência no valor da resistência deve-se, principalmente, ao efeito pelicular. No enrolamento do estator, esse efeito é muito menor que nas barras que constituem o enrolamento do rotor [9], assim essa variação pode ser desprezada.

Dessa forma, para o harmônio de ordem h , as resistências do circuito equivalente ao enrolamento do estator para as componentes de sequência positiva e negativa $R_{1(h)(+)}$ e $R_{1(h)(-)}$, respectivamente, podem ser consideradas constantes e iguais à resistência do circuito equivalente ao enrolamento do estator para operação em regime permanente com tensões equilibradas e senoidais R_1 , conforme a equação (3.1).

$$R_{1(h)(+)} = R_{1(h)(-)} = R_1 \quad (3.1)$$

Onde:

$R_{1(h)(+)}$ - resistência do circuito equivalente ao enrolamento do estator da componente de sequência positiva para o harmônico de ordem h ;

$R_{1(h)(-)}$ - resistência do circuito equivalente ao enrolamento do estator da componente de sequência negativa para o harmônico de ordem h ;

R_1 - resistência do circuito equivalente ao enrolamento do estator para operação em regime permanente com tensões equilibradas e senoidais.

- AJUSTE DA RESISTÊNCIA QUE REPRESENTA AS PERDAS A VAZIO (R_M)

A resistência que representa as perdas a vazio é composta pelas perdas por atrito e ventilação, perdas adicionais e perdas no núcleo. Como as perdas por atrito e ventilação podem ser admitidas constantes, não haverá correção dessa resistência no circuito equivalente válido para a componente fundamental de sequência positiva, conforme a expressão (3.2).

$$R_{M(1)(+)} = R_M \quad (3.2)$$

Onde:

$R_{M(1)(+)}$ - resistência que representa as perdas a vazio para componente fundamental de sequência positiva;

R_M - resistência que representa as perdas a vazio para operação em regime permanente com tensões equilibradas e senoidais.

Quanto à componente fundamental de sequência negativa e às componentes de sequência positiva e negativa dos harmônicos de tensão, a resistência que representa as perdas em vazio não será considerada, uma vez que o valor considerado na componente fundamental de sequência positiva já representa essas perdas na máquina. Isso acontece porque os valores eficazes de tensão desses harmônicos são muito pequenos.

Dessa forma, para o harmônico de ordem h , as resistências que representam as perdas a vazio para a componente fundamental de sequência negativa e para as componentes dos harmônicos de sequência positiva e negativa $R_{M(1)(-)}$, $R_{M(h)(+)}$ e $R_{M(h)(-)}$, respectivamente, podem ser consideradas iguais a zero, conforme equação (3.3).

$$R_{M(1)(-)} = R_{M(h)(+)} = R_{M(h)(-)} = 0 \quad (3.3)$$

Onde:

$R_{M(1)(-)}$ - resistência que representa as perdas a vazio da componente fundamental de sequência negativa;

$R_{M(h)(+)}$ - resistência que representa as perdas a vazio da componente de sequência positiva para o harmônico de ordem h;

$R_{M(h)(-)}$ - resistência que representa as perdas a vazio da componente de sequência negativa para o harmônico de ordem h.

- AJUSTE DA REATÂNCIA DE DISPERSÃO DO CIRCUITO ELÉTRICO EQUIVALENTE AO ENROLAMENTO DO ESTATOR (X_1)

A reatância de dispersão do circuito elétrico equivalente ao enrolamento do estator varia com a indutância e com a frequência. A indutância, por sua vez, varia com a frequência, devido ao efeito pelicular, e com a saturação para correntes elevadas, por exemplo, durante a partida. A variação da indutância com o efeito pelicular pode ser desprezada, pois esse efeito é significativo apenas para frequências muito altas. O mesmo ocorre para a variação da indutância com a saturação, uma vez que esta análise é feita para a operação do motor fora dos processos de partida ou de frenagem elétrica.

Dessa forma, para o harmônico de ordem h, as reatâncias de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do estator para as componentes de sequência positiva e negativa devem ser ajustadas. Para isso, multiplica-se a reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do estator para operação em regime permanente com tensões equilibradas e senoidais pela ordem harmônica correspondente, conforme expressão (3.4).

$$X_{1(h)(+)} = X_{1(h)(-)} = h.X_1 \quad (3.4)$$

Onde:

$X_{1(h)(+)}$ – reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do estator das componentes de sequência positiva para os harmônicos de ordem h;

$X_{1(h)(-)}$ – reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do estator das componentes de sequência negativa para os harmônicos de ordem h;

X_1 – reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do estator para operação em regime permanente com tensões equilibradas e senoidais.

- AJUSTE DA REATÂNCIA DE DISPERSÃO DO CIRCUITO EQUIVALENTE AO ENROLAMENTO DO ROTOR BLOQUEADO (X_{2p})

Valem aqui as mesmas considerações feitas para a reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do estator. Dessa forma, para o harmônico de ordem h , as reatâncias de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do rotor bloqueado, assim como as componentes de sequência positiva e negativa, são ajustadas apenas multiplicando-se a reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para operação em regime permanente com tensões equilibradas e senoidais pela ordem harmônica h correspondente, conforme expressão (3.5).

$$X_{2p(h)(+)} = X_{2p(h)(-)} = h \cdot X_{2p} \quad (3.5)$$

Onde:

$X_{2p(h)(+)}$ – reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do rotor bloqueado da componente de sequência positiva para os harmônicos de ordem h ;

$X_{2p(h)(-)}$ – reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do rotor bloqueado da componente de sequência negativa para os harmônicos de ordem h ;

X_{2p} – reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do rotor bloqueado para operação em regime permanente com tensões equilibradas e senoidais.

- AJUSTE DA REATÂNCIA DO RAMO DE MAGNETIZAÇÃO (R_M)

Para cada harmônico de ordem h , as reatâncias do ramo de magnetização para as componentes de sequência positiva e negativa também serão ajustadas, multiplicando-se a reatância do ramo de magnetização para operação com tensões equilibradas e senoidais pela ordem harmônica h correspondente, apresentada na expressão (3.6).

$$X_{M(h)(+)} = X_{M(h)(-)} = h \cdot X_M \quad (3.6)$$

Onde:

$X_{M(h)(+)}$ – reatância do ramo de magnetização, para a componente de sequência positiva para os harmônicos de ordem h ;

$X_{M(h)(-)}$ – reatância do ramo de magnetização, para a componente de sequência negativa para os harmônicos de ordem h ;

X_M – reatância do ramo de magnetização para operação com tensões equilibradas e senoidais.

- AJUSTE DA RESISTÊNCIA DO CIRCUITO EQUIVALENTE AO ENROLAMENTO DO ROTOR (R_2)

Para finalizar os ajustes de todos os parâmetros do circuito equivalente ao motor de indução, é necessário considerar a resistência do circuito equivalente ao enrolamento do rotor, que varia com o escorregamento, devido ao efeito pelicular. No entanto, a correção desse parâmetro dependerá da velocidade relativa harmônica de cada circuito equivalente, a ser calculada.

3.3.6 CONJUGADO DA CARGA EM OPERAÇÃO (BLOCO 6.0).

Para especificação de um motor ou diagnóstico de um motor em operação, é fornecido o valor do conjugado da carga que será utilizado para definição do escorregamento de operação.

3.3.7 CONJUGADO DA CARGA ADMISSÍVEL

Neste caso, como o objetivo é o cálculo da redução de potência para que o motor possa operar em sistemas com tensões desequilibradas e distorcidas sem que suas perdas sejam maiores que as perdas nominais, o conjugado da carga é variado a partir da condição nominal.

3.3.8 CÁLCULO DO ESCORREGAMENTO CORRESPONDENTE AO CONJUGADO DA CARGA

Para o valor de conjugado da carga (de operação ou admissível), é calculado o escorregamento operacional do motor, com auxílio da equação de Kloss [74].

O escorregamento operacional é válido para o circuito equivalente alimentado pela componente de sequência positiva da componente fundamental da tensão. O conjugado produzido pela componente de sequência negativa da componente fundamental da tensão é muito pequeno, podendo ser desprezado. O mesmo vale para os conjugados desenvolvidos pelas

interações das componentes de sequência positiva e negativa dos harmônicos de tensão, uma vez que a análise é feita fora dos processos de partida. Desta forma, tem-se (3.7).

$$s_{op} = s_K \cdot \left(\frac{M_K}{M_C} \cdot \left(\frac{V_{f(1)(+)}}{V_{FN}} \right)^2 + \sqrt{\left(\frac{M_K}{M_C} \right)^2 \cdot \left(\frac{V_{f(1)(+)}}{V_{FN}} \right)^4 - 1} \right) \quad (3.7)$$

Onde:

s_{op} – escorregamento operacional;

s_K – escorregamento máximo;

M_K – conjugado máximo;

M_C – conjugado da carga;

$V_{f(1)(+)}$ - componente fundamental de sequência positiva da tensão de fase;

V_{FN} - tensão nominal de fase do motor.

O escorregamento máximo é obtido através da equação (3.8).

$$s_K = s_N \left(\frac{M_K}{M_N} + \sqrt{\left(\frac{M_K}{M_N} \right)^2 - 1} \right) \quad (3.8)$$

A partir do valor de escorregamento operacional obtido através da equação (3.7), pode-se definir a velocidade do motor para o conjugado de carga M_C em função da velocidade síncrona n_{1N} , conforme a equação (3.9).

$$n = n_{1N} (1 - s_{op}) \quad (3.9)$$

Onde:

n – velocidade do motor;

n_{1N} – velocidade síncrona;

s_{op} – escorregamento operacional.

3.3.9 CÁLCULO DA VELOCIDADE RELATIVA HARMÔNICA PARA CADA CIRCUITO EQUIVALENTE E RESPECTIVA CORREÇÃO DA RESISTENCIA DO CIRCUITO EQUIVALENTE AO ROTOR EM FUNÇÃO DO EFEITO PELICULAR

As grandezas que definem o comportamento do circuito elétrico equivalente ao rotor dependem da velocidade relativa entre o campo girante e o rotor.

A força eletromotriz induzida no rotor, representada no circuito elétrico equivalente por $E_{2(h)(+)}$ e $E_{2(h)(-)}$ das Figuras 3.2 e 3.3, é função do fluxo de magnetização Φ_M e da velocidade relativa harmônica $n_{2(h)}$, considerando-se as sequências positiva e negativa.

A velocidade relativa harmônica é definida pela ordem do harmônico h , pela velocidade nominal do campo girante n_{1N} e pela velocidade do rotor n , considerando-se a sequência de fase do mesmo, conforme a equação (3.10).

$$n_{2(h)} = h \cdot n_{1N} \pm n \quad (3.10)$$

Onde:

$n_{2(h)}$ – velocidade relativa harmônica.

Considerando-se as componentes simétricas de sequência positiva e negativa e os harmônicos de sequência positiva e negativa, o valor da velocidade relativa harmônica é definido conforme as equações (3.11) e (3.12) da Tabela (3.2).

Tabela 3.2 - Cálculo da velocidade relativa $n_{2(h)}$

Componente simétrica de sequência	Harmônicos de Sequência	$n_{2(h+)(+)} e n_{2(h-)(-)}$
Positivo	Positivo	$hn_{1N} - n_N \quad (3.11)$
Negativa	Negativa	
Componente simétrica de sequência	Harmônicos de Sequência	$n_{2(h+)(-)} e n_{2(h-)(+)}$
Positiva	Negativa	$hn_{1N} + n_N \quad (3.12)$
Negativa	Positiva	

Onde:

$n_{2(h+)(+)}$ - velocidade relativa harmônica para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva;

$n_{2(h-)(-)}$ - velocidade relativa harmônica para componente de sequência negativa do

harmônico de sequência negativa;

$n_{2(h+)(-)}$ - velocidade relativa harmônica para componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva;

$n_{2(h-)(+)}$ - velocidade relativa harmônica para componente de sequência positiva do harmônico de sequência negativa.

Quanto ao escorregamento harmônico, o mesmo pode ser definido com base nas equações (3.12) a (3.19). O valor da força eletromotriz induzida no enrolamento do rotor para o harmônico de ordem h é definido em função de uma constante, do fluxo mútuo e da velocidade relativa harmônica para cada ordem harmônica, conforme a equação (3.13).

$$E_{2(h)} = K_e \cdot \Phi_M \cdot n_{2(h)} \quad (3.13)$$

Onde:

$E_{2(h)}$ – força eletromotriz induzida no rotor para cada componente harmônica;

K_e – constante da tensão;

Φ_M – fluxo mútuo;

$n_{2(h)}$ – velocidade relativa harmônica.

Substituindo (3.10) em (3.13), tem-se a equação (3.14).

$$E_{2(h)} = K_e \cdot \Phi_M \cdot (h \cdot n_{1N} \pm n) \quad (3.14)$$

Para o rotor bloqueado ($n = 0$), a força eletromotriz induzida no seu circuito é agora definida em função da velocidade síncrona, conforme a equação (3.15).

$$E_{2p(h)} = K_e \cdot \Phi_M \cdot h \cdot n_{1N} \quad (3.15)$$

Onde:

$E_{2p(h)}$ - Força eletromotriz induzida no rotor bloqueado para cada ordem harmônica.

Relacionando-se as equações (3.14) e (3.15), tem-se a equação (3.16).

$$E_{2(h)} = \left(\frac{h \cdot n_{1N} \pm n}{h \cdot n_{1N}} \right) \cdot E_{2p(h)} \quad (3.16)$$

A reatância de dispersão do circuito equivalente ao rotor também é função da velocidade relativa, admitindo-se que a variação da indutância L_2 com o efeito pelicular pode ser desprezada. O cálculo da reatância de dispersão do circuito do rotor é feito em função de uma constante e da velocidade do rotor, considerando a ordem harmônica e a indutância do rotor, conforme a equação (3.17).

$$X_{2(h)} = K_x \cdot n_{2(h)} \cdot L_2 \quad (3.17)$$

Onde:

$X_{2(h)}$ - reatância de dispersão do rotor para cada ordem harmônica;

K_x - constante da reatância;

L_2 - indutância do rotor.

Substituindo (3.10) em (3.17), tem-se (3.18).

$$X_{2(h)} = K_x \cdot (h \cdot n_{1N} \pm n) \cdot L_2 \quad (3.18)$$

Para a situação de rotor bloqueado, a velocidade a ser considerada é a própria velocidade síncrona do campo magnético, conforme a equação (3.19).

$$X_{2p(h)} = K_x \cdot h \cdot n_{1N} \cdot L_2 \quad (3.19)$$

Onde:

$X_{2p(h)}$ - reatância de dispersão do rotor bloqueado para cada ordem harmônica.

Relacionando-se as equações (3.18) e (3.19), tem-se a equação (3.20).

$$X_{2(h)} = \left(\frac{h \cdot n_{1N} \pm n}{h \cdot n_{1N}} \right) \cdot X_{2p(h)} \quad (3.20)$$

A partir das equações (3.16) e (3.20), obtém-se o escorregamento harmônico [8], conforme a equação (3.21).

$$s_h = \frac{h \cdot n_{1N} \pm n}{h \cdot n_{1N}} \quad (3.21)$$

Onde:

s_h - escorregamento harmônico.

A Tabela 3.3 fornece as equações (3.22) e (3.23), que definem os valores dos escorregamentos harmônicos em função da componente de sequência e da ordem do harmônico.

Tabela 3.3 - Escorregamento harmônico em função da componente de sequência positiva e negativa.

Componente Simétrica de Sequência	Harmônicos de Sequência	$s_{(h+)(+)} e s_{(h-)(-)}$
Positiva	Positiva	$\frac{h.n_{1N}-n}{h.n_{1N}} \quad (3.22)$
Negativa	Negativa	
Componente Simétrica de Sequência	Harmônicos de Sequência	$s_{(h+)(-)} e s_{(h-)(+)}$
Positiva	Negativa	$\frac{h.n_{1N}+n}{h.n_{1N}} \quad (3.23)$
Negativa	Positiva	

Onde:

$s_{(h+)(+)}$ - escorregamento harmônico para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva;

$s_{(h-)(-)}$ - escorregamento harmônico para componente de sequência negativa do harmônico de sequência negativa;

$s_{(h+)(-)}$ - escorregamento harmônico para componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva;

$s_{(h-)(+)}$ - escorregamento harmônico para componente de sequência positiva do harmônico de sequência negativa.

Conforme [9], para o motor operando com tensões equilibradas e de sinais senoidais, a variação da resistência do circuito equivalente ao enrolamento do rotor com o efeito pelicular é função da frequência da força eletromotriz induzida no enrolamento do rotor. Para circuitos desequilibrados e distorcidos, pode-se estabelecer como referência a velocidade relativa harmônica entre o campo girante e o rotor.

Como os valores da resistência do circuito equivalente ao enrolamento do rotor operando nas condições nominais R_{2N} e com rotor bloqueado R_{2P} são conhecidos para $n_2 = n_{2N}$ e $R_{2(n_2)} = R_{2N}$, tem-se que essa relação varia de forma exponencial [75], conforme a equação (3.24).

$$R_{2(n_2)} = K_1 \cdot e^{K_2 \cdot \sqrt{n_2}} \quad (3.24)$$

Ainda considerando $n_2 = n_{1N}$ e $R_{2(n_2)} = R_{2P}$, tem-se que a variação da resistência do rotor bloqueado devido ao efeito pelicular é dada por (3.25).

$$R_{2P} = K_1 \cdot e^{K_2 \cdot \sqrt{n_{1N}}} \quad (3.25)$$

Relacionando-se (3.24) com (3.25), tem-se a equação (3.26).

$$\frac{R_{2N}}{R_{2P}} = e^{K_2 \cdot (\sqrt{n_{2N}} - \sqrt{n_{1N}})} \quad (3.26)$$

As constantes K_1 e K_2 podem ser determinadas a partir da equação (3.24) e são válidas para o motor operando com tensões equilibradas e senoidais, resultando, assim, em (3.27) e (3.28).

$$K_1 = \frac{R_{2P}}{e^{K_2 \sqrt{n_{1N}}}} \quad (3.27)$$

$$K_2 = \frac{\ln \frac{R_{2N}}{R_{2P}}}{\sqrt{n_{2N}} - \sqrt{n_{1N}}} \quad (3.28)$$

Considerando-se a velocidade relativa do rotor, obtêm-se os valores de resistência do rotor, conforme as equações (3.29) a (3.32) da Tabela 3.4.

Tabela 3.4 - Correção da resistência do rotor.

Componente de sequência	Harmônicos de Sequência	$R_{2(n_2(h))}$	Equação
Positivo	Positivo	$R_{2(n_2(h+)(+))}$	$K_1 \cdot e^{K_2 \cdot \sqrt{n_2(h+)(+)}}$ (3.29)
Positiva	Negativa	$R_{2(n_2(h+)(-))}$	$K_1 \cdot e^{K_2 \cdot \sqrt{n_2(h+)(-)}}$ (3.30)
Negativa	Positiva	$R_{2(n_2(h-)(+))}$	$K_1 \cdot e^{K_2 \cdot \sqrt{n_2(h-)(+)}}$ (3.31)
Negativa	Negativa	$R_{2(n_2(h-)(-))}$	$K_1 \cdot e^{K_2 \cdot \sqrt{n_2(h-)(-)}}$ (3.32)

Onde:

$R_{2(n_2(h+)(+))}$ - resistência do rotor para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva;

$R_{2(n_2(h+)(-))}$ - resistência do rotor para componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva;

$R_{2(n_2(h-)(+))}$ - resistência do rotor para componente de sequência positiva do harmônico de sequência negativa;

$R_{2(n_2(h-)(-))}$ - resistência do rotor para componente de sequência negativa do harmônico de sequência negativa.

Conforme exposto anteriormente, tensões desequilibradas e distorcidas podem ser representadas por componentes simétricas harmônicas. Dessa forma, quando o motor é submetido a tensões desequilibradas e distorcidas, cujos valores eficazes V_{AB} , V_{BC} e V_{CA} e também seus respectivos níveis de distorção são conhecidos, a metodologia desenvolvida permite determinar as componentes simétricas harmônicas de sequência positiva e negativa das tensões de fase, por meio do método das componentes simétricas e da Série de Fourier.

Sendo $V_{f(h)(+)}$ o fasor representativo do harmônico de tensão de ordem h de sequência positiva e $V_{f(h)(-)}$ o fasor representativo do harmônico de tensão de ordem h de sequência negativa, resultarão para cada um dos harmônicos de tensão dois circuitos elétricos equivalentes para representar o comportamento do motor.

No circuito equivalente ao motor de indução trifásico, o acoplamento do rotor com o estator é feito através da correção dos parâmetros do rotor com sua velocidade, tanto durante o processo de partida quanto em operação em regime permanente.

3.3.10 DETERMINAÇÃO DAS CORRENTES DO ESTATOR E DO ROTOR PARA CADA CIRCUITO EQUIVALENTE (BLOCO 10).

A Figura 3.4 mostra o circuito equivalente do motor alimentado com a componente de sequência positiva da componente fundamental da tensão.

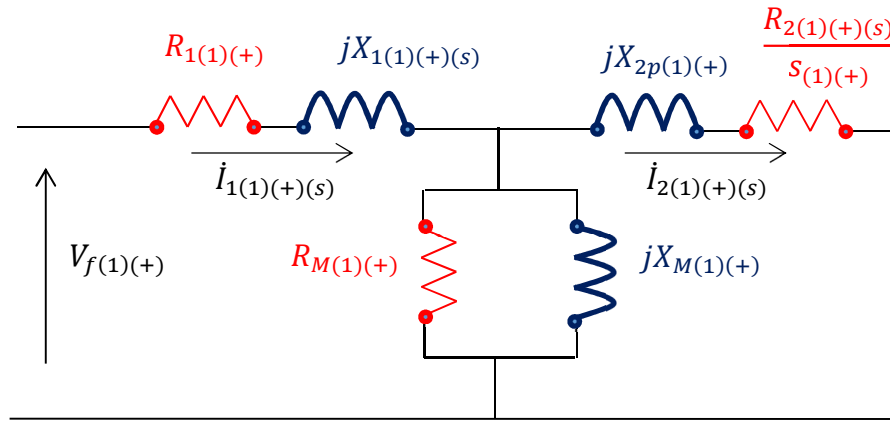


Figura 3.4 - Circuito equivalente do motor de indução trifásico operando com componente de sequência positiva da componente fundamental da tensão.

O fasor da componente de sequência positiva da componente fundamental da corrente do estator é dado pela equação (3.33).

$$\hat{I}_{1(1)(+)(s)} = \frac{\hat{V}_{f(1)(+)}}{R_{1(1)(+)} + jX_{1(1)(+)s} + \frac{\left(\frac{R_{2(1)(+)s}}{s(1)(+)} + jX_{2p(1)(+)}\right) \left(\frac{jX_{M(1)(+)} \cdot R_{M(1)(+)}}{R_{M(1)(+)} + jX_{M(1)(+)}}\right)}{\frac{R_{2(1)(+)s}}{s(1)(+)} + jX_{2p(1)(+)} + \left(\frac{jX_{M(1)(+)} \cdot R_{M(1)(+)}}{R_{M(1)(+)} + jX_{M(1)(+)}}\right)} \quad (3.33)$$

O fasor da componente de sequência positiva da componente fundamental da corrente do rotor é dado pela equação (3.34).

$$\hat{I}_{2(1)(+)s} = \frac{\hat{V}_{f(1)(+)} - \hat{I}_{1(1)(+)s} \cdot (R_{1(1)(+)} + jX_{1(1)(+)s})}{\frac{R_{2(1)(+)s}}{s(1)(+)} + jX_{2p(1)(+)}} \quad (3.34)$$

Onde, nas equações (3.33) e (3.34), têm-se:

$\hat{V}_{f(1)(+)}$ – fasor que representa a componente fundamental de sequência positiva;

$R_{1(1)(+)}$ – resistência do circuito equivalente ao enrolamento do estator para componente de sequência positiva da fundamental de tensão;

$jX_{1(1)(+)}$ – reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do estator para componente de sequência positiva da fundamental de tensão;

$R_{2(1)(+)s}$ – resistência do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para componente de sequência positiva da fundamental de tensão;

$jX_{2p(1)(+)}$ – reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para componente de sequência positiva da fundamental de tensão para o rotor parado;

R_M – resistência que representa as perdas a vazio;

$jX_{M(1)(+)}$ – reatância de magnetização para componente para componente da fundamental;

$s_{(1)(+)}$ – escorregamento para componente de sequência positiva;

$\dot{I}_{1(1)(+)(s)}$ – fasor que representa a componente de sequência positiva da fundamental da corrente do estator;

$\dot{I}_{2(1)(+)(s)}$ – fasor que representa a componente de sequência positiva da fundamental da corrente do rotor.

Considerando-se as componentes de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”, tem-se o circuito da Fig. 3.5.

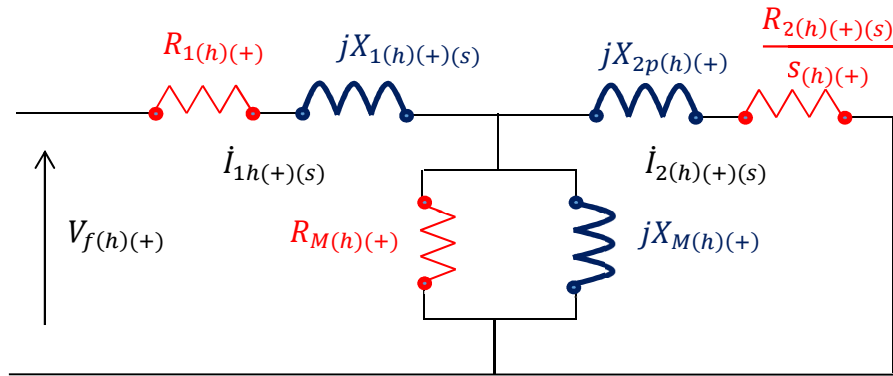


Figura 3.5 - Circuito equivalente do motor de indução trifásico operando com componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”.

