UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS FACULDADE DE ENGENHARIA ELÉTRICA E DE COMPUTAÇÃO DEPARTAMENTO DE SISTEMAS DE ENERGIA ELÉTRICA

DESENVOLVIMENTO DE MÉTODOS ANALÍTICOS E GRÁFICOS PARA ANÁLISE DA PARTIDA DIRETA DE MOTORES DE INDUÇÃO EM INSTALAÇÕES INDUSTRIAIS

Autora: Cecília de Freitas Morais

Orientador: Prof. Dr. Walmir de Freitas Filho

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação da UNICAMP como parte dos requisitos exigidos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica Área de Concentração: Energia Elétrica

Comissão Julgadora: Prof. Dr.Walmir de Freitas Filho Dr. Alexandre Brandão Nassif Prof. Dr. Madson Cortes de Almeida

FEEC/UNICAMP Hydro-One FEEC/UNICAMP

Campinas, 18 de fevereiro de 2011.

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

M792d	Morais, Cecília de Freitas Desenvolvimento de métodos analíticos e gráficos para análise da partida direta de motores de indução em instalações industriais / Cecília de Freitas Morais Campinas, SP: [s.n.], 2011.
	Orientador: Walmir de Freitas Filho. Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação.
	1. Máquinas elétricas de indução. 2. Máquinas elétricas síncronas. 3. Motores. 4. Energia elétrica - Conservação. 5. Acionamento elétrico. I. Freitas Filho, Walmir de. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação. III. Título.

Título em Inglês: Development of graphical and analytical methods for analysis of direct starting of induction motors in industrial facilities
Palavras-chave em Inglês: Induction motor, Synchronous generator, Motors, Electric power - Conservation, Electrically
Área de concentração: Energia elétrica
Titulação: Mestre em Engenharia Elétrica
Banca examinadora: Alexandre Brandão Nassif, Madson Cortes de Almeida
Data da defesa: 18/02/2011
Programa de Pós Graduação: Engenharia Elétrica

COMISSÃO JULGADORA - TESE DE MESTRADO

Candidata: Cecília de Freitas Morais

Data da Defesa: 18 de fevereiro de 2011

Título da Tese: "Desenvolvimento de métodos analíticos e gráficos para análise da partida direta de motores de indução em instalações industriais"

11 Emb
Prof. Dr. Walmir de Freitas Filho (Presidente):
Dr. Alexandre Brandão Nassif:Alexandre http://
Prof. Dr. Madson Cortes de Almeida:

Agradecimentos

Agradeço a Deus pela vida, que me permite gozar de boas experiências e aprender com as situações adversas, por ter colocado boas pessoas em meu caminho, às quais pretendo agradecer nas linhas seguintes.

A meus familiares Freitas e Morais a quem eu devo todas minhas vitórias e que, mesmo à tão longa distância, ocupam boa parte dos meus pensamentos. Especialmente aos meus pais por terem apoiado meus estudos e com os quais sempre posso contar e às minhas melhores amigas e irmãs: Vanessa e Nathalia. Agradeço também à família Niro que me acolheu em Campinas. Ao Glauco pela sua generosidade, apoio incondicional, solicitude e companheirismo em todos os minutos. À Eline por ter me acompanhado em grande parte dessa empreitada. Agradeço aos meus professores e companheiros da UFG e da CELG que me prepararam e me encorajaram a ingressar na Pós-Graduação.

Minha gratidão aos professores do DSEE, principalmente ao meu orientador, professor Dr. Walmir de Freitas Filho, ao qual eu muito respeito, por me abrir as portas da Unicamp e também por ser o responsável pela minha passagem pelos três diferentes laboratórios do departamento, o que me permitiu conhecer várias pessoas, fazer amigos e aprender ainda mais. Agradeço aos colegas do LE19 pela amizade, em especial ao Jorge, que me ajudou em várias de minhas tarefas e aos demais que me acompanharam durante todo o ano de 2009 (Anzai, Beatriz, Danilo, Eline, Leonardo, Manfred, Marcos, Marina e Patrícia), também aos amigos de LE23 (Glauco e David), no qual tive minha menor estadia, mas um tempo muito proveitoso, onde fiz boa parte dos progressos em meu projeto. Gostaria de agradecer aos nobres companheiros do LE47 (Fernanda, Hugo, Paulo e Tiago) pela companhia nos cafés, pelos ensinamentos pessoais e profissionais e pela amizade. Agradeço ao Silvio, *mi socio de todos laboratorios*, e grande amigo. Aos companheiros de aventuras e de bate-papo: Luiz Eduardo, Juan e Diana.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), agradeço pelo apoio financeiro.

Resumo

Um dos distúrbios mais freqüentes acarretados pela partida direta de grandes motores de indução é o afundamento de tensão decorrente das elevadas correntes de energização drenadas pelos mesmos durante a fase inicial de aceleração. Essas variações da magnitude de tensão podem deteriorar a operação de cargas sensíveis, geradores e relés digitais existentes em instalações industriais. Portanto, sempre que um novo motor de indução é conectado em uma instalação industrial, os engenheiros de planejamento estão interessados em saber se esse procedimento irá resultar em níveis aceitáveis de afundamentos de tensão. O impacto da partida do motor de indução na qualidade de energia pode ser avaliado por estudos que exigem complexas e numerosas simulações de transitórios eletromagnéticos, o que demanda um considerável tempo de mão de obra altamente especializada. Nesse contexto, o objetivo dessa dissertação de mestrado é desenvolver métodos analíticos e gráficos confiáveis e práticos que auxiliem os engenheiros de planejamento nos projetos de instalação e de partida de motores de indução em instalações industriais com cargas sensíveis a variações de tensão. Tais métodos foram desenvolvidos para análise de motores de indução do tipo gaiola de esquilo com partida direta, tendo em vista que esse é um esquema bastante adotado devido ao seu baixo custo e simplicidade. Os métodos analíticos são desenvolvidos através da solução dos modelos matemáticos de regime permanente e dinâmicos dos diversos componentes da instalação industrial. A precisão dos métodos analíticos propostos é verificada através da comparação dos respectivos resultados com aqueles obtidos através de simulações de transitórios eletromagnéticos. O objetivo dos métodos gráficos é facilitar a compreensão das informações relacionadas ao comportamento dinâmico da tensão através de gráficos semelhantes aos tipicamente utilizados na análise de qualidade de energia (e.g., ITIC - Information Technology Industry Council).

Palavras-chave: Motor de indução, gerador síncrono, partida de motor, qualidade de energia, afundamento de tensão.

Abstract

One of the most common disturbances caused by the starting of large induction motors is the voltage sag that occurs due to the high inrush current. These variations in voltage and current magnitude can deteriorate the operation of generators, sensitive loads and digital relays in industrial facilities. Therefore, whenever a new induction motor is connected to the system, planning engineers want to know if the motor starting would result in acceptable voltage sag levels. The impact of the induction motors starting on the power quality can be assessed by studies that require numerous and complex electromagnetic transient simulations, which is very time-consuming. In this context, the objective of this work is to develop simple graphical and analytical methods to assist planning engineers when analyzing the installation of new induction motors in industrial facilities. This work will focus on squirrel-cage induction motors with direct start, since this scheme is extremely adopted due to its low cost and simplicity. The analytical methods are developed through the solution of the steady state and dynamic models of the several components of the industrial facility. The accuracy of the analytical methods proposed is validated through comparison with the results obtained by repetitive electromagnetic transient simulations. The objective of the methods is to facilitate the understanding of the information obtained about the dynamic behavior of the voltage through charts typically used in the analysis of power quality (e.g., ITIC - Information Technology Industry Council).

Keywords: Induction motor, synchronous generator, motor starting, power quality, voltage sag.

Índice

CAP	ÍTUL	O 1	1
INTI	RODI	JÇÃO	1
1	l.1.	MAGNITUDE DO AFUNDAMENTO DE TENSÃO	2
1	1.2.	DURAÇÃO DO AFUNDAMENTO DE TENSÃO	3
1	1.3.	CINTILAÇÃO LUMINOSA (FLICKER)	4
1	l.4.	INSTALAÇÕES COM GERADORES SÍNCRONOS	5
1	1.5.	ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	5
CAP	ÍTUL	O 2	7
PAR	TIDA	DIRETA DO MOTOR DE INDUÇÃO E QUALIDADE DE ENERGIA	7
2	2.1.	CARACTERÍSTICAS DA PARTIDA DIRETA DE MOTORES DE INDUÇÃO	7
	2.1.1. 2.1.2.	Comportamento da Tensão e Corrente Período de Aceleração do Motor	9 11
2	2.2.	IMPACTOS DA PARTIDA DIRETA DO MOTOR DE INDUÇÃO NA QEE	12
	2.2.1. 2.2.2.	Afundamento de Tensão Flicker	12 14
2	2.3.	MÉTODOS DE ANÁLISE DA PARTIDA DE MOTORES DE INDUÇÃO	15
	2.3.1. 2.3.2.	Métodos Baseados em Modelos de Regime Permanente Métodos Baseados em Modelos Dinâmicos	15 18
2	2.4.	MÉTODOS ALTERNATIVOS DE PARTIDA DE MOTORES DE INDUÇÃO	19
	2.4.1. 2.4.2. 2.4.3. 2.4.4.	Partida Através de Dispositivos Eletromecânicos Partida com Compensação Capacitiva Partida Suave (Soft-Starter) Partida via Inversores de Freqüência Variável (VFD)	19 20 21 22
2	2.5.	CONCLUSÕES PARCIAIS	23
CAP	ÍTUL	O 3	24
MÉT IND	TODC UÇÃ() PARA AVALIAÇÃO DO IMPACTO DA PARTIDA DE MOTORES DE O NA MAGNITUDE DO AFUNDAMENTO DE TENSÃO	24
3	3.1.	DESENVOLVIMENTO DO MÉTODO PROPOSTO	26
3	3.2.	ANÁLISES DE SENSIBILIDADE	29
3	3.3.	RESULTADOS DE VALIDAÇÃO	34
3	3.3.1.	Análise Comparativa dos Gráficos via Simulação e Fórmulas	36

3.4.	CONCLUSÕES PARCIAIS	. 40
CAPÍTU	CAPÍTULO 4	
MÉTODOS PARA AVALIAÇÃO DO IMPACTO DA PARTIDA DE MOTORES NA DURAÇÃO DO AFUNDAMENTO DE TENSÃO		. 41
4.1.	DESENVOLVIMENTO DO MÉTODO PROPOSTO	. 44
4.2.	ANÁLISES DE SENSIBILIDADE	. 50
4.3.	RESULTADOS DE VALIDAÇÃO	. 55
4.3.1	Análise Comparativa dos Gráficos via Simulação e Fórmulas	. 58
4.4.	CONCLUSÕES PARCIAIS	. 63
CAPÍTU	LO 5	. 65
MÉTOD INDUÇÃ	O GRÁFICO PARA AVALIAÇÃO DA PARTIDA DIRETA DO MOTOR DE O EM INSTALAÇÕES COM GERADOR SÍNCRONO	. 65
5.1. INDU	CARACTERÍSTICAS DA PARTIDA DIRETA DE UM MOTOR DE JÇÃO EM SISTEMAS COM GERADORES SÍNCRONOS	. 65
5.1.1	Resultados de Simulação	. 67
5.2.	IMPACTO DO GERADOR SÍNCRONO NA CAPACIDADE MÁXIMA	71
PERI	AISSIVEL DO MOTOR DE INDUÇÃO	. /1
5.3.	CONCLUSOES PARCIAIS	. 75
CAPITU	CAPÍTULO 6	
CONCLU	JSOES	. 76
6.1.	SUGESTOES PARA TRABALHOS FUTUROS	. 78
REFERÊ	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	
APÊNDI	CE A	. 82
DESENV AFUNDA	OLVIMENTO ANALÍTICO DAS FÓRMULAS DE MAGNITUDE DO AMENTO DE TENSÃO	. 82
APÊNDI	CE B	. 85
DESENV AFUNDA	OLVIMENTO ANALÍTICO DAS FÓRMULAS DE DURAÇÃO DO AMENTO DE TENSÃO	. 85
APÊNDI	CE C	. 88
PARÂMI	ETROS DOS SISTEMAS ANALISADOS	. 88

