GERSON BESSA GIBELLI

**Resposta Dinâmica dos Motores de Indução Trifásicos a
Afundamentos de Tensão na Rede de Alimentação**

Dissertação apresentada à Escola de Engenharia de
São Carlos da Universidade de São Paulo, como
parte dos requisitos para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia Elétrica.

Área de Concentração: Sistemas Elétricos de
Potência

Orientador: Prof. Dr. Mário Oleskovicz

São Carlos
2009

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho à minha esposa Mirian e meus filhos Gabriel, Carolina e Guilherme pelo amor, compreensão e paciência infinita para a realização deste trabalho.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente a DEUS pela minha vida e família.

Ao professor Dr. Mário Oleskovicz, pela orientação, por ter-me dado voto de confiança para que eu realizasse o mestrado, pela atenção dispensada, apoio e amizade em todos os momentos.

Ao professor Dr. Denis Vinicius Coury, por ter-me dado voto de confiança para que eu realizasse o mestrado e também pela atenção concedida.

Ao professor Dr. Diógenes P. Gonzaga do Departamento de Engenharia Elétrica, Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, pela atenção dispensada, idéias e valiosas sugestões que contribuíram para o aprimoramento deste trabalho.

A Tecumseh do Brasil Ltda., especialmente ao Eng.º Eduardo P. Baeta e ao amigo Amilton Tiossi, pelo incentivo e apoio para a realização deste trabalho.

Ao Eng.º Fábio R. Ceresini da empresa Tecumseh do Brasil Ltda. e Eng.º Arilson Gonçalves do Espírito Santo da empresa Braskem S. A., pelo imprescindível apoio técnico e pessoal no decorrer deste trabalho.

Aos amigos e colegas da Pós-Graduação, em especial ao Wesley F. Usida, Ricardo A. L. Rabelo, Hermes M. G. C. Branco, Breno Caetano e Letícia C. P. Rodrigues, dentre outros, pela amizade e auxílio no que foi preciso. Aos amigos Ulisses C. Neto e Renato M. Monaro pelo estímulo e apoio.

Ao amigo Daniel Barbosa pelo grande apoio dado para superar as dificuldades encontradas, e, principalmente, pelas conquistas compartilhadas no desenvolvimento deste trabalho.

A minha esposa Mirian e meus filhos Gabriel, Carolina e Guilherme pela compreensão.

A todos os professores e funcionários do Departamento de Engenharia Elétrica, da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC) – Universidade de São Paulo (USP), que de algum modo colaboraram durante a minha permanência na instituição.

Ao Laboratório de Sistema de Energia Elétrica – LSEE, pela alocação física e equipamentos disponibilizados para o desenvolvimento da pesquisa.

“O primeiro passo em direção ao sucesso é o conhecimento.”

Nikola Tesla

Sumário

RESUMO	XI
ABSTRACT	XIII
LISTA DE TABELAS	XVII
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS.....	XIX
1. INTRODUÇÃO	1
2. O ESTADO DA ARTE.....	7
3. PARÂMETROS DO CIRCUITO ELÉTRICO EQUIVALENTE PARA MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS – TIPO GAIOLA	15
4. O SISTEMA ELÉTRICO DE POTÊNCIA E OS MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS EM ANÁLISE	25
4.1 GERADOR SÍNCRONO.....	26
4.2 REGULADOR DE VELOCIDADE	27
4.3 TRANSFORMADORES	28
4.4 MODELAGEM DAS LINHAS DE TRANSMISSÃO	29
4.5 CARGAS CONECTADAS AO SEP	29
4.6 MOTOR DE INDUÇÃO TRIFÁSICO	29
4.6.1 Validação do modelo do Motor de Indução Trifásico	32
5. IMPACTOS DOS AFUNDAMENTOS DE TENSÃO SOBRE OS MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS.....	37
5.1 AFUNDAMENTOS DE TENSÃO PROVOCADOS POR SITUAÇÕES DE FALTAS SOBRE O SISTEMA ELÉTRICO DE POTÊNCIA E PELA RECUPERAÇÃO DA TENSÃO	38
5.2 PERDA DE VELOCIDADE NOS MIT	38
5.3 REACELERAÇÃO DO MOTOR	39
5.4 CARACTERÍSTICAS DOS TRANSITÓRIOS	40
5.5 RESULTADOS OBSERVADOS SOBRE OS MIT	40

5.5.1 Afundamento de tensão decorrente de uma falta envolvendo a fase “A” com conexão a terra (AT) no barramento BGCH3	42
5.5.2 Afundamento de tensão decorrente de uma falta envolvendo a fase “A” com a fase “C” (AC) no barramento BGCH3	45
5.5.3 Interrupção de tensão decorrente de uma falta trifásica a terra (ABCT) no barramento BGCH3	47
5.5.4 Afundamento de tensão decorrente de uma falta envolvendo a fase “A” com a fase “C” (AC) na linha LT3.....	50
5.5.5 Interrupção de tensão decorrente de uma falta trifásica a terra (ABCT) no barramento BLT3...	52
5.5.6 Afundamento de tensão simétrico quando da atuação do religador	55
6. COMENTÁRIOS FINAIS.....	59
6.1 CONTINUIDADE DA PESQUISA.....	60
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	61

Resumo

GIBELLI, G. B. **Resposta dinâmica dos motores de indução trifásicos a afundamentos de tensão na rede de alimentação**. 2009. Dissertação de Mestrado – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2009.

Esta pesquisa apresenta um estudo da resposta dinâmica dos motores de indução trifásicos submetidos a afundamentos de tensão. As simulações computacionais sobre um sistema de distribuição, assim como a modelagem dos motores de indução trifásicos baseada em dados reais, foram realizadas utilizando-se do *software ATP (Alternative Transients Program)*. Estas tiveram por objetivo gerar situações representativas da operação do sistema elétrico de potência (SEP), caracterizando afundamentos de tensão, fenômenos estes pertencentes à classe de variações de tensão de curta duração (VTCD), no contexto da qualidade da energia elétrica (QEE). Da observação destes afundamentos, verificaram-se as situações que vieram ou não, a comprometer a alimentação do equipamento analisado e, conseqüentemente, seu desempenho. Pelos resultados observados, evidencia-se que a metodologia de análise aplicada é satisfatória e condizente com o encontrado em situações reais de operação dos motores de indução trifásicos, denotando certas características intrínsecas no contexto das VTCDs.

Palavras-Chave: Resposta dinâmica, Motor de indução trifásico, Qualidade da energia elétrica, Variação de tensão de curta duração, Afundamentos de tensão, ATP.

Abstract

GIBELLI, G. B. **Dynamic response of three-phase induction motors to voltage sags in the power supply network**. 2009. Dissertation (Master's Degree) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2009.

This research shows a study on the dynamic response of three-phase induction motors submitted to voltage sags. Computer simulations about a distribution system, as well as the modeling of three-phase induction motors based on actual data, were made using ATP (*Alternative Transients Program*) software. These simulations intended to generate representative situations of the electrical power system (EPS) operation, characterizing voltage sags, which is a phenomenon belonging to the class of short duration voltage variations (SDVV), in the electrical power quality context (EPQ). From the observation of these sags, we verified the situations that jeopardized or not the supply of the analyzed equipment and, consequently, its performance. From the observed results, it becomes evident that the methodology of the applied analysis is satisfactory and in agreement with the one found in actual situations of three-phase induction motors operations, indicating certain characteristics intrinsic to the SDVV context.

Keywords: Dynamic response, Three-phase induction motor, Electrical power quality, Short duration voltage variations, Voltage sags (dips), ATP.

Lista de Figuras

<i>Figura 1 – Circuito elétrico equivalente por fase do motor de indução dupla-gaiola.</i>	16
<i>Figura 2 – Circuito elétrico equivalente por fase simplificado do motor de indução dupla-gaiola.</i>	16
<i>Figura 3 – Circuito elétrico equivalente por fase das reatâncias de dispersão saturada e não saturada.</i>	21
<i>Figura 4 – Diagrama esquemático da estrutura da máquina elétrica no ATP.</i>	22
<i>Figura 5 – Circuito equivalente de Thévenin do motor de indução.</i>	23
<i>Figura 6 – Representação do SEP analisado dispondo do software ATP.</i>	26
<i>Figura 7 – Seqüência das etapas para a obtenção dos resultados das simulações sobre a máquina em análise.</i>	30
<i>Figura 8 - Torque eletromagnético em função do tempo (barramento infinito).</i>	32
<i>Figura 9 - Velocidade em função do tempo (barramento infinito).</i>	32
<i>Figura 10 – Torque eletromagnético em função do tempo (SEP).</i>	33
<i>Figura 11 – Velocidade em função do tempo (SEP).</i>	33
<i>Figura 12 – Tensão de alimentação no barramento BGCHMA durante a partida do motor M1.</i>	34
<i>Figura 13 – Modelagem do motor de indução trifásico via o software ATP.</i>	35
<i>Figura 14 – Variação das velocidades nos motores para 1 s de afundamento no barramento BGCH3.</i>	42
<i>Figura 15 – Variação das correntes dos motores para 1 s de afundamento no barramento BGCH3.</i>	43
<i>Figura 16 – Torque eletromagnético dos motores para 1 s de afundamento no barramento BGCH3.</i>	44
<i>Figura 17 - Tensões nos terminais dos motores para 1 s de afundamento no barramento BGCH3.</i>	44
<i>Figura 18 - Variação das velocidades nos motores para 1 s de afundamento no barramento BGCH3.</i>	45
<i>Figura 19 – Variação das correntes dos motores para 1 s de afundamento no barramento BGCH3.</i>	46
<i>Figura 20 – Torque eletromagnético dos motores para 1 s de afundamento no barramento BGCH3.</i>	46
<i>Figura 21 - Tensões nos terminais dos motores para 1 s de afundamento no barramento BGCH3.</i>	47
<i>Figura 22 – Variação das velocidades dos motores para uma falta ABCT no barramento BGCH3.</i>	48
<i>Figura 23 – Variação da corrente sobre os motores para uma falta ABCT no barramento BGCH3.</i>	48
<i>Figura 24 – Torque eletromagnético dos motores para uma falta ABCT no barramento BGCH3.</i>	49
<i>Figura 25 – Tensões nos terminais dos motores para uma falta ABCT no barramento BGCH3.</i>	49
<i>Figura 26 - Variação das velocidades nos motores para 1 s de afundamento na linha LT3.</i>	50
<i>Figura 27 – Variação das correntes dos motores para 1 s de afundamento na linha LT3.</i>	51

<i>Figura 28 – Torque eletromagnético dos motores para 1 s de afundamento na linha LT3.</i>	<i>51</i>
<i>Figura 29 – Tensões nos terminais dos motores para 1 s de afundamento na linha LT3.</i>	<i>52</i>
<i>Figura 30 – Variação da velocidade dos motores para uma falta ABCT no barramento BLT3.</i>	<i>53</i>
<i>Figura 31 – Variação da corrente sobre os motores para uma falta ABCT no barramento BLT3.</i>	<i>53</i>
<i>Figura 32 – Torque eletromagnético dos motores para uma falta ABCT no barramento BLT3.</i>	<i>54</i>
<i>Figura 33 – Tensões nos terminais dos motores para uma falta ABCT no barramento BLT3.</i>	<i>54</i>
<i>Figura 34 – Gráfico de atuação do religador.</i>	<i>55</i>
<i>Figura 35 – Velocidade dos motores frente à atuação do religador.</i>	<i>56</i>
<i>Figura 36 – Variação das correntes dos motores para a atuação do religador.</i>	<i>56</i>
<i>Figura 37 – Torque eletromagnético dos motores para a atuação do religador.</i>	<i>57</i>

Lista de Tabelas

<i>TABELA 1 - Dados do gerador síncrono utilizado na simulação.</i>	<i>27</i>
<i>TABELA 2 - Parâmetros do regulador de velocidade.</i>	<i>28</i>
<i>TABELA 3 – Dados do motor M1 utilizado.</i>	<i>31</i>
<i>TABELA 4 – Dados do motor M2 utilizado.</i>	<i>31</i>
<i>TABELA 5 – Dados do compressor 1.</i>	<i>31</i>
<i>TABELA 6 – Dados do compressor 2.</i>	<i>31</i>
<i>TABELA 7 – Dados de parametrização do relé de proteção.</i>	<i>31</i>
<i>TABELA 8 – Faltas aplicadas no SEP envolvendo os motores M1 e M2.</i>	<i>41</i>