O fasor da componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h” da corrente do estator é dado pela equação (3.35).

$$\dot{I}_{1(h)(+)(s_h)} = \frac{\dot{V}_{f(h)(+)}}{R_{1(h)(+)} + jX_{1(h)(+)} + \frac{\left(\frac{R_{2(h)(+)(s_h)}}{s_{(h)(+)}} + jX_{2p(h)(+)}\right) \cdot \left(\frac{jX_{M(h)(+)} \cdot R_{M(h)(+)}}{R_{M(h)(+)} + jX_{M(h)(+)}}\right)}{\frac{R_{2(h)(+)(s_h)}}{s_{(h)(+)}} + jX_{2p(h)(+)}} + \left(\frac{jX_{M(h)(+)} \cdot R_{M(h)(+)}}{R_{M(h)(+)} + jX_{M(h)(+)}}\right)} \quad (3.35)$$

O fasor da componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h” da corrente do rotor é dado pela equação (3.36).

$$\dot{I}_{2(h)(+)(s_h)} = \frac{\dot{V}_{f(h)(+)} - \dot{I}_{1(h)(+)(s)} \cdot (R_{1(h)(+)} + jX_{1(h)(+)})}{\frac{R_{2(h)(+)(s)} }{s_{(h)(+)}} + jX_{2p(h)(+)}} \quad (3.36)$$

Onde, nas equações (3.35) e (3.36), têm-se:

$\dot{V}_{f(h)(+)}$ – fasor que representa a componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h” da tensão;

$R_{1(h)(+)}$ – resistência do circuito equivalente ao enrolamento do estator para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”;

$jX_{1(h)(+)(s)}$ – reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do estator para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”;

$R_{2(h)(+)(s)}$ – resistência do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”;

$jX_{2p(h)(+)}$ – reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h” para o rotor bloqueado;

$jX_{M(h)(+)}$ – reatância de magnetização para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”;

$s_{(h)(+)}$ – escorregamento para componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa.

$V_{f(h)(+)}$ – fasor que representa a componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”;

$\dot{I}_{1(h)(+)(s_h)}$ – fasor que representa a componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”;

$\dot{I}_{2(h)(+)(s_h)}$ – fasor que representa a componente de sequência positiva do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”.

A Figura 3.6 mostra o circuito equivalente do motor operando com a componente fundamental de sequência negativa da tensão. Observa-se que o valor de $R_{M(1)(-)}$ pôde ser totalmente suprimido, devido ao baixo valor da tensão de sequência negativa. Assim, o valor considerado na componente fundamental de sequência positiva já representa as perdas a vazio associadas ao motor nas condições de desequilíbrio e distorção.

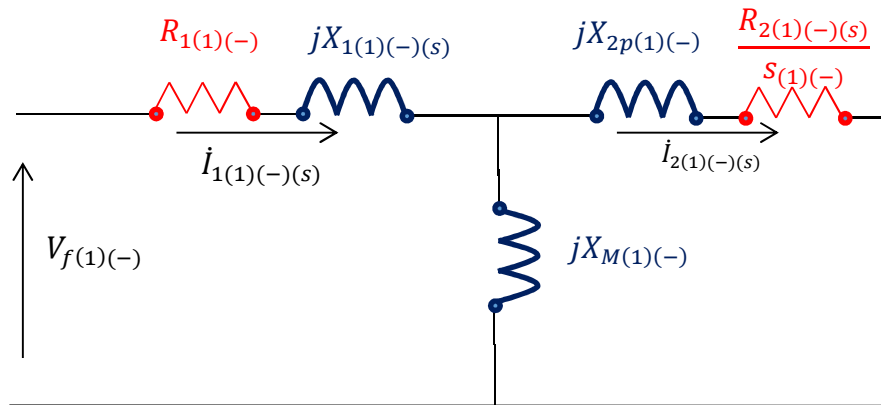


Figura 3.6 - Circuito equivalente do motor de indução trifásico operando com componente de sequência negativa da fundamental da tensão.

O fasor da componente de sequência negativa da componente fundamental da corrente do estator é dado pela expressão (3.37).

$$\dot{I}_{1(1)(-)}(s) = \frac{\dot{V}_{f(1)(-)}}{R_{1(1)(-)} + jX_{1(1)(-)}(s) + \frac{\left(\frac{R_{2(1)(-)}(s)}{s(1)(-)} + jX_{2p(1)(-)}\right) \cdot (jX_{M(1)(-)})}{\left(\frac{R_{2(1)(-)}(s)}{s(1)(-)} + jX_{2p(1)(-)}\right) + (X_{M(1)(-)})}} \quad (3.37)$$

O fasor da componente de sequência negativa da componente fundamental da corrente do rotor é dado pela expressão (3.38).

$$\dot{I}_{2(1)(-)}(s) = \frac{\dot{V}_{f(1)(-)} - \dot{I}_{1(1)(-)}(s) \cdot (R_{1(1)(-)} + jX_{1(1)(-)}(s))}{\frac{R_{2(1)(-)}(s)}{s(1)(-)} + jX_{2p(1)(-)}} \quad (3.38)$$

Onde, nas equações (3.37) e (3.38), têm-se:

$\dot{V}_{f(1)(-)}$ – fasor que representa a componente fundamental de sequência negativa;

$R_{1(1)(-)}$ – resistência do circuito equivalente ao enrolamento do estator para componente de sequência negativa da fundamental de tensão;

$jX_{1(1)(-)s}$ – reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do estator para componente de sequência negativa da fundamental de tensão;

$R_{2(1)(-)s}$ – resistência do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para componente de sequência negativa da fundamental de tensão;

$jX_{2p(1)(-)}$ – reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para componente de sequência negativa da fundamental de tensão para o rotor parado;

$jX_{M(1)(-)}$ – reatância de magnetização para componente da fundamental de seqüência negativa;

$s_{(1)(-)}$ – escorregamento para componente fundamental de seqüência negativa;

$\dot{I}_{1(1)(-)(s)}$ – fasor que representa a componente de seqüência negativa da fundamental da corrente do estator;

$\dot{I}_{2(1)(-)(s)}$ – fasor que representa a componente de seqüência negativa da fundamental da corrente do rotor.

Considerando as componentes de seqüência negativa dos harmônicos de seqüência positiva ou negativa de ordem “h”, tem-se o circuito da Fig. 3.7.

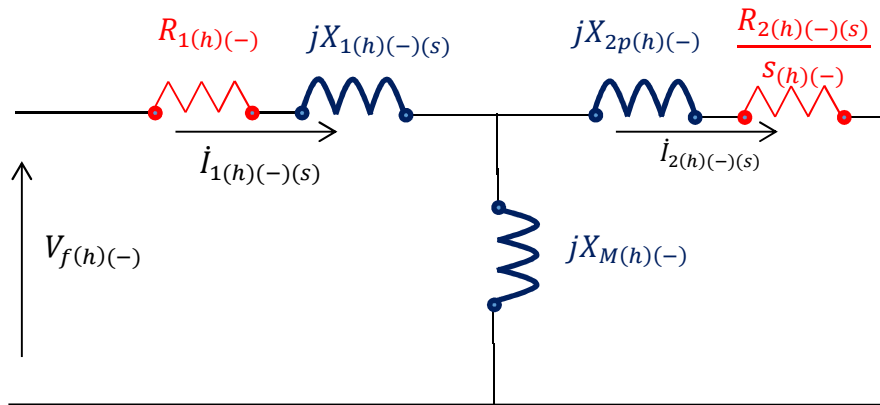


Figura 3.7 - Circuito equivalente do motor de indução trifásico operando com componente de seqüência negativa das componentes dos harmônicos de seqüência positiva ou negativa de ordem “h”.

O fasor da componente de seqüência negativa do harmônico de seqüência positiva ou negativa de ordem “h” da corrente do estator é dado por (3.39).

$$\dot{I}_{1(h)(-)(s_h)} = \frac{\dot{V}_{f(h)(-)}}{R_{1(h)(-)} + jX_{1(h)(-)(s_h)} + \frac{\left(\frac{R_{2(h)(-)(s_h)}}{s_{(h)(-)}} + jX_{2p(h)(-)} \right) \cdot (jX_{M(h)(-)})}{\frac{R_{2(h)(-)(s_h)}}{s_{(h)(-)}} + jX_{2p(h)(-)} + (jX_{M(h)(-)})} \quad (3.39)$$

O fasor da componente de seqüência negativa harmônico de seqüência positiva ou negativa de ordem “h” da corrente do rotor é dado por (3.40).

$$\dot{I}_{2(h)(-)(s_h)} = \frac{\dot{V}_{f(h)(-)} - \dot{I}_{1(h)(-)(s_h)} \cdot (R_{1(h)(-)} + jX_{1(h)(-)})}{\frac{R_{2(h)(-)(s_h)}}{s_{(h)(-)}} + jX_{2p(h)(-)}} \quad (3.40)$$

Onde, nas equações (3.39) e (3.40), têm-se:

$\dot{V}_{f(h)(-)}$ – fasor que representa a componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h” da tensão;

$R_{1(h)(-)}$ – resistência do circuito equivalente ao enrolamento do estator para componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”;

$jX_{1(h)(-)(s)}$ – reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do estator para componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”;

$R_{2(h)(-)(s)}$ – resistência do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”;

$jX_{2p(h)(-)}$ – reatância de dispersão do circuito equivalente ao enrolamento do rotor para componente de sequência negativa do harmônico de sequência “h” para o rotor bloqueado;

$jX_{M(h)(-)}$ – reatância de magnetização para componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”;

$s_{(h)(-)}$ – escorregamento para componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h”;

$\dot{I}_{1(h)(-)(s_h)}$ – fasor que representa a componente de sequência negativa do harmônico de sequência positiva ou negativa de ordem “h” da corrente do estator;

$\dot{I}_{2(h)(-)(s_h)}$ – fasor que representa a componente de sequência negativa do harmônico de sequência “h”; da corrente do rotor.

3.3.11 CÁLCULO DAS PERDAS NO MOTOR

Uma vez calculadas as componentes de sequência positiva e negativa da fundamental e dos harmônicos de corrente do estator e do rotor em função do escorregamento, são determinadas as perdas ôhmicas nos enrolamentos do estator e do rotor para o escorregamento de operação, por meio das equações (3.41) e (3.42):

$$P_{J1(s)} = 3 \cdot [R_{1(1)(+)} \cdot I_{1(1)(+)(s)}^2 + R_{1(1)(-)} \cdot I_{1(1)(-)(s)}^2 + \sum_{h>1}^{\infty} R_{1(h+)(+)} \cdot I_{1(h+)(+)(s)}^2 + \sum_{h>1}^{\infty} R_{1(h+)(-)} \cdot I_{1(h+)(-)(s)}^2 + \sum_{h>1}^{\infty} R_{1(h-)(+)} \cdot I_{1(h-)(+)(s)}^2 + \sum_{h>1}^{\infty} R_{1(h-)(-)} \cdot I_{1(h-)(-)(s)}^2] \quad (3.41)$$

$$P_{J2(s)} = 3 \cdot [R_{2(1)(+)} \cdot I_{2(1)(+)(s)}^2 + R_{2(1)(-)} \cdot I_{2(1)(-)(s)}^2 + \sum_{h>1}^{\infty} R_{2(h+)(+)} \cdot I_{2(h+)(+)(s)}^2 + \sum_{h>1}^{\infty} R_{2(h+)(-)} \cdot I_{2(h+)(-)(s)}^2 + \sum_{h>1}^{\infty} R_{2(h-)(+)} \cdot I_{2(h-)(+)(s)}^2 + \sum_{h>1}^{\infty} R_{2(h-)(-)} \cdot I_{2(h-)(-)(s)}^2] \quad (3.42)$$

Onde:

$P_{J1(s)}$ – perdas totais no enrolamento do estator em função do escorregamento operacional;

$P_{J2(s)}$ – perdas totais no enrolamento do rotor em função do escorregamento operacional.

3.3.11 COMPARAÇÃO DAS PERDAS CALCULADAS COM AS PERDAS NOMINAIS (BLOCO 12)

A análise dos resultados, para atingir qualquer dos três possíveis objetivos da metodologia (especificação, diagnóstico ou análise da redução de potência de motores), pode ser feita de duas formas distintas:

- a) Comparação das perdas no enrolamento do estator com as perdas nominais para o escorregamento operacional calculado. O valor das perdas no enrolamento do estator na condição de carga especificada deverá ser igual ou menor que o valor das perdas nominais;
- b) Comparação das perdas totais do motor com as perdas totais nominais, considerando-se as perdas em vazio constantes e iguais às nominais para o escorregamento operacional calculado. O valor das perdas totais calculadas na condição de carga especificada deverá ser igual ou menor que o valor das perdas nominais.

Nesta tese, adota-se o caminho descrito no item (a), uma vez que a análise é feita para motores de indução de rotor gaiola, nos quais a vida útil do motor é definida em função da temperatura de operação do enrolamento do estator.

3.3.12 MOTOR ADEQUADO AO ACIONAMENTO

Nesta etapa do fluxograma avalia-se se o motor analisado é adequado às condições da rede, passo necessário tanto para especificação quanto para diagnóstico da operação do motor.

3.3.13 CÁLCULO DA POTÊNCIA DA CARGA MÁXIMA ADMISSÍVEL PARA O MOTOR

Uma vez conhecido o conjugado da carga admissível, a potência da carga correspondente pode ser calculada a partir da equação (3.42).

$$P_C = \frac{2\pi}{60} \cdot M_C \cdot n_{1N} \cdot (1 - s_{OP}) \quad (3.42)$$

Onde:

P_C – potência mecânica disponível no eixo do motor [W];

M – conjugado [N.m];

s_{OP} – escorregamento operacional (%);

n_{1N} – velocidade síncrona nominal [rpm].

A redução de potência é definida pela relação $\frac{P_C}{P_N}$.

3.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo apresentou e equacionou a metodologia proposta nesta tese, que permite:

- a escolha do motor mais adequado para um acionamento elétrico alimentado por tensões de sinais desequilibrados e distorcidos. É importante notar que a definição da potência do motor considerou-se apenas o conjugado da carga e admitiu-se que o regime de operação é contínuo. Portanto, a metodologia não se aplica a motores que operam em regime intermitente;

- o diagnóstico da operação de um motor alimentado com tensões de sinais desequilibrados e distorcidos, conhecidos os níveis de desequilíbrio e distorção e o conjugado da carga. Da mesma forma, esta análise é válida apenas para motores que operam em regime contínuo;

- identificação da redução da potência a ser aplicada em motores de indução trifásicos usuais e normalmente comercializados pelos fabricantes em função das condições de desequilíbrio e distorções dos sinais da tensão de alimentação dentro dos limites normalizados.

Tanto a especificação quanto o diagnóstico e o estudo de redução de potência disponibilizada tiveram como objetivo garantir que a solicitação térmica fosse mantida dentro dos limites admissíveis.

Como se trata de motores de indução trifásicos com rotor do tipo gaiola, que operam em regime contínuo, a solicitação térmica em questão refere-se à elevação da temperatura do enrolamento do estator. Essa elevação de temperatura é diretamente proporcional as perdas do enrolamento do estator. Portanto, a análise comparativa foi feita em relação às perdas nominais que ocorrem neste enrolamento.

No próximo capítulo, serão apresentadas simulações com uma série de motores de indução trifásicos, aplicando-se cada etapa da metodologia proposta.

4 ESTUDO DE CASO

4.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

O objetivo deste capítulo é aplicar a metodologia proposta em diversos estudos de caso. Foram avaliados motores normais e de alto rendimento; de pequeno, médio e grande porte, e com número de polos normalmente utilizados em aplicações industriais.

Em todos os casos avaliados, o objetivo principal é garantir que as perdas do enrolamento do estator se mantenham iguais ou menores que as perdas nominais. Dessa forma, a vida útil do motor fica preservada.

Antes da análise das simulações, será feita uma breve apresentação do software desenvolvido.

4.2 SOFTWARE DESENVOLVIDO

Devido a necessidade de realizar cálculos complexos e iterações numéricas, foi imprescindível o desenvolvimento de uma ferramenta computacional em Matlab para implementar a metodologia proposta.

O software solicita como entrada os dados do motor, normalmente disponíveis em listas técnicas de fabricantes, assim como as condições de desequilíbrio e distorções a que o motor será submetido.

A Figura 4.1 apresenta o formulário para inserção dos dados de entrada do motor no software.

DADOS DE ENTRADA	
DADOS DE CATÁLOGO DO MOTOR	TENSÕES DE LINHA DE ALIMENTAÇÃO
PN [kW]	75
VN [V]	380
FN [Hz]	60
nN [rpm]	1780
n1N [rpm]	1800
IP_	7.5
MP_	2.5
MK_	2.8
MN [Nm]	403
n100% [pu]	0.955
FP100% [pu]	0.87
I0[A]	47.5
IN[A]	137
DISTORÇÕES DOS SINAIS DE TENSÃO	
K5 [%]	5.0
K7 [%]	4.0
K11 [%]	3.0
K13 [%]	3.0
K17 [%]	2.0
K19 [%]	2.0
K23 [%]	1.5
K25 [%]	1.5
AJUSTE DA CARGA	
MC [%]	1.0

CALCULAR

Figura 4.1 - Imagem do formulário para inserção dos dados de entrada do software.

A Fig. 4.2 apresenta a interface completa da plataforma desenvolvida mostrando todos os dados de entrada e os resultados de saída do programa.

COMPONENTES DE SEQUÊNCIA - TENSÕES DE FASE			COMPONENTES DE SEQUÊNCIA - CORRENTES			COMPONENTES DE SEQUÊNCIA - CORRENTES			CORREÇÃO DA RESISTÊNCIA DO ESTATOR			CORREÇÃO DA RESISTÊNCIA DO ROTOR																																																																																																																																																																																									
SEQUÊNCIAS POSITIVAS E NEGATIVAS			SEQUÊNCIAS POSITIVAS E NEGATIVAS			SEQUÊNCIAS POSITIVAS E NEGATIVAS			RESISTÊNCIA DO ENROLAMENTO DO ESTATOR			RESISTÊNCIA DO ENROLAMENTO DO ROTOR																																																																																																																																																																																									
MÓD.	ÂNG.	VLIHNA	DAS CORRENTES DO ESTATOR			DAS CORRENTES DO ROTOR			ESTATOR			ROTOR																																																																																																																																																																																									
Va1p [V]	126.565	-30	I1_fp [A]	2.03909	I2_fp [A]	1.33905	R1_fp [Ohm]	8.05592	R2_fp [Ohm]	3.75223	Va1n [V]	0	0	I1_fn [A]	0	I2_fn [A]	0	R1_fn [Ohm]	0	R2_fn [Ohm]	0	Va2p [V]	6.35085	-30	I1_5p [A]	0.0593166	I2_5p [A]	0.055226	R1_5p [Ohm]	8.05592	R2_5p [Ohm]	4.20432	Va5n [V]	0	0	I1_5n [A]	0	I2_5n [A]	0	R1_5n [Ohm]	0	R2_5n [Ohm]	0	Va7p [V]	5.08068	-30	I1_7p [A]	0.0339899	I2_7p [A]	0.0315828	R1_7p [Ohm]	8.05592	R2_7p [Ohm]	4.20925	Va7n [V]	0	0	I1_7n [A]	0	I2_7n [A]	0	R1_7n [Ohm]	0	R2_7n [Ohm]	0	Va11p [V]	3.81051	-30	I1_11p [A]	0.0162627	I2_11p [A]	0.0151066	R1_11p [Ohm]	8.05592	R2_11p [Ohm]	4.43131	Va11n [V]	0	0	I1_11n [A]	0	I2_11n [A]	0	R1_11n [Ohm]	0	R2_11n [Ohm]	0	Va13p [V]	3.81051	-30	I1_13p [A]	0.0137726	I2_13p [A]	0.0967356	R1_13p [Ohm]	8.05592	R2_13p [Ohm]	4.43498	Va13n [V]	0	0	I1_13n [A]	0	I2_13n [A]	0	R1_13n [Ohm]	0	R2_13n [Ohm]	0	Va17p [V]	2.54034	-30	I1_17p [A]	0.00702872	I2_17p [A]	0.00650786	R1_17p [Ohm]	8.05592	R2_17p [Ohm]	4.6135	Va17n [V]	0	0	I1_17n [A]	0	I2_17n [A]	0	R1_17n [Ohm]	0	R2_17n [Ohm]	0	Va19p [V]	2.54034	-30	I1_19p [A]	0.00629348	I2_19p [A]	0.00581654	R1_19p [Ohm]	8.05592	R2_19p [Ohm]	4.61662	Va19n [V]	0	0	I1_19n [A]	0	I2_19n [A]	0	R1_19n [Ohm]	0	R2_19n [Ohm]	0	Va23p [V]	1.90526	-30	I1_23p [A]	0.00390352	I2_23p [A]	0.00359845	R1_23p [Ohm]	8.05592	R2_23p [Ohm]	4.7728	Va23n [V]	0	0	I1_23n [A]	0	I2_23n [A]	0	R1_23n [Ohm]	0	R2_23n [Ohm]	0	Va25p [V]	1.90526	-30	I1_25p [A]	0.00359405	I2_25p [A]	0.00330628	R1_25p [Ohm]	8.05592	R2_25p [Ohm]	4.7756	Va25n [V]	0	0	I1_25n [A]	0	I2_25n [A]	0	R1_25n [Ohm]	0	R2_25n [Ohm]	0

DADOS DE ENTRADA				PARÂMETROS DO CE		CORRENTES		DADOS COM CARGA NOMINAL E COM CARGA ESPECIFICADA											
DADOS DE CATÁLOGO DO MOTOR				TENSÕES DE LINHA DE ALIMENTAÇÃO		ESTATOR		CONJUGADO NOMINAL				CONJUGADO DESENVOLVIDO				VELOCIDADE COM CARGA			
PN [kW]	0.37	VAB [V]	220	R1	8.05592	I N	2.04 A	MN	2.1 Nm	M	2.1 Nm	nc	1699.22 rpm	RELAÇÃO ENTRE POTÊNCIAS					
VN [V]	220	VBC [V]	220	R2N	3.75223	ROTOR		PERDA NOMINAL NO ROTOR	PJ2N	21.7647 W	PERDA ROTOR COM CARGA	PJ2	20.364 W	PC/PN [1.00994					
FN [Hz]	60	VCA [V]	220	X1N	16.9568	I2N	1.3905 A	PERDA NOMINAL NO ESTATOR	PJ1N	100.577 W	PERDA ESTATOR COM CARGA	PJ1	100.614 W	PJ0 COM CORREÇÃO					
nN [rpm]	1700	DISTRORÇÕES DOS SINAIS DE TENSÃO		R2P	3.90332	ESCORREGAMENTO NOMINAL		PERDAS NOMINAIS A VAZIO	PJ0N	36.2301 W	PERDAS A VAZIO CONSTANTE	PJ0SC	36.2301 W	KOC [0.229389					
IP [-]	4.3	K5 [%]	5.0	QUALIDADE DA REDE		sN	0.055556	PERDAS TOTAIS NOMINAIS		PTN	158.571 W	PERDAS TOTAIS PJO CTE.	PTC	156.989 W	RENDIMENTO COM CORREÇÃO				
MP	2.3	K7 [%]	4.0	FD [%]	0	FATOR DE DESENVOLVIDO		POTENCIA NOMINAL		PN	370 W	RENDIMENTO COM CARGA PJO CTE.	RENSC	70.3876	RENDIMENTO COM O PJO CORRIGIDO				
MK	2.5	K11 [%]	3.0	GRAU DE DISTORÇÃO TOTAL	THD [%]	8.45577	FATOR DE POTÊNCIA		RENDIMENTO NOMINAL		RENDN	70	REND [70.4166						
MN [Hm]	2.1	K13 [%]	3.0	FATOR DE POTÊNCIA		COSFI2N [0.997626		FATOR		K1		3.70682	K2		0.0012175				
n100% [pu]	0.7	K17 [%]	2.0	ANGULO DO FP		FI2N	86.0514	K1		K1		3.70682	K2		0.0012175				
FP100% [pu]	0.68	K19 [%]	2.0	AJUSTE DA CARGA		FIN	47.1564	K2		K2		0.0012175	K2		0.0012175				
I0[A]	1.4	K23 [%]	1.5	AJUSTE DA CARGA		MC [%]		K2		K2		K2		K2					
I0[A]	2.04	K25 [%]	1.5	AJUSTE DA CARGA		MC [%]		K2		K2		K2		K2					
[CALCULAR]																			

Figura 4.2 - Interface do programa desenvolvido no software *Matlab* na ferramenta de programação *Guide*.

4.3 CASOS SIMULADOS

Com o objetivo de verificar o comportamento, em termos de redução de potência disponibilizada, de motores de indução trifásicos alimentados com tensões de sinais desequilibrados e distorcidos, procurou-se abranger uma variedade ampla de tipos de motores (normais ou de alto rendimento), considerando diversos valores de potências e número de polos.

Dessa forma, tanto para motores normais quanto para motores de alto rendimento, foram realizadas simulações para equipamentos com potências de 7,5, 90 e 185kW.

Para cada potência foram feitas simulações para motores de 2, 4, 6 e 8 polos.

Com relação aos níveis de desequilíbrios das tensões (FD%), foram admitidos valores na faixa de 0 a 5%; para as distorções nos sinais de tensão (THD%), foram admitidos valores na faixa de 0 a 10%.

Ainda em relação aos desequilíbrios, deve-se observar que o mesmo fator de desequilíbrio pode ser obtido para diversas combinações de valores de tensão de linha. Foram simulados casos nos quais as componentes de sequência positiva são diferentes e outros nos quais são iguais. A Tabela 4.1 e a Tabela 4.2 mostram os dados utilizados nas simulações.

Tabela 4.1 - Valores das tensões consideradas nas simulações com V_+ diferentes.