Índice de Figuras

Figura 2.1: Sistema elétrico típico da partida de um motor de indução	7
Figura 2.2: Circuito equivalente simplificado da partida do motor de indução	
Figura 2.3: Formas de onda da fase A e valores RMS da corrente e tensão devido à	
partida do motor de indução	10
Figura 2.4: Curva velocidade versus fator de potência do motor	
Figura 2.5: Características de torque do motor de indução	
Figura 2.6: Curva ITIC (fonte: [9]).	
Figura 2.7: Circuito equivalente do motor de indução conectado a uma rede de	
distribuição	
Figura 2.8: Circuito equivalente simplificado da partida do motor de indução	
Figura 2.9: Topologia dos esquemas de partida via inversores de freqüência variável	
(VFD)	
Figura 3.1: Sistema elétrico típico da partida de um motor de indução	25
Figura 3.2: Método gráfico proposto	
Figura 3.3: Circuito elétrico equivalente para a avaliação da partida do motor de	
indução	
Figura 3.4: Sensibilidade em relação ao parâmetro K_{TR} ($\gamma = 4\%$, $K_I = 6$, $\cos \varphi = 0.2$ e	
<i>α</i> =2)	
Figura 3.5: Sensibilidade em relação ao parâmetro X/R (α) ($\gamma = 4\%$, $K_I = 6$, $K_{TR} = 2$,	
$cos\phi = 0.2$)	
Figura 3.6: Sensibilidade em relação ao parâmetro $K_I (\gamma = 4\%, \alpha = 2, K_{TR} = 2, \cos\varphi =$	
0.2)	
Figura 3.7: Sensibilidade em relação ao parâmetro $cos \varphi$ ($\gamma = 4\%$, $K_{TR} = 1$, $K_I = 6$, $\alpha =$	
$1 e \alpha = 10$)	
Figura 3.8: Diagrama fasorial para análise de sensibilidade do método proposto em	
relação ao parâmetro <i>cosq</i>	
Figura 3.9: Gráfico da magnitude do afundamento de tensão (α =10, $cos \varphi$ =0.1, γ =5%,	
$K_{TR}=2, K_{I}=6$).	
Figura 3.10: Resultado de simulação para V_{PAC} comprovando a eficácia do gráfico de	
magnitude do afundamento de tensão	
Figura 3.11: Comparação da fórmula analítica com a simulação dinâmica para a	
variação dos parâmetros K_{TR} , K_I , $\alpha e \cos \varphi$	
Figura 4.1: Gráfico do impacto da partida do motor na duração do afundamento de	
tensão.	
Figura 4.2: Sistema de distribuição de 25 kV conectado ao motor de indução por um	10
transformador abaixador.	
Figura 4.3: Curva ITIC.	
Figura 4.4: Impacto da constante de inercia na partida do motor	
Figura 4.5: Impacto da partida do motor de indução no afundamento de tensão para	40
$S_{CC} = 10 \text{ MVA}.$	
Figura 4.0: Urcuito equivalente do motor de indução.	

Figura 4.7: Sensibilidade em relação ao parâmetro $cos \phi$ ($\alpha = 10, \gamma = 4\%, K_{TR} = 1.2, K_I = 6$).	51
Figura 4.8: Sensibilidade em relação ao parâmetro $K_I (\alpha = 10, \gamma = 4\%, K_{TR} = 1.2, cos\alpha = 0.15)$	53
Figura 4.9: Sensibilidade em relação ao parâmetro $\gamma (\alpha = 10, K_I = 6, \gamma = 4\%, K_{TR} = 1.2, \cos \alpha = 0.15)$	55
Figura 4.10: Sensibilidade em relação ao parâmetro K_{TR} ($\alpha = 10, \gamma = 4\%, K_I = 6, cos \varphi$ - 0.15)	55
Figura 4.11: Sensibilidade em relação ao parâmetro X/R (α) ($K_I = 6, \gamma = 4\%, K_{TR} = 1.2, \cos \alpha = 0.15$)	54
Figura 4.12: Gráfico da duração do afundamento de tensão (α =10, K _{TR} =2, γ =4%, K_{r=6} cos(α =0, 15)	55
Figura 4.13: Resultado de simulação para V_{PAC} comprovando a eficácia do gráfico de duração do afundamento de tensão	50
Figura 4.14: Comparação de V_{PAC} com os limites pré-estabelecidos: 0.9 e 0.8 p.u Figura 4.15: Comparação do tempo de aceleração do rotor com o tempo pré definido	57
(informação obtida da curva ITIC - t_a =10 segundos)	60
rigura 4.10. Comparação dos graneos obtidos considerando ou não o ramo de magnetização do MI para análise de sensibilidade dos parâmetros $cos \varphi$,	
α e K_{TR} Figura 4.17: Comparação dos gráficos obtidos considerando ou não o ramo de	62
magnetização do MI para análise de sensibilidade dos parâmetros $\gamma e K_1$ Figura 5.1: Esquema elétrico da partida de um MI em uma rede com GS	63 66
Figura 5.2: Afundamento de tensão no PAC para diferentes valores da capacidade do gerador síncrono distribuído controlado para manter f.p. unitário (S _{CC} =	60
Figura 5.3: Afundamento de tensão no PAC para diferentes valores da capacidade do	68
gerador sincrono distribuido controlado para manter tensão terminal em 1 pu ($S_{CC} = 100 \text{ MVA e } S_M = 3000 \text{ hp}$)	69
Figura 5.4: Tensão nos terminais do gerador distribuido controlado para manter 1.p. unitário para diferentes valores de capacidade do motor de indução (S_{CC}	71
= 100 M V A e S _{GER} = 1 M V A). Figura 5.5 − S_{CC} x S_M para vários S_{GER} , $V_{PAC} \cong 0.9$ p.u. com controle de tensão	71
Figura 5.6 – $S_{CC} \ge S_M$ para vários S_{GER} , $V_{PAC} \cong 0.9$ p.u. com controle de fator de potência	73
Figura 5.7 – $S_{CC} \ge S_M$ para vários S_{GER} , $V_{GER} \cong 0.8$ p.u. com controle de tensão Figura 5.8 – $S_{CC} \ge S_M$ para vários S_{GER} , $V_{GER} \cong 0.8$ p.u. com controle de fator de	74
potência	75
Figura B. 1: Circuito equivalente de partida direta do motor de indução	85

Índice de Tabelas

Tabela 5.1: Magnitude do afundamento de tensão no PAC para diferentes valores de	
capacidade do gerador distribuído ($S_{CC} = 100 \text{ MVA e } S_M = 3000 \text{ hp}$)	69
Tabela 5.2: Magnitude do afundamento de tensão no PAC para diferentes valores de	
capacidade do motor de indução ($S_{CC} = 100 \text{ MVA e } S_{GER} = 1 \text{ MVA}$)	70
Tabela C. 1: Dados do Sistema e do Motor de Indução usados nos Capítulos 3 e 4	88
Tabela C. 2: Dados do Sistema e do Motor de Indução usados no Capítulos 5	88
Tabela C. 3: Dados do Gerador Síncrono usado no Capítulos 5	89

Capítulo 1

Introdução

A qualidade da energia elétrica (QEE) constitui na atualidade um fator crucial para a competitividade de praticamente todos os participantes dos setores industriais e de serviços. O crescente uso de equipamentos computadorizados sensíveis às perturbações do sistema elétrico tem exigido requisitos de qualidade de energia cada vez mais rigorosos ([1]-[2]). Entretanto, não existe uma convenção ou consenso sobre a definição de qualidade. Por causa da rápida evolução dos sistemas de energia elétrica nos últimos anos, este conceito também vem sofrendo alterações periodicamente. O conceito de qualidade de energia está relacionado a um conjunto de alterações que podem ocorrer no sistema elétrico. Entre muitas definições da literatura, a qualidade de energia pode ser relacionada com qualquer problema manifestado na tensão (i.e., magnitude, freqüência e fase) que resulte em falha ou má operação de equipamento dos consumidores ([2]).

Problemas de qualidade de energia provocados pela partida de motores de indução têm sido investigados há bastante tempo ([1]-[3]), em especial nos últimos anos devido ao aumento do uso de cargas sensíveis tais como computadores, relés digitais, robôs industriais, equipamentos hospitalares, motores controlados via eletrônica de potência, etc. A partida direta de grandes motores exige uma alta corrente de energização da rede, a qual provoca uma queda de tensão ao longo das linhas de distribuição e demais elementos conectados em série ocasionando um afundamento na tensão no ponto de acoplamento comum (PAC), o qual representa o ponto de conexão entre a concessionária de energia elétrica e o consumidor. Afundamentos de tensão de grande magnitude e com duração superior a 30 ciclos podem ser produzidos, sobretudo quando um motor de grande porte é conectado em um ponto do sistema com baixo nível de curto-circuito ([4]-[7]). Tais afundamentos de longa duração podem levar a interrupção de vários equipamentos sensíveis ([1]-[2]). Além disso, oscilações periódicas de tensão de pequena duração,

conhecidas como *flicker*, podem surgir decorrentes da partida freqüente ou esporádica do motor de indução. Portanto, sempre que um novo motor de indução é conectado na rede, os engenheiros de planejamento estão interessados em saber se a partida do motor irá resultar em níveis aceitáveis de afundamento de tensão e *flicker* de acordo com as limitações impostas pelas normas tipicamente adotadas, como a curva CBEMA (*Computer & Business Equipment Manufacturers Association*) ([8]), a curva ITIC (*Information Technology Industry Council*) ([9]) e as normas sobre *flicker* do IEC/IEEE ([10]).

Embora esse não seja um tópico novo e que diversas propostas surjam freqüentemente com o intuito de analisar o impacto da partida de motores na QEE, esse trabalho se atenta para a necessidade do emprego de métodos práticos, rápidos e intuitivos para a análise desse tipo de procedimento, evitando a necessidade de realizar numerosos estudos de transitórios eletromagnéticos. Nesse contexto, o objetivo dessa dissertação é propor métodos analíticos e gráficos que constituam ferramentas rápidas e confiáveis para análise de problemas de qualidade de energia derivados da partida direta de motores de indução do tipo gaiola de esquilo em instalações industriais como na questão do afundamento de tensão. Esse trabalho pretende apresentar métodos que permitam definir quando um dado sistema desrespeitará os limites impostos e ocasionará um problema de qualidade de energia. Nas subseções seguintes, detalhes sobre a abordagem empregada no estudo da magnitude do afundamento de tensão, da duração desse afundamento e em relação aos possíveis impactos adicionais que podem ocorrer em instalações com geradores síncronos distribuídos são brevemente apresentados.

1.1. Magnitude do Afundamento de Tensão

O elevado valor de corrente drenada durante a partida direta de motores de indução pode provocar problemas de afundamento de tensão quando essa corrente percorre as impedâncias dos alimentadores da rede de distribuição, bem como dos demais equipamentos conectados em série. Como será mostrada mais adiante, a magnitude do afundamento de tensão depende principalmente do nível de curto-circuito do sistema e da capacidade (potência) do motor de indução. Se o sistema é fraco (ou seja, apresenta baixo nível de curto-circuito), o afundamento de tensão é mais acentuado do que o caso em que o sistema é forte (relacionado com um elevado nível de curto-circuito).

As metodologias tipicamente empregadas para estudar o impacto da partida de motores na magnitude do afundamento de tensão são baseadas em modelos de regime permanente ([11]-[12]). Com esses modelos, embora as características de transitórios eletromagnéticos sejam desprezadas, foi possível realizar uma série de simplificações que resultaram em fórmulas analíticas simples capazes de relacionar a tensão no ponto de acoplamento comum (PAC), o nível de curto-circuito do sistema e a capacidade do motor de indução. O gráfico proposto neste trabalho é um conjunto de curvas que relacionam o nível de curto-circuito do sistema (eixo y) com a potência do motor (eixo x) para um certo nível de magnitude do afundamento de tensão permitido. Essa curva é um limite acima do qual o impacto da partida pode ser considerado irrelevante e abaixo do qual pode ser problemática, demandando que estudos detalhados sejam conduzidos. Esse tópico será desenvolvido no Capítulo 3.