Lista de Abreviaturas e Siglas

SEP	Sistemas Elétricos de Potência
CC	Corrente Contínua
CA	Corrente Alternada
QEE	Qualidade da Energia Elétrica
PLC	<i>Programmable Logic Controller</i>
ASD	<i>Adjustable Speed Drives</i>
MIT	Motores de Indução Trifásicos
ATP	<i>Alternative Transients Program</i>
NEMA	National Electrical Manufacturers Association
EMTP	<i>Electromagnetic Transients Program</i>
DC	<i>Direct Current</i>
JMARTI	Rotina do ATP para modelagem de linhas de transmissão com variação da frequência
η	Rendimento em plena carga
<i>Peixo</i>	Potência de saída no eixo
<i>Pentrada</i>	Potência de entrada

XX

r_c	Resistência de perdas no núcleo
r_s	Resistência efetiva do estator
r_1	Resistência do rotor (Gaiola externa)
r_2	Resistência do rotor (Gaiola interna)
X_1	Reatância de dispersão (Gaiola externa)
X_2	Reatância de dispersão (Gaiola interna)
η'	Rendimento modificado
ω_s	Velocidade síncrona
T_{mec}	Torque mecânico
I_r	Corrente rotórica
r_r	Resistência rotórica
V_s	Tensão do estator
I_s	Corrente do estator
$\cos\theta$	Fator de potência em plena carga
X_m	Reatância de magnetização
s	Escorregamento em plena carga

r_{st}	Resistência equivalente do rotor na partida
T_{st}	Torque eletromagnético de partida em plena carga
I_{st}	Corrente de partida em plena carga
T_{rat}	Torque eletromagnético de partida em relação ao torque eletromagnético em plena carga
m	Fator de projeto
X_{tls}	Reatância de dispersão total do motor com a tensão de partida plena
X_{tl2}	Reatância de dispersão para a tensão de partida reduzida
V_{red}	Tensão reduzida nos terminais do estator
I_{red}	Corrente reduzida nos terminais do estator
DF	Função descritiva
I_{sat}	Corrente do limiar de saturação
X_{to}	Reatância de dispersão não saturada
X_{ts}	Reatância de dispersão saturada
X_{tl}	Reatância de dispersão total
X_{so}	Reatância de dispersão não saturada no estator
X_{ro}	Reatância de dispersão não saturada no rotor

X_{ss}	Reatância de dispersão saturada no estator
X_{rs}	Reatância de dispersão saturada no rotor
$T_{máx}$	Torque eletromagnético máximo
V'	Tensão transitória
Z'_s	Impedância transitória
X'_s	Reatância de dispersão transitória
X_{su}	Reatância de dispersão não saturada

1. Introdução

Como um indicativo temporal, tem-se que os sistemas elétricos de potência (SEP) possuem pouco mais de 100 anos. Quando da sua concepção, não se sabia qual a melhor maneira de transmitir a energia elétrica gerada por uma queda de água até um consumidor distante, existindo dúvidas quanto à utilização da transmissão, podendo esta ser via corrente contínua [CC] ou corrente alternada [CA]. Contudo, em um período de 15 anos (de 1876 a 1891), definiram-se as principais características dos sistemas como hoje são conhecidos (Monticelli e Garcia, 2003).

Para o momento, coloca-se que os sistemas de corrente alternada tiveram início nos Estados Unidos em meados de 1885 com a compra das patentes americanas, por George Westinghouse, dos sistemas de transmissão CA desenvolvido por Goulard-Gibbs. Nestes, as linhas de transmissão eram monofásicas, sendo a principal utilização da energia direcionada para o consumo da iluminação pública.

Posteriormente, foi de fundamental importância o desenvolvimento do primeiro motor de indução em corrente alternada por Nikola Tesla, em 1892. Evidenciaram-se, então, as vantagens na transmissão de energia elétrica em corrente alternada trifásica, o que veio gradualmente substituir os sistemas de corrente contínua existentes (Stevenson, 1978).

Como marco no Brasil, foi instalado em 1883, a primeira usina elétrica em Campos - RJ, e posteriormente, a usina hidroelétrica em Juiz de Fora - MG, em 1889. Já as usinas hidroelétricas e termoeletricas foram implantadas em 1920 e 1939, tendo como principal utilização da energia elétrica a iluminação pública e os transportes de bondes (Monticelli e Garcia, 2003).

Destes fatos iniciais, para atender o crescente aumento da demanda de energia elétrica nas atividades industriais, agrícolas, comerciais, de serviços, e até mesmo da própria

sociedade na incessante busca por melhoria de conforto das habitações, qualidade de vida e avanço tecnológico, tem-se constantemente impulsionado a expansão progressiva do SEP (Stevenson, 1978, ANEEL, 2005).

Cabe colocar que desde a década de 80, já se destacavam na literatura correlata estudos refletindo a preocupação dos impactos econômicos nos consumidores industriais devido aos problemas associados à qualidade da energia elétrica (QEE). Atualmente, pesquisadores têm dado grande atenção à evolução tecnológica das cargas industriais e em seus consumidores, uma vez que estes estão se tornando mais exigentes do ponto de vista da continuidade do fornecimento da energia como produto, confiabilidade e qualidade do serviço prestado (Ghandehari e Jalilian, 2004).

Justifica-se a exigência apontada por parte dos consumidores nos diversos setores da economia, dada a ênfase na utilização de equipamentos sensíveis, decorrentes, principalmente, da aplicação da eletrônica de potência nos controles e processos automatizados, os quais visam o aumento da produtividade industrial. Desta forma, observa-se o crescente aumento de cargas não lineares e chaveadas eletronicamente nas áreas de automação industrial, as quais possuem diversos equipamentos sensíveis aos distúrbios de energia como, por exemplo, controladores industriais, controladores lógicos programáveis (PLC – *Programmable Logic Controller*), acionadores com velocidade variável (ASD – *Adjustable Speed Drives*), robôs e motores de indução (Bonatto *et al*, 2001; Delmont Filho, 2007 e Bendre *et al*, 2004).

No contexto delineado, como pontos de motivação para o estudo desenvolvido, têm-se que das inúmeras composições entre cargas lineares e ou não lineares, no Brasil, 23% de toda energia elétrica produzida é consumida através dos motores de indução trifásicos (MIT) (Júnior e Chabu, 2002). Somando-se a esta informação, coloca-se que dentre os fenômenos relacionados à QEE, destacam-se os afundamentos de tensão dentre as variações de tensão de

curta duração (VTCDs), uma vez que estes representam de 92 á 98% da maioria dos problemas observados nas plantas industriais (Bendre *et al*, 2004, Dugan *et al*, 2002). Importância ressaltada, principalmente quando considerados os custos econômicos associados às perdas com paradas não programadas de uma linha de produção industrial, devido a falhas no sistema de alimentação dos MIT.

Vale apontar, que tais paradas não programadas poderão ser em função da severidade dos afundamentos de tensão sobre um determinado ponto do sistema, já que em decorrência destas situações, podem-se exceder os limites de corrente e tensão aceitáveis pelos MIT.

Como prática, tem-se que, normalmente, os afundamentos decorrem de situações de faltas (curtos-circuitos) caracterizadas nos sistemas de transmissão e/ou de distribuição de energia elétrica. Além destas situações faltosas, vale ressaltar que tais sistemas também estão constantemente expostos às adversidades externas como descargas atmosféricas, acidentes, falhas de equipamentos, etc. (Bendre *et al*, 2004; Dugan *et al*, 2002 e Leiria *et al*, 2006).

Somando-se à severidade dos afundamentos, muitas das vezes, antes de se atingir os limites aceitáveis de corrente e tensão por parte dos MIT, tem-se a observação dos ajustes dos dispositivos de proteção associados ao circuito, que poderão atuar e provocar paradas intempestivas do sistema como um todo. Vale frisar que tais incidentes podem ser evitados ou minimizados, simplesmente com a melhora dos ajustes dos parâmetros do dispositivo de proteção direcionado aos MIT (Leiria *et al*, 2006).

Neste contexto e baseado nos motivos supracitados, este trabalho apresentará um estudo para investigar a resposta dos motores de indução trifásica (tipo gaiola de esquilo) frente a afundamentos de tensão. Tais situações de afundamentos serão caracterizadas via simulações computacionais dispondo do *software* ATP (*Alternative Transients Program*), evidenciando condições operativas sobre todo o SEP em análise. Em decorrência destas

condições, o comportamento dinâmico dos MIT de grande porte será levantado, buscando-se evidências da interação destes com o sistema alimentador.

Adianta-se que para efetuar a modelagem dos MIT, foi adotado o “Método de Síntese” apresentado por Rogers e Shirmohammadi (1987), baseando-se nos dados de especificação padrão NEMA (*National Electrical Manufacturers Association*) [11] que determinam o circuito elétrico equivalente por fase. Este método utiliza rotor de dupla-gaiola para representar as correntes parasitas nas barras do rotor e a saturação da indutância de dispersão.

Através do método aplicado, utilizando dados reais do fabricante dos equipamentos, obtiveram-se os parâmetros do circuito elétrico equivalente por fase dos MIT, sendo estes parâmetros inseridos no modelo da máquina elétrica do ATP. Para cada motor avaliado, o modelo é validado pelas simulações em vazio, sendo posteriormente aplicadas faltas no SEP para avaliar a resposta dinâmica dos motores frente a afundamentos de tensão.

Frente à estruturação deste documento, no Capítulo 2, tem-se uma revisão bibliográfica, aqui denominado “Estado da Arte”, apresentando as publicações mais significativas que abordam a evolução do tema durante os anos, procurando demonstrar as técnicas e métodos propostos pelos pesquisadores. Para este capítulo, busca-se resgatar os principais conceitos sobre MIT, bem como, apresentar indicativos da necessidade e real interesse do estudo relacionado à QEE.

Diante do exposto, na sequência, apresenta-se no capítulo 3, o procedimento utilizado como base para se obter o circuito elétrico equivalente por fase dos MIT.

O Capítulo 4 apresentará o SEP utilizado para realizar as simulações considerando os MIT. Somando-se às informações deste sistema, tem-se no Capítulo 5, o estudo direcionado e realizado sobre os MIT vislumbrando a sua caracterização via o *software* ATP, o qual permitirá apresentar os resultados das simulações e modelagens realizadas utilizando-se de

dados reais obtidos junto a fornecedores nacionais. Cabe ressaltar a relevância deste último capítulo em função da proximidade observada do SEP simulado, com o que é realmente encontrado em campo.

No capítulo 6 são apresentados os comentários finais referentes à análise dos resultados obtidos quando das simulações dos motores, destacando-se os pontos relevantes da pesquisa no contexto da qualidade da energia elétrica, bem como alguns apontamentos para a continuidade da mesma.

2. O Estado da Arte

Este capítulo visa apresentar algumas das publicações mais significativas que abordam a evolução do tema durante os anos, demonstrando as técnicas e métodos propostos pelos pesquisadores.

Krause e Thomas (1965) apresentaram equações que descrevem a máquina de indução simétrica, demonstrando os resultados das simulações computacionais referentes ao comportamento dinâmico das máquinas trifásicas durante operações balanceadas e desbalanceadas. Esses autores evidenciam que geralmente as máquinas de indução são operadas sob condições balanceadas. Contudo, podem ocorrer várias condições desbalanceadas ou assimétricas, sendo assim, importante possuir uma representação eficaz que simule e permita analisar facilmente os vários modos de operação.

Smith, Rogers e Buckley (1979) explicam que para as grandes máquinas de indução, quando submetidas aos transitórios, como os decorrentes de situações de faltas ou chaveamentos sobre o sistema elétrico de potência, faz-se necessário levar em conta a mudança dos parâmetros do motor causada pelos efeitos da saturação e das correntes parasitas. Por este trabalho, através da modelagem matemática que se utiliza da técnica modal para representar as correntes parasitas e compreender os efeitos da saturação, incluindo a representação do sistema mecânico, discutem-se os diversos fatores que afetam a partida e as características operacionais das grandes máquinas de indução, apresentando uma precisa predição da partida e recuperação transitória.