DADOS DA REDE	A	B	C	D
VAB	440 V	424 V	437,2 V	415 V
VBC	440 V	422,5 V	427 V	440 V
VCA	440 V	436 V	411,5 V	440 V
V+	440 V	427,4 V	425,1 V	419,7 V
FD	0%	2%	3,5%	5%

Tabela 4.2 - Valores das tensões consideradas nas simulações com V_+ iguais.

DADOS DA REDE	A	B	C	D
VAB	419,7 V	416,4 V	431,8 V	415 V
VBC	419,7 V	414,9 V	421,6 V	440 V
VCA	419,7 V	428,1 V	406,3 V	440 V
V+	419,7 V	419,7 V	419,7 V	419,7 V
FD	0%	2%	3,5%	5%

Com relação aos valores de distorção, para todas as combinações de desequilíbrio apresentados na Tabela 4.1, foram utilizados os dados de entrada conforme Tabela 4.3.

Tabela 4.3 - Valores para as distorções harmônicas da simulação

Ordem harmônica	K_h	K_h	K_h	K_h
5	0,0%	3,5%	5,0%	6,5%
7	0,0%	2,5%	4,0%	5,0%
11	0,0%	1,5%	2,5%	4,0%
13	0,0%	1,0%	2,0%	3,5%
17	0,0%	1,0%	1,5%	1,5%
19	0,0%	1,0%	1,5%	1,0%
23	0,0%	1,0%	0,5%	1,0%
25	0,0%	0,5%	0,5%	0,5%
THD	0,0%	5,0%	7,5%	10%

4.3.1 CASO 1 – MOTOR DE 7,5kW.

Foram realizadas simulações com dois grupos de motores, de 7,5 kW: um de motores normais e outro de motores de alto rendimento. Cada grupo tem motores de 2, 4, 6 e 8 polos.

A Tabela 4.4 apresenta os dados dos respectivos motores, incluindo os dados dos parâmetros dos circuitos equivalentes válidos para operação em condições normais, inclusive perdas.

Tabela 4.4 - Dados dos motores de 7,5kW, de 2, 4, 6 e 8 polos, normal e de alto rendimento.

Grandezas	Dados do motor de 7,5kW - Normal				Dados do motor de 7,5kW – Alto rendimento			
P_N (kW)	2	4	6	8	2	4	6	8
V_N (V)	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5
p	440	440	440	440	440	440	440	440
n_{1N} (rpm)	3600	1800	1200	900	3600	1800	1200	900
n_N (rpm)	3525	1760	1160	875	3530	1765	1170	880
M_N (Nm)	20,3	40,7	61,8	81,9	20,3	40,6	61,2	81,4
M_R (Nm)	2,9. M_N	3,2. M_N	2,5. M_N	2,3. M_N	3,4. M_N	3,5. M_N	2,6. M_N	2,6. M_N
M_P (Nm)	2,2. M_N	2,0. M_N	2,0. M_N	1,9. M_N	2,5. M_N	2,3. M_N	2,0. M_N	2,0. M_N
I_P (A)	7,2. I_N	7,9. I_N	6,4. I_N	5,0. I_N	8,1. I_N	8,2. I_N	6,0. I_N	5,4. I_N
I_N (A)	12,5	12,9	14,7	15,5	12,5	12,7	13,4	15,5
η_N (%)	0,896	0,91	0,885	0,895	0,906	0,92	0,91	0,906
FP_N	0,88	0,84	0,76	0,71	0,87	0,84	0,81	0,70
I_0 (A)	4,74	6,05	7,57	9,75	5,00	6,00	7,00	9,00
FS	1,15	1,15	1,15	1,15	1,0	1,0	1,0	1,0
R_1 (Ω)	0,6033	0,4505	0,7298	0,6102	0,4790	0,3492	0,4876	0,6162
R_{2N} (Ω)	0,4344	0,4802	0,6695	0,5832	0,4144	0,4325	0,5407	0,4657
R_M (Ω)	377,49	482,20	662,09	725,56	407,29	512,36	583,83	1018,91
X_M (Ω)	49,38	39,13	30,61	23,97	47,20	39,95	33,804	26,192
X_{2pN} (Ω)	2,269	1,893	3,567	2,222	2,2796	1,8578	1,7101	3,9967
X_{1N} (Ω)	3,809	2,777	1,909	1,553	3,4928	2,5536	2,2373	1,2726
P_{J1N} (W)	282,82	224,92	473,14	439,86	224,57	168,99	262,68	444,18
P_{J2N} (W)	159,57	170,45	258,62	214,28	148,72	148,72	192,30	170,45
P_{J0} (W)	428,14	346,38	242,80	225,74	404,84	334,45	286,76	163,50
ΣP_i (W)	870,53	741,76	974,57	879,88	778,14	662,17	741,75	778,14

As Figuras 4.3 e 4.4 apresentam os resultados para os motores de 2 polos normal e de alto rendimento, respectivamente, na situação em que as tensões de sequência positiva são distintas, conforme cenários indicados nas Tabelas 4.1 e as distorções conforme Tabela 4.3.

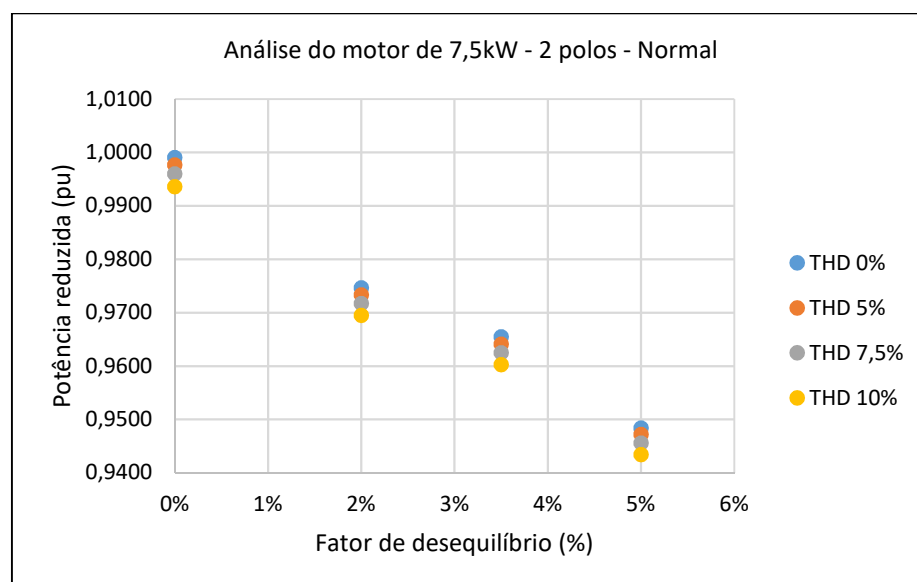


Figura 4.3 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 2 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

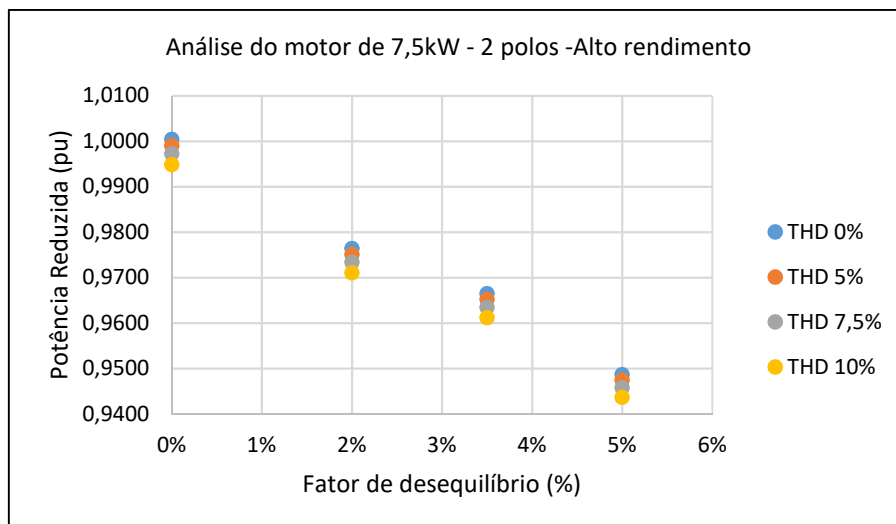


Figura 4.4 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 2 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

Observa-se que os gráficos apresentaram valores discretos, pois os valores das tensões de sequência positiva para as combinações selecionadas são distintas.

As Figuras 4.5 e 4.6 apresentam os resultados para os motores de 2 polos normal e de alto rendimento, respectivamente, na situação em que as tensões de sequência positiva são iguais, conforme a Tabela 4.2 e as distorções conforme Tabela 4.3.

Para obtenção dos pontos de $FD=0$, foi admitido que o sistema opera com tensões equilibradas com o valor igual aos da componente de sequência positiva. Esta condição foi adotada para todos os casos nos quais a componente de sequência positiva é mantida constante.

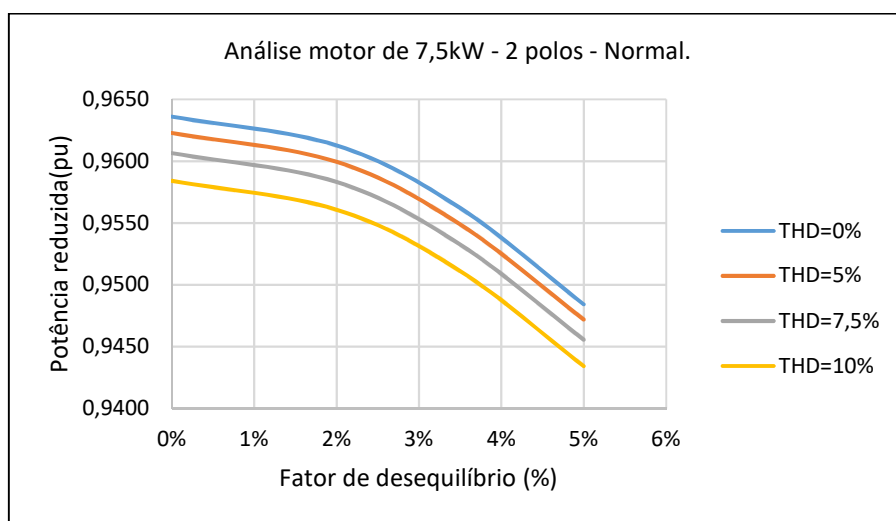


Figura 4.5 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 2 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

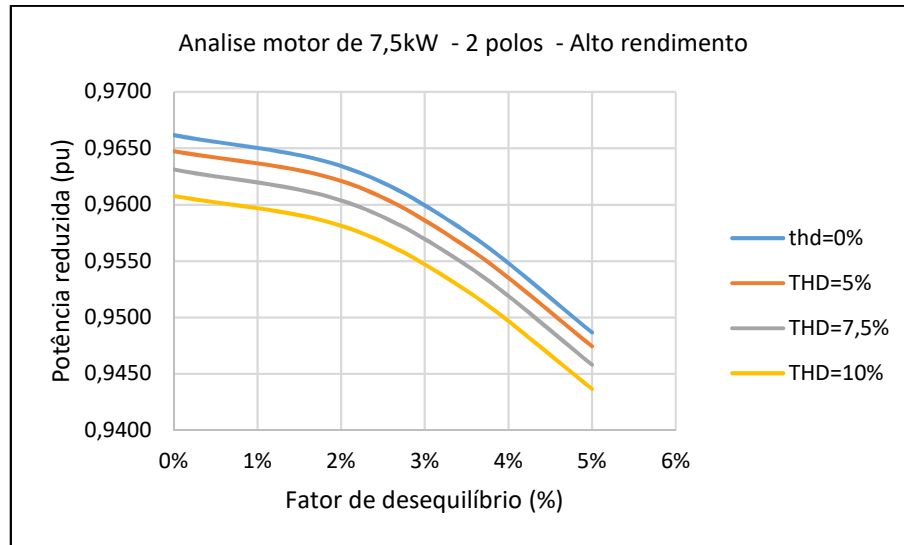


Figura 4.6 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 2 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

Os gráficos apresentados nas Figuras 4.5 e 4.6 são contínuos, pois foram selecionadas combinações de tensões que geram a mesma componente de sequência positiva.

As Figuras 4.7 e 4.8 apresentam os resultados da simulação para os motores de 7,5kW de 4 polos, normal e de alto rendimento, respectivamente, na situação em que as tensões de sequência positiva são distintas, conforme a Tabela 4.1 e distorções estabelecidas de acordo com a Tabela 4.3.

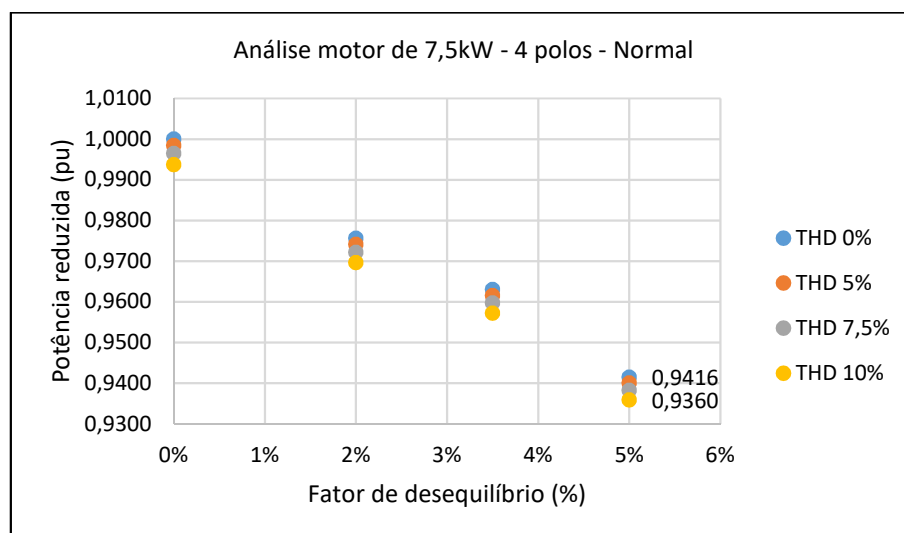


Figura 4.7 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 4 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

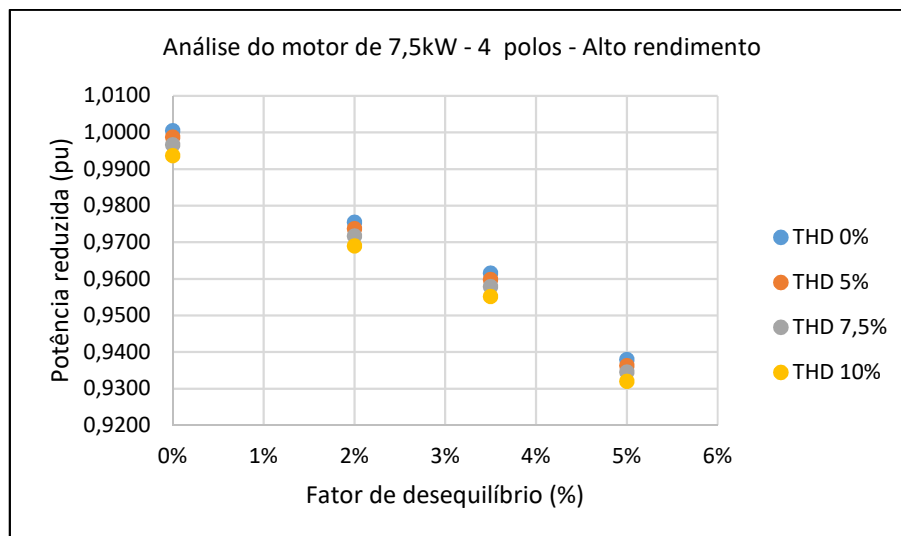


Figura 4.8 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 4 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

Também foi realizada a simulação para os motores de 4 polos, na situação em que as tensões de sequência positiva são iguais (Tabela 4.2). Os resultados, para os motores normal e de alto rendimento, estão representados nas Figuras 4.9 e 4.10, respectivamente.

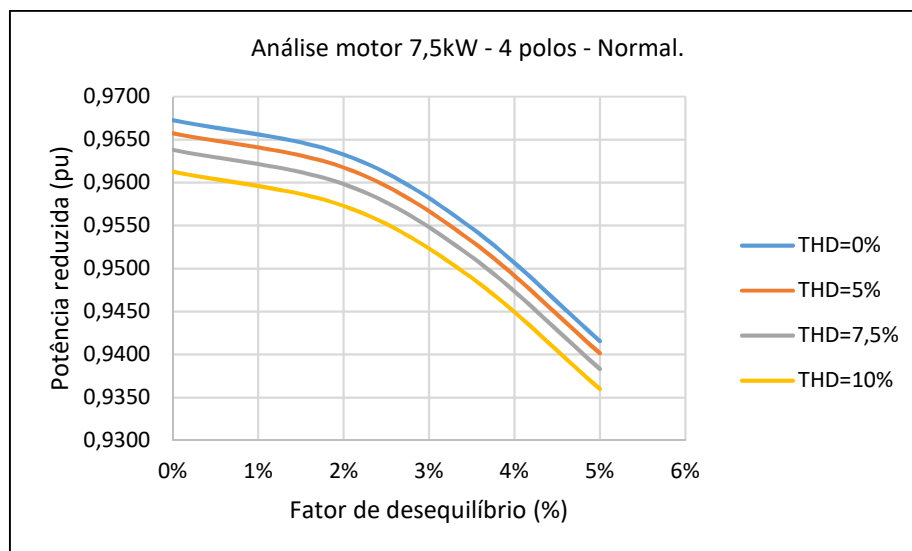


Figura 4.9 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 4 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

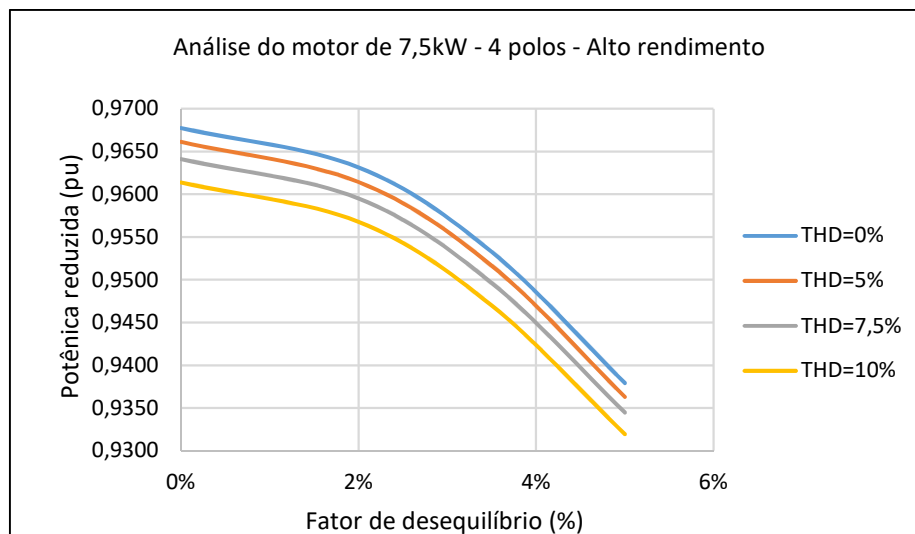


Figura 4.10 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 4 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

As mesmas condições foram simuladas com motores de 7,5kW e 6 polos, normal e de alto rendimento. As Figuras 4.11 e 4.12, respectivamente, representam o comportamento desses motores sob tensões de sequência positiva distintas apresentados na Tabela 4.1 e distorções indicadas na Tabela 4.3.

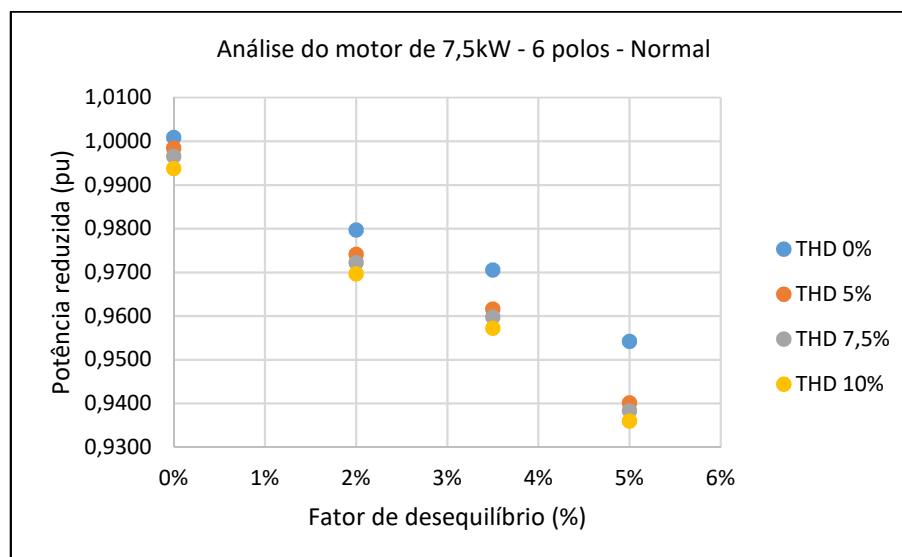


Figura 4.11 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 6 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

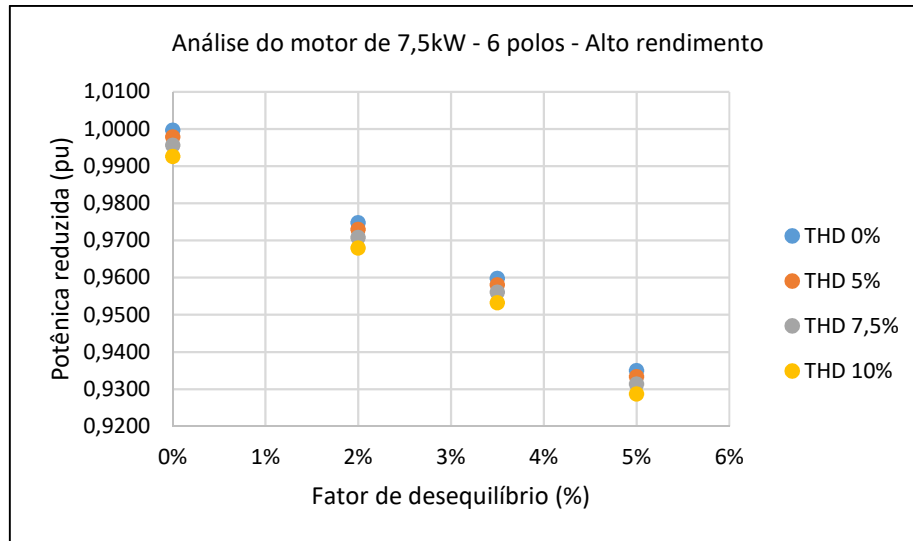


Figura 4.12 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 6 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

Já as Figuras 4.13 e 4.14 demonstram o comportamento dos motores de 7,5kW e 6 polos, respectivamente o motor normal e o de alto rendimento, para a simulação com as tensões de sequência positiva iguais, conforme dados da Tabela 4.2 e considerando as distorção da Tabela 4.3.

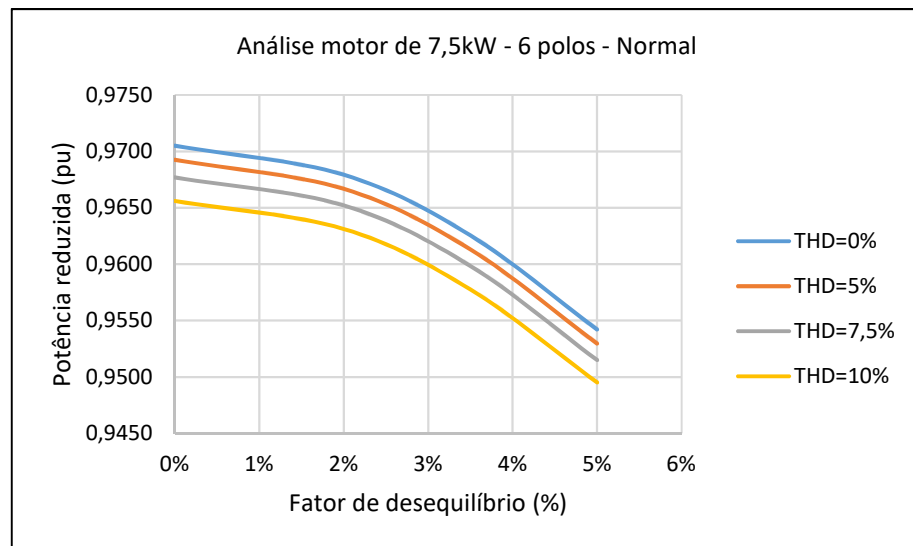


Figura 4.13 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 6 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

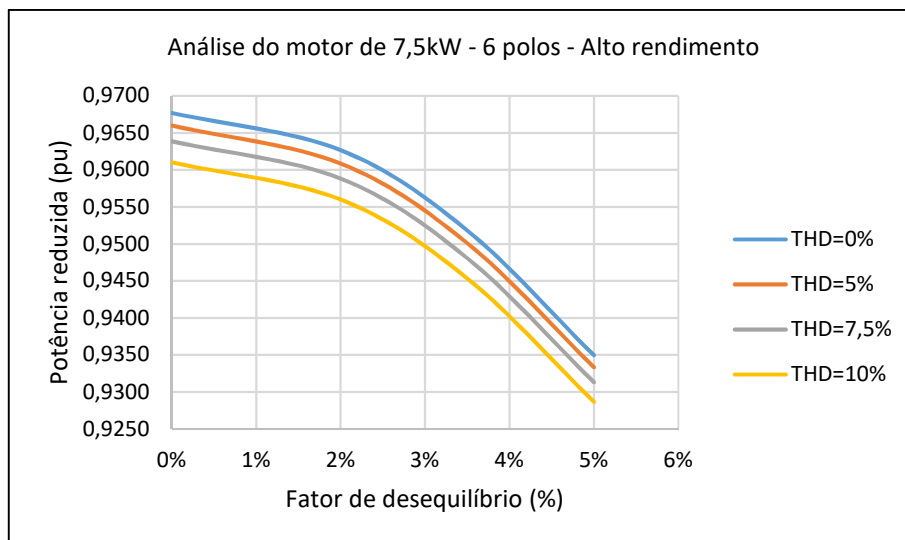


Figura 4.14 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 6 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

Por fim, foram realizadas as simulações com os motores normal e de alto rendimento de 7,5 kW e 8 polos, nas diferentes condições de tensão.