Adicionalmente, as fórmulas e os gráficos resultantes simplificam significativamente estudos de sensibilidades, os quais buscam avaliar o impacto de vários parâmetros, como capacidade do transformador, relação X/R do alimentador de distribuição, múltiplo da corrente nominal no momento da energização, impedância do transformador e fator de potência inicial do motor. Esse estudo de sensibilidade será apresentado também no Capítulo 3.

1.2. Duração do Afundamento de Tensão

Considerar apenas a magnitude do afundamento de tensão não é suficiente para entender o impacto da partida direta do motor na qualidade de energia, uma vez que a severidade de um evento de afundamento de tensão é função tanto da sua magnitude como da sua duração. Se o conjunto motor-carga mecânica tiver uma grande constante de inércia, o processo de partida do motor pode ser longo o suficiente para causar um problema ainda mais severo de qualidade de energia elétrica. Basicamente, a duração do afundamento de tensão é determinada pelo período de aceleração do motor. Esse período pode ser obtido através da integração numérica ou analítica da diferença entre o torque eletromagnético do motor e o torque mecânico da carga ([12]-[13]). O torque eletromagnético é proporcional ao quadrado da tensão terminal do motor e o torque mecânico geralmente não é constante e varia com a velocidade do motor, dependendo do tipo de carga mecânica. Esses fatores dificultam a obtenção de fórmulas analíticas e gráficos simples para determinar a duração do afundamento de tensão.

O afundamento de tensão no ponto de acoplamento comum causado pela partida direta do motor de indução pode ser representado sobre a curva de susceptibilidade de equipamentos sensíveis a variações de tensão, como a curva ITIC ([9]). A idéia proposta nesta dissertação é a de comparar essa curva com os valores de capacidade do motor e de nível de curto-circuito do sistema uma vez que esses fornecem informações da magnitude do afundamento de tensão e do tempo de recuperação de tensão para cada evento de partida na magnitude do afundamento de tensão, esse gráfico proposto para avaliar o impacto da partida na magnitude do afundamento de tensão, esse gráfico também é constituído por um conjunto de curvas que relacionam a constante de inércia do motor em segundos (eixo y) com a potência do motor normalizada em relação ao nível de curto-circuito do sistema um limite, acima do qual ocorrem problemas de qualidade de energia em relação ao quesito duração do afundamento de tensão e abaixo do qual o impacto é insignificante. Esse tópico será desenvolvido no Capítulo 4.

1.3. Cintilação Luminosa (*Flicker*)

Cargas industriais que exibem variações contínuas e rápidas na magnitude da corrente drenada podem causar variações periódicas ou aperiódicas na tensão que são freqüentemente referidas como *flicker* ou flutuação de tensão. Flutuação de tensão constitui um fenômeno eletromagnético enquanto *flicker* é o resultado indesejável da flutuação de tensão em algumas cargas causando cintilação luminosa ([1]-[2], [14]). O fenômeno de *flicker* merece especial atenção, uma vez que o desconforto visual associado à perceptibilidade do olho humano às variações da intensidade luminosa é, por vezes, indesejável ([15]). O nível de *flicker* causado pela partida do motor de indução é

determinado não apenas pela magnitude do afundamento de tensão, mas também pela freqüência de ocorrência da partida. Outra complicação é que o elemento humano está envolvido na determinação do nível admissível de *flicker*. Assim, apesar da importância deste tópico, devido a dificuldade de análise, nesta dissertação de mestrado, não foram realizados testes experimentais, ou propostos métodos de avaliação do impacto da partida dos motores com relação a esse fenômeno.

1.4. Instalações com Geradores Síncronos

É bastante comum o uso de geradores síncronos em instalações industriais para suprir parte da carga. Nesses casos, portanto, as correntes drenadas pelos motores de indução durante o processo de energização serão fornecidas tanto pela rede como pelos geradores locais. Por conseguinte, a presença de geração local afeta o fenômeno de afundamento de tensão ([16]).

Assim, no Capítulo 5, apresenta-se uma série de estudos para verificar o impacto da presença de geradores síncronos no afundamento de tensão em redes industriais durante a partida de motores de indução. Os resultados mostram que a presença desses geradores pode influenciar a duração e a magnitude desses afundamentos de tensão devido à alteração dos níveis de curto-circuito da rede e das trocas de potência reativa que ocorrem entre o gerador e a rede. Os resultados podem ser utilizados por concessionárias e produtores independentes para entender as conseqüências da instalação desses geradores.

1.5. Estrutura da dissertação

Essa dissertação de mestrado está organizada como segue:

- O Capítulo 2 apresenta uma breve revisão dos pontos mais relevantes a respeito da partida direta de motores de indução: as características de tensão e corrente, os problemas devidos à partida de motores de grande capacidade e as metodologias de análise tipicamente utilizadas.
- O Capítulo 3 propõe o uso de um método gráfico obtido de forma analítica para avaliar o impacto causado pela partida direta de motores de indução na magnitude

do afundamento de tensão. Nesse capítulo também é discutida a aplicação do método e sua precisão, bem como se apresenta um estudo de sensibilidade para verificar a influência de diferentes parâmetros no afundamento de tensão.

- O Capítulo 4 desenvolve um método gráfico para avaliar o impacto causado pela partida direta de motores de indução na duração do afundamento de tensão. Validação e aplicação da metodologia proposta também são apresentadas.
- O Capítulo 5 apresenta uma série de estudos sobre o impacto da existência de geradores síncronos nas instalações industriais durante a partida de motores de indução. Sempre que possível tais estudos são representados através do uso de abordagens gráficas.
- O Capítulo 6 apresenta de forma resumida as principais conclusões obtidas, destacando e listando as contribuições desse trabalho e apresentando sugestões para projetos futuros.

A principal contribuição dos métodos propostos nessa dissertação é permitir realizar análises sobre a partida direta de motores de indução de forma simples e direta sem a necessidade de numerosas simulações de transitórios eletromagnéticos, reduzindo consideravelmente a quantidade de homens/horas demandada.

Capítulo 2

Partida Direta do Motor de Indução e Qualidade de Energia

Pesquisas na área de partida de motores têm sido conduzidas há várias décadas. Métodos tradicionais de partida incluem a partida direta e a partida com tensão reduzida. Com o desenvolvimento da tecnologia de eletrônica de potência, o uso de inversores de freqüência variável para a partida de motores aumentou drasticamente. Entretanto, a partida direta de motores de indução, ou seja, à tensão plena, é o método mais simples e econômico de colocá-los em operação. Este capítulo analisa as características básicas sobre a partida direta de motores de indução bem como apresenta uma discussão sucinta sobre outros métodos de partida.

2.1. Características da Partida Direta de Motores de Indução

Na partida direta do motor de indução (MI), aplica-se a tensão da rede elétrica nos terminais do motor. Trata-se do método mais simples de partida gerando uma grande economia de equipamentos. A Figura 2.1 mostra um diagrama esquemático da partida direta de um motor de indução. Normalmente, transformadores abaixadores são conectados entre a linha de distribuição e o motor.



Figura 2.1: Sistema elétrico típico da partida de um motor de indução.

Após o fechamento da chave, a corrente de partida produzida pelo motor pode atingir de 5 até 8 vezes o valor nominal. Os altos valores de corrente ocorrem visto que é necessário magnetizar a máquina de forma a fornecer energia suficiente para que o motor comece a girar a partir do ponto de repouso.



Figura 2.2: Circuito equivalente simplificado da partida do motor de indução.

Do ponto de vista de modelagem matemática, isso pode ser facilmente verificado pela fato do escorregamento ser elevado na partida (s=1 para $\omega_r=0$ pela equação (1) do escorregamento $\left(s = \frac{\omega_0 - \omega_r}{\omega_0}\right)$, discutida em maiores detalhes no capítulo seguinte) e, por

conseguinte, pela observação da Figura 2.2, a resistência equivalente do rotor é muito baixa ([12]). A corrente permanece nesse patamar até o motor atingir em torno de 85% da velocidade nominal, diminuindo rapidamente em seguida até o valor a plena carga quando o motor atinge a sua velocidade nominal. A corrente de partida do motor é essencialmente reativa devido ao baixo fator de potência durante a aceleração do motor. Conseqüentemente, uma grande quantidade de potência reativa é demandada da rede, e se essa for fraca (i.e., com baixo nível de curto-circuito), a súbita demanda de potência reativa irá causar um grande afundamento de tensão nos terminais da máquina, que por sua vez cria afundamentos de tensão ao longo dos alimentadores. Além disso, a queda de tensão no terminal do motor reduz o torque de partida, uma vez que o torque desenvolvido por um motor de indução é proporcional ao quadrado da tensão aplicada pela rede. Além dos problemas de qualidade de energia elétrica, ocorrem períodos de aceleração e desaceleração no motor levando a vibrações mecânicas ([12], [17]-[18]).

2.1.1. Comportamento da Tensão e Corrente

A Figura 2.3 mostra o comportamento da tensão e corrente no PAC devido à partida direta do MI na rede mostrada na Figura 2.1 determinado via uma simulação de transitórios eletromagnéticos. No início da partida do motor, o rotor está parado e a resistência equivalente do rotor é muito pequena, com isso, o motor se comporta como um transformador com seu secundário, composto pelo circuito equivalente do rotor, em curtocircuito. Assim, uma corrente elevada é induzida no rotor, o que resulta em uma corrente elevada no estator. Logo após o motor ser conectado à rede, o rotor começa a girar e a aumentar sua velocidade gradativamente. Deste modo, a resistência equivalente do rotor também aumenta. Como resultado, a alta corrente de partida diminui com a aceleração do rotor até a condição de regime permanente. Neste momento, a resistência equivalente do rotor é relativamente grande e o motor é operado em sua condição nominal ([12]). A variação da corrente RMS do estator pode ser observada na Figura 2.3(c) e a variação da tensão RMS no ponto de acoplamento comum (PAC) é ilustrada na Figura 2.3(d). Pode-se observar que, inicialmente, a tensão é reduzida para um valor baixo e, em seguida, se recupera para seu novo valor de regime permanente após o período de tempo necessário para a aceleração do motor.







(b) fase A da tensão no PAC



Figura 2.3: Formas de onda da fase A e valores RMS da corrente e tensão devido à partida do motor de indução.

A partir dos resultados apresentados na Figura 2.3(c), pode-se observar que, inicialmente, há um pico muito alto de corrente, que decresce rapidamente para o seu valor de regime permanente. Isso é causado pelos transitórios produzidos a partir da conexão do motor com a rede, sendo que a magnitude do pico depende também do ângulo da tensão no PAC no momento do fechamento da chave ([1]). O pico inicial pode ser avaliado calculando-se a corrente de curto-circuito trifásico no ponto de conexão (PAC) do motor, levando em conta a impedância do enrolamento do estator ([19]).

A corrente de partida do motor de indução é essencialmente reativa uma vez que, do ponto de vista matemático, a resistência equivalente do rotor é muito pequena durante o período inicial e a potência ativa consumida pelo motor é pequena. O fator de potência da corrente do estator do motor assume um valor em torno de 0.2 a 0.3 no início da partida. A Figura 2.4 mostra o comportamento do fator de potência nos terminais do motor em relação à velocidade do motor considerando o esquema mostrado na Figura 2.1. Verifica-se que o fator de potência do motor fica abaixo de 0.6 até a velocidade do motor atingir cerca de 95% da velocidade nominal, e, então, aumenta para 0.85 quando o motor atinge a velocidade nominal.



Figura 2.4: Curva velocidade versus fator de potência do motor.