Para a modelagem apresentada por Lauw e Meyer (1982), utiliza-se do *software* EMTP (*Electromagnetic Transients Program*), sendo incluídas neste trabalho, as principais classes de máquinas síncronas e de indução monofásica, bifásica, trifásica e também máquinas DC. A implementação computacional foi dimensionada para interconectar qualquer

número de motores ou geradores com sistemas mecânicos e sistemas elétricos com configuração e tamanho arbitrários.

Waters e Willoughby (1983) expõem sobre as dificuldades de se obter os parâmetros do circuito elétrico equivalente do motor de indução através das curvas de resposta dos fabricantes. As dificuldades se iniciam pela imprecisão quando das informações das curvas do motor para os parâmetros de rotor travado e as condições de funcionamento do motor, já que as mesmas não descrevem a resposta do motor com exatidão. Foi então proposta pelos autores uma modelagem para se efetuar estudos dinâmicos em grandes motores de indução através dos dados do circuito elétrico equivalente fornecido pelo fabricante, tendo em vista dois métodos para representar esta dinâmica. Pelo primeiro método, as curvas de escorregamento versus corrente e torque eletromagnético foram representadas ponto a ponto requerendo a inserção por parte do usuário de diversos dados. Mesmo sendo um método eficaz na maioria dos casos, torna-se um processo tedioso para grandes quantidades de inserções, quando da modelagem de dados de diversos motores de diferentes características envolvidas. O segundo método apresenta os estudos dinâmicos nos motores de indução diretamente dos parâmetros do circuito elétrico equivalente do estator e rotor, sendo utilizado rotor tipo dupla-gaiola. Esta modelagem requer somente que o usuário insira os dados de cinco parâmetros no circuito elétrico equivalente do motor de indução. Os autores esclarecem que as diferenças entre os dois métodos utilizados estão nas não linearidades das resistências e reatâncias do circuito. Além destas, conforme colocam os autores, as impedâncias estão sujeitas à variação devido à saturação das ranhuras e núcleo, não contemplados na modelagem e introduzindo erro na simulação. Há erro também na utilização dos dados de teste para determinar os parâmetros do circuito do rotor. Para evitar estes erros, devem-se determinar os parâmetros do circuito elétrico equivalente simulando o escorregamento variando de zero a um sobre a razão total.

Outra técnica foi apresentada por Rogers, Manno e Alden (1984). Esta foi desenvolvida para representar em uma planta industrial, os efeitos em regime permanente e dinâmico, através do modelo de carga equivalente (carga estática e motor de indução equivalente único) sistemas contendo motores de indução e cargas estáticas interconectadas arbitrariamente na rede. Através das especificações foram calculados os parâmetros do motor e, juntamente com os dados da carga estática e da rede do sistema, os mesmos foram incorporados a uma matriz de admitância empregada para definir a maioria dos parâmetros das cargas equivalentes para posterior utilização do modelo nas simulações de estabilidade de transitórios na rede.

Rogers e Shirmohammadi (1987) utilizaram o método de síntese para demonstrar o circuito elétrico equivalente por fase do motor de indução com rotor dupla-gaiola, baseando-se no conhecimento dos dados das especificações padrão NEMA, sendo utilizado o módulo do motor de indução contido no *software Electromagnetic Transients Program* (EMTP) para realizar de forma eficaz, os estudos de desempenho e reposta aos fenômenos transitórios no motor de indução.

Lindenmeyer, Dommel, Moshref e Kundur (2001) descrevem uma técnica de estimação dos parâmetros do motor de indução, sendo esta baseada nas informações do motor de indução em regime permanente. Por esta técnica, utiliza-se de uma rotina de otimização não-linear permitindo flexibilizar a entrada dos dados de placa e das características de desempenho do motor de indução. A modelagem foi executada dispondo do EMTP, utilizando-se da concepção do rotor dupla-gaiola, desenvolvido com e sem saturação para o cálculo das reatâncias de perda do motor de indução.

Reportando-se ao contexto da QEE, Das (1990) discute sobre os efeitos dos afundamentos de tensão momentâneos durante o funcionamento dos motores de indução e síncronos, bem como as medidas adotadas para melhorar a estabilidade dos motores durante

os distúrbios, apresentando desta forma os cálculos simplificados da estabilidade dos motores durante os distúrbios e as características que influenciarão na estabilidade.

Bollen e Dirix (1996) utilizam o modelo simplificado do motor de indução de grande porte para explicar qual a influência da reaceleração do motor de indução na forma de onda do afundamento de tensão após um curto-circuito no SEP. Este modelo foi incorporado no método para análise da confiabilidade e QEE no sistema proposto, onde várias simulações foram executadas para verificar a influência do afundamento de tensão pós-falta na confiabilidade do fornecimento de energia nas plantas industriais.

Bollen e Styvaktakis (2000) propuseram um novo método para caracterizar afundamentos de tensão trifásicos desbalanceados em cargas trifásicas, onde os resultados são baseados em uma simples caracterização da magnitude, habilitando desta forma uma predição para o efeito do evento na maioria dos equipamentos monofásicos e trifásicos, sendo que para se obter caracterizações mais detalhadas, quando requeridas, parâmetros adicionais podem ser adicionados.

Ghandehari e Jalilian (2004) apresentaram um procedimento correlacionando parâmetros econômicos com a qualidade da energia elétrica, sendo que o custo da melhoria do desempenho é comparado com os investimentos requeridos para a QEE. A análise econômica está baseada na melhoria do fator de eficiência, onde o fator de correção depende da relação entre QEE e os impactos econômicos, sendo obtidos conforme a determinação das cargas.

Felce, Matas e Silva (2004) apresentam a análise do problema dos afundamentos de tensão em uma planta industrial contendo vários motores de indução com potências e tensões variadas. Tal estudo foi complementado através da análise da sensibilidade ao longo do SEP para diferentes situações de faltas aplicadas, explorando desta maneira algumas propostas para a minimização do problema.

Kang, Kim, Moon e Yun (2004) apresentaram um estudo experimental do motor de indução trifásico frente a afundamentos e interrupções temporárias de tensão que afetam as características do motor de indução e o sistema elétrico de potência. Os mesmos destacam como aspectos que impactam o desempenho do motor, a perda de velocidade, recuperação de tensão, reaceleração do motor e as características dos transitórios.

Leiria, Morched e Barros (2006) apresentaram um estudo da resposta dinâmica do motor de indução frente a afundamentos de tensão em um sistema modelado empregando o *software* EMTP. Por esta abordagem, os dados de placa do motor de indução foram diretamente inseridos no modelo da máquina elétrica. Este modelo permitiu a simulação de várias situações de faltas no sistema elétrico de potência, além de avaliar a suportabilidade da operação do motor sobre a determinação dos valores típicos de ajuste dos dispositivos de proteção. Estabeleceu-se assim, uma melhor suportabilidade da operação do motor de indução a afundamentos de tensão sem o comprometimento da proteção do mesmo.

Stefopoulos e Meliopoulos (2006) apresentaram um estudo referente aos fenômenos da recuperação da tensão após distúrbios de energia considerando as características dinâmicas das cargas, em particular as do motor de indução, já que este caracteriza a principal carga elétrica no sistema. Esta aplicação se utilizou das técnicas do fluxo de carga, tendo uma capacidade de modelagem avançada que permitiu uma representação mais realística da carga dinâmica. O método de solução proposto foi baseado no modelo do motor de indução quadrático, sendo este interfaceado com o modelo do fluxo de energia quadrático, provendo então a solução para um sistema com motor de indução.

Pedra, Córcoles e Sainz (2007) utilizaram-se do modelo dupla-gaiola do motor de indução trifásico para efetuar estudos do comportamento deste, frente aos afundamentos de tensão assimétricos. Pelos resultados apresentados, ficou claro que este modelo pode ser utilizado para estudos de comportamento em motores de alta potência. Na pesquisa, os

afundamentos gerados decorreram de situações de faltas (curtos-circuitos) aplicadas sobre o sistema em análise. Conforme lembrado pelos autores, em campo, tais situações faltosas podem ser provenientes de descargas atmosféricas, acidentes, faltas fase-terra, fase-fase ou duas-fases-terra, entre outras. Os resultados ilustram a perda de velocidade do motor e nas curvas de corrente e de torque eletromagnético, o aparecimento de picos no instante de incidência da falta e da recuperação da tensão. Conforme colocado, estas variações transitórias podem sensibilizar a proteção do motor ou do sistema.

Pérez, Cortés e Gómez (2007) construíram um gerador de afundamentos de tensão para caracterizar as curvas de imunidade nos motores de indução e síncronos, possibilitando avaliar o impacto destes fenômenos nas máquinas em análise. Foram analisados os efeitos dos afundamentos de tensão tipo A (falta trifásica), B (falta fase-terra) e C (falta fase-fase) na corrente, torque eletromagnético e velocidade do motor. Pelo trabalho, caracterizou-se que os principais efeitos produzidos pelos afundamentos de tensão em motores elétricos foram à perda de velocidade e os picos na corrente e torque eletromagnético da máquina com a recuperação da tensão. Os autores também colocam que em função das ocorrências, os motores podem apresentar possíveis avarias na estrutura mecânica da máquina, como problemas nos mancais, eixo e vibrações. Podem também apresentar possíveis avarias na isolamento do motor devido ao aumento da corrente nas bobinas, produzindo aquecimento nas mesmas, resultando diminuição da vida útil do motor.

Procurou-se por este capítulo, lembrar algumas das aplicações desenvolvidas sobre MIT, bem como, trazer a tona o interesse no estudo destes equipamentos no contexto da QEE. Para a continuidade do trabalho, é então colocado no Capítulo 3, o desenvolvimento das equações necessárias para o cálculo dos parâmetros do circuito elétrico equivalente por fase para motores de indução trifásicos - tipo gaiola. Quando da obtenção de uma modelagem

condizente com o encontrado em campo (baseada em dados reais), os MIT resultantes serão então incorporados a um SEP (Capítulo 4) e avaliado frente a possíveis e representativas situações de afundamentos de tensão (Capítulo 5).

3. Parâmetros do Circuito Elétrico Equivalente para Motores de Indução Trifásicos – Tipo Gaiola

Este capítulo apresenta as equações necessárias para o cálculo dos parâmetros do circuito elétrico equivalente por fase para motores de indução trifásicos (tipo gaiola). O método se baseia nos dados de especificação do padrão NEMA fornecidos pelo fabricante, sendo utilizado rotor dupla-gaiola e representadas as correntes parasitas nas barras do rotor e a saturação da indutância de dispersão (Rogers e Shirmohammadi, 1987).

Neste sentido, por meio da reatância de dispersão total do estator, rotor e a resistência do rotor determinam-se as características do motor de indução, sendo que estas podem variar com a diferença de velocidade entre o rotor e o campo magnético girante no entreferro da máquina – velocidade de escorregamento.

Já as correntes parasitas presentes nas barras do rotor, ocasionam variação na resistência do rotor e, juntamente com a saturação magnética no caminho do fluxo de dispersão, resultam na indutância de dispersão. Em máquinas de médio e pequeno porte o projetista pode efetuar o controle do torque eletromagnético *versus* o escorregamento com a mudança no formato das barras do rotor. Cabe colocar que sendo necessário, a corrente e o torque eletromagnético de partida também poderão ser controlados através da alteração do formato no caminho do fluxo de dispersão (Rogers e Shirmohammadi, 1987).

Pelo que foi apresentado, o circuito elétrico equivalente por fase deve ser modelado com rotor dupla-gaiola conforme ilustrado pela Figura1, para se efetuar os estudos em regime permanente nos motores.

Para a modelagem de um motor, têm-se, basicamente, duas fases.

Pela primeira, consideram-se as condições de operação normal em plena carga (eficiência, fator de potência e escorregamento) e, pela segunda, o desempenho requerido na

partida (corrente e torque eletromagnético de partida), especificando adicionalmente o torque eletromagnético máximo.

Figura 1 – Circuito elétrico equivalente por fase do motor de indução dupla-gaiola.