Para simulação com as tensões de sequência positiva distintas, conforme Tabela 4.1 e distorções da Tabela 4.3. Os dados obtidos estão representados nas Figuras 4.15 e 4.16 – respectivamente, para o motor normal e o de alto rendimento.

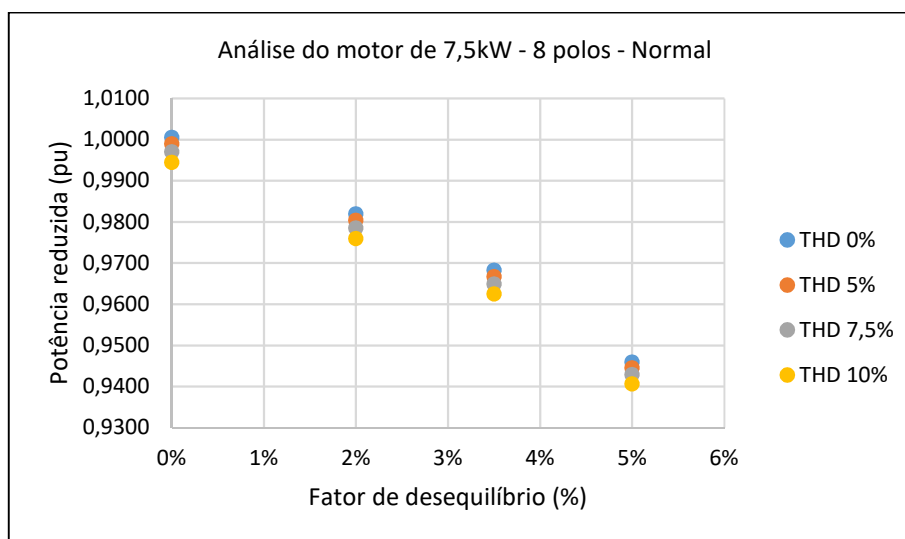


Figura 4.15 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 8 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

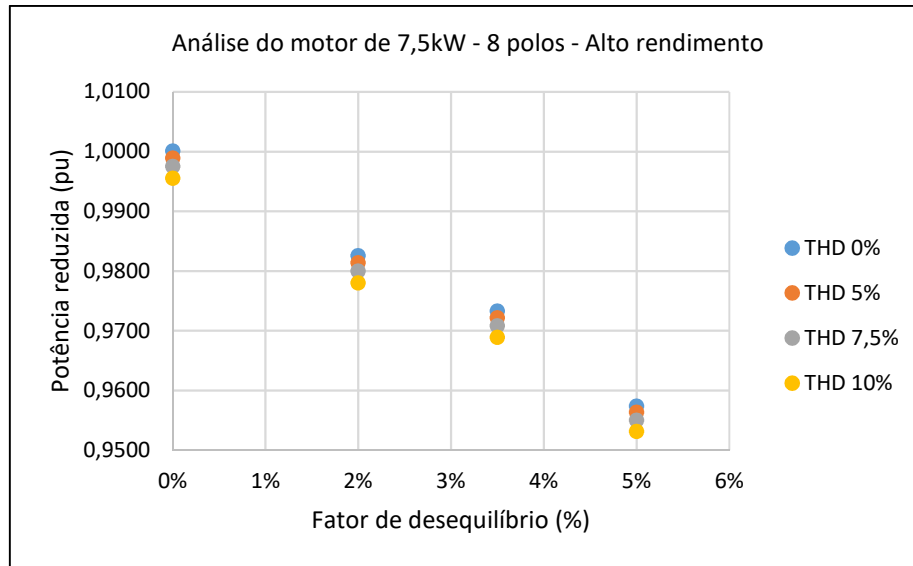


Figura 4.16 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 8 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

As Figuras 4.17 e 4.18 trazem os resultados dos motores normal e de alto rendimento, respectivamente, para a simulação com as tensões de sequência positiva iguais, conforme a Tabela 4.2 e distorções indicadas na Tabela 4.3.

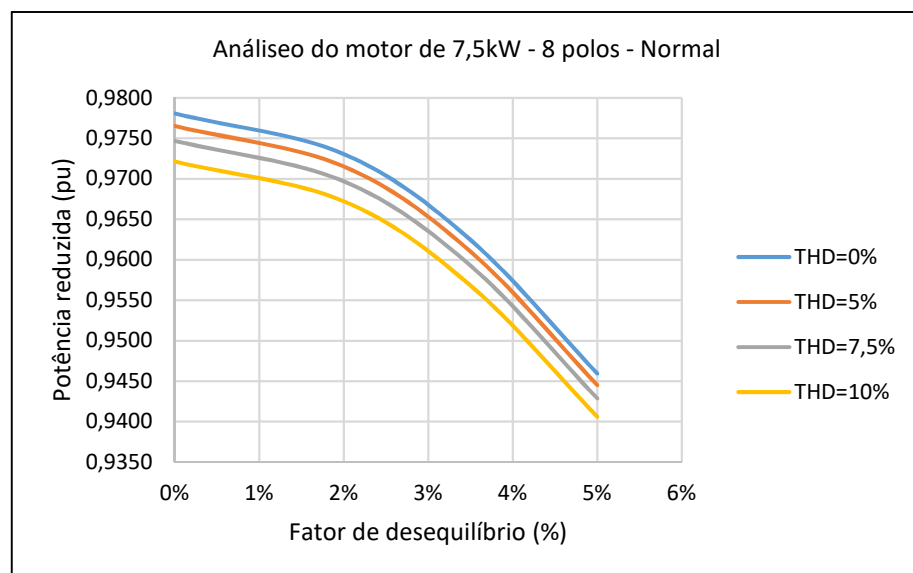


Figura 4.17 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 8 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

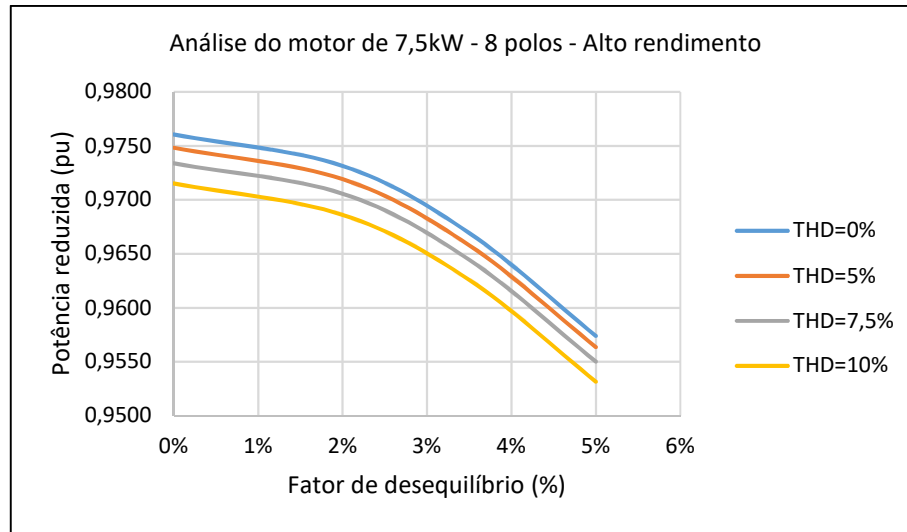


Figura 4.18 - Gráfico para o motor de 7,5kW – 8 polos – Alto rendimento, considerando tensões de seqüência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

4.3.2 CASO 2 – MOTOR DE 90kW

O Caso 2 analisa o comportamento de motores normais e de alto rendimento, com 90kW e 2,4,6 ou 8 polos. A Tabela 4.5 apresenta os dados utilizados, incluindo os valores dos parâmetros dos circuitos equivalentes válidos para operação em condições normais.

Tabela 4.5 – Dados dos motores de 90kW, de 2, 4, 6 e 8 polos, normal e de alto rendimento.

Grandezas	Dados do motor de 90kW - Normal				Dados do motor de 90kW – Alto rendimento			
	2	4	6	8	2	4	6	8
P_N (kW)	2	4	6	8	2	4	6	8
V_N (V)	90	90	90	90	90	90	90	90
p	440	440	440	440	440	440	440	440
n_{1N} (rpm)	3600	1800	1200	900	3600	1800	1200	900
n_N (rpm)	3580	1790	1190	890	3580	1790	1190	890
M_N (Nm)	240	480	723	966	240	480	723	966
M_k (Nm)	2,9. M_N	2,8. M_N	2,1. M_N	2,1. M_N	2,9. M_N	2,4. M_N	2,4. M_N	2,0. M_N
M_p (Nm)	1,8. M_N	1,8. M_N	1,8. M_N	2,0. M_N	1,8. M_N	2,0. M_N	2,1. M_N	1,8. M_N
I_p (A)	7,5. I_N	6,8. I_N	6,0. I_N	5,8. I_N	7,6. I_N	7,2. I_N	6,8. I_N	6,0. I_N
I_N (A)	142	145	150	159	141	145	149	156
η_N (%)	0,946	0,949	0,947	0,942	0,953	0,956	0,953	0,949
FP_N	0,88	0,86	0,83	0,79	0,88	0,85	0,83	0,80
I_0 (A)	50	52	56	62	50	55	64	65
FS	1,15	1,15	1,15	1,15	1,25	1,25	1,25	1,25
R_1 (Ω)	0,0304	0,0333	0,0350	0,0523	0,02582	0,02429	0,02172	0,03454
R_{2N} (Ω)	0,01052	0,0105	0,0155	0,0198	0,01068	0,01071	0,01609	0,02056
R_M (Ω)	62,649	78,5236	92,4881	311,979	74,021	85,349	80,301	135,986
X_M (Ω)	4,8427	4,6576	4,3427	3,8962	4,8731	4,4563	3,8265	3,7411
X_{2pN} (Ω)	0,2645	0,3318	0,4133	0,5030	0,2630	0,3344	0,2984	0,4240
X_{1N} (Ω)	0,2013	0,1601	0,1191	0,0702	0,1779	0,1310	0,1267	0,09343
P_{j1N} (W)	1843,75	2097,889	2365,483	3969,253	1540,08	1532,62	1446,78	2521,83
P_{j2N} (W)	502,79	502,79	756,303	1011,236	502,79	502,79	756,30	1011,24
P_{j0} (W)	2790,88	2235,98	1915,173	560,913	2395,74	2106,84	2235,53	1303,60
$\sum P_j$ (W)	5137,42	4836,67	5036,959	5541,401	4438,61	4142,26	4438,61	4836,67

Começa-se com a análise dos resultados para os motores de 2 polos. Para simulação com as tensões de sequência positiva distintas, conforme Tabelas 4.1 e 4.3, têm-se os resultados representados nas Figuras 4.19 e 4.20, com o motor normal e o de alto rendimento, respectivamente.

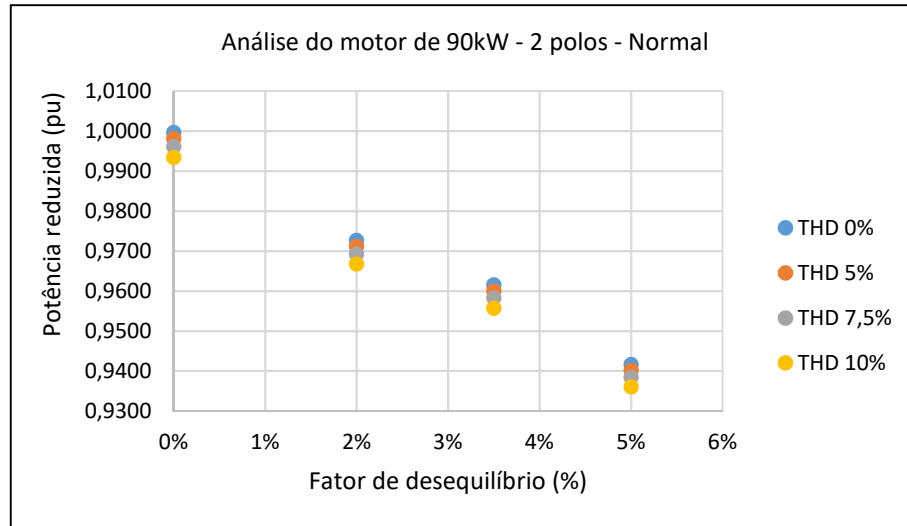


Figura 4.19 - Gráfico para o motor de 90kW – 2 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

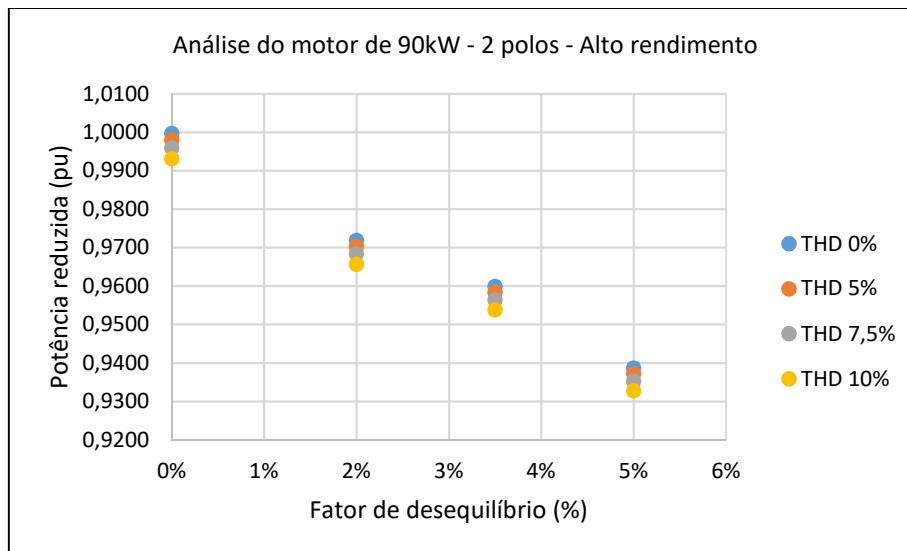


Figura 4.20 - Gráfico para o motor de 90kW – 2 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

Ainda analisando os motores de 90kW e 2 polos, para simulação com as tensões de sequência positiva iguais indicadas na Tabela 4.2 e distorções da Tabela 4.3, foram agrupados

os dados para os motores normal e de alto rendimento, representados nas Figuras 4.21 e 4.22, respectivamente.

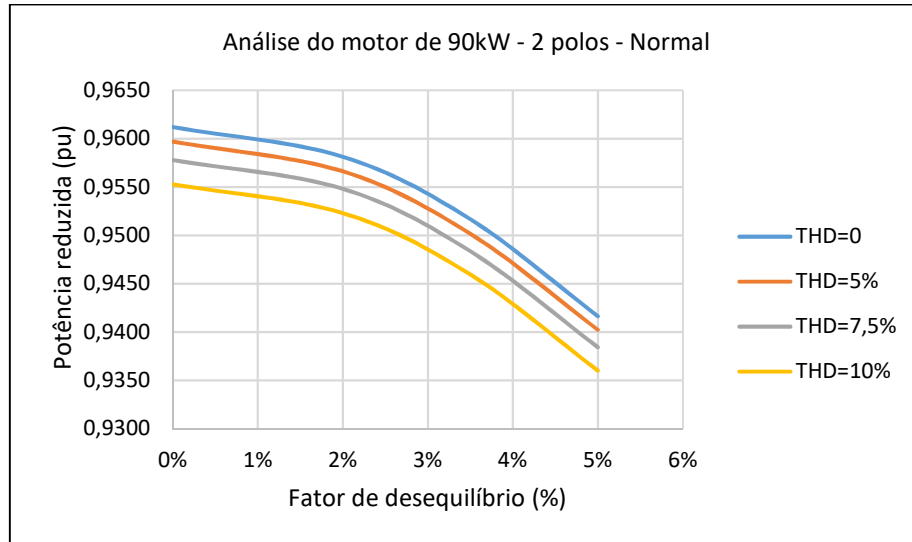


Figura 4.21 - Gráfico para o motor de 90kW – 2 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

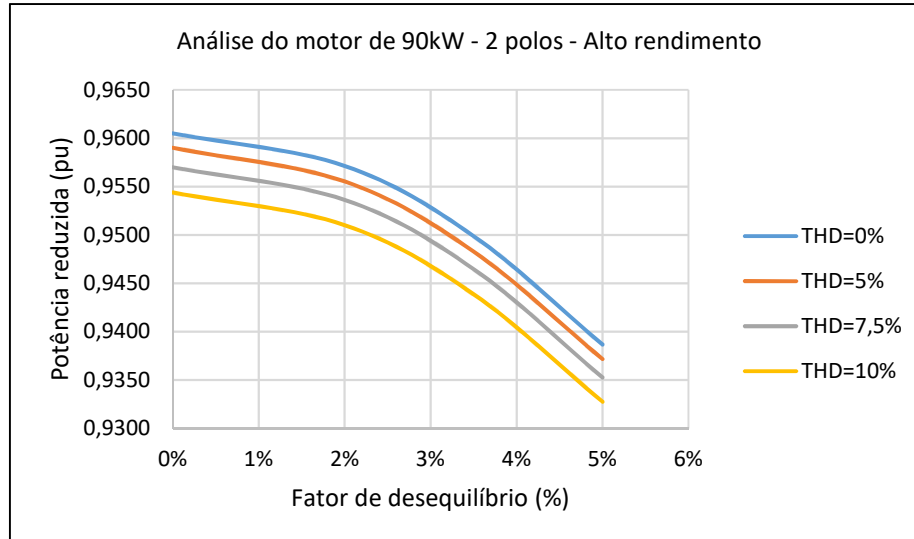


Figura 4.22 - Gráfico para o motor de 90kW – 2 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

Passando-se à análise dos motores de 4 polos, foi realizada a simulação com as tensões de sequência positiva distintas, conforme Tabelas 4.1 e 4.3. Os resultados estão representados nas Figuras 4.23 e 4.24, respectivamente, para os motores normal e de alto rendimento.

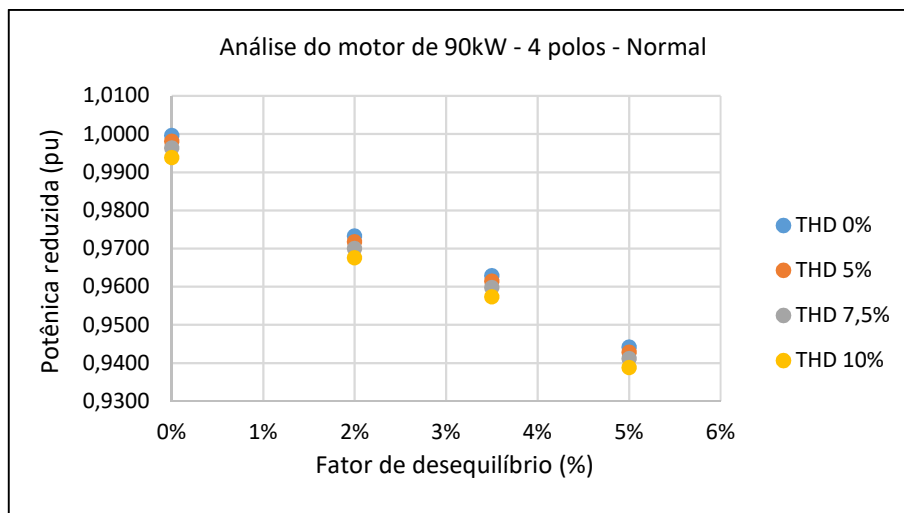


Figura 4.23 - Gráfico para o motor de 90kW – 4 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

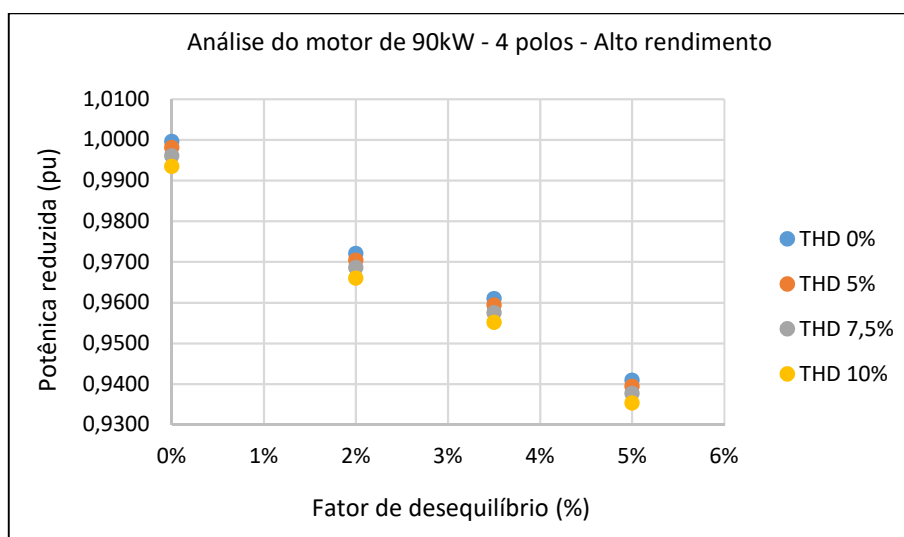


Figura 4.24 - Gráfico para o motor de 90kW – 4 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

Na simulação com os motores de 4 polos sob tensões de sequência positiva iguais, conforme as Tabelas 4.1 e 4.3, tem-se os resultados das Figuras 4.25 e 4.26, respectivamente, para o motor normal e o motor de alto rendimento.

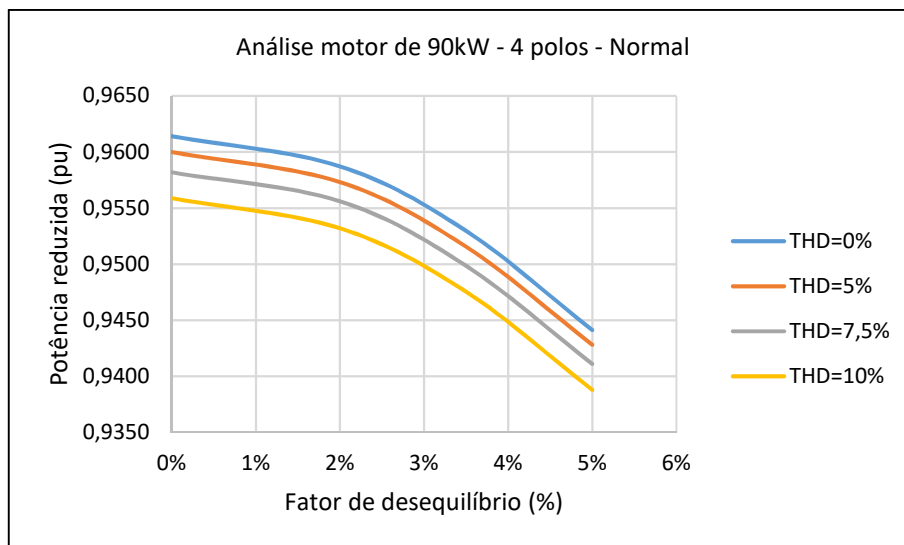


Figura 4.25 - Gráfico para o motor de 90kW – 4 polos – Normal, considerando as tensões de seqüência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

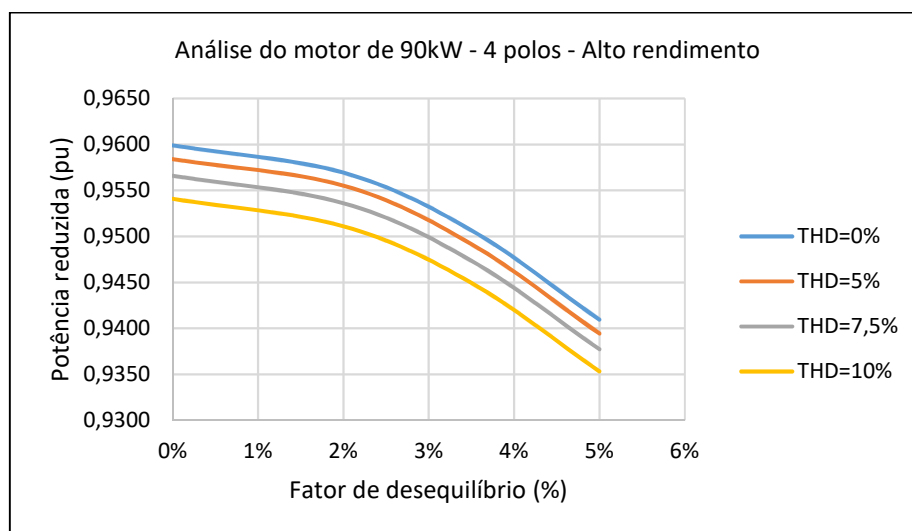


Figura 4.26 - Gráfico para o motor de 90kW – 4 polos – Alto rendimento, considerando tensões de seqüência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

Para os motores de 90kW e 6 polos, na simulação com as tensões de seqüência positiva (Tabela 4.1), tem-se os dados representados nas Figuras 4.27, para o motor normal; e 4.28, para o motor de alto rendimento.