2.1.2. Período de Aceleração do Motor

O período de duração da aceleração após a partida do motor é diretamente afetado pelo torque de aceleração, o qual é composto pela diferença entre o torque eletromagnético do motor e o torque mecânico da carga. A Figura 2.5 apresenta as características de torque para o motor representado na Figura 2.1 para uma carga cujo torque varia com o quadrado da velocidade. No instante de energização do motor, há um torque de aceleração positivo, visto que o torque eletromagnético é maior que o torque mecânico. Contudo, durante o período de aceleração, pode-se verificar que o torque mecânico cresce continuamente, ao passo que o torque eletromagnético apresenta período de elevação e redução, levando a trepidações mecânicas no conjunto motor-carga ([12]-[13]). No ponto de equilíbrio, o torque eletromagnético se iguala ao torque mecânico. Durante esse processo, o torque mecânico líquido da carga deve ser menor que o torque eletromagnético líquido para que o motor acelere. A constante de inércia de ambos rotor e carga do motor é um fator importante que afeta o tempo de aceleração. Constantes de inércia elevadas estão relacionadas a longos períodos de aceleração.



Figura 2.5: Características de torque do motor de indução.

2.2. Impactos da Partida Direta do Motor de Indução na QEE

A partida direta de motores de indução pode ocasionar problemas de qualidade de energia, em especial quando um motor de grande capacidade é conectado em uma rede com baixo nível de curto-circuito. Dentre esses problemas destacam-se os afundamentos de tensão e as oscilações luminosas ou *flicker*. Esta seção traz uma breve discussão sobre esses fenômenos.

2.2.1. Afundamento de Tensão

Para motores de indução de grande porte, a duração da aceleração do motor após a sua partida direta pode chegar a vários minutos. O efeito indesejável gerado pelo consumo de uma elevada corrente de partida ocasionará problemas de afundamento de tensão a partir do momento que essa corrente flui pelos alimentadores da rede de distribuição. A magnitude do afundamento de tensão está fortemente relacionada com o nível de curto-circuito do sistema e a capacidade do motor. Se o sistema é fraco, ou seja, o sistema apresenta um baixo nível de curto-circuito, o problema de afundamento de tensão será mais acentuado do que no caso em que o sistema é forte (*i.e.*, elevado nível de curto-circuito). Essa relação será mostrada com mais detalhes e com embasamento teórico no Capítulo 3.

A duração do afundamento de tensão é determinada pelo período de aceleração do motor. Esse período pode ser obtido através da integração numérica da diferença entre o torque eletromagnético do motor e o torque mecânico da carga ([12]-[13]). O torque eletromagnético é proporcional ao quadrado da tensão terminal do motor e o torque mecânico geralmente não é constante e varia com a velocidade do motor. Esses fatores dificultam a obtenção de fórmulas analíticas e gráficos simples para determinar a duração do afundamento de tensão.

O impacto do afundamento de tensão causado pela partida de motores pode ser avaliado através da transposição das informações referentes ao comportamento temporal da corrente durante a partida em dados de tempo de duração e magnitude do afundamento de tensão, os quais são diretamente comparáveis com as curvas de susceptibilidade de equipamentos sensíveis a variações de tensão, como a curva ITIC ([9]), a qual é mostrada na Figura 2.6. Essa curva mostra o intervalo aceitável de tensão e tempo, na qual os equipamentos sensíveis podem operar. A área entre o limite superior e inferior é segura para a operação do equipamento. Para cada procedimento de partida do motor, a informação (coordenadas) de magnitude e duração do afundamento de tensão pode ser mapeada na curva ITIC. Se essas coordenadas estão localizadas na região segura, então a partida do motor não irá causar problema de afundamento de tensão. Mais detalhes sobre a utilização da curva ITIC junto a metodologia proposta serão apresentados no Capítulo 4.



Figura 2.6: Curva ITIC (fonte: [9]).

2.2.2. Flicker

Devido a dificuldade de análise, nesta dissertação de mestrado não foram realizados testes experimentais, ou propostos métodos de avaliação do impacto da partida dos motores com relação a *flicker*. Porém, como os eventos de *flicker* preocupam os interessados em problemas de qualidade de energia relacionados a distúrbios de tensão, nessa seção será realizada uma abordagem geral a respeito desse fenômeno.

Cargas industriais que exibem variações periódicas, contínuas e rápidas na magnitude da corrente podem causar variações periódicas na tensão que são freqüentemente referidas como *flicker* ou cintilação (flutuação) luminosa. Para ser tecnicamente correto, flutuação de tensão é um fenômeno eletromagnético enquanto *flicker* é o resultado indesejável da flutuação de tensão em algumas cargas, contudo, tais termos são tipicamente empregados de forma intercambiável. No passado, as conseqüências da flutuação da tensão não incluíam a perda de operação dos equipamentos, apesar de ser um aborrecimento para os clientes. Recentemente, contudo, tem sido demonstrado que o *flicker* tem o potencial de causar complicações na operação de equipamentos eletrônicos sensíveis tais como: computadores, equipamentos de controle de processos e aparelhos biomédicos ([20]).

O nível de *flicker* causado pela partida do motor de indução é determinado não apenas pela magnitude do afundamento de tensão, mas também pela freqüência de ocorrência da partida. Outra complicação, como discutido no parágrafo anterior, é que o elemento humano está envolvido na determinação do nível admissível de flicker.

2.3. Métodos de Análise da Partida de Motores de Indução

No estudo da partida de motores, diferentes métodos e modelos matemáticos podem ser empregados de acordo com os objetivos e os requisitos da análise. Estudos de partida do motor podem ajudar na escolha do melhor método de partida, do projeto do motor mais apropriado, entre outros, visando minimizar os impactos desse procedimento na qualidade de energia. Na presente seção, os métodos de análise baseados em modelos de regime permanente e dinâmicos, comumente empregados para o estudo de partida de motores, são brevemente apresentados.

2.3.1. Métodos Baseados em Modelos de Regime Permanente

Os problemas de afundamento de tensão causados pela partida do motor de indução são geralmente analisados pelo método baseado em modelos de regime permanente. Nesses métodos, as características de transitórios eletromagnéticos são desprezadas. Assume-se que as tensões e correntes são equilibradas, sendo expressas através de suas respectivas magnitudes ou valores RMS - modelos fasoriais. O modelo equivalente em regime permanente do motor de indução é mostrado na Figura 2.7 ([12]).



Figura 2.7: Circuito equivalente do motor de indução conectado a uma rede de distribuição.

Na figura acima, as impedâncias das linhas de distribuição e dos transformadores são somados e expressos como uma única impedância representativa do sistema: $Z=R_L+jX_L$. O motor é representado pelo modelo equivalente de regime permanente ([12]). Os parâmetros $R_I \, e \, X_I$ são a resistência e a reatância de dispersão do estator, respectivamente. A resistência de rotor bloqueado e a reatância de dispersão do rotor referidas para o lado estator são representadas como $R_2 \, e \, X_2$, respectivamente. A reatância X_m é a reatância de magnetização do motor. A corrente do estator é I_I e a do rotor é I_2 . O escorregamento do motor (s) vale 1 no instante de partida do motor e vai para o valor de regime permanente s_0 próximo de zero depois do motor finalizar seu processo de partida. De posse dessas informações e com o auxílio do modelo equivalente, sabe-se que, quando o rotor está parado sua resistência é muito pequena $R_2/s=R_2$, o que provoca a alta corrente inicial, posteriormente esse valor reduz até se estabilizar em R_2/s_0 , quando a corrente atinge o valor nominal. O escorregamento no sistema por unidade (p.u.) é definido por:

$$s = \frac{\omega_0 - \omega_r}{\omega_0} \tag{1}$$

onde ω_0 é a velocidade angular síncrona do sistema e ω_r é a velocidade angular elétrica do rotor em radianos por segundo e está relacionada a velocidade angular mecânica ω_m do rotor em radianos por segundo por:

$$\omega_r = \frac{p}{2} \,\omega_m \tag{2}$$

em que p é o número de pólos do motor.

Para efeitos de estudo, a tensão da rede V_g é assumida constante, contudo, a tensão terminal do motor V_m varia com a resistência equivalente do rotor do motor. Como geralmente $|X_m| \gg |R_2+jX_2|$, o circuito equivalente pode ser simplificado assumindo a forma mostrada na Figura 2.8.



Figura 2.8: Circuito equivalente simplificado da partida do motor de indução.

Baseado no circuito equivalente, a tensão terminal do motor, a corrente do estator e o torque eletromagnético T_e podem ser calculados no sistema p.u. conforme as equações seguintes:

$$V_m = V_g - I_1 \left(R_L + j X_L \right) \tag{3}$$

$$I_{1} = \frac{V_{g}}{(R_{L} + R_{1} + R_{2} / s) + j(X_{L} + X_{1} + X_{2})}$$
(4)

$$T_{e} = \frac{V_{m}^{2}R_{2}/s}{(R_{1} + R_{2}/s)^{2} + (X_{1} + X_{2})^{2}} = \frac{V_{g}^{2}R_{2}/s}{(R_{L} + R_{1} + R_{2}/s)^{2} + (X_{L} + X_{1} + X_{2})^{2}}$$
(5)

O torque na partida do motor pode ser calculado através da equação (5), considerando que o escorregamento é 1. Embora o torque seja a variável responsável pela partida do motor, e pela conseqüente conversão de energia elétrica em mecânica, a tensão e a corrente nos terminais do motor são os dois parâmetros que, normalmente, podem ser medidos por engenheiros de campo durante a partida do motor. Portanto, tensão e corrente podem ser usados como critério para avaliar a capacidade de partida do motor. Pela equação (4) sabe-se que antes da partida, quando o rotor está parado e *s* é 1, a resistência do rotor apresentará seu menor valor nesse momento e a corrente do estator alcançará seu maior valor. Depois, o rotor começa a girar por causa do torque eletromagnético produzido e a velocidade ω_r aumenta, o que causa a redução do escorregamento. Conseqüentemente, a resistência do rotor aumenta gradualmente, levando a redução da corrente. A aceleração do rotor é descrita por:

$$\frac{d\omega_r}{dt} = \frac{1}{2H} \left(T_e - T_m \right) \tag{6}$$

onde T_m é o torque mecânico de carga e H é a combinação da constante de inércia do motor com a carga, podendo ser calculada por:

$$H = \frac{1}{2} \left(\frac{2}{p}\right)^2 \frac{J\omega_0^2}{S_b} \tag{7}$$

Na equação (7), J é a combinação do momento de inércia do motor com a carga conectada; ω_0 é a freqüência elétrica de base e S_b é a potência de base no sistema p.u. (por unidade).

2.3.2. Métodos Baseados em Modelos Dinâmicos

O método baseado em simulações dinâmicas é necessário para a análise do comportamento da partida do motor durante o período transitório. Por exemplo, simulações dinâmicas são necessárias quando se deseja analisar o valor do pico da corrente do estator durante o transitório para o caso em que o motor é subitamente alimentado pela rede elétrica através do fechamento de uma chave. Adicionalmente, esse tipo de método deve ser adotado quando o objetivo é determinar o impacto da partida do motor na estabilidade transitória do sistema.

Usualmente, existem dois tipos de simulações dinâmicas em sistemas de potência. Análise da estabilidade transitória de sistemas de potência envolve o cálculo da resposta dinâmica não-linear para grandes perturbações. A principal preocupação deste tipo de simulação é o comportamento dos transitórios eletromecânicos. Os transitórios eletromagnéticos associados aos componentes do sistema de potência são desprezados visando reduzir o tempo computacional. Por exemplo, as equações que descrevem o comportamento dinâmico das linhas de transmissão não são consideradas. Somente as variações nas envoltórias (modulação da amplitude) das formas de onda da corrente e tensão são consideradas para a análise de estabilidade. Para análise de condições balanceadas, uma representação monofásica é usada. Já as faltas desbalanceadas são simuladas pelo uso do método da componente simétrica ([13]).