Fonte: (Rogers e Shirmohammadi, 1987)

Para este trabalho, considerando o desempenho em plena carga, se aceita desconsiderar as perdas no núcleo (r_c) e a reatância de dispersão da gaiola externa (X_1), já que estes apresentam valores pequenos conforme colocado por Rogers e Shirmohammadi, (1987). De tal consideração, resultará o circuito elétrico equivalente por fase modificado conforme apresentado na Figura 2.

Figura 2 – Circuito elétrico equivalente por fase simplificado do motor de indução dupla-gaiola.

Fonte: (Rogers e Shirmohammadi, 1987)

Como encontrado na literatura, as perdas no núcleo, atrito e ventilação representam 25% da perda total na maioria dos motores (Rogers *et al*, 1984; Rogers e Shirmohammadi, 1987 e Lindenmeyer *et al*, 2001). Desta observação, os parâmetros do circuito elétrico equivalente por fase podem ser aproximados pelas deduções matemáticas que seguem.

Iniciam-se os estudos por meio do rendimento, sendo a *razão* entre a potência de saída e a potência de entrada no estator dada por (Fitzgerald *et al*, 2006 e Chapman, 2005).

$$\eta = P_{eixo}/P_{entrada} \quad (1)$$

Onde:

η é o rendimento em plena carga;

P_{eixo} é a potência de saída no eixo e

$P_{entrada}$ é a potência de entrada.

A partir da equação básica do rendimento e considerando as respectivas perdas, serão obtidas todas as equações necessárias para o cálculo do circuito elétrico equivalente por fase (Rogers *et al*, 1984) sendo:

$$P_{eixo} = \eta' \cdot P_{entrada} \quad (2)$$

Onde, η' diz respeito ao rendimento modificado considerando as perdas no núcleo, atrito e ventilação, o que vem a representar 25% da perda total.

Deduzindo as equações para P_{eixo} e $P_{entrada}$ em (2), temos:

$$P_{eixo} = \omega_m \cdot T_{mec} = ((1 - s)\omega_s) \cdot T_{mec} \quad (3)$$

Sendo s o escorregamento em plena carga, ω_s a velocidade síncrona e T_{mec} o torque mecânico.

Substituindo T_{mec} em (3), tem-se:

$$P_{eixo} = ((1 - s) \cdot \omega_s) \cdot I_r^2 \cdot \left(\frac{r_r}{s}\right) / \omega_s \quad (4)$$

Onde, I_r e r_r representam a corrente e a resistência rotórica.

Assumindo que $I_r = I_s \cdot \cos\theta$ e substituindo em (4), vem:

$$P_{eixo} = (1 - s) \cdot I_s^2 \cdot \cos^2\theta \cdot \left(\frac{r_r}{s}\right) \quad (5)$$

Para a equação da potência de entrada, tem-se:

$$P_{entrada} = V_s \cdot I_s \cdot \cos\theta \quad (6)$$

Na qual:

V_s é a tensão do estator;

I_s é a corrente do estator e

$\cos\theta$ é o fator de potência em plena carga.

Para avaliar r_r e X_m , será considerado que tanto V_s como I_s assumem o valor de 1.0 pu. Substituindo em (1), tem-se então:

$$V_s \cdot I_s \cdot \cos\theta = [(1 - s) \cdot I_s^2 \cdot \cos^2\theta \cdot \left(\frac{r_r}{s}\right)] / \eta' \quad (7)$$

Isolando r_r em (7), têm-se:

$$r_r = s \cdot \eta' / [(1 - s) \cdot \cos\theta] \quad (8)$$

Considerando que $\tan\theta \approx r_r / (s \cdot X_m)$ e substituindo em (8), X_m é equacionado:

$$X_m = \eta' / [(1 - s) \cdot \sin\theta] \quad (9)$$

Deduzindo r_s a partir da expressão das perdas elétricas, conforme descrito abaixo:

$$P_{entrada}(1 - \eta') = I_s^2 \cdot r_s + I_r^2 \cdot r_r \quad (10)$$

Isolando r_s em (10), e substituindo na equação do rendimento modificado, têm-se:

$$r_s = \cos\theta \cdot [1 - \eta' / 1 - s] \quad (11)$$

Vale lembrar que a saturação do caminho de dispersão no estator e rotor acontecem devido aos altos valores das correntes nos mesmos. Sendo assim, conforme adotado por

Rogers e Shirmohammadi (1987), a resistência equivalente do rotor na partida (r_{st}) pode ser aproximada por:

$$T_{st} = r_{st} \cdot (I_{st})^2 \quad (12)$$

Sendo T_{st} e I_{st} , o torque eletromagnético e a corrente de partida em plena carga, respectivamente.

Utilizando a equação (8), a resistência de partida equivalente no rotor (r_{st}), será calculada por:

$$r_{st} = r_r \cdot T_{rat} (I_s/I_{st})^2 \cdot \cos\theta^2 / s \quad (13)$$

Na qual T_{rat} é o torque eletromagnético de partida em relação ao torque eletromagnético em plena carga. Então:

$$T_{rat} = T_{st}/T = T_{st} \cdot \omega_s \cdot (1 - s) / \cos\theta \cdot \eta' \quad (14)$$

Já as resistências para o rotor de dupla-gaiola, podem ser calculadas quando $r_{st} > r_r$, sendo:

$$r_1 = r_{st} (1 + m^2) - r_r \cdot m^2 \quad (15)$$

$$r_2 = r_1 \cdot r_r / (r_1 - r_r) \quad (16)$$

A reatância de dispersão no secundário vem de (15) e (16):

$$X_2 = (r_1 + r_2)/m \quad (17)$$

Onde m é um fator de projeto dado por:

$$m = (r_1 + r_2)/X_2 \quad (18)$$

A reatância de dispersão total do motor com a tensão de partida plena será:

$$X_{t1s} = [(V_s/I_{st})^2 - (r_s + r_{st})^2]^{1/2}; V_s = 1 \text{ pu} \quad (19)$$

Quando calculada para a tensão de partida reduzida, esta pode ser denotada por:

$$X_{t12} = [(V_{red}/I_{red})^2 - (r_s + r_{st})^2]^{1/2} \quad (20)$$

Onde V_{red} e I_{red} representam a tensão e corrente reduzida nos terminais do estator.

As equações (21) e (22) representam o efeito da saturação das reatâncias de dispersão devido à corrente I durante a partida:

$$DF = 1 \text{ se } I < I_{sat} \quad (21)$$

$$DF = \frac{2}{\pi} \left[\alpha + \frac{1}{2} \cdot \sin.(2\alpha) \right] \text{ se } I > I_{sat} \quad (22)$$

Nestas, I_{sat} corresponde à corrente do limiar de saturação, devendo ser disponibilizada pelo fabricante, ou calculado pelos dados de projeto e DF é a função descritiva.

Em (23) é apresentado o cálculo de α , conforme aplicado na equação anterior.

$$\alpha = \sin^{-1}.(I_{sat}/I) \quad (23)$$

Adiante será demonstrado como se determinar a corrente do limiar de saturação (I_{sat}) iterativamente, utilizando os dados do torque eletromagnético máximo. De imediato, estima-se que I_{sat} será duas vezes a corrente em plena carga, sendo este fator representativo para diversas máquinas. Conforme descrito nas equações (21) e (22), para valores onde $I < I_{sat}$ a reatância é constante. Se a $I > I_{sat}$, resultará em dois caminhos, pela reatância de dispersão não saturada (X_{to}) e pela reatância de dispersão saturada (X_{ts}).

Para qualquer corrente I , o valor da reatância de dispersão total (X_{tl}) pode ser calculada através de (24):

$$X_{tl} = X_{to} + DF \cdot X_{ts} \quad (24)$$

Desta forma será calculada a reatância de dispersão total para a tensão plena e reduzida, utilizando os valores das partes saturadas e não saturadas da reatância de dispersão.

A reatância de dispersão saturada é demonstrada na equação (25):

$$X_{ts} = (X_{tl2} - X_{tl1}) / (DF_2 - DF_1) \quad (25)$$

A equação (26) apresenta o cálculo da reatância de dispersão não saturada:

$$X_{to} = (X_{tl1} \cdot DF_2 - X_{tl2} \cdot DF_1) / (DF_2 - DF_1) \quad (26)$$

Onde os valores DF_s e DF_2 são relativos à DF , obtidos com as correntes I_{st} e I_{red} , respectivamente.

Considerando que a parte saturada e a não saturada da reatância de dispersão estão divididas igualmente entre o estator e rotor, as equações são descritas no que segue.

Em (27) é apresentado a reatância de dispersão não saturada no estator:

$$X_{so} = X_{to}/2 \quad (27)$$

A reatância de dispersão não saturada no rotor é representada pela equação (28):

$$X_{ro} = X_{so} - r_r \cdot (r_1/r_2) \cdot m/(m^2 + 1) \quad (28)$$

As equações (29) e (30) apresentam as reatâncias de dispersão saturada no estator e rotor:

$$X_{ss} = X_{ts}/2 \quad (29)$$

$$X_{rs} = X_{ts}/2 \quad (30)$$

A Figura 3 apresenta o circuito elétrico equivalente por fase das reatâncias de dispersão saturada e não saturada.

Figura 3 – Circuito elétrico equivalente por fase das reatâncias de dispersão saturada e não saturada.

Fonte: (Rogers e Shirmohammadi, 1987)

Conforme descrito anteriormente, para determinar iterativamente a corrente do limiar de saturação, deve ser utilizada a especificação do torque eletromagnético máximo do motor de indução, sendo necessário:

- Assumir o valor I_{sat} de aproximadamente 2.0 pu;
- Solucionar os parâmetros do motor de indução;
- Avaliar $T_{m\acute{a}x}$ utilizando os parâmetros calculados do motor de indução e compará-los com os valores especificados e
- Estimar a troca da I_{sat} requerida para o correto cálculo do $T_{m\acute{a}x}$.

Faz-se então necessário executar e repetir os passos descritos acima até se encontrar a especificação do $T_{m\acute{a}x}$.

A Figura 4 apresenta o diagrama esquemático da estrutura da máquina elétrica via *software* ATP quando da execução das simulações dos MIT desejados.

Figura 4 – Diagrama esquemático da estrutura da máquina elétrica no ATP.

Fonte: (Rogers e Shirmohammadi, 1987)

Os parâmetros calculados utilizando as equações r_r e X_m referentes às especificações do motor de indução em plena carga são aproximações sem exatidão, sendo necessário utilizar um método iterativo para prever o desempenho em plena carga com maior precisão. Este método envolve diretamente o fator de potência, onde os parâmetros do circuito elétrico devem ser modificados para se obter uma melhor exatidão na predição do desempenho em plena carga (Rogers e Shirmohammadi, 1987).

A Figura 5 ilustra o circuito equivalente de Thévenin do motor de indução.

Figura 5 – Circuito equivalente de Thévenin do motor de indução.

Fonte: (Rogers e Shirmohammadi, 1987)

Sendo assim, desenvolvem-se os cálculos baseados nas equações que seguem.

Primeiramente é apresentado o cálculo da tensão transitória V' (31):

$$V' = V'_d + jV'_q \quad (31)$$

A impedância transitória do motor de indução é representada pela equação (32):

$$Z'_S = r_S + jX'_S \quad (32)$$

Na qual, o valor de X'_S será calculado em (33) e X_{su} é a reatância de dispersão não saturada:

$$X'_S = X_{su} \cdot [(1 + X_m)/(X_m + X_{su})] \quad (33)$$

Adotando $V_S = 1$ e a corrente I_S como sendo:

$$I_S = \cos\theta - j\sin\theta \quad (34)$$

Da análise do circuito elétrico da Figura 5, tem-se a equação da tensão transitória em (35):

$$V' = 1 - r_S \cdot \cos\theta - X'_S \cdot \sin\theta + j(-X'_S \cdot \cos\theta + r_S \cdot \sin\theta) \quad (35)$$

Conseqüentemente, a razão entre a parte real e imaginária de V' , será:

$$\frac{V'_q}{V'_d} = \frac{-X'_S \cdot \cos\theta + r_S \cdot \sin\theta}{1 - r_S \cdot \cos\theta - X'_S \cdot \sin\theta} \quad (36)$$

Da equação 36, obtêm-se então as equações (37) e (38) referentes á reatância de dispersão, conforme apresentado abaixo:

$$X_S = (r_r/s) \cdot (\cos\theta - r_S) / (\sin\theta - X'_S) \quad (37)$$

$$X_S = X_m + X_{Su} \quad (38)$$

A resistência no rotor é apresentada em (39):

$$r_r = sX_S(r_S \cdot V'_q/V'_d + X'_S) \quad (39)$$

Após o desenvolvimento matemático das equações (37) e (39), calcula-se X_m como:

$$X_m = [X_S(X_S - X'_S)]^{0,5} \quad (40)$$

Desta forma, com os novos valores de r_r e X_m obtidos com maior precisão, estes serão utilizados nas equações anteriormente descritas para se obter valores consistentes de ajustes dos parâmetros do circuito elétrico equivalente por fase do motor de indução. Tais parâmetros serão inseridos no modelo da máquina elétrica do *software* ATP possibilitando a análise de simulações em vazio (regime permanente senoidal) e em carga ou transitório nos MIT através do modelo de quinta ordem baseado nas equações de Park (ATP, 1987).