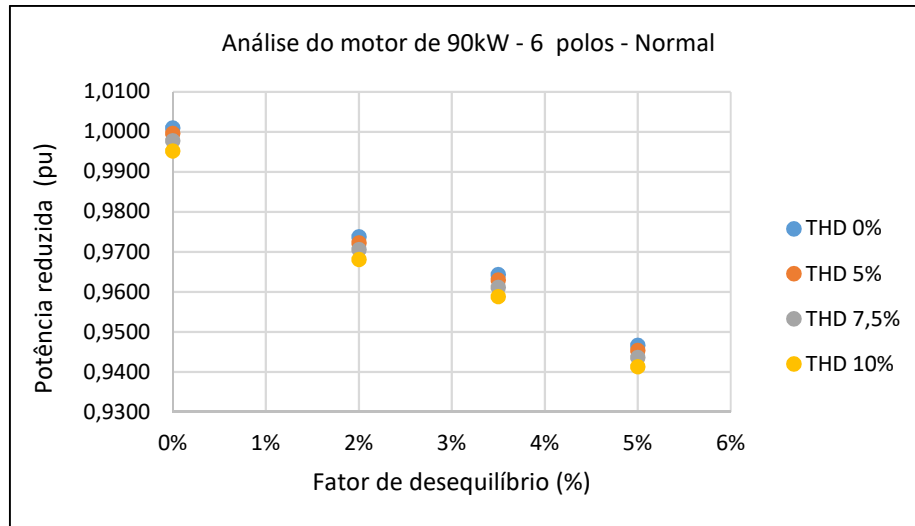


Figura 4.27 - Gráfico para o motor de 90kW – 6 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

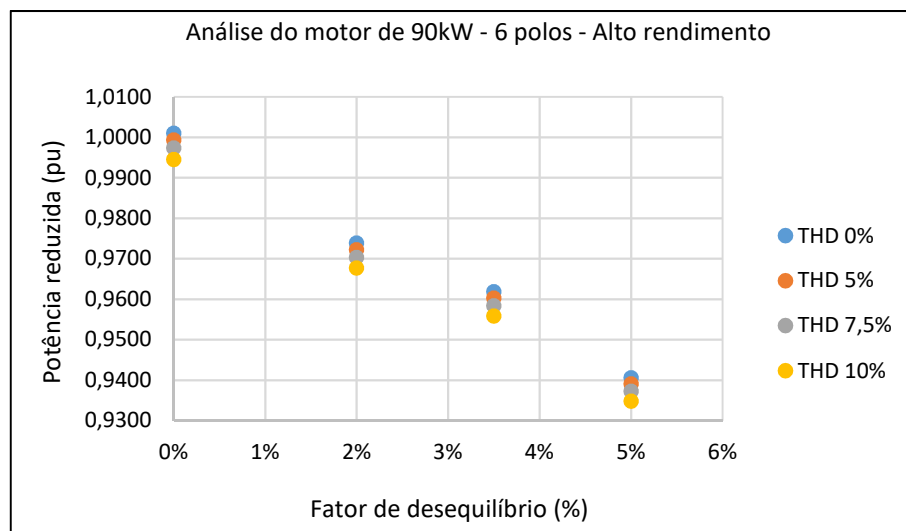


Figura 4.28 - Gráfico para o motor de 90kW – 6 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

Sob tensões de sequência positiva iguais, como descrito nas Tabelas 4.2 e 4.3, os motores de 6 polos normal e de alto rendimento comportam-se conforme as Figuras 4.29 e 4.30, respectivamente.

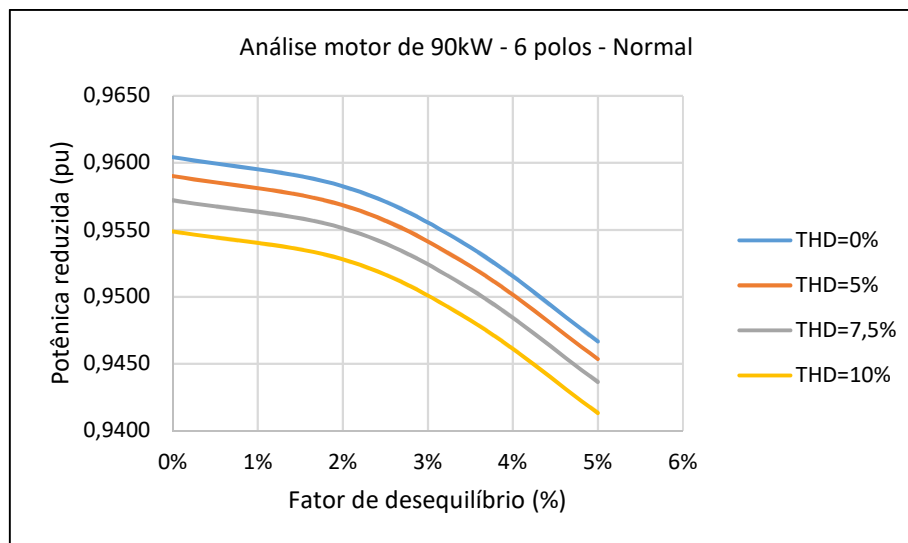


Figura 4.29 - Gráfico para o motor de 90kW – 6 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

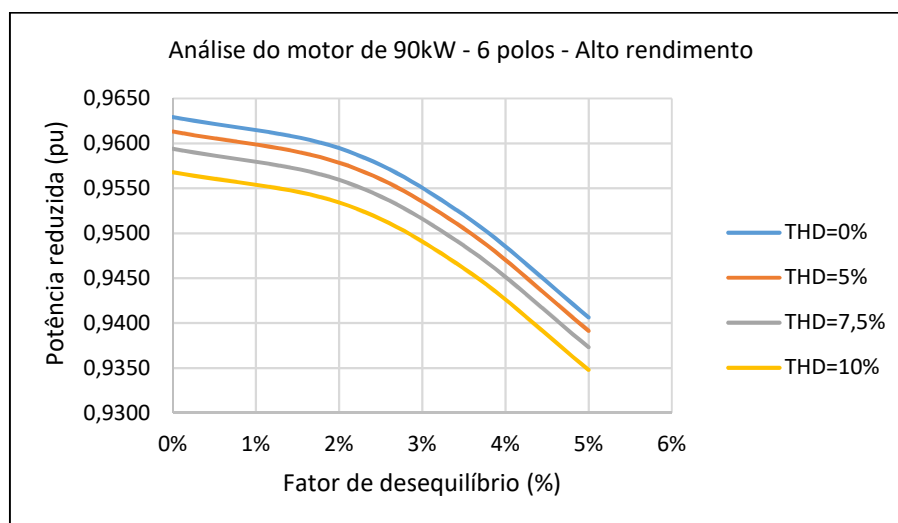


Figura 4.30 - Gráfico para o motor de 90kW – 6 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

Para concluir o caso 2, passa-se à análise das simulações com motores de 90kW e 8 polos. Na simulação com as tensões de sequência positiva distintas, conforme as Tabelas 4.1 e 4.3, os dados obtidos foram agrupados e estão representados nas Figuras 4.31 e 4.32, respectivamente para o motor normal e o de alto rendimento.

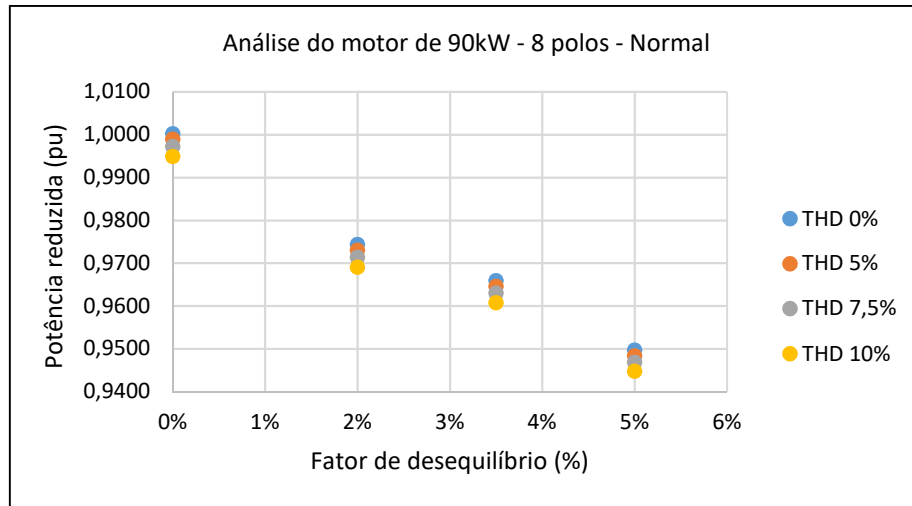


Figura 4.31 - Gráfico para o motor de 90kW – 8 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

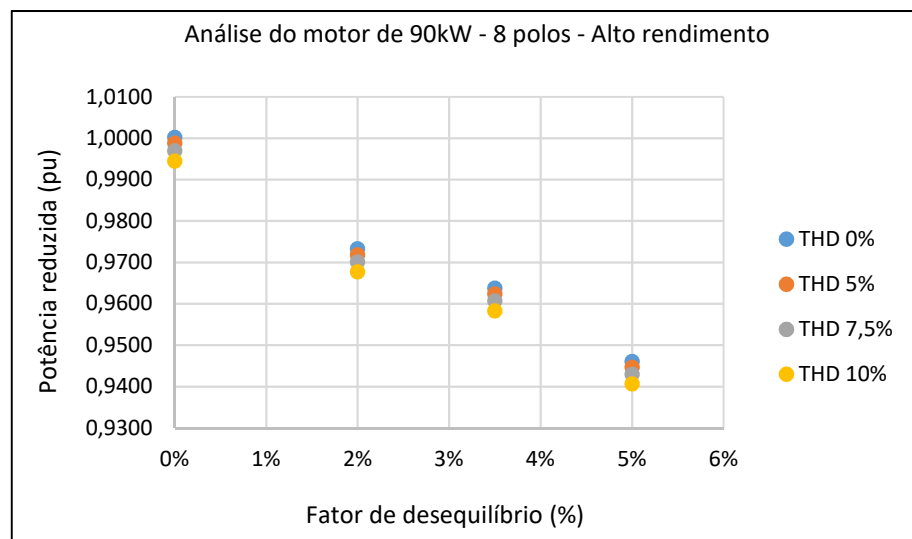


Figura 4.32 - Gráfico para o motor de 90kW – 8 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

Na simulação com as tensões de sequência positiva iguais, conforme apresentado nas Tabelas 4.2 e 4.3, o comportamento dos motores de 8 polos normal e de alto rendimento está descrito nas Figuras 4.33 e 4.34, respectivamente.

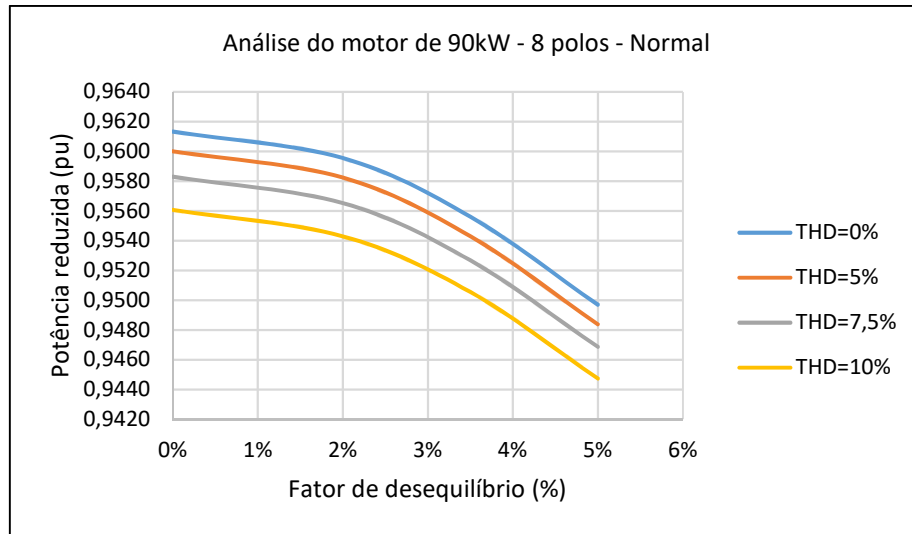


Figura 4.33 - Gráfico para o motor de 90kW – 8 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

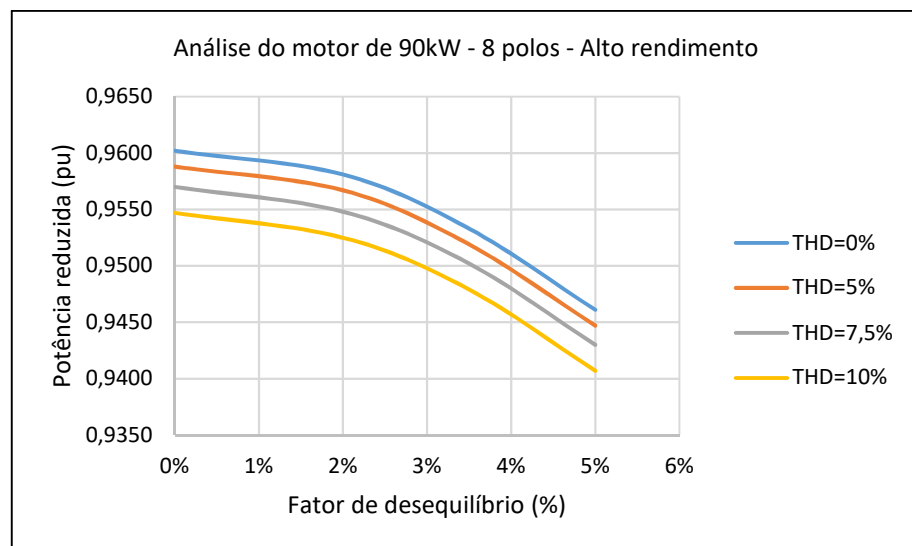


Figura 4.34 - Gráfico para o motor de 90kW – 8 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

4.3.3 CASO 3 – MOTOR DE 185kW

A Tabela 4.6 apresenta os dados dos motores de 185kW empregados nas simulações. Como nos outros casos, trata-se de motores normais e de alto rendimento para 2, 4, e 6 polos. A Tabela 4.6 também mostra os valores dos dados dos parâmetros dos circuitos equivalentes válidos para operação em condições normais.

Tabela 4.6 – Dados dos motores de 185kW, de 2, 4, 6 e 8 polos, normal e de alto rendimento.

Grandezas	Dados do motor de 185kW - Normal				Dados do motor de 185kW – Alto rendimento			
	2	4	6	8	2	4	6	8
P_N (kW)	2	4	6	8	2	4	6	8
V_N (V)	185	185	185	Não há fabricação para 8 polos	185	185	185	Não há fabricação para 8 polos
p	440	440	440		440	440	440	
n_{1N} (rpm)	3600	1800	1200		3600	1800	1200	
n_N (rpm)	3580	1790	1190		3580	1790	1190	
M_N (Nm)	494	988	1485		494	988	1485	
M_k (Nm)	2,8. M_N	2,3 M_N	2,1. M_N		2,8. M_N	2,9 M_N	2,1. M_N	
M_p (Nm)	2,2 M_N	2,2. M_N	2,0. M_N		2,3 M_N	2,5 M_N	2,1. M_N	
I_p (A)	7,9. I_N	7,0 I_N	6,2. I_N		7,9. I_N	7,6 I_N	6,4. I_N	
I_N (A)	285	292	314		280	292	311	
η_N (%)	0,956	0,957	0,955		0,965	0,968	0,963	
FP_N	0,89	0,87	0,81	0,90	0,86	0,81		
I_0 (A)	86	93	120	79	102	130		
FS	1,15	1,15	1,15	1,25	1,25	1,15		
R_1 (Ω)	0,01239	0,01420	0,01734	0,01013	0,00939	0,00884		
R_{2N} (Ω)	0,005198	0,00513	0,00753	0,005271	0,005278	0,00782		
R_M (Ω)	40,198	49,026	88,258	55,17	68,311	61,194		
X_M (Ω)	2,8498	2,6285	2,038	3,119	2,4224	1,8997		
X_{2pN} (Ω)	0,1621	0,1853	0,2279	0,1620	0,1778	0,19531		
X_{1N} (Ω)	0,08	0,06627	0,03696	0,0691342	0,04803	0,04066		
P_{J1N} (W)	3020,63	3632,83	5130,75	2383,74	2404,22	2566,01		
P_{J2N} (W)	1033,52	1033,52	1554,62	1033,52	1033,52	1554,62		
P_{J0} (W)	4460,49	3646,08	2031,91	3292,59	2677,97	2987,36		
$\sum P_I$ (W)	8514,64	8312,43	8717,28	6709,84	6115,7	7108		

Para a simulação com as tensões de sequência positiva distintas, conforme os dados da Tabela 4.1 e distorções da Tabela 4.3, os resultados dos motores de 185kW e 2 polos normal e de alto rendimento foram agrupados e estão representados nas Figuras 4.35 e 4.36, respectivamente.

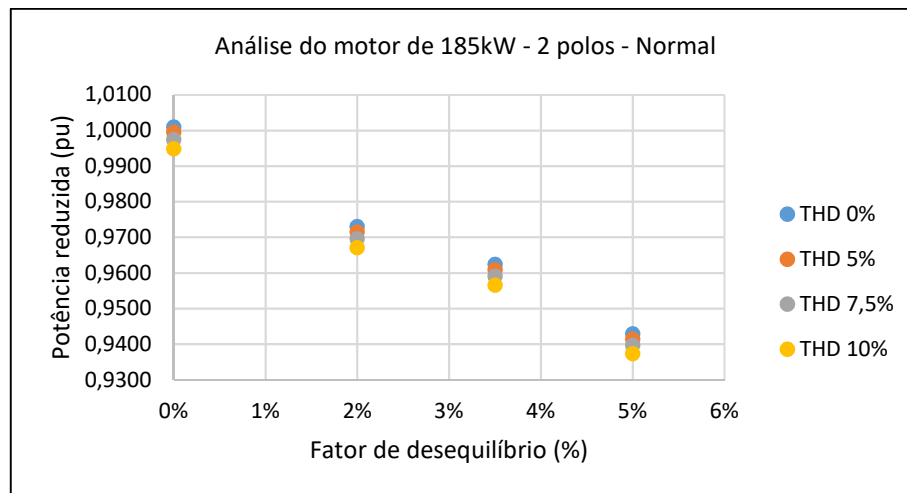


Figura 4.35 - Gráfico para o motor de 185kW – 2 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

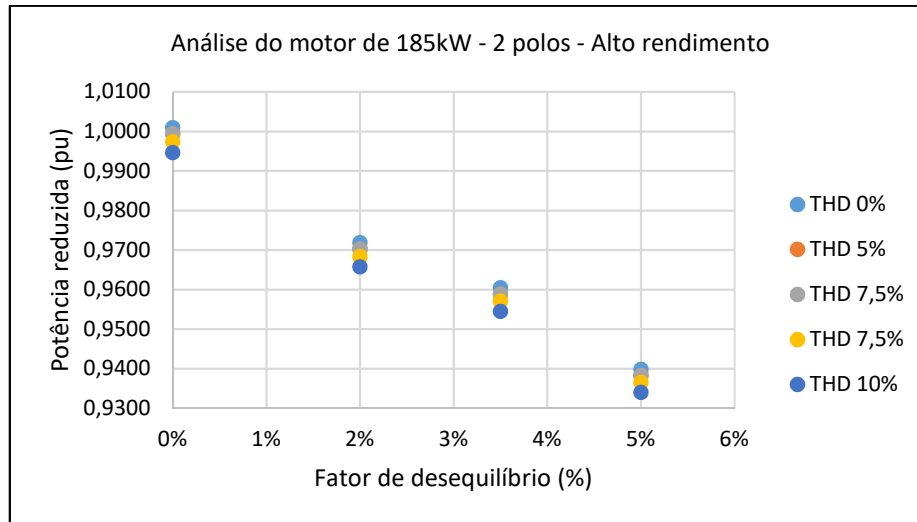


Figura 4.36 - Gráfico para o motor de 185kW – 2 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

Para simulação com as tensões de sequência positiva iguais, como na Tabela 4.2 e distorções como na Tabela 4.3, os motores de 2 polos comportaram-se como nas Figuras 4.37 e 4.38, respectivamente com os dados do motor normal e o motor de alto rendimento.

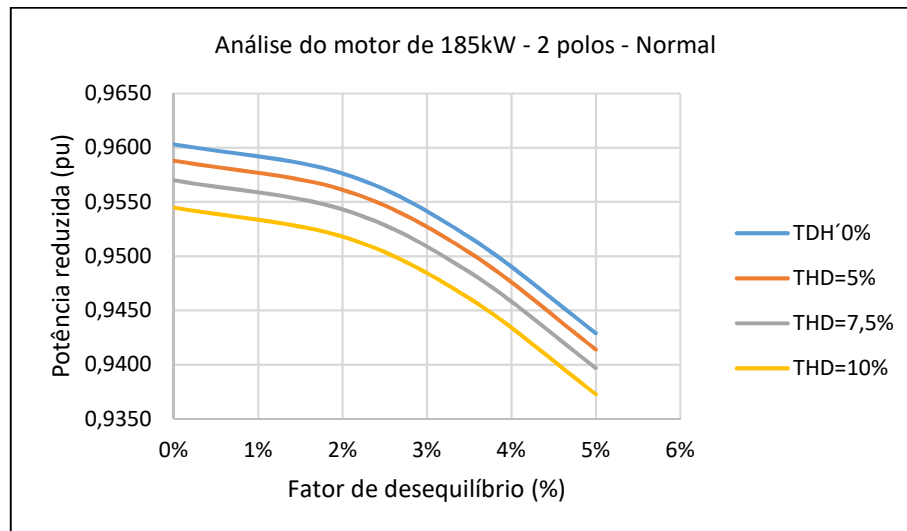


Figura 4.37 - Gráfico para o motor de 185kW – 2 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

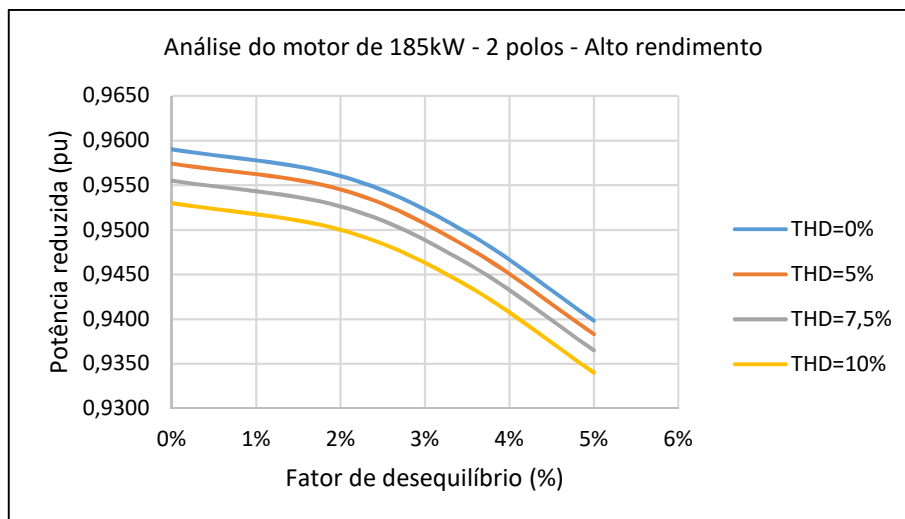


Figura 4.38 - Gráfico para o motor de 185kW – 2 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

Na análise dos motores de 4 polos, para a simulação com as tensões de sequência positiva distintas (Tabela 4.1) e distorções (Tabela 4.3), os resultados dos motores normal e de alto rendimento estão representados nas Figuras 4.39 e 4.40, respectivamente.

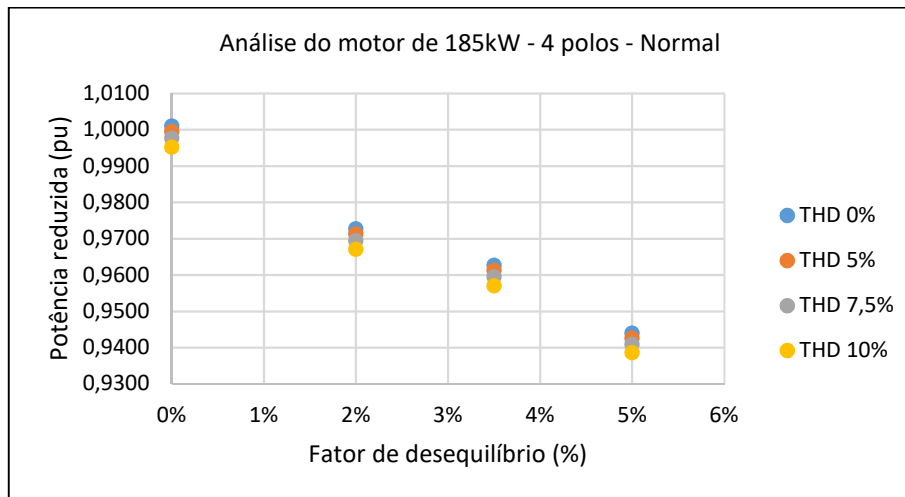


Figura 4.39 - Gráfico para o motor de 185kW – 4 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

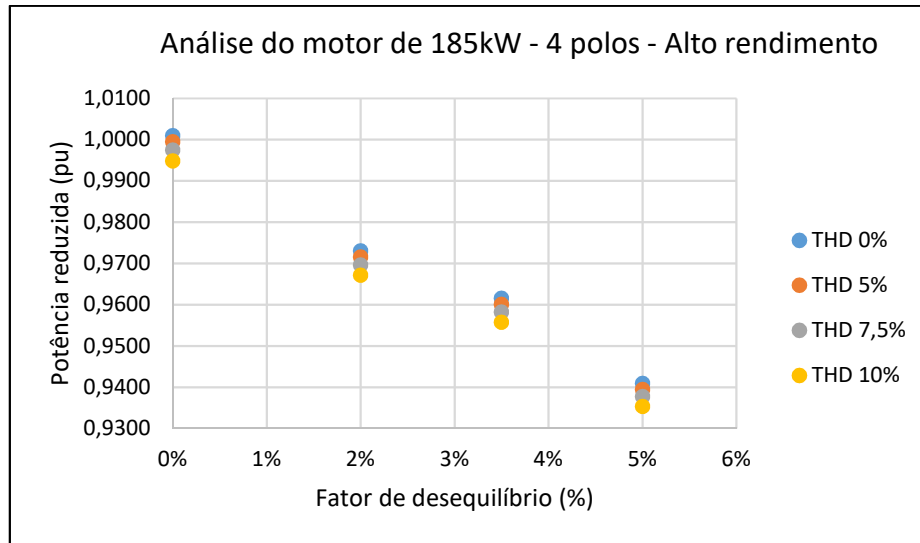


Figura 4.40 - Gráfico para o motor de 185kW – 4 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

Para a simulação com as tensões de sequência positiva iguais, conforme Tabela 4.2 e 4.3, os motores de 185 kW e 4 polos normal e de alto rendimento comportam-se como nas Figuras 4.41 e 4.42, respectivamente.