Por outro lado, para os problemas que exigem a inclusão da resposta transitória dos diversos componentes do sistema, um programa de análise de transitórios eletromagnéticos é freqüentemente utilizado. Nesse tipo de programa, qualquer rede composta por interconexões de resistências, indutâncias, capacitâncias, circuitos π s, circuitos de parâmetros distribuídos e dispositivos de eletrônica de potência pode ser solucionada. Devido ao uso de modelos detalhados dos componentes, este tipo de simulação dinâmica pode fornecer informações mais precisas do impacto dos distúrbios sobre o sistema em estudo. Nessa dissertação, o método de simulações de transitórios eletromagnéticos será empregado para validar os resultados obtidos pela metodologia proposta.

2.4. Métodos Alternativos de Partida de Motores de Indução

Outros métodos de partida de motores de indução podem ser encontrados na literatura técnica, alguns deles com aplicação na indústria. Tais métodos são sucintamente discutidos nesta seção.

2.4.1. Partida Através de Dispositivos Eletromecânicos

Partidas através de resistor/reator, via autotransformador, partida estrela-triângulo, entre outros, são exemplos de métodos eletromecânicos de partida, os quais apresentam uma característica em comum que é a partida com tensão reduzida. Basicamente, esses métodos provocam a diminuição da corrente e o torque de partida da máquina ([24]). A seguir, apresenta-se uma breve discussão dos diferentes métodos eletromecânicos.

Um dos modos mais simples de reduzir a corrente do motor durante a partida é inserir impedâncias em série com cada enrolamento do motor (principalmente conjunto de reatores e resistores). Nesse tipo de partida, o resistor/reator é colocado em série com os enrolamentos do motor durante o período inicial de aceleração. A tensão efetivamente aplicada ao estator da máquina é reduzida nesse caso devido à queda de tensão no resistor/reator ([25]). Este tipo de partida é o menos flexível, porém é capaz de fornecer uma aceleração suave.

Esquemas de partida por meio de um autotransformador reduzem a tensão terminal do motor com o ajuste de tap selecionado. Depois da partida o autotransformador é desconectado e o motor é conectado diretamente a rede elétrica a partir do momento que sua velocidade é próxima da nominal. Por requerer contatores ou disjuntores adicionais de acordo com o tamanho do motor, esse método é mais caro que a partida via impedância série, contudo, por meio dos taps é possível ajustar a tensão terminal ótima para um torque mínimo requerido ([24]).

A partida do motor com enrolamento parcial é mais barata porque não requer autotransformador, reator ou resistor e usa a comutação simples. Primeiro, um enrolamento é conectado à linha; depois de um certo tempo, o segundo enrolamento é conectado em paralelo com o primeiro. O torque de partida é baixo, igual ao mínimo fixado pelo fabricante do motor. Ao contrário dos outros métodos seu objetivo não é reduzir a corrente de partida, mas fornecê-la em incrementos menores ([34]).

No método da chave estrela-triângulo, o estator do motor de indução é conectado em estrela durante a partida e, depois que o motor atinge determinada velocidade, esse é conectado em delta. Dessa forma, durante a fase inicial de aceleração do motor, apenas $1/\sqrt{3}$ da tensão nominal é aplicada ao enrolamento do estator, que por sua vez reduz a corrente consumida para 1/3 da corrente de energização obtida via partida direta. Esse tipo de partida é tipicamente aplicada para motores que operam com tensão nominal inferior a 1000 V ([7]).

2.4.2. Partida com Compensação Capacitiva

Os diversos métodos para minimizar o afundamento de tensão na partida de motores baseiam-se no fato que durante a partida a alta corrente de energização demandada pelo motor é diretamente proporcional a tensão terminal, portanto menores tensões terminais fazem com que o motor exija menos corrente reduzindo assim o afundamento de tensão. Entretanto, o acionamento por tensão reduzida, como o emprego de autotransformadores, chave estrela-triângulo, partida com resistores ou reatores, entre outros, não podem ser usados para aplicações específicas por limitar o torque de aceleração, o que impossibilita, algumas vezes, a partida. Um método alternativo para reduzir as altas correntes de energização e manter níveis aceitáveis de tensão é o uso de partida com capacitores. Nesse método, um banco de capacitores em derivação é conectado aos terminais da máquina de indução no momento de sua partida, fornecendo a corrente de energização, a qual é essencialmente reativa, demandada pelo motor. Após atingir velocidade nominal, o banco é desconectado ([26]).

2.4.3. Partida Suave (Soft-Starter)

Um método eletrônico de partida de um motor de indução é chamado de chave de partida *soft-starter* (do inglês, *partida suave*). É um dispositivo eletrônico que controla a corrente de partida, durante todo o processo de aceleração do motor, permitindo partidas suaves com otimização da corrente de partida. Uma menor corrente é obtida a partir da redução da tensão terminal de alimentação do motor, por meio de chaveamento de pares de tiristores (conectados em antiparalelo), em cada fase, entre a rede de alimentação e o motor. A chave de partida *soft-starter* tem se tornado popular e vantajosa, principalmente em função do avanço da eletrônica de potência.

O ângulo de disparo de cada par de tiristores é controlado eletronicamente, por meio de um circuito microprocessado, para aplicar uma tensão variável aos terminais do MI, durante o seu processo de aceleração. Como a tensão é elevada suavemente, e não na forma de incrementos ou "saltos", como ocorre nos métodos de partida estrela-triângulo, a corrente do MI, durante a partida, apresenta valores próximos do nominal. A grande vantagem de uma chave eletrônica é a possibilidade de realizar aberturas e fechamentos sem apresentar arcos elétricos e ruídos, característicos de chaves eletromecânicas (contatores), por isso a sua vida útil é mais longa ([27]). O dispositivo *soft-starter* pode operar em um esquema de controle em malha aberta ou fechada ([27]-[28]).

2.4.4. Partida via Inversores de Freqüência Variável (VFD)

Partir um motor de indução via inversores variáveis de freqüência (*VFD – Variable Frequency Drive*) é o método mais eficaz para controlar a magnitude da corrente de energização, reduzindo os níveis de afundamento de tensão no PAC. Assim como o *soft-starter*, esse esquema utiliza dispositivos semicondutores para controlar a partida do motor. Entretanto, a topologia é mais complexa em relação ao esquema do *soft-starter*. Uma das principais vantagens do VFD é que o mesmo é capaz de fornecer torque nominal para toda a faixa de operação da velocidade (zero até nominal), enquanto que ao mesmo tempo limita a corrente de partida para 100% da nominal ou até menos que esse valor ([29]).

Existem três elementos típicos no esquema VFD: retificador, link do barramento CC e inversor. O retificador é empregado para converter a corrente CA fornecida pela subestação para corrente CC. Pode ser composto de diodos, transistores ou SCRs (*Silicon Controlled Rectifier*). O inversor converte a corrente CC para corrente CA, a qual é usada para alimentar o motor de indução. Dispositivos de comutação forçada, como o tiristor GTO (*gate-turn-off*) e IGBT (*Insulated Gate Bipolar Transistor*) são usualmente empregados no esquema do inversor. Os dispositivos VFD podem ser classificados como conversores de corrente ou conversores de tensão. A topologia desses dois esquemas é mostrada na Figura 2.9.

O esquema VFD baseado em conversores de corrente, mostrado na Figura 2.9(a), tem um indutor entre o retificador e o inversor para limitar a corrente CC. Como resultado, o inversor é alimentado por uma fonte de corrente CC constante. Por outro lado, no dispositivo de conversão de tensão (Figura 2.9(b)), a presença do capacitor visa manter a tensão CC constante (redução do *ripple*). Para ambas as topologias, a freqüência da tensão/corrente de saída inversor pode ser determinada pela lógica de controle do VFD.



Figura 2.9: Topologia dos esquemas de partida via inversores de freqüência variável (VFD).

2.5. Conclusões Parciais

Este capítulo apresentou uma breve revisão bibliográfica a respeito das características de partida direta de motores de indução destacando os impactos de sua ocorrência na qualidade de energia elétrica e os métodos alternativos de partida listando suas vantagens e limitações. Também discutiu-se a respeito dos modelos que serão empregados nos capítulos seguintes para obter os métodos gráficos propostos referentes a análise do impacto da partida de motores na qualidade de energia.

Capítulo 3

Método para Avaliação do Impacto da Partida de Motores de Indução na Magnitude do Afundamento de Tensão

Nesse capítulo é apresentado um método gráfico simples e direto desenvolvido para avaliar o impacto da partida direta de motores de indução (MI) na magnitude do afundamento de tensão no ponto de acoplamento comum (PAC). A principal contribuição do método desenvolvido reside na rapidez e simplicidade de determinação, sem a necessidade de simulações de transitórios eletromagnéticos, dos casos em que a instalação de um novo motor não acarretará problemas de qualidade de energia, reduzindo consideravelmente a quantidade de tempo necessário para analisar a instalação de um novo motor. Visto que tais análises podem ser feitas de forma simples com o uso das fórmulas analíticas desenvolvidas, estudos de sensibilidade sobre a influência dos parâmetros da rede e do motor podem ser prontamente realizados, sendo que tais estudos também são apresentados neste capítulo. O método proposto também pode ser empregado com intuito de auxiliar os engenheiros na escolha de um projeto apropriado de instalação de motor de inducão sem depender de numerosas e complexas simulações de transitórios eletromagnéticos. O método desenvolvido é baseado em curvas que relacionam, para certo limite permissível de magnitude de afundamento de tensão, o nível de curto-circuito do sistema de distribuição com o valor máximo da capacidade do motor que pode ser instalado sem causar problemas de qualidade de energia.

Para as concessionárias de energia, um procedimento de partida de MI que cause um afundamento da tensão no PAC com magnitude superior, por exemplo, a 5%, pode ser considerado como inaceitável. Assim, a partir das características de partida do MI e do

modelo de regime permanente apresentado no capítulo anterior, um método gráfico é desenvolvido para avaliar o impacto da partida direta dos motores de indução na magnitude de tensão. O intuito desse método é relacionar graficamente o nível de curto-circuito do sistema com a capacidade do motor para um determinado nível permissível de afundamento de tensão. Com isso é possível determinar a capacidade máxima do motor que pode ser conectado a um determinado sistema de distribuição sem ocasionar problemas de qualidade de energia.

O método gráfico proposto é um conjunto de curvas representadas no espaço capacidade do motor (eixo x) versus nível de curto-circuito do sistema de distribuição (eixo y). Para a curva exemplo a seguir, considera-se a rede de distribuição mostrada na Figura 3.1. A Figura 3.2 exemplifica o método considerando uma única curva. Essa curva indica um limite acima do qual o impacto da partida direta do MI pode ser considerado insignificante, enquanto abaixo, a partida do motor pode ser problemática. Portanto, para o último caso, é recomendável uma análise detalhada da partida do motor. Para obtenção dessa curva, o limite de afundamento da tensão no PAC foi adotado igual a 5%, e a reatância do transformador abaixador é previamente conhecida. Os passos necessários para obtenção dessa curva serão detalhados na subseção seguinte.



Figura 3.1: Sistema elétrico típico da partida de um motor de indução.


Figura 3.2: Método gráfico proposto.

Como exemplo de uso da curva, supõe-se que o nível de curto-circuito no PAC do sistema mostrado na Figura 3.1 seja 150 MVA e deseja-se instalar um motor de 1500 hp, assim, o ponto *A* (1500 hp, 150 MVA) pode ser determinado. Por conseguinte, a instalação deste motor não resultará em afundamento excessivo de tensão durante a partida sendo desnecessário a realização de estudos mais detalhados. Por outro lado, caso deseje-se instalar um motor de 3000 hp, o ponto B será obtido (3000 hp, 150 MVA). Sabendo-se que, quando o ponto está localizado abaixo da curva podem ocorrer problemas de qualidade de energia, é possível concluir que um motor de 3000 hp provavelmente irá causar um problema no âmbito da magnitude de afundamento de tensão no PAC durante a partida direta. Logo, uma análise detalhada da partida do motor é recomendável para investigar esse problema. Com base nesta curva, verifica-se que o limite da capacidade do motor para este exemplo é de 2200 hp, abaixo do qual nenhuma análise detalhada é necessária.