No que seguem, os MIT em análise serão incorporados ao SEP e, posteriormente, avaliados frente às possíveis e representativas situações de variações de tensão de curta duração, neste estudo, em específico aos afundamentos de tensão.

4. O Sistema Elétrico de Potência e os Motores de Indução

Trifásicos em análise

Neste capítulo serão descritos e comentados o SEP em análise e os resultados obtidos durante as simulações executadas via *software* ATP, incluindo a modelagem dos motores de indução trifásicos.

Como anteriormente comentado, tais simulações foram executadas via *software* ATP (*Alternative Transients Program*), sendo este uma ferramenta de alta confiabilidade e flexibilidade para simulação computacional na análise de transitórios no SEP.

Cabe colocar que os motores de indução trifásicos (tipo gaiola) foram avaliados através das simulações em vazio (regime permanente senoidal) e em carga, sob distúrbios de energia caracterizados em diferentes pontos sobre o SEP considerado, obtendo-se os gráficos da resposta dinâmica dos motores, nos quais se verificará o seu comportamento perante o sistema.

A Figura 6 mostra a representação do sistema elétrico utilizado para caracterizar as simulações dos motores de indução trifásicos e as situações de regime permanente senoidal, bem como as situações de faltas aplicadas para avaliar as suas respostas dinâmicas.

O sistema elétrico é composto por um gerador síncrono de 13,8 kV e potência aparente de 76 MVA, dois motores de indução trifásicos de 4,0 kV e potências de 1180 kW e 820 kW, transformadores elevadores com relações de 13,8/138,0 kV e potência aparente de 25 MVA, linhas de transmissão com extensões variando entre 80 e 150 km, uma linha de distribuição com 10 km, um religador, transformadores abaixadores similares aos elevadores e cargas caracterizadas por um fator de potência de 0,92 indutivo e potência aparente variando entre 5 e 25 MVA (Barbosa, 2007).

Figura 6 – Representação do SEP analisado dispondo do *software* ATP.

Fonte: (Barbosa, 2007)

4.1 Gerador síncrono

Foi adotado neste sistema apenas um gerador síncrono, sendo este caracterizado por uma conexão estrela aterrado e o modelo utilizado via ATP de uma máquina dinâmica síncrona trifásica, já que este considera os diversos parâmetros elétricos e mecânicos do gerador conforme descrito na Tabela 1.

TABELA 1 - Dados do gerador síncrono utilizado na simulação.

Descrição	Valor (un)	Descrição	Valor (un)
S	76 (MVA)	N_p	8
V_L	13,8 (kV _{rms})	f	60 (Hz)
I_{fd}	250 (A)	R_a	0,004 (pu)
X_l	0,175 (pu)	X_0	0,132 (pu)
X_d	1,150 (pu)	X_q	0,685 (pu)
X'_d	0,310 (pu)	X''_d	0,210 (pu)
X''_q	0,182 (pu)	τ'_{do}	5,585 (s)
τ''_{do}	0,036 (s)	τ''_{qo}	0,073 (s)

Fonte: (EEUG, 1987 *apud* D. Barbosa, 2007)

Onde:

S é a potência nominal;
 N_p é o número de pólos;
 V_L é a tensão nominal de linha;
 f é a frequência;
 I_{fd} é a corrente de campo;
 R_a é a resistência de armadura;
 X_l é a reatância de dispersão não saturada;
 X_0 é a reatância de sequência zero não saturada;
 X_d é a reatância síncrona de eixo direto não saturada;
 X_q é a reatância síncrona de eixo em quadratura não saturada;
 X'_d é a reatância transitória de eixo direto não saturada;
 X''_d é a reatância subtransitória de eixo direto não saturada;
 X''_q é a reatância subtransitória de eixo em quadratura não saturada;
 τ'_{do} é a constante de tempo transitória em vazio de eixo direto;
 τ''_{do} é a constante de tempo subtransitória em vazio de eixo direto;
 τ''_{qo} é a constante de tempo subtransitória em vazio de eixo em quadratura.

4.2 Regulador de velocidade

Além do gerador, cabe ressaltar que também foi considerado o controle de velocidade dinâmico para sistemas hidráulicos (Vieira Filho, 1984 *apud* Barbosa, 2007) e o controle automático de tensão (AVR) (Lee, 1992; I. Boldea, 2006 *apud* Barbosa, 2007) que permitem uma melhor análise dos resultados. A equação 41 mostra a função de transferência do regulador de velocidade utilizado.

$$\frac{\eta(s)}{\Delta F(s)} = -\frac{1}{R} \cdot \frac{1 + sT_r}{(1 + sT_g) \cdot \left(1 + s\frac{r}{R}T_r\right)} \quad (41)$$

Fonte: (Vieira Filho, 1984 *apud* Barbosa, 2007)

Nesta, $\eta(s)$ é a posição do servo motor que aciona a turbina, $\Delta F(s)$ é o desvio de frequência, R é o estado permanente, r é o estado transitório, T_g é a constante de tempo do regulador de velocidade e T_r é a constante associada ao estado transitório. A Tabela 2 apresenta os valores dos parâmetros utilizados para melhor representar o regulador de velocidade.

TABELA 2 - Parâmetros do regulador de velocidade.

Descrição	Valor (un)
Constante de Tempo (T_g)	0,600 (s)
Constante de Tempo Dashpot (T_r)	0,838 (s)
Estado Transitório (r)	0,279
Estado Permanente (R)	0,100
Constante de Inércia do Gerador (M)	1,344 (s)
Constante de Tempo da Água (T_w)	0,150 (s)

Fonte: (Vieira Filho, 1984 *apud* Barbosa, 2007)

Como prática, tem-se que o sistema de controle da excitatriz e o ajuste automático da corrente de campo do gerador síncrono são condições básicas para que as tensões nos terminais de saída sejam mantidas constantes, independentemente da variação da capacidade do gerador. Do ponto de vista do SEP, o sistema da excitatriz deve contribuir efetivamente no controle de tensão (Kundur, 1994 *apud* Barbosa, 2007).

4.3 Transformadores

Os transformadores são componentes indispensáveis na composição dos sistemas elétricos de potência. Sendo assim, seu comportamento foi representado através da

modelagem completa via ATP, incluindo a relação de transformação, curva de saturação e as conexões dos enrolamentos delta e estrela, conforme observado por Barbosa (2007).

4.4 Modelagem das linhas de transmissão

Salienta-se que foi utilizado o modelo de linha de transmissão *JMARTI* vinculado ao *software* ATP, uma vez que este permite a variação dos parâmetros da linha em função da frequência. Consegue-se então, uma melhor representação do comportamento do sistema frente às perturbações provenientes de usuais desequilíbrios entre geração e carga (Barbosa, 2007).

4.5 Cargas conectadas ao SEP

A simulação das cargas compreende a associação série/paralelo de elementos resistivos, indutivos e capacitivos, caracterizados por um fator de potência de 0,92 indutivo, com potência aparente variando entre 5 e 25 MVA (Barbosa, 2007).

4.6 Motor de indução trifásico

Para efetuar estudos dinâmicos dos MIT inseridos no SEP através do ATP, alguns passos devem ser seguidos para se alcançar tal objetivo. Na Figura 7 são apresentadas as etapas desde a análise dos dados de placa dos motores, até a obtenção dos gráficos das simulações das máquinas, seja no regime permanente e/ou transitório.

Figura 7 – Sequência das etapas para a obtenção dos resultados das simulações sobre a máquina em análise.

Utilizando o modelo da máquina elétrica do ATP, os motores de indução trifásicos M1 e M2 foram modelados considerando parâmetros reais obtidos em campo, no qual diversas características elétricas e mecânicas foram incorporadas, conforme as apresentadas nas Tabelas 3 e 4.

As Tabelas 5 e 6 ilustram os dados dos compressores conectados aos motores de indução utilizados, e a Tabela 7, os dados ilustrativos de parametrização do relé de proteção, o qual poderia ser conectado aos seus terminais dos motores para a devida proteção dos equipamentos. Tais parâmetros foram alocados de maneira a satisfazer as características desejáveis de operação dos dois MIT em análise.

TABELA 3 – Dados do motor M1 utilizado.

Descrição	Valor (un)
Tensão Nominal (V_L)	4 (kV)
Potência Nominal (S)	1180 (kW)
Velocidade Nominal (n)	187,24 (rad/s)
Rendimento Nominal (η)	94,8 (%)
Fator de Potência (fp)	0,91
Torque Nominal (T)	6297 (Nm)
Momento de Inércia do Rotor (GD^2)	167 (kgfm ²)
Tempo de rotor bloqueado (t_{block})	20 (s)

TABELA 4 – Dados do motor M2 utilizado.

Descrição	Valor (un)
Tensão Nominal (V_L)	4,16 (kV)
Potência Nominal (S)	820 (kW)
Velocidade Nominal (n)	374,16 (rad/s)
Rendimento Nominal (η)	95,4 (%)
Fator de Potência (fp)	0,90
Torque Nominal (T)	2194 (Nm)
Momento de Inércia do Rotor (GD^2)	36,44 (kgfm ²)
Tempo de rotor bloqueado (t_{block})	13 (s)

TABELA 5 – Dados do compressor 1.

Descrição	Valor (un)
Torque Nominal (T)	5675 (Nm)
Momento de Inércia do Compressor (GD^2)	828 (kgfm ²)

TABELA 6 – Dados do compressor 2.

Descrição	Valor (un)
Torque Nominal (T)	1977 (Nm)
Momento de Inércia do Compressor (GD^2)	137 (kgfm ²)

TABELA 7 – Dados de parametrização do relé de proteção.

Descrição	Valor (un)	Tempo de atuação
Sobrecorrente de Fase	1181 (A)	0,1s
Tensão Reduzida para M1	3,2 (kV)	1,5s
Corrente de Rotor Travado para M1	480 (A)	1,0s
Tensão Reduzida para M2	3,3 (kV)	1,5s
Corrente de Rotor Travado para M2	372 (A)	1,0s

4.6.1 Validação do modelo do Motor de Indução Trifásico

A seguir serão apresentados alguns gráficos que buscam validar o modelo do motor de indução trifásico (tipo gaiola) simulado em vazio e regime permanente, baseado nos dados do fabricante da máquina para o motor M1.

Inicialmente, o MIT (motor M1) foi modelado em um sistema com barramento infinito, garantindo a consistência dos resultados em vazio, conforme pode ser verificado pelos gráficos do torque eletromagnético na Figura 8, e da velocidade na Figura 9.

Figura 8 - Torque eletromagnético em função do tempo (barramento infinito).

Figura 9 - Velocidade em função do tempo (barramento infinito).

As Figuras 10 e 11 apresentam os gráficos do torque eletromagnético e velocidade em função do tempo do motor M1, quando este é alimentado/conectado no SEP modelado (Figura 6) via o *software* ATP. Vale lembrar que tal SEP implementado, dispõe de informações que se aproximam das encontradas em campo (valores reais), justificando-se então certas diferenças encontradas quando da comparação destas figuras (10 e 11) com as anteriormente apresentadas (8 e 9).

Figura 10 – Torque eletromagnético em função do tempo (SEP).

Figura 11 – Velocidade em função do tempo (SEP).

Para efeito de ilustração, apresenta-se na Figura 12, a queda da tensão de alimentação por fase no barramento do MIT durante a partida quando considerado o SEP como um todo.