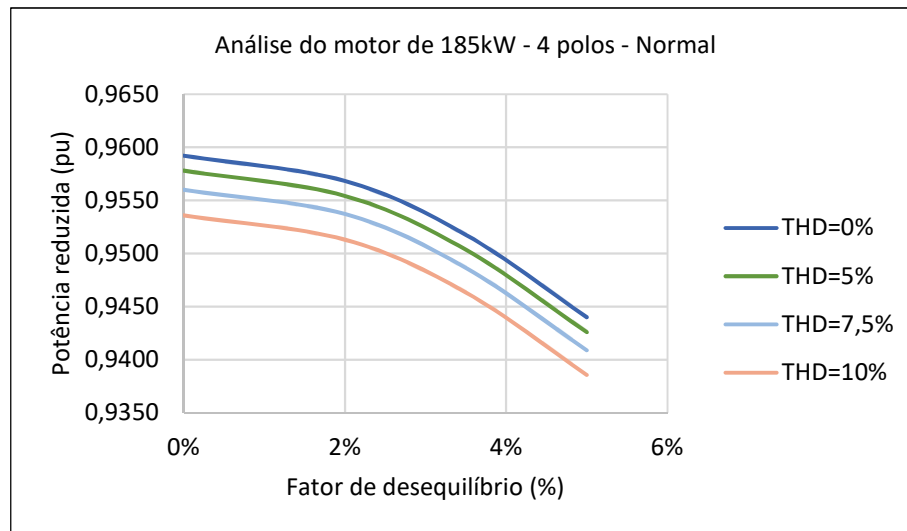


Figura 4.41 - Gráfico para o motor de 185kW – 4 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

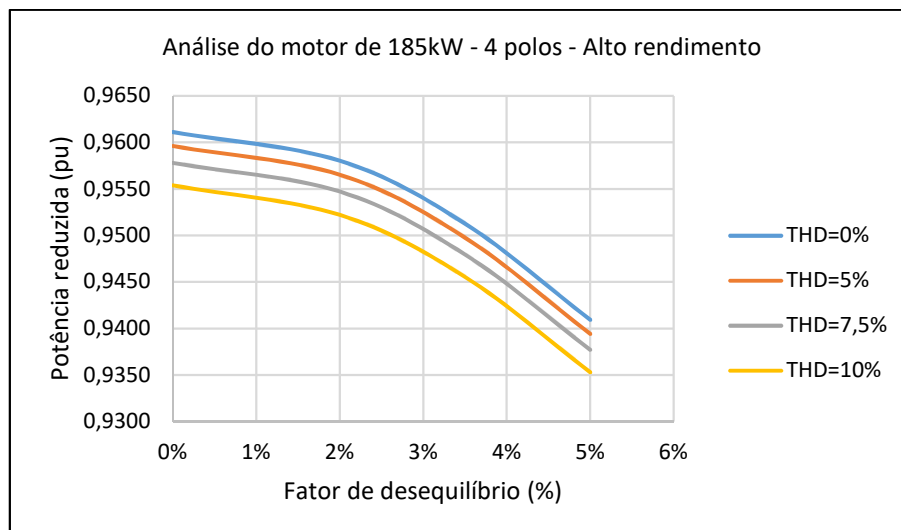


Figura 4.42 - Gráfico para o motor de 185kW – 4 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

As próximas quatro análises referem-se aos dois motores de 185 kW e 6 polos, nas duas situações consideradas. Na simulação com as tensões de sequência positiva distintas, conforme Tabela 4.1 e 4.3, tem-se os resultados das Figuras 4.43 e 4.44, para motor normal e de alto rendimento.

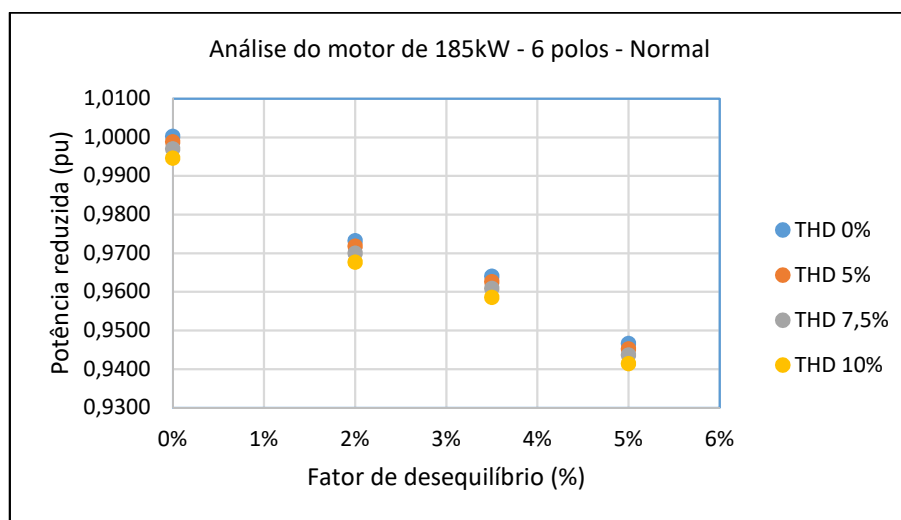


Figura 4.43 - Gráfico para o motor de 185kW – 6 polos – Normal, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

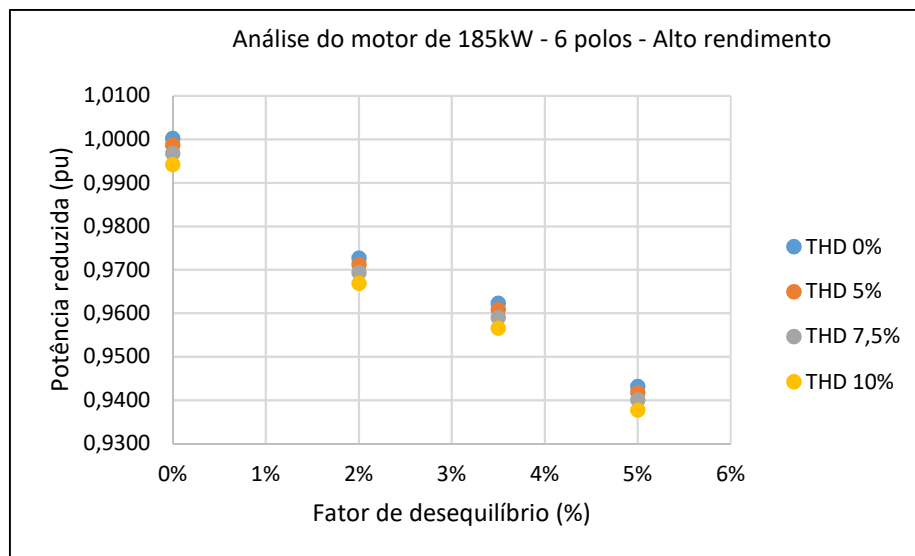


Figura 4.44 - Gráfico para o motor de 185kW – 6 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva distintas para cada fator de desequilíbrio.

Na simulação com as tensões de sequência positiva iguais, conforme Tabela 4.2 e 4.3, os dados dos motores de 6 polos foram agrupados e estão representados nas Figuras 4.45 e 4.46, respectivamente para o motor normal e o de alto rendimento.

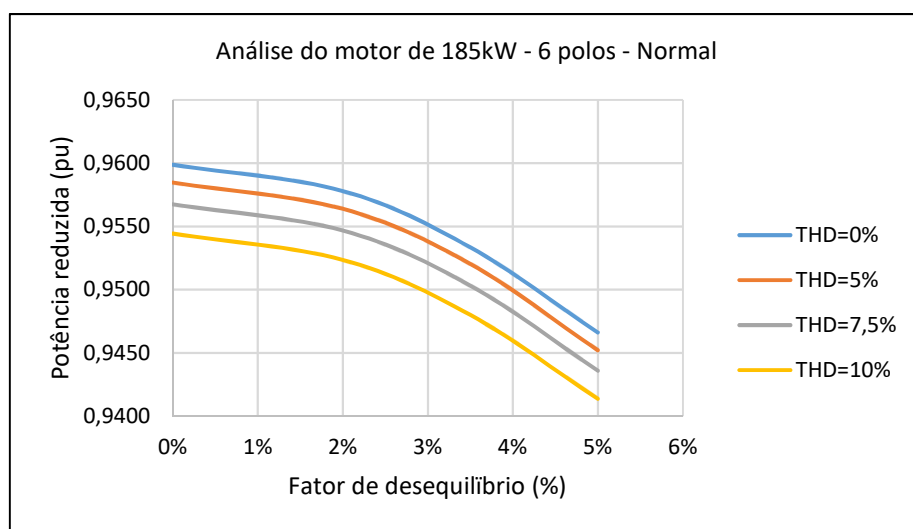


Figura 4.45 - Gráfico para o motor de 185kW – 6 polos – Normal, considerando as tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

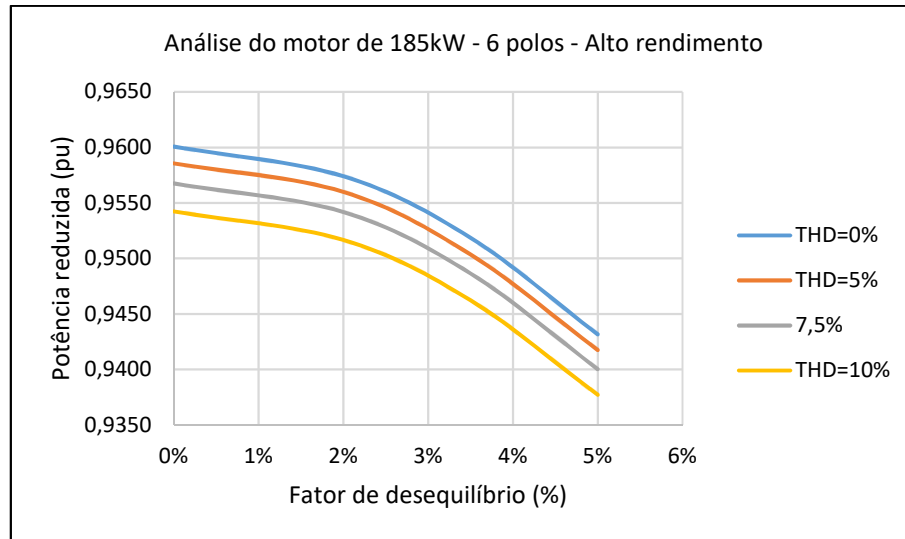


Figura 4.46 - Gráfico para o motor de 185kW – 6 polos – Alto rendimento, considerando tensões de sequência positiva iguais para cada fator de desequilíbrio.

Ainda, a título de exemplo, com o propósito de se verificar o funcionamento do motor de indução em condições extremas, ou seja, com a distorção harmônica total variando de 0 a 20% e o fator de desequilíbrio variando de 0 a 5%, apresenta-se a seguir, o gráfico de redução de potência para o motor de 185kW, 4 polos, com alto rendimento, submetido a tais condições. Observa-se que a parcela correspondente a distorção harmônica total, aumentou substancialmente sua contribuição para a redução de potência do motor.

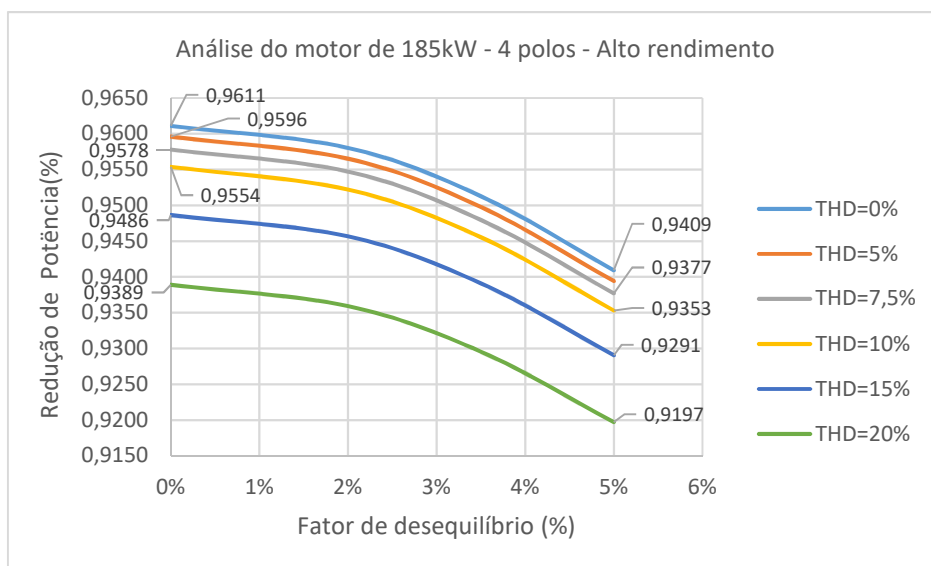


Figura 4.47 - Gráfico para o motor de 185kW – 6 polos – Alto rendimento, considerando variação de 0 a 20% de distorção harmônica e 0 a 5% de fator de desequilíbrio.

4.3.4 SÍNTESE DOS RESULTADOS OBTIDOS

Com o propósito de apresentar os resultados mais importantes, a Tabela 4.7 sintetiza os resultados obtidos no tocante a redução de potência de motores normais em função da componente de sequência positiva e dos fatores de desequilíbrios considerados. A distorção considerada neste caso foi nula (THD=0). Os percentuais foram calculados a partir dos gráficos contínuos apresentados nas simulações.

Tabela 4.7 - Redução da potência de motores normais em função da componente de sequência positiva e dos fatores de desequilíbrio e THD=0

MOTORES NORMAIS	$\frac{\Delta P_{(V+)}}{P_N} \cdot 100$	$\frac{\Delta P_{(FD2\%)}}{P_N} \cdot 100$	$\frac{\Delta P_{(FD3,5\%)}}{P_N} \cdot 100$	$\frac{\Delta P_{(FD5\%)}}{P_N} \cdot 100$	$\frac{\Delta P_{(V++FD=5\%)}}{P_N} \cdot 100$
7,5 kW, 2 POLOS	3,64	0,23	0,74	1,52	5,16
7,5 kW, 4 POLOS	3,27	0,40	1,2	2,57	5,84
7,5 kW, 6 POLOS	2,95	0,26	0,79	1,63	4,58
7,5 kW, 8 POLOS	2,19	0,50	1,56	3,21	5,41
90 kW, 2 POLOS	3,88	0,31	0,95	1,96	5,84
90 kW, 4 POLOS	3,86	0,27	0,84	1,73	5,59
90 kW, 6 POLOS	3,96	0,22	0,67	1,38	5,33
90 kW, 8 POLOS	3,87	0,18	0,57	1,16	5,03
185 kW, 2 POLOS	3,97	0,27	0,86	1,74	5,71
185 kW, 4 POLOS	4,08	0,24	0,75	1,52	5,60
185 kW, 6 POLOS	4,01	0,21	0,65	1,33	5,34

Onde:

$\Delta P_{(V+)}$ – redução da potência devido a componente de sequência positiva dos sistemas de tensões desequilibradas ($V_{(+)}=419,7$ V);

$\Delta P_{(FD2\%)}$ – redução de potência devido ao efeito de desequilíbrio das tensões para FD=2%;

$\Delta P_{(FD3,5\%)}$ – redução de potência devido ao efeito de desequilíbrio das tensões para FD=3,5%;

$\Delta P_{(FD5\%)}$ – redução de potência devido ao efeito de desequilíbrio das tensões para FD=5%;

$\Delta P_{(V++FD=5\%)}$ – redução total da potência considerando simultaneamente os efeitos da componente de sequência positiva e o efeito do desequilíbrio (FD= 5%);

P_N - potência nominal do motor.

Verifica-se na Tabela 4.7 que, dentre os motores analisados, o efeito produzido pela componente de sequência positiva da tensão ocasionou influência maior nos motores de maiores potências. Também é possível verificar que, quanto maior o fator de desequilíbrio, maior é a influência na redução de potência. Por último, pode-se perceber que o efeito combinado da componente de sequência positiva e do fator de desequilíbrio não apresentaram grandes

variações. Da mesma forma a Tabela 4.8 apresenta os resultados obtidos para redução de potência de motores de alto rendimento em função da componente de sequência positiva e dos fatores de desequilíbrios considerados. A distorção foi nula (THD=0).

Tabela 4.8 - Redução da potência de motores de alto rendimento em função da componente de sequência positiva e dos fatores de desequilíbrio e THD=0.

MOTORES DE ALTO RENDIMENTO	$\frac{\Delta P_{(V+)}}{P_N} \cdot 100$	$\frac{\Delta P_{(FD2\%)}}{P_N} \cdot 100$	$\frac{\Delta P_{(FD3,5\%)}}{P_N} \cdot 100$	$\frac{\Delta P_{(FD5\%)}}{P_N} \cdot 100$	$\frac{\Delta P_{(V++FD=5\%)}}{P_N} \cdot 100$
7,5 kW, 2 POLOS	3,38	0,27	0,86	1,75	5,13
7,5 kW, 4 POLOS	3,23	0,46	1,45	2,98	6,21
7,5 kW, 6 POLOS	3,23	0,50	1,59	3,28	6,50
7,5 kW, 8 POLOS	2,39	0,29	0,91	1,87	4,26
90 kW, 2 POLOS	3,95	0,34	1,06	2,19	6,13
90 kW, 4 POLOS	4,01	0,30	0,92	1,90	5,91
90 kW, 6 POLOS	3,71	0,35	1,09	2,23	5,94
90 kW, 8 POLOS	3,98	0,21	0,69	1,41	5,39
185 kW, 2 POLOS	4,1	0,30	0,93	1,92	6,02
185 kW, 4 POLOS	3,89	0,31	0,98	2,02	5,91
185 kW, 6 POLOS	3,99	0,27	0,82	1,69	5,68

Para os motores de alto rendimento apresentados na Tabela 4.8, o efeito da componente de sequência positiva, na maioria dos casos foi um pouco menor que nos motores normais, já o efeito do desequilíbrio, apresentou-se ligeiramente maior.

A Tabela 4.9 apresenta a redução de potência para motores normais, considerando apenas a influência das distorções harmônicas e com FD=0.

Tabela 4.9 - Redução da potência de motores normais em função dos fatores de distorção harmônica e FD=0

MOTORES NORMAIS	$\frac{\Delta P_{(THD5\%)}}{P_N} \cdot 100$	$\frac{\Delta P_{(THD7,5\%)}}{P_N} \cdot 100$	$\frac{\Delta P_{(THD10\%)}}{P_N} \cdot 100$
7,5 kW, 2 POLOS	0,13	0,30	0,52
7,5 kW, 4 POLOS	0,15	0,34	0,60
7,5 kW, 6 POLOS	0,12	0,28	0,49
7,5 kW, 8 POLOS	0,50	0,34	0,59
90 kW, 2 POLOS	0,15	0,34	0,59
90 kW, 4 POLOS	0,14	0,32	0,55
90 kW, 6 POLOS	0,14	0,32	0,55
90 kW, 8 POLOS	0,13	0,30	0,53
185 kW, 2 POLOS	0,15	0,33	0,58
185 kW, 4 POLOS	0,14	0,32	0,56
185 kW, 6 POLOS	0,14	0,31	0,54

Onde:

$\Delta P_{(THD=5\%)}$ – redução de potência para THD=5%

$\Delta P_{(THD=7,5\%)}$ – redução de potência para THD=7,5%

$\Delta P_{(THD=10\%)}$ – redução de potência para THD=10%

Verifica-se na Tabela 4.9 que o efeito das distorções harmônicas foi muito próximo na maioria dos casos. Quanto maior a distorção, maior é sua influência sobre a redução de potência do motor. No entanto, essa influência foi bastante reduzida em relação aos efeitos produzidos pela componente de sequência positiva e pelo fator de desequilíbrio, analisados anteriormente.

A Tabela 4.10- apresenta a redução de potência para motores de alto rendimento, considerando apenas a influência das distorções harmônicas.

Tabela 4.10 - Redução da potência de motores de alto rendimento em função dos fatores de distorção harmônica e FD=0

MOTORES DE ALTO RENDIMENTO	$\frac{\Delta P_{(THD5\%)}}{P_N} \cdot 100$	$\frac{\Delta P_{(THD7,5\%)}}{P_N} \cdot 100$	$\frac{\Delta P_{(THD10\%)}}{P_N} \cdot 100$
7,5 kW, 2 POLOS	0,14	0,31	0,54
7,5 kW, 4 POLOS	0,16	0,36	0,64
7,5 kW, 6 POLOS	0,17	0,38	0,67
7,5 kW, 8 POLOS	0,12	0,27	0,45
90 kW, 2 POLOS	0,15	0,35	0,61
90 kW, 4 POLOS	0,15	0,33	0,58
90 kW, 6 POLOS	0,16	0,35	0,61
90 kW, 8 POLOS	0,14	0,32	0,55
185 kW, 2 POLOS	0,16	0,35	0,60
185 kW, 4 POLOS	0,15	0,33	0,57
185 kW, 6 POLOS	0,15	0,33	0,58

Considerando os motores de alto rendimento analisados, não houve diferenças significativas do efeito das distorções na comparação com os motores normais.

Por último, a Tabela 4.11 apresenta a redução da potência de motores normais para o caso de desequilíbrio e de distorções mais acentuadas (FD=5% e THD=10%).

Tabela 4.11 - Redução da potência de motores normais para o caso de FD=5% e THD=10%.

MOTORES NORMAIS	$\frac{\Delta P_{(v_+ + FD=5\%)}}{P_N} \cdot 100$	$\frac{\Delta P_{(THD=10\%)}}{P_N} \cdot 100$	$\frac{\Delta P_{(MÁX)}}{P_N} \cdot 100$
7,5 kW, 2 POLOS	5,16	0,52	5,66
7,5 kW, 4 POLOS	5,84	0,60	6,44
7,5 kW, 6 POLOS	4,58	0,49	5,07
7,5 kW, 8 POLOS	5,41	0,59	6,0
90 kW, 2 POLOS	5,84	0,59	6,43
90 kW, 4 POLOS	5,59	0,55	6,14
90 kW, 6 POLOS	5,33	0,55	5,88
90 kW, 8 POLOS	5,03	0,53	5,56

185 kW, 2 POLOS	5,71	0,58	6,29
185 kW, 4 POLOS	5,60	0,56	6,16
185 kW, 6 POLOS	5,34	0,54	5,88

Onde:

$\Delta P_{(V_+ + FD=5\%)}$ – Redução da potência considerando a influência da componente de sequência positiva e do FD= 5% simultaneamente (THD=0);

$\Delta P_{(THD=10\%)}$ – Redução total de potência considerando a influência do THD=10%;

$\Delta P_{(MÁX)}$ – Redução total da potência considerando a influência da componente de sequência positiva, o FD= 10% e o THD=10%, simultaneamente.

Nesse caso, verifica-se que a influência do maior valor de distorção foi pequena (aproximadamente 10%) em relação aos efeitos do desequilíbrio e da componente de sequência positiva.

Para os motores de alto rendimento, os dados são apresentados na Tabela 4.12.

Tabela 4.12 - Redução da potência de motores de alto rendimento para o caso de FD=5% e THD=10%.

MOTORES DE ALTO RENDIMENTO	$\frac{\Delta P_{(V_+ + FD=5\%)}}{P_N} \cdot 100$	$\frac{\Delta P_{(THD=10\%)}}{P_N} \cdot 100$	$\frac{\Delta P_{(MÁX)}}{P_N} \cdot 100$
7,5 kW, 2 POLOS	5,13	0,54	5,67
7,5 kW, 4 POLOS	6,21	0,64	6,85
7,5 kW, 6 POLOS	6,50	0,67	7,17
7,5 kW, 8 POLOS	4,26	0,45	4,71
90 kW, 2 POLOS	6,13	0,61	6,74
90 kW, 4 POLOS	5,91	0,58	6,49
90 kW, 6 POLOS	5,94	0,61	6,55
90 kW, 8 POLOS	5,39	0,55	5,94
185 kW, 2 POLOS	6,02	0,60	6,62
185 kW, 4 POLOS	5,91	0,57	6,48
185 kW, 6 POLOS	5,68	0,58	6,26

Também é possível verificar o mesmo comportamento do efeito da distorção para os motores de alto rendimento.

4.4 ANÁLISE E CONCLUSÕES GERAIS

Uma vez conhecidos os resultados obtidos das simulações, algumas análises e conclusões podem ser feitas quanto a redução de potência disponível no eixo dos motores analisados:

Com relação ao número de polos, verifica-se que não houve influência significativa quanto se avalia distorções harmônicas. Quanto ao efeito da componente de sequência positiva, ocorre uma tendência de maior influência nos motores com menor número de polos e maior potência. Já quanto se avalia exclusivamente o fator de desequilíbrio, não foi possível tirar conclusões em relação à influência no número de polos dos motores.

Quanto à potência dos motores, pode-se verificar que o *derating* considerando apenas a componente de sequência positiva tem efeito mais elevado nos motores de maiores potências para a condição mais acentuada de desequilíbrio e distorção. No entanto, analisando-se o efeito do desequilíbrio, observa-se uma tendência de maior redução de potência em motores de menores potências. Quanto às distorções harmônicas, não houve influência significativa em relação à potência do motor.

Quanto aos motores normais e de alto rendimento, verificou-se maior necessidade de redução de potência na maioria dos motores de alto rendimento nas condições mais críticas, porém com um percentual pouco significativo.