3.1. Desenvolvimento do Método Proposto

Para aplicação do método proposto, duas etapas devem ser seguidas:

(1) A determinação dos parâmetros elétricos do sistema baseado apenas na capacidade do motor e no nível de curto-circuito no PAC;

(2) Traçar a curva baseada em uma fórmula simples que relaciona a capacidade do motor e o nível de curto-circuito do sistema.

A curva apresentada na Figura 3.2 pode ser obtida através de repetidas simulações de transitórios eletromagnéticos em que o nível de curto-circuito de sistema e a capacidade do motor são gradualmente variados, determinando o limiar dos valores que resultem em afundamentos de tensão maiores que 5%. Contudo, tal procedimento é bastante complexo e demorado. Portanto, a seguir apresenta-se um conjunto de equações que permitem obter tal curva de forma direta e simples. O sistema apresentado na Figura 3.1 será usado como rede de distribuição exemplo. A Figura 3.3 mostra o circuito elétrico equivalente do sistema exemplo.



Figura 3.3: Circuito elétrico equivalente para a avaliação da partida do motor de indução.

Inicialmente, são considerados os seguintes parâmetros:

- Capacidade do motor S_M (MVA) (A unidade hp será utilizada para traçar o gráfico apenas como exemplo).
- Nível de curto-circuito no PAC *S_{CC}* (MVA).

A impedância equivalente, $R_L + jX_L$, da linha de distribuição refletida na base de potência do motor (como explicado no Apêndice A) pode ser calculada por:

$$R_L = \frac{1}{\sqrt{1+\alpha^2}} \frac{S_M}{S_{CC}} \tag{8}$$

$$X_{L} = \frac{\alpha}{\sqrt{1 + \alpha^{2}}} \frac{S_{M}}{S_{CC}}$$
(9)

onde α é conhecida e representa a relação X_L/R_L do sistema de distribuição.

Considerando que a capacidade nominal S_T do transformador é K_{TR} vezes a capacidade S_M do motor, e que a impedância em p.u. do transformador na base do transformador é γ , então a impedância do transformador refletida na base do motor é:

$$X_T = \frac{\gamma}{K_{TR}} \tag{10}$$

Além disso, adota-se a corrente de energização do motor como sendo K_I vezes a corrente nominal e o fator de potência inicial do motor como $\cos\varphi$. Então, na base do motor, tem-se que:

$$R_M = \frac{\cos\varphi}{K_I} \tag{11}$$

$$X_M = \frac{\sin\varphi}{K_I} \tag{12}$$

Finalmente, assume-se que $R_1 = R_2 = R_M/2$ e $X_1 = X_2 = X_M/2$ (onde R_1 e X_1 são a resistência e reatância do estator, R_2 e X_2 são a resistência e reatância do rotor e a reatância de magnetização é desprezada).

Com base no circuito da Figura 3.3, o nível de tensão V_2 no PAC pode ser estimado e representado simbolicamente em função do nível de curto-circuito do sistema S_{CC} , da capacidade do motor S_M , da tensão da subestação V_1 , entre outros parâmetros, tal como é apresentado na equação abaixo:

$$V_2 = f(S_{CC}, S_M, ..., V_1)$$
(13)

Como se pretende determinar o nível de curto-circuito S_{CC} para um determinado valor de V_2 (limite permissível de magnitude de afundamento de tensão), a equação (13) pode ser reorganizada para expressar uma relação do nível S_{CC} com a tensão na subestação V_1 , V_2 e outros parâmetros. Com base no procedimento apresentado no Apêndice A, essa relação pode ser determinada por:

$$S_{CC}(S_M) = \frac{-b - \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a}$$
(14)

sendo:

$$a = \left(1 - \frac{V_1^2}{V_2^2}\right) \left[\frac{\cos^2\varphi}{K_I^2} + \left(\frac{\gamma}{K_{TR}} + \frac{\sin\varphi}{K_I}\right)^2\right]$$
(15)

$$b = 2 \frac{S_M}{\sqrt{1+\alpha^2}} \left[\frac{\cos\varphi}{K_I} + \alpha \left(\frac{\gamma}{K_{TR}} + \frac{\sin\varphi}{K_I} \right) \right]$$
(16)

$$c = S_M^2 \tag{17}$$

Nas expressões acima, V_1 representa o nível de tensão da subestação, V_2 representa o nível de tensão no PAC. Através da equação (14), é possível obter o nível de curto-circuito para diferentes níveis de tensão da subestação e para diferentes limites de afundamento de tensão impostos pela concessionária de distribuição de energia elétrica. Por conseguinte, tais equações podem ser usadas para determinar a curva relacionando nível de curto-circuito do sistema e capacidade do motor.

Na próxima seção, tal procedimento será empregado para realizar um estudo de sensibilidade de forma a ganhar entendimento sobre os parâmetros que mais influenciam esse problema. Na seqüência, repetidas simulações de transitórios eletromagnéticos serão empregados para determinar a precisão das equações propostas.

3.2. Análises de Sensibilidade

Nesta seção vários casos de estudo são apresentados visando uma análise crítica do impacto de diversos fatores no afundamento de tensão e, conseqüentemente, no valor da máxima capacidade do motor de indução que pode ser instalado. Os estudos de sensibilidade foram desenvolvidos considerando a tensão da subestação V_1 igual a 1 p.u. e o limite permitido de afundamento da tensão V_2 no PAC igual a 0.95 p.u. (ou seja, limite permissível de afundamento de 5%). Os parâmetros analisados foram: capacidade do

transformador abaixador ($S_T = K_{TR} \cdot S_M$), relação X_L/R_L (α), fator de corrente de partida (K_I) e fator de potência do motor no instante de partida ($cos \varphi$).

A Figura 3.4 apresenta as curvas relacionando a potência do motor S_M com o nível de curto-circuito S_{CC} considerando três valores distintos da capacidade do transformador que conecta o motor à rede de distribuição. Nessa figura, considerou-se que a reatância (γ) do transformador é de 4% na base do transformador e que a capacidade do transformador é K_{TR} vezes a capacidade nominal do motor. Além disso, adotou-se $K_I = 6$, $\cos\varphi = 0.2$ e $\alpha = 2$ (Conforme mostrado na legenda). Com base nessa figura, pode-se observar que quanto menor a capacidade do transformador, menor será o impacto no afundamento de tensão. Isto já era esperado, pois quanto menor o fator K_{TR} , maior a impedância do transformador (refletida na base do motor), reduzindo a corrente drenada pelo motor da rede (maior impedância). Assim, a queda de tensão através da impedância equivalente do sistema é menor e, por conseguinte, a capacidade máxima do motor pode ser elevada.



Figura 3.4: Sensibilidade em relação ao parâmetro K_{TR} ($\gamma = 4\%$, $K_I = 6$, $\cos \varphi = 0.2$ e $\alpha = 2$).

A Figura 3.5 apresenta o gráfico para três diferentes valores da relação X_L/R_L (α) do sistema de distribuição vista do PAC. As curvas mostram que quanto menor a relação X_L/R_L , maior é a capacidade máxima do motor para um mesmo valor de S_{CC} . Isto é esperado, pois quanto menor a relação X_L/R_L , o que equivale a uma menor reatância X_L e um maior valor de resistência R_L , menor é a consumo de potência reativa na impedância

equivalente $(R_L + jX_L)$ do sistema o que permite o aumento da capacidade máxima do motor.



Figura 3.5: Sensibilidade em relação ao parâmetro X/R (α) ($\gamma = 4\%$, $K_I = 6$, $K_{TR} = 2$, $cos \varphi = 0.2$).

O fator K_I da corrente de partida é analisado na Figura 3.6, a qual ilustra que quanto menor for o fator de corrente partida, maior é a capacidade máxima do motor que pode ser instalado sem causar problemas de qualidade de energia. Esse comportamento se deve ao fato de que quanto menor for K_I , maior é a impedância do motor, de acordo com as equações da resistência e reatância equivalente do motor (ver (11) e (12)). Como resultado, a corrente drenada pelo motor é menor. Portanto, a capacidade máxima do motor pode ser elevada.



Figura 3.6: Sensibilidade em relação ao parâmetro K_I ($\gamma = 4\%$, $\alpha = 2$, $K_{TR} = 2$, $cos \varphi = 0.2$).

Observou-se que o impacto da variação fator de potência inicial do motor na capacidade máxima de motor que pode ser instalado era influenciado por outro parâmetro do sistema: a relação $X_L/R_L(\alpha)$ da linha de distribuição. Sendo assim, foram montados dois gráficos para análise de sensibilidade de cos φ , usando dois valores distintos de α (um alto: $\alpha = 10$, e um baixo: $\alpha = 1$). Os resultados são mostrados na Figura 3.7(a) e Figura 3.7(b). A partir dessas curvas, pode-se observar que para um valor baixo de α , o fator de potência do motor no momento da partida tem influência sobre a capacidade máxima do motor, de forma que quanto maior o fator de potência, menor é o tamanho máximo do motor. Este comportamento é esperado, uma vez que para uma baixa relação X_L/R_L , a queda de tensão sobre o elemento resistivo é mais significativa do que sobre o elemento reativo. Por outro lado, para valores mais elevados de α , o fator de potência do motor no instante de partida não tem influência sobre o afundamento de tensão produzido na partida do motor.



Figura 3.7: Sensibilidade em relação ao parâmetro $cos \varphi$ ($\gamma = 4\%$, $K_{TR} = 1$, $K_I = 6$, $\alpha = 1$ e $\alpha = 10$).

Através de um diagrama fasorial de partida do motor é possível verificar que para um valor alto de α (Figura 3.8(b) – queda de tensão sobre a reatância da linha mais importante do que sobre a resistência), a variação do fator de potência praticamente não implica em variação da magnitude de tensão no PAC, confirmando o resultado obtida na Figura 3.7(b). Porém quando a relação X_L/R_L da linha é baixa (Figura 3.8(a) – queda de tensão sobre a resistência da linha mais importante do que sobre a reatância) a redução do fator de potência implica no aumento da magnitude de tensão no PAC e conseqüentemente aumenta a máxima potência de motor que pode ser instalada na rede.



Figura 3.8: Diagrama fasorial para análise de sensibilidade do método proposto em relação ao parâmetro $cos \varphi$

3.3. Resultados de Validação

Nos itens seguintes são apresentados diversos casos que exemplificam a utilização do gráfico de avaliação do impacto da partida direta na magnitude do afundamento de tensão com o intuito de verificar a precisão e as limitações do método proposto, visto que os pontos (S_M , S_{CC}) aplicados ao gráfico analítico são comparados com os respectivos resultados de afundamento de tensão obtidos por simulações de transitórios eletromagnéticos (EMT) executados utilizando-se o *SimPowerSystems*. Além disso, será apresentada uma forma alternativa de validar o método: a comparação das curvas obtidas analiticamente com as curvas obtidas via repetidas simulações de transitórios eletromagnéticos.

Os cinco casos inicialmente estudados se referem as seguintes combinações de nível de curto-circuito do sistema e capacidade do motor de indução:

Caso 1: S_M = 4000hp, S_{CC} = 100MVA; Caso 2: S_M = 2000hp, S_{CC} = 100MVA; Caso 3: S_M = 500hp, S_{CC} = 100MVA; Caso 4: S_M = 2000hp, S_{CC} = 200MVA; Caso 5: S_M = 2000hp, S_{CC} = 147.9MVA

Os cinco casos são representados na Figura 3.9. Os parâmetros usados para traçar o gráfico da Figura 3.9 são apresentados em sua legenda. Nessa figura, observa-se os cinco casos distribuídos de forma que os dois primeiros se encontram na região com possíveis problemas de qualidade de energia, os dois próximos na região livre de problemas e o último se encontre no limite de magnitude de afundamento, exatamente sobre a curva.



Figura 3.9: Gráfico da magnitude do afundamento de tensão ($\alpha=10, \cos \varphi=0.1, \gamma=5\%, K_{TR}=2, K_I=6$).