Figura 12 – Tensão de alimentação no barramento BGCHMA durante a partida do motor M1.

A Figura 13 ilustra os dados mais relevantes que foram empregados na simulação do motor de indução trifásico M1 via o *software* ATP. Nesta mesma figura, têm-se também os dados de ajustes da carga mecânica do motor, bem como os valores associados à rotina UM19.


```

C -----
C MOTOR de Indução Trifásico
C -----
C      Dados do Motor
C      Potencia: 1582 HP
C      Velocidade: 1800 rpm
C      Tensão nominal: 4000 V
C      Escorregamento nominal: 0.666 %
C      Rendimento: 94.6 %
C      Fator de potência nominal: 91.0 %
C      Corrente de partida: 6.0 vezes a nominal
C      Torque de partida: 1.0 vez em plena carga
C      Torque a plena carga: 1.0 p.u. (1582 HP)
C -----
C CARGA MECÂNICA DO MOTOR
C -----
C <BUS1><BUS2><BUS3><BUS4><      R Ohm      ><      L mH      ><      C micro-F      >
C INÉRCIA
C IX1      3.00E8
C CONJUGADO
C IM1      TQCFLI      1.0E-1
C VISCOSIDADE
C IM1      0.18
C -----
C MOTOR DE INDUCAO TRIFASICO
C -----
C UM DATA
19
0 0
BLANK
3 2 211 IM12      0.1884
      0.097588
      0.097588
C ARMATURE COILS
      BGCHMA      1
0.483767      0.002092      BGCHMB      1
0.483767      0.002092      BGCHMC      1
C ROTOR COILS
0.642553      0.002092      1
0.094898      0.004048      1
0.642553      0.002092      1
0.094898      0.004048      1
BLANK ENDING UM

```

Figura 13 – Modelagem do motor de indução trifásico via o *software* ATP.

Após a modelagem do motor M1, e, conseqüentemente, do motor M2, ser também validado, prosseguiu-se com as simulações aplicadas sobre o SEP que viessem a caracterizar situações representativas de problemas relacionados à QEE, em específico a afundamentos de tensão.

5. Impactos dos Afundamentos de Tensão sobre os Motores de Indução Trifásicos

Como comprovado pelos estudos já realizados, os afundamentos de tensão produzem vários efeitos nocivos ao funcionamento do motor de indução, desde a diminuição de velocidade até a perda de vida útil. No que segue, conduziram-se os estudos à modelagem de dois motores de indução trifásicos, os quais foram inseridos de forma independente no mesmo sistema elétrico de potência, permitindo o aprimoramento do estudo sobre os principais tipos de afundamentos de tensão como:

Tipo A – caracterizado por situações de faltas trifásicas e, conseqüentemente, delineando afundamentos trifásicos;

Tipo B – caracterizado por faltas em uma das fases a terra e produzindo então a redução de tensão em uma das fases e, conseqüentemente, elevações nas outras fases sãs do sistema. Esta última situação (elevação de tensão) não foi contemplada nas análises realizadas.

Tipo C – caracterizado por faltas entre fases e produzindo uma redução de tensão em duas fases.

Para tal, foram aplicadas diversas situações de faltas que atendem os tipos de afundamentos descritos acima em diversos pontos do SEP. Destas situações, caracterizaram-se os afundamentos de tensão que cobrem a faixa de definição de 0,1 á 0,9 pu de tensão remanescente. Posteriormente, efetuou-se uma análise e comparação das respostas dinâmicas entre os motores simulados quanto a sua velocidade, torque eletromagnético e corrente perante o SEP (Pérez *et al*, 2007 e Felce *et al*, 2004).

Alguns dos fatores correlacionados entre “afundamentos de tensão” e os “motores de indução” são descritos abaixo (Leiria *et al*, 2006; Kang *et al*, 2004 e Das,1990).

5.1 Afundamentos de tensão provocados por situações de faltas sobre o sistema elétrico de potência e pela recuperação da tensão

Os afundamentos de tensão são causados principalmente por situações de faltas evidenciadas sobre o SEP, sejam estas no nível de transmissão ou de distribuição. A severidade e característica do afundamento dependem da localização, do tipo e da duração do defeito evidenciado, além da configuração e da topologia do SEP.

Como fato, tem-se que a ocorrência de uma falta em um determinado ponto do sistema elétrico provocará a redução dos níveis de tensão às demais porções deste, além de poder comprometer a estabilidade como um todo. Vale comentar que o tempo de atuação do sistema de proteção frente às situações de faltas, influenciará diretamente na duração e na caracterização do afundamento de tensão.

Quando da presença de motores de indução no sistema elétrico, têm-se que tanto a partida quanto a parada destes equipamentos, poderá provocar fenômenos associados à QEE. Cabe lembrar que além destas situações corriqueiras dos MIT, quando do restabelecimento da tensão ao nível de fornecimento, frente à retirada de uma situação de falta, haverá a caracterização de correntes próximas a de partida dos MIT, vindo também a proporcionar afundamentos e ou subtensões no sistema em análise.

5.2 Perda de velocidade nos MIT

Conforme observado na literatura, sendo consideradas somente as características do motor de indução em regime permanente e a ocorrência de um afundamento de tensão no seu barramento de alimentação, verifica-se a redução do torque eletromagnético proporcional ao nível quadrático da tensão aplicada, além do aumento no escorregamento do motor devido ao acréscimo de corrente no mesmo (Kang *et al*, 2004 e Das, 1990).

Vale comentar que o conhecimento do tipo de carga conectada ao motor possibilitará uma prévia análise do impacto do afundamento de tensão no processo, uma vez que cargas de baixa inércia, com torque eletromagnético constante, desaceleram rapidamente, perdendo a continuidade da saída. Todavia, se a carga conectada ao motor apresentar alta inércia, com torque eletromagnético variável em função da velocidade, esta deverá suportar um valor limitado de retardamento, devendo ser capaz de reacelerar quando da recuperação da tensão (Kang *et al*, 2004 e Das,1990).

Salienta-se que as informações sobre o comportamento das cargas em condições normais de operação podem ser completamente diferentes daquelas observadas em situações transitórias, o que possibilitará a ocorrência de efeitos não esperados.

Para ilustrar, tem-se que, na prática, em uma esteira de um forno industrial com controle de temperatura e tempo para o tratamento térmico de peças de aço, o motor de indução desacelera rapidamente frente a um distúrbio ocorrido. Tal situação é devido à esteira possuir a característica de uma carga de baixa inércia e torque eletromagnético constante, propiciando a parada do motor e resultando na paralisação da esteira. Desta ocorrência, todo o processo de tratamento térmico das peças será prejudicado. Outro exemplo é um compressor utilizado em um pólo petroquímico que possui característica de uma carga de alta inércia e torque eletromagnético variável. Este desacelera lentamente podendo manter o processo em operação sem a parada do motor, sendo capaz de reacelerar quando da recuperação da tensão.

5.3 Reaceleração do motor

As características de reaceleração dos MIT, após a mitigação do afundamento observado, dependerão da variação da velocidade e da amplitude da queda de tensão proporcionados pela situação. A corrente do motor de indução no período de reaceleração é função da sua característica de velocidade e da sua corrente de partida, sendo esta um fator limitante na determinação do tempo de recuperação do nível de tensão.

É importante observar que se o afundamento ocorrer em uma planta industrial com vários motores de indução, o tempo de retorno aos níveis normais de operação pode ser prejudicado, uma vez que estes irão acelerar paralelamente, provocando severas flutuações no SEP.

5.4 Características dos transitórios

Embora a duração dos fenômenos subtransitórios e transitórios provocados por afundamentos súbitos sejam de curtíssima duração nos motores de indução, estes interferem no fluxo magnético destes equipamentos e na redução repentina da energia reativa proveniente do sistema de alimentação (Kang *et al*, 2004 e Das,1990).

A evidência de transitórios nos MIT provocará o decaimento rápido do torque eletromagnético, assim como a manifestação de picos de correntes semelhantes aos encontrados nas situações de curtos-circuitos, ocasionando o desgaste excessivo do isolamento, do eixo conectado à carga e da base do motor. Entretanto, apesar de tais problemas, verifica-se que os transitórios usuais provocados pela partida do motor são mais severos que os associados aos afundamentos e as restaurações da tensão, quando assumido partida direta no equipamento em análise (Das, 1990).

5.5 Resultados observados sobre os MIT

Esta seção apresenta os resultados do comportamento dos dois motores de indução trifásicos simulados sob algumas condições de operação do SEP. Conforme apresentado na Tabela 8, quando das faltas aplicadas, foram analisados os casos mais severos e relacionados com afundamentos e interrupção de tensão. Vale frisar que conforme será reportado, algumas das situações proporcionarão afundamentos nos terminais dos equipamentos, ocasionando perda de velocidade e desempenho dos mesmos.

TABELA 8 – Faltas aplicadas no SEP envolvendo os motores M1 e M2.

Local - tipo	Tempo da falta (ms)	Tensão remanescente	Magnitude da corrente (pu)	Perda de velocidade (%)	Perda de torque (pu)	Classificação do distúrbio
BGCH3 – A	90	1%	6,4pu	2,6%	- 7,0pu	Interrupção de tensão instantânea
BGCH3 – A	1000	0%	6,4pu	14,0% - M1 11,0% - M2	- 6,5pu	Interrupção de tensão momentânea
BGCH3 – B	1000	70% - Fase A 38% - Fase B 82% - Fase C	3,6pu – Ia e Ib 4,1pu – Ic	3,0% - M1 2,5% - M2	- 3,5pu	Afundamento de tensão momentâneo
BGCH3 – C	1000	2% - Fase A 62% - Fase B e C	6,5pu – Ia 4,9pu – Ib 4,1pu – Ic	9,0% - M1 6,5% - M2	- 6,2pu	Afundamento de tensão momentâneo
BGCLD – A	90	45%	3,2pu	1,4%	- 2,5pu	Afundamento de tensão instantâneo
BGCLD – B	1000	80% - Fase A 24% - Fase B 94% - Fase C	1,8pu – Ia 2,0pu – Ib 2,2pu – Ic	1,0%	- 0,5pu	Afundamento de tensão momentâneo
BGCLD – C	1000	46% - Fase A 78% - Fase B e C	3,0pu – Ia 3,4pu – Ib 2,8pu – Ic	2,1% - M1 1,9% - M2	- 2,6pu	Afundamento de tensão momentâneo
LT3 – A	90	46%	5,6pu	2,5%	- 6,2pu	Afundamento de tensão instantâneo
LT3 – B	1000	12% - Fase A – M1 8% - Fase A – M2 22% - Fase B – M1 16% - Fase B – M2 6% - Fase C – M1 5% - Fase C – M2	1,6pu – Ia 2,0pu – Ib - 0,2pu – Ic	0%	2,6pu	Elevação de tensão momentâneo
LT3 – C	1000	38% - Fase A 35% - Fase B 70% - Fase C	4,0pu – Ia 5,2pu – Ib 4,4pu – Ic	8,5% - M1 6,0% - M2	- 4,2%pu	Afundamento de tensão momentâneo
BLT3 – A	90	1%	6,1pu	2,6%	- 6,5pu	Interrupção de tensão instantânea
BLT3 – B	1000	6% - Fase A 14% - Fase B 4% - Fase C	1,5pu – Ia 1,9pu – Ib - 0,5pu – Ic	0%	2,6pu	Elevação de tensão momentâneo
BLT3 – C	1000	35% - Fase A e B 70% - Fase C	4,3pu – Ia 5,6pu – Ib 4,3pu – Ic	9,9% - M1 9,4% - M2	- 4,5pu	Afundamento de tensão momentâneo
RELIGADOR - A	Conforme gráfico de atuação	72%	4,6pu	1,8% e 4,7%	- 3,8pu	Afundamento de tensão simétrico

5.5.1 Afundamento de tensão decorrente de uma falta envolvendo a fase “A” com conexão a terra (AT) no barramento BGCH3

A Figura 14 apresenta a variação de velocidade do motor para um afundamento de tensão assimétrico de 1 segundo, provocado por uma falta (Tipo B), envolvendo a fase “A” com conexão a terra (AT) no barramento BGCH3.

Figura 14 – Variação das velocidades nos motores para 1 s de afundamento no barramento BGCH3.