Quando se compara o efeito das distorções harmônicas e os desequilíbrios, a redução de potência é mais influenciada pelo desequilíbrio que pela distorção harmônica.

O valor médio encontrado para redução de potência nos motores analisados, considerando a situação mais crítica simulada, foi de 6,13%, e o valor máximo, de 7,17%.

Para efeito de comparação, supondo um fator de desequilíbrio de 5%, a norma NEMA recomenda um *derating* de 25 %, enquanto neste trabalho a redução de potência média é de 5,57%, mostrando que a curva da NEMA é bem mais conservativa. Vale destacar que a curva NEMA não considera que o mesmo desequilíbrio de tensão pode ser obtido por várias combinações de tensão de alimentação do motor, ou seja, não leva em conta a redução da componente de sequência positiva.

Admitindo-se que a rede de alimentação do motor atende os limites estabelecidos pelo PRODIST (FD=2% e THD=10%), a redução de potência média dos motores analisados é de 4,48%.

Generalizando, com base nos resultados obtidos das simulações para a amostra de motores analisados nesta tese, pode-se concluir:

1^a- A parcela de redução de potência causada pela componente de sequência positiva é constante, enquanto que a parcela correspondente somente ao desequilíbrio (THD=0) cresce com o fator de desequilíbrio. Para alguns motores, a redução de potência devido ao fator de desequilíbrio pode ser desprezada quando comparada com a redução de potência devido à componente de sequência positiva, conforme resultados apresentados nas Tabelas 4.7 e 4.8.

2^a A redução de potência devido ao conteúdo harmônico em geral é muito pequena, conforme resultados apresentados nas Tabelas 4.9 e 4.10.

No próximo capítulo, são apresentados os resultados de testes feitos em laboratório, confrontando-se os resultados reais com os dos cálculos propostos com o objetivo de validar na metodologia.

5 EXPERIMENTOS DE LABORATÓRIO

5.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Este capítulo tem por objetivo descrever o experimento realizado em laboratório visando a validação metodologia proposta no capítulo 3.

O procedimento utilizado foi basicamente comparar os resultados obtidos através de simulação utilizando o software descrito no Capítulo 4, com os resultados obtidos de medição em bancada.

Vale destacar que a experiência tem como finalidade principal o cálculo da redução de potência disponibilizada por um motor de indução trifásico de 0,37kW, alimentado por tensões com sinais desequilibrados e/ou distorcidos, de modo que a vida útil do motor não seja comprometida.

5.2 PROCEDIMENTOS UTILIZADO

Para atingir os objetivos estabelecidos, foi utilizado o procedimento descrito na sequência:

1. Para o motor disponível em laboratório do IFPE, foram obtidos os dados de listas técnicas de fabricantes, e a partir deles foram determinados os parâmetros do circuito equivalente ao motor válidos para operação em condições nominais.
2. Foram definidas as condições operacionais do motor (desequilíbrio e distorção dos sinais da rede de alimentação).
3. Para as condições estabelecidas de desequilíbrio e distorção da rede, foi realizada a simulação que define a redução de potência disponibilizada pelo motor, comparando-se as perdas nominais com as perdas no enrolamento do estator;
4. No laboratório não foi possível realizar a medição das perdas no enrolamento do estator. Por isso, a comprovação da metodologia ora proposta foi realizada a partir da comparação da elevação de temperatura do enrolamento do estator.

Para o motor operando em regime contínuo, a elevação de temperatura do enrolamento do estator é diretamente proporcional às perdas nesse enrolamento, conforme (5.1).

$$\tau = \frac{P_J}{A} \quad (5.1)$$

Onde:

τ - Elevação de temperatura (°C);

P_J – Perdas no enrolamento (W);

A – Fator que define a transmissão de calor do enrolamento do estator.

Para as condições nominais de operação do motor, a temperatura deve atingir o valor nominal, isto é, o valor máximo admissível, de acordo com (5.2).

$$\tau_N = \frac{P_{JN}}{A} \quad (5.2)$$

De (5.2) obtém-se (5.3).

$$A = \frac{P_{JN}}{\tau_N} \quad (5.3)$$

Comparando-se (5.1) com (5.3), obtém-se (5.4) e (5.5):

$$\tau = \frac{P_J}{\frac{P_{JN}}{\tau_N}} \quad (5.4)$$

$$\frac{\tau}{\tau_N} = \frac{P_J}{P_{JN}} \quad (5.5)$$

A parcela de perdas a vazio correspondente às perdas no núcleo do estator foi considerada constante [59].

5.2 DESCRIÇÃO DA BANCADA

A Figura 5.1 mostra, na forma de diagrama de blocos, a estrutura montada para realização do experimento.

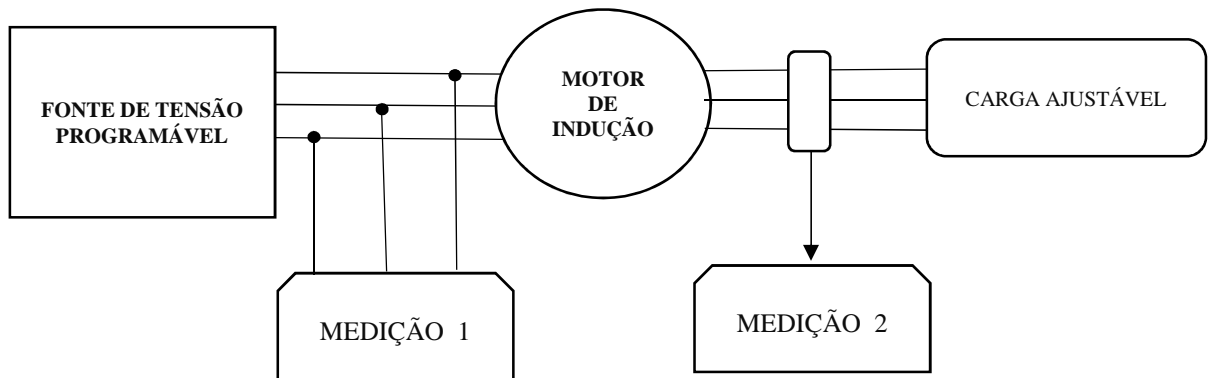


Figura 5.1 - Diagrama de blocos referente a montagem de laboratório.

A Figura 5.2 mostra a foto da montagem em laboratório do IFPE, onde pode-se identificar os principais equipamentos utilizados.

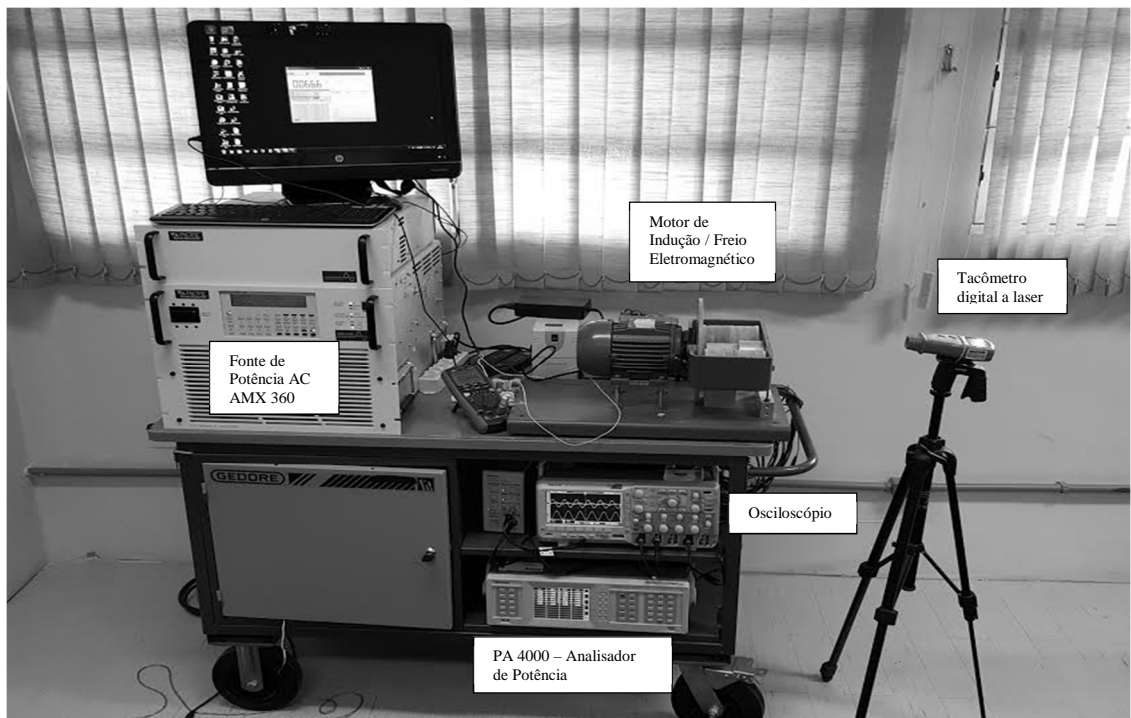


Figura 5.2 - Foto da estrutura montada em laboratório.

- ❖ Fonte de Potência 360AMX Pacific Power: é uma fonte de tensão programável de alimentação AC linear de alto desempenho, que possibilita alta fidelidade da forma de onda AC programada. A fonte está em conformidade com a norma IEC 61000-3-2. Execute MIL-STD-704F, 787B3, ABD0100.1.8 e testes DO-160.
- ❖ Tektronix PA4000 - Analisador de Potência de alta precisão: que fornece medições de potência, energia e eficiência. Possui processamento de sinal avançado para oferecer

alta precisão de medição, mesmo quando a energia é distorcida ou ruidosa. O PA4000 executa todas as medições de potência e análises harmônicas.

- ❖ Tektronix Osciloscópio MDB 2014B: possui 4 canais de leitura e frequência de 100MHz.. Possibilitou a verificação dos espectros de onda de tensão e corrente.
- ❖ Ponta de prova de potencial P5200A (Differential Voltage 500X: ± 1300 V 50X: ± 130 V) e de corrente Tektronix TCP312A (Current probe range: 1mA to 30mA) : foi necessária para possibilitar a leitura e o espectro dos sinais de tensão e corrente no motor.
- ❖ Tacômetro digital a laser Minipa: possibilitou medições da rotação do motor à distância.
- ❖ Motor de 0,37kW, W21, 4 polos, 220V acoplado a freio eletromagnético, com célula de torque e controlador de torque.
- ❖ Multímetro com porta USB e software de leitura para temperatura com a utilização de termopar tipo K.

Current Probe Range: 1 mA to 30 A

Os ensaios se baseiam na medição da elevação de temperatura do enrolamento do estator. A Figura 5.3 mostra como foi feita essa medição, com a instalação de um dos termopares no enrolamento do estator.



Figura 5.3 - Termopar tipo K instalado no enrolamento do estator.

5.3 DESCRIÇÃO DO EXPERIMENTO

A partir de dados de listas técnicas do motor disponível no laboratório, foram calculados os parâmetros do circuito equivalente ao motor para condições normais de operação, conforme dados mostrados na Tabela 5.1.

Tabela 5.1 - Dados de listas técnicas e parâmetros do motor.

GRANDEZAS	DADOS DO MOTOR E CALCULADOS
P_N (kW)	0,37
V_N (V)	220
P	4
n_{1N} (rpm)	1800
n_N (rpm)	1700
M_N (Nm)	2,1
M_k (Nm)	2,5
M_p (Nm)	2,3
I_p (A)	4,3 I_N
I_N (A)	2,04
η_N (%)	0,7
FP_N	0,68
I_0 (A)	1,4
FS	1,15
R_1 (Ω)	8,0559
R_{2N} (Ω)	3,7522
R_M (Ω)	733,806
X_M (Ω)	67,525
X_{2pN} (Ω)	4,662
X_{1N} (Ω)	16,956
P_{1N} (W)	100,57
P_{2N} (W)	21,76
P_{j0} (W)	36,23
$\sum P_j$ (W)	158,57

O motor foi alimentado com tensões equilibradas de valores eficazes nominais e com sinais de comportamento senoidal, conforme tela do osciloscópio apresentada na Figura 5.4.

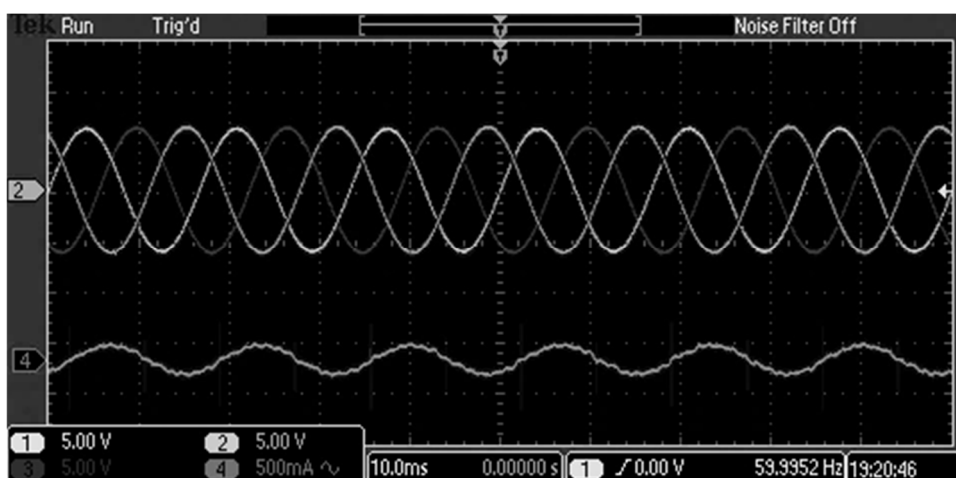


Figura 5.4 - Ondas de tensão e corrente equilibradas.

A carga no eixo do motor foi ajustada até que a corrente de alimentação do motor atingisse o valor nominal.

O motor foi mantido em operação nessas condições até que a elevação de temperatura do enrolamento do estator, medida através dos termopares, estabilizasse.

A Figura 5.5 mostra o resultado das medições, onde se observa que em aproximadamente 80 minutos a temperatura se estabiliza em torno de 92,9° C.

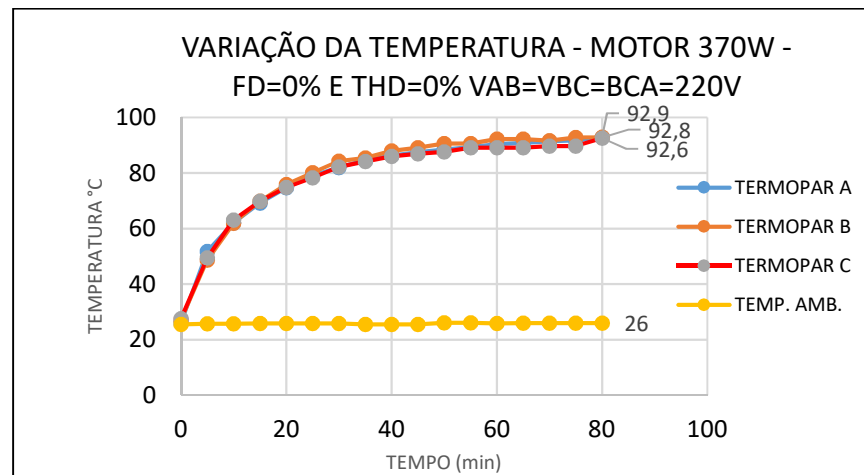


Figura 5.5 - Comportamento da temperatura do estator com valores nominais do motor.

Apesar das tensões aplicadas serem equilibradas, percebe-se as temperaturas medidas pelos termopares são diferentes. Isto ocorre devido ao fato da distribuição de temperatura não ser uniforme ao longo do estator, razão pela qual é importante registrar a temperatura em vários pontos do motor.

5.4 EXPERIMENTOS

5.4.1 CASO 1 (FD=5% e THD=0)

Foi realizada a simulação para determinação da redução da potência disponibilizada pelo motor para as seguintes condições: $V_{AB}=231$ V; $V_{BC}=212,5$ V; $V_{CA}=220$ V; $V_{+}=220$ V, o que corresponde a um FD=5%.

A simulação e o ensaio foram realizados com THD=0%, isto é, com sinais das tensões de alimentação do motor com comportamento puramente senoidal.

A redução de potência observada foi praticamente nula – ou seja, a potência da carga é praticamente a nominal, conforme mostra a Tabela 5.2.

Tabela 5.2 - Condições de funcionamento com tensão equilibrada e à tensão desequilibrada com componente de sequência positiva igual a tensão nominal.

CONDIÇÃO NOMINAL			RESULTADO DA SIMULAÇÃO		
TENSÕES	PERDAS NO ESTATOR	REDUÇÃO	TENSÕES	PERDAS NO ESTATOR	REDUÇÃO
$V_{AB}=220\text{ V}$	$P_{JIN} = 100,57\text{ W}$	Não necessário	$V_{AB}=231\text{ V}$	$P_{JIN} = 100,57\text{ W}$	PC/PN=0,99
$V_{BC}=220\text{ V}$	$P_{J1}=100,57\text{ W}$		$V_{BC}=212,5\text{ V}$	$P_{J1}=100,60\text{ W}$	
$V_{CA}=220\text{ V}$			$V_{CA}=217\text{ V}$		
$V_{+}= 220\text{ V}$			$V_{+}= 220\text{ V}$		

O motor foi ligado com carga nominal e alimentado com as tensões utilizadas na simulação. O gráfico de dois valores de tensão e da corrente do motor verificada através de osciloscópio é apresentado na Figura 5.6.

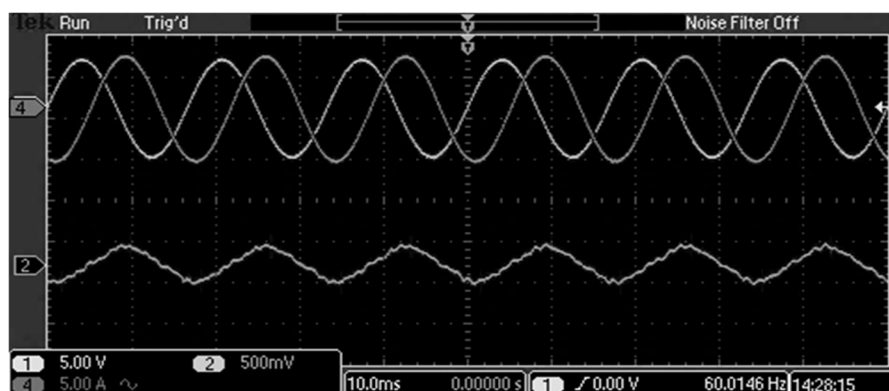


Figura 5.6 - Gráfico dos sinais de tensões desequilibradas e da corrente de uma fase do motor.

Mediu-se as temperaturas do enrolamento do estator; utilizando três termopares, cujos resultados são mostrados graficamente na Figura 5.7.

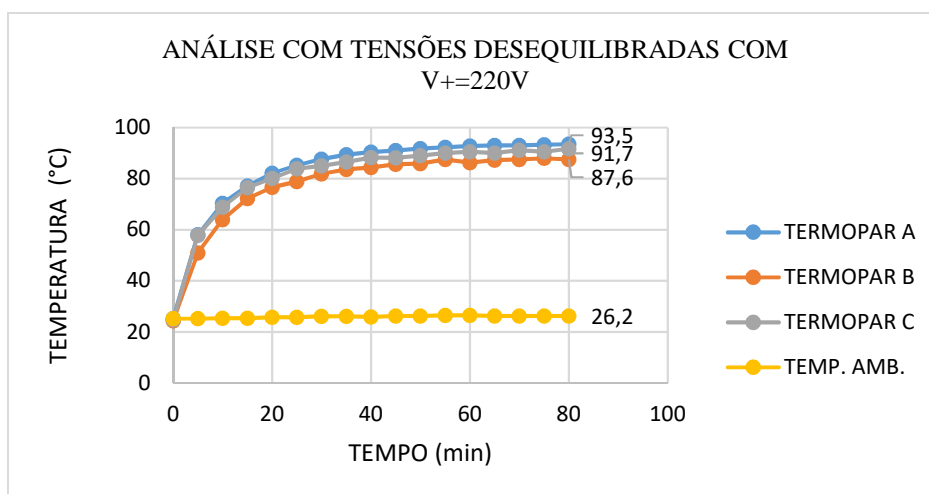


Figura 5.7 - Comportamento da temperatura com tensões desequilibradas que geram $V_{+}=V_N$.

Verifica-se que o comportamento da elevação de temperatura é basicamente o mesmo obtido para operação nas condições nominais. As temperaturas indicadas pelos termopares B e C são menores, devido ao fato das correntes serem desequilibradas.

Segundo [76], também é normal encontrar oscilações da temperatura em torno de $0,5^{\circ}\text{C}$, mesmo depois de alcançada a estabilização, que pode ser atribuída ao desequilíbrio de tensão na entrada do motor.

5.4.2 CASO 2 (FD=5% com $V_+=V_N$ e THD=10%)

Foi realizada a simulação para as seguintes condições: $V_{AB}=231,5\text{V}$, $V_{BC}=213\text{V}$, $V_{CA}=218,6\text{V}$; $V_+=220\text{V}$, o que corresponde a um FD=5%. Também foram aplicadas tensões com sinais distorcidos, com os conteúdos harmônicos indicados na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 - Conteúdo harmônico do experimento

Ordem harmônica	K_h
5	6,5%
7	5,0%
11	4,0%
13	3,5%
17	1,5%
19	1,0%
23	1,0%
25	0,5%
THD	10%

O gráfico dos sinais de tensão e corrente de uma fase verificadas através de osciloscópio, é apresentado na Figura 5.8.

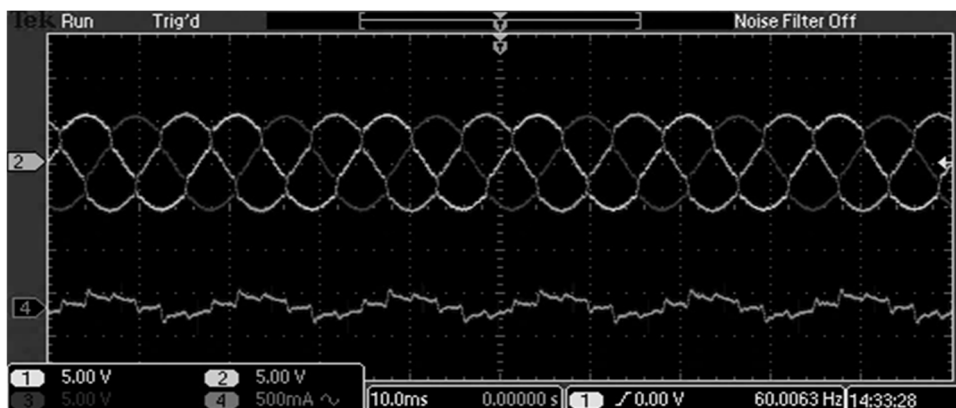


Figura 5.8 - Gráficos dos sinais de corrente de uma fase e das tensões desequilibradas e distorcidas.

Os resultados da simulação estão apresentados na Tabela 5.4.

Tabela 5.4 - Resultado da simulação do motor operando com $V_+=V_N$ e THD=10% .

TESTE PARA REDUÇÃO DE POTÊNCIA		
TENSÕES	PERDAS NO ESTATOR	REDUÇÃO DE POTÊNCIA
$V_{AB}=220\text{ V}$	$P_{JIN} = 100,57\text{ W}$	PC/PN=1,0
$V_{BC}=220\text{ V}$	$P_{JI}=100,65\text{ W}$	
$V_{CA}=220\text{ V}$	Aplicou-se um THD=10%	
$V_+ = 220\text{ V}$		

Verifica-se que não há necessidade de redução de potência. Não sendo necessário o ajuste de carga.

Com a carga mantida no valor nominal, o motor foi alimentado a partir de tensões com níveis de distorção utilizados na simulação. O comportamento da elevação de temperatura está indicado na Figura 5.9.

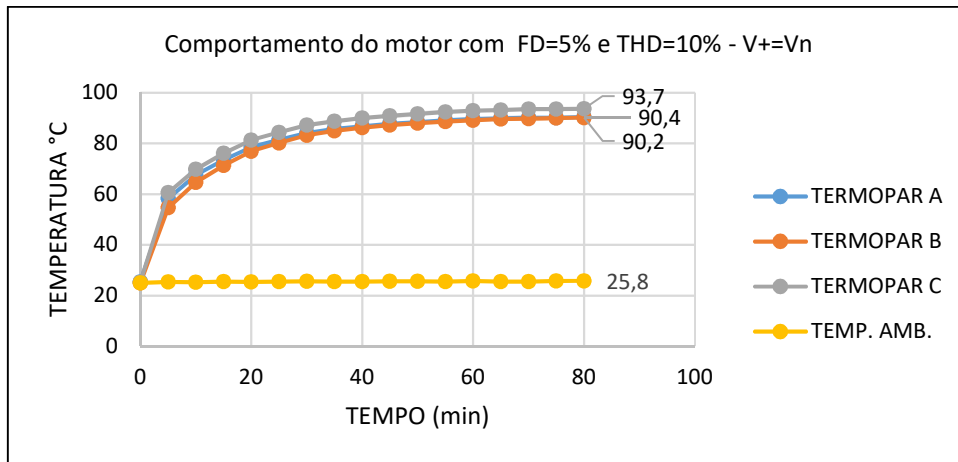


Figura 5.9 - Experimento com tensões nominais e equilibradas com THD=10%

Verifica-se que o comportamento da elevação de temperatura é basicamente o mesmo obtido para operação nas condições nominais, no que diz respeito a maior temperatura alcançada. As temperaturas indicadas pelos sensores B e C são menores. Conforme já citado, isto ocorre devido ao fato da distribuição de temperatura não ser uniforme ao longo do estator.

Portanto, pode concluir a partir dos resultados de medição, que a distorção harmônica, nesta representada por um THD=10%, traz pequena influência nas perdas do motor. O que condiz com os resultados das simulações apresentadas no capítulo 4.