Realizando as simulações de transitórios eletromagnéticos anteriormente mencionadas são obtidos os resultados apresentados na Figura 3.10. Com base nessa figura, é evidente que o nível de tensão dos casos 1 e 2 permanece abaixo de 0.95 p.u. durante a partida do motor, caracterizando um problema de qualidade de energia pelos critérios adotados, enquanto que o nível de tensão dos casos 3 e 4 se mantém acima de 0.95 p.u.. Por fim, o nível de tensão do caso 5 (ponto sobre a curva) é exatamente igual a 0.95 p.u., o que significa que o método proposto previu com sucesso o impacto causado pela partida do motor na magnitude do afundamento de tensão para todos os casos ilustrados.



Figura 3.10: Resultado de simulação para V_{PAC} comprovando a eficácia do gráfico de magnitude do afundamento de tensão.

3.3.1. Análise Comparativa dos Gráficos via Simulação e Fórmulas

Com o intuito de validar as curvas obtidas analiticamente, recorreu-se ao uso de simulação de transitórios eletromagnéticos. A montagem do algoritmo que permite traçar um gráfico comparativo por simulação dinâmica pode ser descrita resumidamente da seguinte forma:

Passo 1: Ajustar α , γ , $\cos \varphi$, K_{TR} e K_I ;

Passo 2: Ajustar os valores de S_{CCmin} , S_{CCmax} , S_{Mmin} , $S_{Mmax} e \Delta S_M$;

Passo 3: Fazer $S_{CC} = S_{CCmáx} e S_M = S_{Mmin}$;

Passo 4: Verificar o valor de S_M :

- Se $S_M = S_{Mmax}$ (máxima capacidade de motor avaliada):
 - Esboçar os pontos (S_M , S_{CC});
 - ➤ Fim.

- Se $S_M \neq S_{Mmáx}$:
 - ➢ Ir para o Passo 5;

Passo 5: Para a combinação atual (S_M, S_{CC}) determinar:

- o os parâmetros do sistema R_L e X_L usando (8) e (9);
- a reatância do transformador na base do motor X_T usando (10);
- o as resistências e reatâncias do estator e rotor do motor baseadas em sua impedância equivalente R_M+jX_M dada por (11) e (12), onde R₁=R₂=R_M/2, X₁=X₂=X_M/2 e X_m=5p.u;

Passo 6: Executar a simulação de partida direta do motor usando SimPowerSystems/Matlab, monitorando a tensão no ponto de acoplamento (V_{PAC}) para cada combinação (S_M , S_{CC}):

- Se $V_{PAC} = 0.95p.u. \pm$ tolerância:
 - → $\Delta S_{CC} = S_{CC} S_{CCanterior}$ (onde $S_{CCanterior} = 0$, caso seja o primeiro ponto avaliado).
 - ► $S_{CCmáx} = S_{CC} + \Delta S_{CC} + \delta S_{CC}$ (onde δS_{CC} é apenas um desvio de potência para que o algoritmo seja conservativo);
 - $\succ S_{CCmin} = S_{CC};$
 - $\succ S_{CC} = S_{CCmáx};$
 - \succ $S_M = S_M + \Delta S_M$;
 - ➢ Voltar ao Passo 4;
- Se $V_{PAC} > (0.95p.u. + tolerância)$:
 - $\succ \quad S_{CCmáx} = S_{CC};$

$$\succ \quad S_{CC} = \frac{S_{CC} + S_{CC \min}}{2};$$

Voltar ao Passo 4;

• Se $V_{PAC} \leq (0.95p.u. - tolerância)$:

$$\succ \quad S_{CCmin} = S_{CC};$$

$$\succ \quad S_{CC} = \frac{S_{CC} + S_{CC \, max}}{2};$$

➢ Voltar ao Passo 4;

A Figura 3.11 mostra um conjunto de curvas. Cada gráfico apresenta uma análise de sensibilidade de três diferentes valores de cada um dos seguintes parâmetros: capacidade do transformador abaixador (K_{TR}), relação X_I/R_L (α), fator de corrente de partida (K_I) e fator de potência do motor no instante de partida ($cos\phi$), como discutido anteriormente. Contudo, nessas figuras, as curvas obtidas através de repetidas simulações de transitórios eletromagnéticos também são apresentadas para efeito de comparação. É possível confirmar a precisão do método gráfico proposto através da comparação dos resultados obtidos pela fórmula analítica (linhas pontilhada, contínua e tracejada) com os resultados obtidos por meio de simulações de transitórios eletromagnéticos realizadas no ambiente *SimPowerSystems* do *Matlab* (ponto, círculo e cruz).



Figura 3.11: Comparação da fórmula analítica com a simulação dinâmica para a variação dos parâmetros K_{TR} , K_I , $\alpha \in cos \varphi$.

Nas simulações dinâmicas, os componentes do sistema elétrico da Figura 3.1 foram representados por modelos trifásicos. Linhas de distribuição foram representadas por uma impedância série *RL*. Transformadores foram modelados usando o circuito T. O motor de indução foi representado pelo modelo tradicional de gaiola de esquilo. A parte elétrica da máquina é representada por um modelo de quarta ordem e a parte mecânica por um sistema de segunda ordem na referência dq0 do rotor ([13]).

3.4. Conclusões Parciais

Este capítulo apresentou uma metodologia gráfica e prática que permite avaliar o impacto da partida direta de motores de indução na magnitude do afundamento de tensão. O método gráfico é baseado na obtenção de uma curva traçada no espaço que relaciona o nível de curto-circuito do sistema com a capacidade do motor de forma a dividir esse espaço em duas regiões, uma não relacionada com problemas de qualidade de energia e outra relacionada com problemas de qualidade de energia de forma que análises detalhadas devem ser conduzidas para as situações que se encontram nessa região. Expressões analíticas fundamentadas no circuito equivalente de regime permanente do MI foram desenvolvidas para facilitar a obtenção dessa curva sem a necessidade de repetidas simulações de transitórios eletromagnéticos.

Com base na metodologia proposta, estudos de sensibilidade foram realizados, os quais mostraram que a aplicação do método proposto e a interpretação dos resultados são realizadas de forma simples. A avaliação crítica dos resultados permitiu determinar a influência dos principais parâmetros do motor e do transformador na capacidade máxima do motor que pode ser instalado.

Adicionalmente, os resultados de validação mostraram que o método proposto é preciso e pode auxiliar engenheiros de planejamento no projeto de instalação de motores de indução, minimizando o número de simulações de transitórios eletromagnéticos.

Capítulo 4

Métodos para Avaliação do Impacto da Partida de Motores na Duração do Afundamento de Tensão

Considerar apenas o valor da magnitude de afundamento de tensão não é suficiente para entender o impacto da partida do motor, já que as conseqüências do afundamento de tensão são funções tanto da magnitude quanto da duração. Se o conjunto carga-motor tem uma alta constante de inércia, o processo de partida pode ser longo o suficiente para causar um problema de qualidade de energia. É então proposto, nesta seção, um método gráfico para análise do impacto da partida de motores de indução no afundamento de tensão que leva em conta os dois aspectos, magnitude e duração. A idéia básica deste método gráfico é que o evento de partida do motor não deve violar as curvas típicas de susceptibilidade de equipamentos a variações de tensão como a curva ITIC (*Information Technology Industry Council*) ([9]), a qual será utilizada como exemplo para explicar o método proposto.

A Figura 4.1 mostra o método gráfico proposto para análise do impacto da duração do afundamento de tensão provocado pela partida direta de motores de indução. O sistema usado para essa análise pode ser visto na Figura 4.2. No gráfico, o eixo x é a razão da capacidade do motor (S_M) pelo nível de curto-circuito do sistema (S_{CC}) no ponto de acoplamento comum (PAC) onde o afundamento de tensão é avaliado para a partida direta do motor. O eixo y é a constante de inércia do conjunto carga mecânica-motor (H) que tem a seguinte definição:

$$H = \frac{1}{2} \frac{J(\omega_0/p)^2}{S_M}$$
(18)

onde J é a combinação do momento de inércia do motor e da carga, e p é o número de pares de pólos do motor. Da mesma forma que no gráfico da magnitude do afundamento de tensão, a curva do gráfico do impacto do tempo de afundamento de tensão indica uma fronteira abaixo da qual o impacto da partida direta do motor pode ser considerado insignificante em termos da duração do afundamento, enquanto acima pode ser problemática e exige análises detalhadas da partida do motor via simulação de transitórios eletromagnéticos.



Figura 4.1: Gráfico do impacto da partida do motor na duração do afundamento de tensão.



Figura 4.2: Sistema de distribuição de 25 kV conectado ao motor de indução por um transformador abaixador.

Como exemplo, na Figura 4.1, assume-se que a razão da capacidade do motor pelo nível de curto-circuito do sistema é de 0.03 no PAC. A constante de inércia do motor é de 1 segundo. Então o ponto (0.03; 1) pode ser encontrado na região definida como não problemática do gráfico. Como resultado, esse ponto (ponto C) não causará um problema de afundamento de tensão no PAC considerando o critério de qualidade de energia para a partida do motor definido pela curva ITIC, como será explicado com detalhes na próxima seção. Para o caso em que a razão S_M/S_{CC} for igual a 0.03 a fronteira limite da constante de inércia será de 1.1 segundo, acima da qual uma análise detalhada da partida do motor é recomendada para investigar o afundamento de tensão, por exemplo, um caso com possíveis problemas de qualidade de energia de acordo com a curva ITIC é representado pelo ponto D (0.03; 1.35).

Os pontos A e B, terminais da curva de fronteira, representam duas condições extremas. Para o ponto A, o valor de S_M/S_{CC} é 0.022. Isso indica que se a razão da capacidade do motor pelo nível de curto-circuito for menor que esse valor, independente do valor da constante de inércia do motor, a regra do afundamento de tensão ITIC não será violada, pois a magnitude do afundamento será sempre menor que 10%. Por outro lado, se a razão da capacidade do motor pelo nível de curto-circuito do sistema for maior que o valor S_M/S_{CC} do ponto B (0.052), haverá sempre problema de afundamento de tensão não importa como a constante de inércia mude, pois a magnitude do afundamento será sempre problema de afundamento será grande o suficiente para ocasionar problemas independentemente de sua duração.

4.1. Desenvolvimento do Método Proposto

A Figura 4.3 mostra a curva ITIC de fronteira de afundamento de tensão. Essa curva descreve um envoltório de tensão CA de entrada que normalmente pode ser tolerada pela maioria dos equipamentos de tecnologia da informação. Nesta curva, afundamentos de 20% tensões a 80% do valor nominal são considerados como podendo ter uma duração de até 10 segundos, e afundamentos de 30%, tensões de 70% do valor nominal são supostos ter duração permitida de até 0.5 segundos. Magnitudes de tensão superiores a 90% do valor nominal, ou seja, afundamentos menores que 10%, são considerados como condições normais para os equipamentos sensíveis. Qualquer tensão na faixa de $\pm 10\%$ da tensão nominal pode estar presente, portanto, por um período indefinido ([9]).



A fim de traçar o gráfico da partida de motor que de acordo com a curva ITIC causa problemas no quesito afundamento de tensão, as informações de magnitude do afundamento e da duração precisam ser adquiridas. A magnitude pode ser obtida pelas equações (14)-(17), em que se pode obter os níveis de potência responsáveis para um determinado nível de afundamento.

A partir da equação de oscilação da máquina ([13]), pode-se obter o tempo de duração do afundamento de tensão como segue:

$$t_s = \frac{1}{p} \int_{0}^{\omega_{r_0}} \frac{J}{T_e - T_m} d\omega_r$$
⁽¹⁹⁾

onde T_e é o torque eletromagnético e T_m é o torque mecânico de carga, ω_r é a velocidade elétrica do rotor e ω_{r0} é o valor de regime permanente. As expressões dos torques em p.u. são as seguintes ([12]-[13]):

$$T_{e} = \frac{V_{1}^{2} R_{2}/s}{(R_{L} + R_{1} + R_{2}/s)^{2} + (X_{L} + X_{1} + X_{T} + X_{2})^{2}}$$
(20)

$$s = \frac{\omega_0 - \omega_r}{\omega_0} \tag{21}$$

$$T_m = k \left(\frac{\omega_r}{\omega_0}\right)^2 \tag{22}$$

em que k é o coeficiente do torque de carga T_m . Esse, por sua vez, varia com a velocidade do rotor durante o processo de partida e alcança o valor nominal em regime permanente, sendo que foi considerada uma carga com dependência quadrática em relação à velocidade mecânica.