Nesta figura, os primeiros segundos representam a partida dos MIT acoplados à carga. Já para o período de 30 a 31 segundos um afundamento de tensão momentâneo foi caracterizado com uma tensão remanescente de 70% na fase A, 38% na fase B e 82% na fase C. Sendo assim, foi possível observar um desbalanceamento entre as fases dos MIT, o que provocou um decréscimo de 3% da sua velocidade nominal em M1 e 2,5% em M2. Após o restabelecimento da condição normal de operação, o motor M1 recuperou a velocidade dispondo de um tempo de 450ms e M2 recuperando a velocidade mais rapidamente.

As correntes dos motores antes, durante e após o afundamento de tensão são apresentadas na Figura 15. Durante o fenômeno caracterizado as correntes aumentaram para

3,6pu em Ia, Ib e 4,1pu para Ic, em relação a corrente nominal. Vale ressaltar que tais intensidades e tempos associados poderão atuar a proteção do motor para esta condição de operação.

Figura 15 – Variação das correntes dos motores para 1 s de afundamento no barramento BGCH3.

A Figura 16 ilustra o alto impulso transitório do torque eletromagnético observado no momento da falta a 30s, apresentando valores de pico na ordem de 3,5pu de grandeza para os dois motores. Como ilustrado, a intensidade do torque eletromagnético diminui durante o período de tempo da falta aplicada, retornando ao regime após a eliminação da mesma. Nesta condição o motor se comportará como um gerador no período da falta, fornecendo corrente para o defeito (Rothe, 1953).

Figura 16 – Torque eletromagnético dos motores para 1 s de afundamento no barramento BGCH3.

A Figura 17 apresenta o nível de tensão por fase nos terminais de alimentação do motor de indução, sendo evidenciado um desbalanceamento provocado pelo tipo de falta entre as fases dos MIT. Após a eliminação da falta e recuperação da tensão, os MIT retomam o torque eletromagnético e aceleração nominais, uma vez que os valores observados não são suficientes para sensibilizar o sistema de proteção do motor de acordo com a Tabela 7.

Figura 17 - Tensões nos terminais dos motores para 1 s de afundamento no barramento BGCH3.

5.5.2 Afundamento de tensão decorrente de uma falta envolvendo a fase “A” com a fase “C” (AC) no barramento BGCH3

A Figura 18 apresenta a variação de velocidade dos motores para um afundamento de tensão assimétrico de 1 segundo, provocado por uma falta (Tipo C) envolvendo a fase “A” com a fase “C” (AC) no barramento BGCH3.

Figura 18 - Variação das velocidades nos motores para 1 s de afundamento no barramento BGCH3.

No período de 30 a 31 segundos, um afundamento de tensão momentâneo foi caracterizado com uma tensão remanescente de 2% na fase A e 62% nas fases B e C, sendo observado um desbalanceamento entre as fases dos MIT, provocando um decréscimo de 9% da sua velocidade nominal em M1 e 6,5% em M2. Após o restabelecimento da condição normal de operação, o motor M1 recuperou a velocidade dispondo de um tempo aproximado de 1,1s e M2 de 1s.

As correntes dos motores devido ao afundamento de tensão são apresentadas na Figura 19. Durante o fenômeno caracterizado as correntes aumentaram para 6,5pu em Ia, 4,9pu em Ib e 4,1pu para Ic em relação a corrente nominal.

Figura 19 – Variação das correntes dos motores para 1 s de afundamento no barramento BGCH3.

A Figura 20 ilustra o alto impulso transitório do torque eletromagnético observado no momento da falta a 30s, apresentando valores de pico na ordem de 6,2pu de grandeza para os dois motores. Como ilustrado, a intensidade do torque eletromagnético diminui durante o período de tempo da falta aplicada, retornando ao regime após a eliminação da mesma. Nesta condição, o motor se comportará novamente como um gerador no período da falta, fornecendo corrente para o defeito (Rothe, 1953).

Figura 20 – Torque eletromagnético dos motores para 1 s de afundamento no barramento BGCH3.

A Figura 21 apresenta os níveis de tensão por fase nos terminais de alimentação dos motores de indução, evidenciando um desbalanceamento provocado pelo tipo de falta entre as fases dos MIT. Após a eliminação da falta e recuperação da tensão, os MIT retomam o torque eletromagnético e aceleração nominais.

Figura 21 - Tensões nos terminais dos motores para 1 s de afundamento no barramento BGCH3.

5.5.3 Interrupção de tensão decorrente de uma falta trifásica a terra (ABCT) no barramento BGCH3

Neste caso, uma interrupção de tensão momentânea (tensão remanescente de 0pu) foi provocada por uma falta trifásica a terra no barramento BGCH3 há 30 segundos, com uma duração de 1s. Tal situação busca verificar o comportamento do motor de indução em ocorrências de falhas no SEP.

A Figura 22 ilustra uma variação de 14,0% e de 11,0% nas velocidades dos motores para a interrupção evidenciada. Tal condição é observada devido à diminuição do torque eletromagnético provocado pela queda de tensão nos terminais do motor e, conseqüentemente, por uma diminuição da velocidade, uma vez que o escorregamento momentâneo do motor aumenta.

Figura 22 – Variação das velocidades dos motores para uma falta ABCT no barramento BGCH3.

Todavia, é importante observar para os dois motores (Figura 23) o aumento considerável da corrente absorvida da rede (aproximadamente 6,4pu).

A Figura 24 mostra a variação de torque eletromagnético dos motores para a situação de falta simétrica evidenciada. Entretanto, apesar do comportamento similar a situação anteriormente estudada, o pico do torque eletromagnético observado é superior, pois a severidade da falta trifásica é mais expressiva que a falta monofásica conforme pode ser observado.

Figura 23 – Variação da corrente sobre os motores para uma falta ABCT no barramento BGCH3.

Figura 24 – Torque eletromagnético dos motores para uma falta ABCT no barramento BGCH3.

A Figura 25 apresenta o nível de tensão nos terminais de alimentação dos motores de indução, sendo evidenciada a severidade da falta trifásica. Após a eliminação da falta e recuperação da tensão, os MIT retomam o torque eletromagnético e aceleração nominais.

Figura 25 – Tensões nos terminais dos motores para uma falta ABCT no barramento BGCH3.

5.5.4 Afundamento de tensão decorrente de uma falta envolvendo a fase “A” com a fase “C” (AC) na linha LT3

Através da Figura 26 é apresentada a variação das velocidades dos motores para um afundamento de tensão assimétrico de 1 segundo, provocado por uma falta tipo “C” envolvendo a fase “A” com a fase “C” (AC) na linha LT3.

Figura 26 - Variação das velocidades nos motores para 1 s de afundamento na linha LT3.

Mediante tal situação, verificou-se que no período de 30 a 31 segundos um afundamento de tensão momentâneo foi caracterizado com uma tensão remanescente de 38% na fase A, 35% na fase B e 70% na fase C, havendo um desbalanceamento entre as fases dos MIT, provocando um decréscimo de 8,5% da sua velocidade nominal em M1 e 6,0% em M2. Após o restabelecimento da condição normal de operação, o motor M1 recuperou a velocidade dispondo de um tempo aproximado de 1,2s e o M2 em 600ms.

A corrente do motor devido ao afundamento de tensão é apresentada na Figura 27. Durante o fenômeno caracterizado a corrente aumentou para 4,0pu em Ia, 5,2pu em Ib e 4,4pu para Ic em relação a corrente nominal.

Figura 27 – Variação das correntes dos motores para 1 s de afundamento na linha LT3.

A Figura 28 ilustra o alto impulso transitório do torque eletromagnético observado no momento da falta a 30s, apresentando valores de pico na ordem de 4,2pu de grandeza para os dois motores. Como ilustrado, a intensidade do torque eletromagnético diminui durante o período de tempo da falta aplicada, retornando ao regime após a eliminação da mesma. Nesta condição, novamente o motor se comportará como um gerador no período da falta, fornecendo corrente para o defeito (Rothe, 1953).

Figura 28 – Torque eletromagnético dos motores para 1 s de afundamento na linha LT3.

A Figura 29 apresenta os níveis de tensão por fase nos terminais de alimentação dos motores de indução, evidenciando um desbalanceamento, provocado pelo tipo de falta entre as fases dos MIT. Após a eliminação da falta e recuperação da tensão, os MIT retomam o torque eletromagnético e aceleração nominais.

Figura 29 - Tensões nos terminais dos motores para 1 s de afundamento na linha LT3.

5.5.5 Interrupção de tensão decorrente de uma falta trifásica a terra (ABCT) no barramento BLT3

Neste caso, uma interrupção de tensão (tensão remanescente de 0,01pu) foi provocada por uma falta trifásica a terra no meio da linha de transmissão LT3 há 30 segundos, com uma duração de 90ms, intervalo este determinado pela atuação dos disjuntores de ambos os lados da linha. Tal situação busca verificar o comportamento do motor de indução em ocorrências de falhas no sistema de transmissão.

A Figura 30 ilustra a variação de 2,6% da velocidade dos motores para a interrupção evidenciada. Tal condição é observada devido à diminuição do torque eletromagnético provocado pela queda de tensão nos terminais do motor e, conseqüentemente, por uma diminuição da velocidade, uma vez que o escorregamento momentâneo do motor aumenta.

Figura 30 – Variação da velocidade dos motores para uma falta ABCT no barramento BLT3.

Todavia, é importante observar na Figura 31 que mesmo com um aumento considerável da corrente absorvida da rede (aproximadamente 6,1 pu em apenas 18 ms), o sistema de proteção do motor não atuará de acordo com os ajustes da Tabela 7.

A Figura 32 mostra a variação de torque eletromagnético dos motores para a situação de falta simétrica evidenciada. Entretanto, apesar do comportamento similar a situação anteriormente estudada (Figura 28), o pico do torque observado é superior, pois a severidade da falta trifásica é mais expressiva que a falta monofásica conforme ilustrado.

Figura 31 – Variação da corrente sobre os motores para uma falta ABCT no barramento BLT3.

Figura 32 – Torque eletromagnético dos motores para uma falta ABCT no barramento BLT3.

A Figura 33 apresenta o nível de tensão nos terminais de alimentação dos motores de indução, sendo evidenciada a severidade da falta trifásica. Após a eliminação da falta e recuperação da tensão, os MIT retomam o torque eletromagnético e aceleração nominais.

Figura 33 – Tensões nos terminais dos motores para uma falta ABCT no barramento BLT3.

5.5.6 Afundamento de tensão simétrico quando da atuação do religador

Em sistemas de distribuição em 13,8kV é frequente a utilização de religadores automáticos de tensão para o restabelecimento rápido do sistema em caso de defeitos. Sendo assim, o motor de indução pode ser exposto a sucessivos afundamentos devido à atuação de religadores de tensão conectados ao sistema de distribuição. Desta forma, este teste tem o objetivo de verificar o comportamento do motor sob a influência deste equipamento.

O afundamento de tensão com 72% de tensão remanescente, neste caso, foi ocasionado por uma falta trifásica no meio da linha de distribuição (LD), na qual está localizado um religador. Após 100ms, o religador veio tentar a eliminar a falta, isolando o trecho defeituoso. Este é religado novamente após 2 segundos. Com a persistência da falta, o dispositivo tornou a desenergizar a LD, tornando a ligá-la 3 segundos após, conforme ilustra a Figura 34.

Figura 34 – Gráfico de atuação do religador.

A Figura 35 mostra que as velocidades dos motores caíram 1,8% e 4,7% dos valores nominais durante a primeira e a segunda atuação do religador, respectivamente. É importante observar que após o restabelecimento do sistema à condição normal de operação, os motores demoraram 1,3 segundos para alcançar as velocidades nominais após o segundo afundamento, onde os percentuais de diminuição das velocidades para o segundo ciclo de religamento se devem a maior permanência do defeito sobre a linha de distribuição LD.

A variação das correntes dos motores é outro aspecto a ser analisado, uma vez que em um curto período de tempo há várias elevações dos valores desta grandeza, o que proporciona uma maior solicitação do isolamento dos mesmos.

Figura 35 – Velocidade dos motores frente à atuação do religador.

Figura 36 – Variação das correntes dos motores para a atuação do religador.