Tabela comparativa dos valores medidos, através dos termopares, em cada caso avaliado.

Tabela 5.5 – Temperaturas obtidas em cada caso avaliado.

Tempo (min)	CASO 1			CASO 2			CASO 3		
	TERMOPAR A	TERMOPAR B	TERMOPAR C	TERMOPAR A	TERMOPAR B	TERMOPAR C	TERMOPAR A	TERMOPAR B	TERMOPAR C
0	26	27,1	27,6	25,2	24,4	24,7	25,4	25	25,3
5	51,8	48,7	49,5	58,1	50,9	57,8	58,3	54,7	60,6
10	62	61,9	63,1	70,4	64	68,9	67,5	64,6	69,8
15	69,2	69,9	69,9	77,1	72,3	76,5	73,5	71,4	76,1
20	74,7	75,9	74,9	82,2	76,6	80,2	78,5	76,9	81,3
25	79,1	80,2	78,3	85,3	78,9	83,9	81,4	80,2	84,3
30	82	84,3	82,2	87,7	81,9	85	84,1	83,2	87,2
35	84,6	85,5	84,2	89,4	83,6	86,6	85,7	85	88,8
40	86,3	88	86	90,4	84,4	88,3	86,8	86,3	90
45	87,5	89,1	87	91,1	85,7	88,2	87,7	87,2	90,9
50	88,5	90,6	87,6	91,8	85,9	89,1	88,4	88	91,7
55	89,4	90,6	89,1	92,3	87,6	90	89,1	88,7	92,4
60	90,4	92,3	89,1	92,8	86,3	90,5	89,6	89,2	92,9
65	90,9	92,3	89,1	93	87,3	90,1	89,9	89,6	93,2
70	91,4	91,7	89,7	93	87,5	91,2	90,1	89,8	93,5
75	91,8	92,8	89,7	93,3	88	90,6	90,2	90	93,6
80	92,8	92,9	92,6	93,5	87,6	91,7	90,4	90,2	93,7

5.5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo apresentou as experiências realizadas no laboratório, com o objetivo de validar empiricamente a metodologia de cálculo da redução de potência de motores de indução alimentados com tensões de sinais desequilibrados e distorcidos.

Vale ressaltar que por tratar-se de um motor de pequena potência devem ser feitas as seguintes considerações:

- Os dados de catálogos nem sempre são consistentes em motores de pequena potência.
- A corrente de magnetização de motores pequenos é muito elevada, no caso em questão $I_0=1,4A$, aproximadamente 70% do valor da corrente nominal do motor ($I_N=2,04A$). Neste caso, quando ocorre a redução da componente de sequência positiva, a variação da corrente de magnetização é muito mais significativa que o aumento da corrente do

rotor, isso significa que a redução da tensão pode provocar uma redução da corrente do estator.

Devido à consideração “b” não foi possível realizar os testes para conjuntos de tensões que envolveriam componentes de sequência positiva reduzida.

As seguintes observações devem ser feitas com relação aos resultados obtidos nos experimentos:

- 1 As temperaturas distribuídas no enrolamento do estator não são uniformes, mesmo quando aplicadas tensões equilibradas e senoidais.
- 2 Os experimentos do caso, 1 e 2 validam as afirmações das simulações, no que diz respeito a componente de sequência positiva ser igual a tensão nominal, isto é, não houve alterações relevantes na temperatura do enrolamento do estator quando o conjunto de tensões desequilibradas aplicadas tinham como resultado $V_+=V_N$.
- 3 A pequena influência das distorções harmônicas no aumento da temperatura do estator foi comprovada através do caso 2.
- 4 Mesmo com tensões desequilibradas quando $V_+=V_N$ e THD=10%, verificou-se que o aumento da temperatura do motor não foi relevante para o caso avaliado.

6 CONCLUSÕES

6.1 CONTRIBUIÇÕES DESTA PESQUISA

Este trabalho apresenta uma metodologia que permite quantificar o efeito de desequilíbrios e distorções harmônicas em motores de indução gaiola de esquilo, a partir da medição dos valores eficazes e do conteúdo harmônico das tensões de linha das redes industriais. O método apresentado utiliza a teoria das componentes simétricas e a série trigonométrica de Fourier, que são métodos clássicos para análise de tensões com sinais desequilibrados e distorcidos.

Com a aplicação da metodologia, é possível analisar o comportamento térmico do motor de indução trifásico quando alimentado por sistemas desequilibrados e distorcidos, utilizando-se o circuito equivalente ao motor. Vale dizer que os parâmetros do circuito equivalente ao motor operando em condições normais devem ser corrigidos, para viabilizar sua utilização na

análise da operação do motor quando alimentado com tensões de sinais desequilibrados e distorcidos.

Uma contribuição deste trabalho foi a utilização de vários circuitos equivalentes, com os parâmetros variáveis devidamente corrigidos, considerando a alimentação com os componentes harmônicos de sequência positiva e de sequência negativa que representam as tensões desequilibradas e distorcidas. É importante ressaltar que os parâmetros do circuito equivalente válido para operação em condições normais são obtidos a partir de dados do motor disponibilizados em listas técnicas do fabricante.

A referência tomada para análise do comportamento térmico do motor é a quantificação das perdas no enrolamento do estator, pois estas perdas definem a elevação da temperatura desse enrolamento e, conseqüentemente, a vida útil do motor. Se as perdas no estator ultrapassam o valor nominal enquanto o motor opera alimentado por tensões de sinais desequilibrados e distorcidos, a potência disponibilizada no eixo deve ser reduzida. Portanto, a metodologia permite calcular a redução necessária da potência disponibilizada pelo motor em relação à potência nominal, de modo que a sua vida útil do motor não seja comprometida.

Ressalta-se que a metodologia proposta não leva em conta a influência do aquecimento do rotor no enrolamento do estator.

A partir dos resultados obtidos das simulações, pode-se tirar as seguintes conclusões:

- Foi possível separar os efeitos provocados pela variação da componente de sequência positiva, pelo desequilíbrio e pela distorção dos sinais de tensão que são responsáveis pela redução da potência no motor de indução.
- Para um mesmo fator de desequilíbrio, a parcela correspondente à redução da potência é inversamente proporcional à componente de sequência positiva; ou seja, quanto menor a componente de sequência positiva, maior a redução de potência.
- A redução de potência é mais influenciada pelo desequilíbrio que pela distorção harmônica, dentro dos valores analisados (FD=5% e THD=10%);
- O valor médio encontrado para redução de potência, nos motores analisados nas condições apresentadas, foi de 6,13%, e o valor máximo, de 7,17%.
- Admitindo-se que a rede de alimentação do motor atende os limites estabelecidos pelo PRODIST (FD=2% e THD=10%), a redução de potência média dos motores analisados foi de 4,48%.

- Avaliar a redução de potência do motor somente a partir do fator de desequilíbrio não é adequado, uma vez que várias combinações de valores eficazes de tensões podem resultar no mesmo fator de desequilíbrio, porém, podem impactar o motor de forma diferente em termos de redução da potência.
- Parte do aumento das perdas se deve ao comportamento do valor eficaz da componente de sequência positiva do sistema de tensões desequilibradas, e outra parte se deve ao desequilíbrio propriamente dito.
- Em alguns casos, quando a componente de sequência positiva é igual à tensão nominal, o efeito do desequilíbrio é muito pequeno.
- Para alguns motores, a redução de potência devido ao fator de desequilíbrio pode ser desprezada quando comparada com a redução de potência, devido à redução da componente de sequência positiva;
- A maior parte do aumento das perdas no enrolamento do estator deve-se à variação (geralmente uma redução) da componente de sequência positiva das tensões desequilibradas.
- A redução de potência devido ao conteúdo harmônico é, em geral, muito pequena, representando em média 0,15% para motores pequenos e 0,56% para os motores grandes analisados nas simulações.
- O experimento (caso 1) também demonstrou que o conteúdo harmônico das tensões de alimentação, dentro dos valores admissíveis pela normatização pertinente, tem pouca influência no aumento das perdas no enrolamento do estator.
- Admitindo a hipótese que o carregamento de um motor utilizado na indústria está em torno de 90% de sua potência nominal, conclui-se que o motor poderá operar normalmente em redes distorcidas e desequilibradas como as simuladas, uma vez que o valor máximo de redução de potência calculado pelas simulações é 7,17%.

6.2 SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

Para o desenvolvimento de estudos futuros, propõe-se estender a aplicação da metodologia proposta para motores de indução de média tensão e para motores síncronos.

Também sugere-se realizar experimentos de laboratório utilizando motores de maior potência.

6.3 RESULTADOS DO TRABALHO

O trabalho de pesquisa resultou na aceitação de artigos técnicos em duas conferências internacionais.

Os artigos intitulados:

1A - “Diagnosis of induction motors operating under distorted and unbalanced voltages”

2A - “Behavior of losses in three phase induction motors under unbalanced voltages”,

Foram aprovados na 17ª edição da *International Conference on Harmonics and Quality of Power* (ICHQP).

E os artigos intitulados:

1B - “Diagnóstico de motores de indução operando em redes desequilibradas e distorcidas”

2B - “Comportamento das perdas no enrolamento do estator em motores de indução trifásicos submetidos a tensões desequilibradas”.

Foram aceitos na 12ª edição da *International Conference on Industry Applications* (Induscon -2016).

7.0 REFERÊNCIAS

- [1] S. S. Vladimir, P. R. V. Felipe, R. G. S. Julio, A. L. Norberto, J. Alejandro, C. Q. Enrique, “Procedure for Determining Induction Motor Efficiency Working Under Distorted Grid Voltages” IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 30, N°. 1, PP- 331-339, 2015.
- [2] <http://www.brasil.gov.br/infraestrutura/2015/11/aneel-estimula-troca-de-motores-eletricos-para-promover-eficiencia-energetica>. (acessado em 07/02/2016).
- [3] C. L. Fortescue, “Method of Simmetrical Co-ordinates applied to the Solution of Polyphase Networks”, IEEE Transactions of Industry Applications, 34° Convention Annual do American Institute of Electrical Engineers, June 1918.
- [4] H. R. Reed, R. J. W. Koopman, “Induction Motors under unbalance voltanges”, A paper recommended for publication by the AIEE committee on electrical*- machinery, and tentatively scheduled for discussion at the AIEE winter convention, New York, N. Y., January 25-29, 1937.
- [5] B. N. Gafford, W. C. Duesterhoeft and C. C. Mosher, “Heating of induction motors on unbalanced voltages,” Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems, vol. 78(3), pp. 282-286, Jun. 1959.
- [6] M. M. Berndt, N. L. Schmitz, “Derating of Polyphase Induction Motors Operated with Unbalanced Line Voltage,” Transactions of the American Institute Electrical Engineers. Part III, Vol. PAS-84, pp. 471-479, Feb. 1964.
- [7] P. G. Cummings, “Estimating the effect of system harmonics on losses and temperature rise of squirrel-cage motors”, IEEE paper N°: PCIC-85-7, 1986.
- [8] E. F. Fuchs, D. J. Roesler and K. P. Kovacs, “Aging of Electrical Appliances due to Harmonics of the power System`s Voltage”, IEEE Transactions on Power Delivery, pp. 301-307, 1986.

- [9] P. K. Sen, H. Landa, “Derating of induction Motors Due To Waveform Distortion”, IEEE Trans. On IA, Vol 26, N° 6, Nov./Dec. 1990, pp. 1102-7. IEEE.
- [10] E. R. Filho and E. Avólio, “Um Modelo Matemático Dinâmico para Determinação de Temperaturas de um Motor de Indução Trifásico de Rotor Gaiola ”, Revista Controle e Automação – Vol. 6 N° 2, Mai-June 1995, pp. 79-88. SBA
- [11] P. Phumiphak and C. Chat-Uthai, “Nonintrusive method for estimating field efficiency of inverter-fed induction motor using measured values,” in *Proc. IEEE Int. Conf. Sustain. Energy Technol.*, pp. 580–583, 2008.
- [12] C. Lee, “Effects of Unbalanced Voltage on the Operation Performance of a Induction Motor”, IEEE Trans. on Energy Conversion, Vol 14, No 2, June 1999.
- [13] J. P. G. de Abreu, and A. E. Emanuel, “Induction Motors Loss of Live to Voltage Imbalance and Harmônics”, IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 38, N. 1, January/February 2002.
- [14] - P. Pillay, P. Hofmann, and M. Manyage, “Derating of induction motors operating with a combination of unbalanced voltages and over or under voltages”, IEEE Trans. Energy Conversion, vol. 17, pp. 485-491, Dec. 2001.
- [15] NEMA MG-1, Motors and Generators, 2014
- [16] IEC TS 60034-25: 2014, Rotating electrical machines - Part 25: AC electrical machines used in power drive systems - Application guide
- [17] J. Faiz, H. Ebrahimpour and P. Pillay, “Influence of unbalanced voltage on the steady-state performance of a three-phase squirrel-cage induction motor”, IEEE Trans. on Energy Conversion, Vol. 19. No 4, December 2004.
- [18] M. Siddique, G. S. Yadava and B. Singh “Effects of Voltage Unbalance on Induction Motors” Conference Record of the 2004 IEEE International Symposium on Elecnical Insulation, Indianapolis, IN USA, 19-22, September 2004.

- [19] J. Faiz, H. Ebrahimpour and P. Pillay, “Influence of unbalanced voltage supply on efficiency of three phase squirrel cage induction motor and economic analysis”, Elsevier Energy Conversion and Management 47 (2006) 289-302.
- [20] P. Danolo, G. Bossio and C. De Angelo, “Analysis of voltage unbalanced effects on induction motors with open and closed slots” Elsevier Energy Conversion and Management 47 (2010) 2024-2030.
- [21] S. B. Singh and A. K. Singh, “Precise assessment of performance of induction motor under supply imbalanced through impedance unbalanced factor”, Journal of electrical Engineering, VOL 64, No. 1, 2013, 31-37.
- [22] S. X. Duarte and N. Kagan “A Power-Quality Index to Assess the Impact of Voltage Harmonic Distortions and Unbalance to Three-Phase Induction Motors” IEEE Transactions on Power Delivery, VOL. 25, No. 3, JULY 2010.
- [23] W. H. Kersting “Causes and Effects of Unbalanced Voltages Serving an Induction Motor”, IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 37, no. 1, january/february 2001.
- [24] . R. Filho, E. Avólio and R. R. Riehl “Three-phase Squirrel-cage Induction Motor Dynamic Thermal Mathematical Model”, T. IEE Japan, Vol. 116-D, No. 7, 1996.
- [25] P. Gnacinski “Derating of an induction machine under voltage unbalance combined with over or undervoltagem”, Energy Conversion and Management Vol. 50, 1101–1107, 2009.
- [26] J. Faiz and H. Ebrahimpour “Precise Derating Of Three Phase Induction Motors With Unbalanced Voltages”, Energy Conversion and Management Vol. 48 , 2579–2586, 2007.
- [27] J. P. G. de Abreu and A. E. Emanuel, “Induction Motor Thermal Aging Caused by Voltage Distortion and Imbalance: Loss of Useful Life and Its Estimated Cost” IEEE transactions on Industry Applications, Vol. 38, N°. 1, PP- 12-19, 2002.
- [28] P. Gnacinski , T. Tarasiuk, “*Energy-efficient operation of induction motors and power quality standards*” Electric Power Systems Research , N° 135 PP-10–17,(2016)

- [29] P. Gnacinski, “Windings temperature and loss of life of an induction machine under voltage unbalance combined with over or undervoltages”, IEEE Trans. Energy Convers. 23 (June (2)) (2008) 363–371.
- [30] P. Gnacinski, “*Effect of unbalanced voltage on windings temperature, operational life and load carrying capacity of induction machine*”, Energy Convers. Manag. 49 (April (4)) (2008) 761–770.
- [31] A. M. S. Mendes, E. C. Quispe, X.M. Lopez-Fernandez, A.J.M. Cardoso, “*Influence of the positive sequence voltage on the temperature of three-phase induction motors*”, in: XIX International Conference on Electrical Machines ICEM 2010, September 2010, pp. 1–8.
- [32] M. Anwari, A. Hiendro “*New unbalance factor for estimating performance of a three-phase induction motor with under- and overvoltage unbalance*” IEEE Trans. Energy Convers., 25 (September (3)) (2010) pp. 615, 625
- [33] Chapman Stephen J., “Electrical Machinery and Power System Fundamentals”, 1st ed. International Edition, New York, PP- 289 – 320 (301), 2002.
- [34] T. Chen, C. Yang , N. Yang, “Examination of the definitions of voltage unbalance”, Elsevier Electrical Power and Energy Systems, VOL. 49, PP - 380–385, 2013.
- [35] A. Ebadi , M. Mirzaie , S. A. Gholamian , “Torque Analysis of Three-phase Induction Motor Under Voltage Unbalance Using 2d Fem”, International Journal of Engineering Science and Technology (IJEST) Vol. 3 N° 2, PP-871-876, 2011
- [36] R. Yan and T. K. Saha, “Investigation of Voltage Imbalance Due to Distribution Network Unbalanced Line Configurations and Load Levels”, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 28, N° 2, PP- 1829-1838, 2013.
- [37] Y. J. Wang. and L. Pierrat, “A Method Integrating Deterministic and Stochastic Approaches for the Simulation of Voltage Unbalance in Electric Power Distribution Systems”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol 16, N. 2, PP – 241-246, 2001.

- [38] M. A. Asuhaimi , M. Pesaran, K Azhar, J. Leila, S. Omid, “An overview on doubly fed induction generators” controllers and contributions to wind based electricity. *Renew Sustain Energy Rev*; Vol 27, PP-692-708. Elsevier, 2013.
- [39] M.A Silaev, V. N Tul'skii. and I. I. Kartashev. “Assessment of Voltage Unbalance”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 16, N°. 4, PP - 782-790, (2001)
- [40] R. Yan; T. K. Saha, “Analysis of Unbalanced Distribution Lines with Mutual Coupling Across Different Voltage Levels and the Corresponding Impact on Network Voltage”, *IET Gener. Transm. Distrib.*, Vol. 9, PP - 1727– 1737, 2015.
- [41] W. H. Kersting, “Causes and Effects of Unbalanced Voltages Serving an Induction Motor”, *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 37, N°1, PP- 165-170, january/february 2001.
- [42] J. D. Kueck, D. A. Casada, and P. J. Otaduy, “A Comparison of Two Energy Efficient Motors,” *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 13, no. 2, pp. 140–146, June 1998.
- [43] *Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional – Módulo 8 – Qualidade da Energia Elétrica*, ANEEL, 2010.
- [44] C. Lee, B. Chen, W. Lee, Yen-Feng, “Effects of Various Unbalanced Voltages on the Operation Performance of na Induction Motor Under the Same Voltage Unbalance Factor Condition”, *Electric Power Systems Research*, Vol. 47, PP - 153 – 163, 1998.
- [45] National Electrical Manufacturers Association – NEMA MG 14.34 - Operation of General-Purpose Alternating-Current Polyphase, 2, 4, 6, and 8 pole, 60 Hertz, medium induction motor operated on 50 Hertz, 14-9 – 2009.
- [46] Comitê Nacional Brasileiro de Produção e Transmissão de Energia Elétrica – CIGRÉ – Brasil – CE C4 Desempenho de Sistemas Elétricos, acessível em <http://www.cigre.org.br> (acessado em 07/02/2016).

- [47] IEEE Standard 141 - *IEEE Recommended Practice for Electric Power Distribution for Industrial Plants* – 1993.
- [48] F. Júlio, “ Metodologia para Compensação de Desequilíbrio em Redes Elétricas”, Dissertação de Mestrado – UNIP – SP – 2005.
- [49] P. Gnacinski, ‘ Effect of unbalanced voltage on windings temperature, operational life and load carrying capacity of induction machine, *Energy Convers. Manag.* 49 (April (4)) (2008) 761–770.
- [50] A.M.S. Mendes, E.C. Quispe, X.M. Lopez-Fernandez, A.J.M. Cardoso, “Influence of the Positive Sequence Voltage on the Temperature of Three-Phase Induction Motors”, in: XIX International Conference on Electrical Machines ICEM 2010, September 2010, pp. 1–8.
- [51] IEEE Standard 519 – *Recommended Practice on Monitoring Electric Power Quality* - 2014.
- [52] Austin Hughes, “Electric Motors and Drives Fundamentals, types and Applications”, Newness – USA 2011. (6) 269 – 304 (280).
- [53] Arfken G. B. and Weber H. J., “*Mathematical Methods for Physicists*” Elsevier Academic Press, Sixth Edition, USA, 2005.
- [54] IEC 61000-2-12 Ed. 1.0 b. *Electromagnetic compatibility (EMC) - Part 2-12: Environment - Compatibility levels for low-frequency conducted disturbances and signaling in public medium-voltage power supply systems* – 2003.
- [55] IEC/TR 61000-3-6 - *Electromagnetic Compatibility (EMC). Limits Assessment of emission limits for the connection of distorting installations to MV, HV and EHV power systems (British Standard)* - 2008
- [56] EN 50160: 2010 Voltage characteristics of electricity supplied by public distribution network.

- [57] Sá, Jocélio Souza, “Contribuição à Análise do Comportamento Térmico de Motores de Indução Trifásico com Rotor do Tipo Gaiola”, Tese de Doutorado – UNICAMP, SP – 1989.
- [58] E. R. Filho, H. Arango and J. S. de Sá, “Analysis of Squirrel-Cage Induction Motor Rotor Bars Thermal Behavior”. *Proc. of International Conference on Electrical Machines (ICEM'90)*, Massachusetts, USA, pp. 245-250, 1990.
- [59] Almeida G. e Freitas, F. D., *Circuitos Polifásicos: Teoria e Ensaio*, Brasília, 1ª Ed, Finatec., PP- 153-174, 1995.
- [60] M. Anwari, A. Hiendro, “New Unbalance Factor for Estimating Performance of a Three-Phase Induction Motor with under and Overvoltage Unbalance”, *IEEE Trans. Energy Convers.* 25 (September (3)) (2010), pp. 615, 625.
- [61] V. S. Santos, P.R.V. Felipe, J.R. G. Sarduy, N.A. Lemozy, A. Jurado, E.C. Quispe, “Procedure for Determining Induction Motor Efficiency Working under Distorted Grid Voltages”, *IEEE Trans. Energy Convers.* 30 (March (1)) (2015) 331–339.
- [62] S.J. Lee, J. M. Kim, D. K. An, J. P. Hong, “Equivalent Circuit Considering the Harmonics of Core Loss in the Squirrel-Cage Induction Motor for Electrical Power Steering Application, *IEEE Trans. Magn.* 50 (November (11)) (2014) 1–4.
- [63] M.A Silaev,; V. N. Tul'skii and I. I Kartashev, “The Effect of Fast Changes in Voltage Unbalance on Vibration Characteristics of Asynchronous Motors”, *Elektrotehnika ; N.*, PP. 45 – 50, 6 (Sep 2014).
- [64] M. P. Kostenko and L. M. Piotrovskii, “Elektricheskie Mashiny (Electrical Machines)”, Moscow: Gosener- goizdat, 1958, part 2.
- [65] B. F. Tokarev, “Elektricheskie mashiny (Electrical Machines)”, Moscow: Energoatomizdat, 1990

- [66] A. Wallace, A. V. Jouanne, P. Andrews, C. Wohlgemuth, and G. Wainwright, "The Effects of Voltage and Winding Abnormalities on the Measured Performance of Induction Motors," in IAS97 Conf. Proc., pp. 478–452, 1997.
- [67] EPRI Power Electronics Applications Center, "Matching Utilization Voltages to Motor Nameplates," Power quality testing network PQTN Application no. 12, 1997.
- [68] J. H. H. Alwash, S. H. Ikhwan, "Generalised Approach to the Analysis of Asymmetrical Three-Phase Induction Motors", IEE Proceedings Electric Power Applications, Volume: 142, Issue: 2, Page(s): 87-96, March 1995.
- [69] J. H. Dymond and N. Stranges, "Operation on Unbalanced Voltage: One Motor's Experience and More", IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 43, N°3, PP- 829-837, 2007.
- [70] I. P. Tsoumas, and h. Tischmacher, "Influence of the Inverter's Modulation Technique on the Audible Noise of Electric Motors", IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 50, N°1, PP-269-278, 2014.
- [71] W. Lo, C. C. Chan, Z. Zhu, D. Howe, and K. Chau, "Acoustic Noise Radiated by PWM-Controlled Induction Machine Drives," IEEE Trans. Ind. Electron., vol. 47, no. 4, pp. 880–889, Aug. 2000.
- [72] H. Tischmacher, I. Tsoumas, B. Eichinger, and U. Werner, "Case Studies of Acoustic Noise Emission from Inverter-fed Asynchronous Machines," IEEE Trans. Ind. Appl., vol. 47, no. 5, pp. 2013–2022, Sep./Oct. 2011.
- [73] J. L. Besnerais, V. Lanfranchi, M. Hecquet, and P. Brochet, "Characterisation and Reduction of Audible Magnetic Noise due to PWM Supply in Induction Machines," IEEE Trans. Ind. Electron., vol. 57, no. 4, pp. 1288–1295, Apr. 2010.
- [74] T. Lehtla, J. Joller, M. Lehtla, J. Laugis "Parameter Identification and Comparison of an Induction Motor Models", Power Electronics and Variable Speed Drives, Conference Publication N°. 475, PP-201-2015, 2000.

[75] Avólio, Edwin. “ Uma Contribuição ao Estudo do Comportamento Térmico de Motores de Indução Trifásico com Rotor do Tipo Gaiola” – Tese de Doutorado – Unicamp, SP – 1992.

[76] K. M. Sousa, A. A. Hafner, H. J. Kalinowski and J. C. C. da Silva, “Determination of Temperature Dynamics and Mechanical and Stator Losses Relationships in a Three-Phase Induction Motor Using Fiber Bragg Grating Sensors”, IEEE Sensors Journal, Vol . 12, N° 10, PP- 3054-3061, 2012.