A Figura 36 ilustra as variações das correntes durante sucessivos afundamentos. Vale salientar que o perfil da variação do torque eletromagnético dos motores é similar aquele

observado nos casos anteriores, onde existirão múltiplos picos correspondentes a cada comando de fechamento do religador, conforme ilustrado pela Figura 37.

Figura 37 – Torque eletromagnético dos motores para a atuação do religador.

6. Comentários Finais

O presente trabalho apresentou um modelo de sistema elétrico gerado por simulações computacionais, dispondo do *software* ATP, para caracterizar as respostas dinâmicas dos motores de indução trifásicos frente a distúrbios de energia. O modelo permite a simulação de faltas no SEP, além de diversas manobras e distúrbios capazes de provocar afundamentos no sistema de alimentação dos motores e conseqüentes perdas de eficiência e desempenho.

Para a realização deste estudo foram consideradas as seguintes situações: faltas nas linhas de transmissão e nos barramentos, além do religamento de linhas de distribuição, caracterizando diversos modos de operação.

As respostas dos motores de indução trifásicos aos eventos submetidos mostram que estes podem suportar a maioria dos afundamentos sem comprometer seu funcionamento, desde que a duração e a intensidade do fenômeno sejam moderadas. Desta forma, o grau dos danos devido aos afundamentos nos motores será determinado pela sensibilidade da carga às variações da velocidade.

Deve ser frisado que, apesar de suportarem as situações ilustradas, as variações da corrente proveniente dos afundamentos de tensão diminuem a vida útil dos motores e podem vir a comprometer o seu isolamento, devido à repetitiva ocorrência de um determinado evento. Além disto, os altos impulsos transitórios dos torques eletromagnéticos provenientes dos afundamentos de tensão podem resultar na avaria do eixo do motor de indução e de certos tipos de cargas acopladas.

Para finalizar, vale colocar que este estudo possibilitou a participação e publicação dos resultados evidenciados nos seguintes eventos técnico-científicos: na *VIII Conferência Internacional de Aplicações Industriais - INDUSCOM, 2008* [40] e no *XVII Congresso Brasileiro de Automática - CBA, 2008* [41]. Além destes, tem-se a aceitação de um trabalho

para o *XX Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica - SNPTEE, 2009* [42] e, em submissão, para a *VIII Conferência Brasileira sobre Qualidade de Energia Elétrica - CBQEE, 2009* [43], a serem realizados no ano corrente.

6.1 Continuidade da Pesquisa

Conforme apresentado nos capítulos anteriores, este documento caracteriza um estudo dos MIT inseridos em um sistema elétrico de potência (SEP), tendo como objetivo verificar a resposta dinâmica dos motores de indução trifásicos perante os distúrbios de qualidade da energia.

No que segue, pretende-se conduzir os estudos para desenvolver uma metodologia de modelagem dos MIT para analisar os efeitos das situações de faltas internas aos mesmos. Busca-se por esta metodologia o aprimoramento do estudo para a prevenção dos problemas da máquina, reduzindo custos de manutenção e paradas desnecessárias em campo.

Outro assunto que poderá ser explorado é a análise de um apropriado ajuste dos dispositivos de proteção do SEP quando aplicados aos MIT. Tal análise poderá ser conduzida através dos resultados das simulações quando aplicado os principais tipos de afundamentos de tensão como:

Tipo A – caracterizado por situações de faltas trifásicas e, conseqüentemente, delineando afundamentos trifásicos.

Tipo B – caracterizado por faltas em uma das fases a terra e produzindo então a redução de tensão em uma das fases e, conseqüentemente, elevações nas outras fases sãs do sistema.

Tipo C – caracterizado por faltas entre fases e produzindo uma redução de tensão em duas fases.

Referências Bibliográficas

- [1] Monticelli, e A. Garcia, Introdução a sistemas de energia elétrica, (2 ed.) Editora da UNICAMP (2 ed.), Campinas, 2003.
- [2] W. D. Stevenson, “Elementos de Análise de Sistemas de Potência”, McGraw–Hill do Brasil, Rio de Janeiro, 1978.
- [3] Agência Nacional de Energia Elétrica, “Atlas de energia elétrica do Brasil”, (2 ed.) ANEEL, Brasília, 2005.
- [4] R.Ghandehari, A. Jalilian, “Economical impacts of power quality in power systems”, Universities Power Engineering Conference, Volume 2, 893 – 897, 2004.
- [5] D. Bonatto, E. H. Watanabe, E. A. Mertens Jr., H. W. Dommel, L. F. S. Dias, M. Aredes, S. Carneiro Jr., e S. Nosaki, “Eletrônica de potência e qualidade da energia elétrica: pesquisas cooperativas na Elektro, COPPE/UFRJ e UBC”, *I Congresso de Inovação Tecnológica em Energia Elétrica*, Agência Nacional de Energia Elétrica, Brasília, 2001.
- [6] O. Delmont Filho, “Um algoritmo para detecção, localização e classificação de distúrbios na qualidade da energia elétrica utilizando a transformada wavelet”, Tese de Doutorado, Escola de Engenharia de São Carlos – USP, 2007.
- [7] Bendre, D. Divan, W. Kranz and W. Brumsickle, “Equipment failures caused by power quality disturbances”, in *39th IAS Annual Meeting Industry Applications Conference Record of the 2004 IEEE*, 2004.
- [8] R. C. Dugan, M. F. McGranaghan, S. Santoso and H. W. Beaty, “*Electrical power systems quality*”, McGraw–Hill, New York, 2002.
- [9] Leiria, P. Nunes, A. Morched and M. T. C. de Barros, “Induction motor response to voltage dips”, *Electric Power Systems Research*, 76, 676 – 680, 2006.

- [10] N. A. Júnior e I. E. Chabu, “Motores de alto rendimento - dimensionamento e viabilidade econômica”, *Revista Eletricidade Moderna*, vol. 336, pp. 109 – 129, 2002.
- [11] National Electrical Manufacturers Association, “Motors and generations”, Publication MG1 – 2006 REV 1 2007, Washington, D.C., 2007.
- [12] P. C. Krause and C. H. Thomas, “Simulation of symmetrical induction machinery”, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-84, N°. 11, pp. 1038 – 1053, 1965.
- [13] J. R. Smith, G. J. Rogers and G. W. Buckley, “Application of induction motor simulation models to power station auxiliary pump drives”, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-98, N°. 5, 1824 – 1831, 1979.
- [14] H. K. Lauw and W. S. Meyer, “Universal machine modeling for the representation of rotating electric machinery in an electromagnetic transients program”, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-101, N°. 6, 1342 – 1351, 1982.
- [15] S. S. Waters and R. D. Willoughby, “Modeling induction motors for system studies”, *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. IA-19, N°. 5, 875 – 878, 1983.
- [16] G. J. Rogers, J. D. Manno and R. T. H. Alden, “An aggregate induction motor model for industrial plants”, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-103, N°. 4, 683 – 690, 1984.
- [17] G. J. Rogers and D. Shirmohammadi, “Induction machine modeling for electromagnetic transient program”, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol. EC-2, N°. 4, 622 – 628, 1987.
- [18] Lindenmeyer, H. W. Dommel, A. Moshref and P. Kundur, “An induction motor parameter estimation method”, *Electrical Power and Energy Systems*, 23, 251 – 262, 2001.

- [19] J. C. Das, “Effects of momentary voltage dips on the operation of induction and synchronous Motors”, IEEE Transactions on Industry Applications, 26(4), 711 – 718, 1990.
- [20] M. H. J. Bollen, P. M. E. Dirix, “Simple model for post-fault motor behaviour for reliability / power quality assessment of industrial power systems”, IEE Proceedings Generation, Transmission and Distribution, Vol. 143, N°. 1, 56 – 60, 1996.
- [21] M. H. J. Bollen, E. Styvaktakis, “Characterization of three-phase unbalanced dips (as easy as one-two-three?)”, IEEE Power Engineering Society Summer Meeting, Vol. 2, 899 – 904, 2000.
- [22] A. Felce, G. Matas and Da S. Ysmael, “Voltage sag analysis and solution for an industrial plant with embedded induction motors”, Industry Applications Conference, 39th IAS Annual Meeting, Vol. 4, 2573 – 2578, 2004.
- [23] B. Kang, J. Kim, J. Moon, and S. Yun, “A Study of the impact of voltage sags and temporary interruptions on 3-phase induction Motors”, ICEE Conference Proceedings, Sapporo, Japan, 862—867, 2004.
- [24] G. K. Stefopoulos and A. P. Meliopoulos, “Induction motor load dynamics: impact on voltage recovery phenomena”, 1 – 10, 2006.
- [25] J. Pedra, F. Córcoles and L. Sainz, “Effects of unsymmetrical voltage sags on squirrel-cage induction motors”, IET Generation, Transmission and Distribution, Volume 1, Issue 5, 769 – 775, 2007.
- [26] J. J. Perez, C. A. Cortes and A. Gomez, “A study of voltage sags in electric motors”, Electrical Power Quality and Utilization, EPQU 2007, 9th International Conference, pp.1 – 6, 2007.

- [27] D. Barbosa, “Estimação da frequência em sistemas elétricos de potência através de filtragem adaptativa”, Dissertação de Mestrado”, Escola de Engenharia de São Carlos – USP, 2007.
- [28] ATP, Alternative Transients Program - Rule Book, Leuven EMTP Center (LEC), 1987.
- [29] X. Vieira Filho, “Operação de sistemas de potência com controle automático de geração”, Editora Campus Ltda, Rio de Janeiro, 1984.
- [30] C. Lee, Ed, IEEE Recommended practice for excitation system models for power system stability studies (IEEE Std 421.5-1992), 1992.
- [31] I. Boldea, “Synchronous generators”, CRC Press, Boca Raton, 2006.
- [32] P. Kundur, M. G., “Power system stability and control”, McGraw–Hill, New York, 1994.
- [33] R. Bulgarelli, “Proteção térmica de motores de indução trifásicos industriais”, 2006. 136 p. (Mestrado) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2006.
- [34] D. Reimert, “Protective relaying for power generation systems”, Taylor e Francis Group, Boca Raton, 2006.
- [35] S. Rothe, “An introduction to power system analysis”, John Wiley e Sons, Inc, New York, 1953.
- [36] E. Fitzgerald, Jr. C. Kingsley e S. D. Umans, “Máquinas elétricas”, Bookman, Porto Alegre, 2006.
- [37] S. J. Chapman, “Electric machinery fundamentals”, McGraw–Hill, New York, 2005.
- [38] Furst, “WindSyn: Generation of induction and synchronous machine data for ATP’s U.M. (Universal Machine) simulations, V. 1.0.c, Gabor Furst Consultants Inc., Vancouver, 2003.

- [39] J. R. Smith, “Response analysis of a. c. electrical machines: computer models and simulations”, Research Studies Press Ltd, Taunton, 1990.
- [40] Gibelli, G. B. ; Barbosa, D. ; Oleskovicz, M. ; Coury, D. V. , “Efeitos sobre a resposta dinâmica dos motores de indução trifásicos quando da ocorrência de afundamentos de tensão na rede de alimentação”, In: VIII Conferência Internacional de Aplicações Industriais, 2008, Poços de Caldas. INDUSCON 2008, 2008.
- [41] Gibelli, G. B. ; Barbosa, D. ; Oleskovicz, M. ; Coury, D. V. , “Resposta dinâmica dos motores de indução trifásicos à afundamentos de tensão na rede de alimentação”, In: XVII Congresso Brasileiro de Automática, 2008, Juiz de Fora, CBA 2008, 2008.
- [42] Daniel Barbosa, Gerson Bessa Gibelli, Ulisses C. Netto, Mário Oleskovicz, Denis V. Coury, “Estudo comparativo da resposta dinâmica dos motores de indução trifásicos quando submetidos a afundamentos de tensão no sistema elétrico de potência”, In: XX Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica - SNPTEE, 2009, Recife, 2009.
- [43] Gerson Bessa Gibelli, Ulisses C. Netto, Daniel Barbosa, Mário Oleskovicz e Denis V. Coury, “A suportabilidade e o desempenho da operação dos motores de indução trifásicos frente aos afundamentos de tensão”, In: VIII Conferência Brasileira sobre Qualidade de Energia Elétrica - CBQEE, 2009, Blumenau, 2009.