Reescrevendo a expressão (19), utilizando-se valores em p.u., o tempo de partida pode ser também expresso como mostrado na equação abaixo tendo a capacidade do motor como potência de base do sistema:

$$t_s = \int_{0}^{\omega_{r_0}} \frac{2H}{T_e - T_m} d\omega$$
(23)

Com a curva ITIC e o método de cálculo do afundamento de tensão da partida do motor, o gráfico do impacto da duração do afundamento de tensão pode ser determinado pelo procedimento seguinte:

- 1. Dado o nível de curto-circuito do sistema no PAC, a capacidade do motor que causará afundamentos de tensão de magnitude de 20% nesse ponto pode ser calculada por (14). O valor de 20% de queda de tensão representa a linha de fronteira da curva ITIC quando a partida do motor dura entre 0.5 e 10 segundos, o que pode ser visto na Figura 4.3. A capacidade do motor é fixada como S_{M1} para essa situação. Da mesma forma, outra capacidade de motor S_{M2} causará 10% de magnitude de afundamento de tensão no PAC. Esse valor de 10% de queda de tensão representa a linha de fronteira da curva ITIC quando a duração da partida do motor é maior que 10 segundos. Como S_{M2} causaria um menor afundamento de tensão, sabe-se que $S_{M2} < S_{M1}$. Da Figura 4.3 não é difícil concluir que para um mesmo nível de curto-circuito, quando um motor tem uma capacidade menor que S_{M2} a queda de tensão no PAC será menor que 10% e, não importa quão longa seja a duração da partida do motor, não haverá problema de afundamento de tensão com base na curva ITIC. E se um motor tem uma capacidade maior que S_{M1} o valor do afundamento de tensão será maior que 20% e o problema de afundamento de tensão estará sempre presente a menos que a constante de inércia seja menor que 0.5 segundos para essa situação. Normalmente, quando um motor causa uma queda de tensão de mais de 20% no PAC a sua capacidade é elevada e a constante de inércia não será menor que 0.5 segundos, porque o momento de inércia J é maior para grandes motores. Sendo assim, qualquer partida de motor que cause um afundamento maior que 20% será considerada como causadora de um problema de afundamento de tensão nesse contexto. A classificação de um motor como pequeno, médio ou grande foi feita baseada em ([24]). Assim, um motor de indução com 2, 4 ou 6 pólos é classificado como pequeno, médio ou grande quando a sua potência nominal é menor que 1 hp; maior que 1 hp e menor que 500 hp; ou maior que 500 hp, respectivamente.
- 2. Varia-se a capacidade do motor de S_{MI} a S_{M2} continuamente, e, para cada valor de potência do motor, varia-se o valor de *H* para encontrar o ponto em que a duração da partida do motor seja de 10 segundos. Esse procedimento pode ser melhor compreendido pela visualização da Figura 4.4. Assume-se que a capacidade S_{MI} do motor causa um afundamento de tensão de magnitude de 20% no PAC com um dado nível de curto-circuito do sistema S_{CCI} . Para essa situação, se o valor da constante de

inércia H do motor for mudado, haverá diferentes tempos de partida pela equação (23). Na curva ITIC mostrada na Figura 4.4 os pontos A, B e C são relacionados a casos com diferentes valores de H. Todos eles causam a mesma magnitude de afundamento de tensão porque eles tem a mesma capacidade de motor para um mesmo nível de curtocircuito. Entre esses pontos, o ponto A tem o menor H e conseqüentemente a duração da partida é mais curta. Se H for aumentado continuamente acima do ponto A é possível encontrar o valor aproximado que corresponde a uma duração de afundamento de 10 segundos (ponto C). Esse valor de H é a constante de inércia limite para a partida do motor quando o problema de afundamento de tensão for considerado. Se o motor com capacidade S_{MI} tem uma constante de inércia menor que esse limite, a partida direta do motor não acarretará problemas, caso contrário, o requerimento de afundamento de tensão imposto pela curva ITIC será violado. Quando a capacidade do motor é variada de S_{M1} a S_{M2} com um dado valor de curto-circuito S_{CC1} , o valor da magnitude do afundamento de tensão realmente é reduzido de 20% para 10%. Para cada capacidade de motor dentro dessa faixa há um H limite que pode ser obtido pelo método proposto. Conseqüentemente, a informação de afundamento de tensão de cada partida de motor é codificada para o plano $S_M \ge H$ que é mostrado na Figura 4.5. Nessa figura, S_{CC} é 10 MVA e se a capacidade do motor é maior que 700 hp o valor da magnitude do afundamento de tensão será maior que 20%. Se o motor é menor que 300 hp o valor da magnitude do afundamento de tensão será menor que 10%.



Figura 4.4: Impacto da constante de inércia na partida do motor.

3. Quando o nível de curto-circuito do sistema é alterado, diferentes curvas $S_M \ge H$ podem ser traçadas. Contudo, estudos mostram que essas curvas podem ser unificadas se o eixo x da Figura 4.5 for expresso como a razão de S_M/S_{CC} . Isso ocorre porque na equação (14) o valor da magnitude do afundamento de tensão é aproximadamente proporcional a S_M/S_{CC} devido a pressuposições feitas quando a equação é derivada. Conseqüentemente, a faixa de afundamento de tensão de 10% a 20% é proporcional a S_M/S_{CC} . Então uma curva normalizada, como aquela apresentada na Figura 4.1, pode ser usada para a avaliação da duração do afundamento de tensão durante a partida de um motor de indução.



Figura 4.5: Impacto da partida do motor de indução no afundamento de tensão para S_{CC} = 10 MVA.

Considerando que a corrente que passa pelo ramo de magnetização do motor seja significativa, foi usado o circuito equivalente de partida direta do motor de indução mostrado na Figura 4.6.



Figura 4.6: Circuito equivalente do motor de indução.

Nessa figura, R_L e X_L representam a impedância da linha de distribuição, X_T é a reatância do transformador, R_I e X_I representam a impedância do estator (resistência do enrolamento do estator e reatância de dispersão do estator), R_2 (resistência do enrolamento do rotor), X_2 (reatância de dispersão do rotor) e X_m (reatância de magnetização do motor).

Quando o ramo de magnetização do motor de indução é considerado, uma nova fórmula para o torque elétrico deve ser usada, dada por (24). Também é possível encontrar o valor de escorregamento e o valor da constante de torque mecânico (*k*) que satisfaçam as condições de regime permanente, através das equações (25) e (26), quando $T_e = T_m = 1$ p.u.. O desenvolvimento analítico que permite a obtenção das equações (24)-(27) é apresentado no Apêndice B.

O torque elétrico é dado por:

$$T_{e} = \frac{R_{2}}{s} \frac{\left|V_{TH}\right|^{2}}{\left(R_{TH} + \frac{R_{2}}{s}\right)^{2} + \left(X_{TH} + X_{2}\right)^{2}}$$
(24)

O escorregamento em regime permanente é:

$$s = \frac{-b - \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a}$$

$$a = R_{TH}^2 + (X_{TH} + X_2)^2$$

$$b = 2R_{TH}R_2 - R_2 \cdot |V_{TH}|^2$$

$$c = R_2^2$$
(25)

A constante de torque mecânico e a velocidade em regime permanente são dadas por:

$$k = \frac{1}{\left(1 - s_{calculado}\right)^2} \tag{26}$$

$$\omega_{r_0} = \omega_0 \left(1 - s_{calculado} \right) \Longrightarrow \omega_{r_0} = 1 - s_{calculado}$$
(27)

Os gráficos podem ser montados da seguinte forma: a partir da equação (14) obtémse, para determinados parâmetros da rede, os valores de S_{M1} e S_{M2} , que são as capacidades do motor que causam respectivamente afundamentos de tensão de magnitude de 20% e 10% para um nível de curto-circuito pré-determinado.

A partir dos valores calculados do escorregamento *s*, obtido por meio da equação (25), da constante *k* de torque mecânico, obtida através da equação (26), da velocidade elétrica do rotor em regime permanente ω_{r0} , obtida por meio da equação (27), do torque elétrico T_e , calculado através da equação (24), e do torque mecânico T_m , determinado pela equação (22), isola-se *H* na equação (18) e encontra-se o valor da constante de inércia que causa partidas com duração de 10 segundos, fazendo $t_s=10$, e S_M variando de S_{M1} a S_{M2} . Seguindo esses passos é possível obter um vetor de constante de inércia *H* que corresponde a um vetor de capacidade de motor que varia de S_{M1} a S_{M2} .

4.2. Análises de Sensibilidade

Nesta seção vários casos de estudo são apresentados visando uma análise crítica do impacto de diversos fatores na duração do afundamento de tensão. As curvas $H \ge S_M/S_{CC}$ mostradas nas figuras seguintes representam a variação dos seguintes parâmetros:

- razão X_L/R_L do sistema (α)
- fator de potência inicial de partida do motor $(cos \varphi)$
- constante de corrente *inrush* de partida do motor (K_I)
- coeficiente de capacidade do transformador do motor (K_{TR})
- impedância do transformador (γ)

No gráfico da Figura 4.7 é possível observar que, para uma mesma relação S_M/S_{CC} , quanto menor o fator de potência inicial do motor, menor deve ser a constante de inércia do motor para não violar os limites da duração do afundamento de tensão de magnitude de forma a respeitar a curva ITIC.



Figura 4.7: Sensibilidade em relação ao parâmetro $cos \varphi$ ($\alpha = 10, \gamma = 4\%, K_{TR} = 1.2, K_I = 6$).

Isso pode ser explicado pela observação da fórmula simplificada do torque elétrico dada em (28), a qual usa o modelo do motor desprezando o ramo de magnetização, pela fórmula para obtenção da constante de inércia a partir do tempo de aceleração estipulado (29) e pelas fórmulas das impedâncias do estator e do rotor do motor (30). Da equação (30), verifica-se que quanto menor o fator de potência, menores serão as resistências e maiores as reatâncias do estator e do rotor do motor. Sendo assim, o numerador da expressão para obter T_e (28) seria reduzido enquanto o denominador seria aumentado em um termo quadrático e reduzido em outro. Conclui-se que quanto menor o fator de potência, menor o T_e . A partir da equação (29) pode-se notar que quanto menor o torque eletromagnético maior o denominador sob t_s na fórmula da constante de inércia, e conseqüentemente menor o valor de H. Conclusão: quanto menor o fator de potência, menor o torque eletromagnético e conseqüentemente menor deve ser a constante de inércia para uma mesma capacidade de motor para não ocasionar problemas de qualidade de energia.

$$T_{e} = \frac{V_{1}^{2} R_{2}/s}{(R_{L} + R_{1} + R_{2}/s)^{2} + (X_{L} + X_{1} + X_{T} + X_{2})^{2}}$$
(28)

$$H = \frac{t_s}{2 \cdot \int_0^{\omega_{r_0}} \frac{1}{T_e - T_m} d\omega_r}$$
(29)

$$R_{1} = R_{2} = \frac{\cos\varphi}{2 \cdot K_{I}}$$

$$X_{1} = X_{2} = \frac{sen\varphi}{2 \cdot K_{I}}$$
(30)

Na Figura 4.8 analisou-se a sensibilidade do fator de corrente de partida ou *inrush* (K_I). A fórmula analítica descreve a variação desse parâmetro no sistema da seguinte forma: para uma mesma relação de potência do motor e capacidade do sistema, quanto menor o fator de corrente *inrush*, menor deve ser a constante de inércia do motor para evitar um problema de qualidade de energia. Esse resultado era esperado, pois com base na equação (30), sabe-se que a redução de K_I é causada pelo aumento das resistências e reatâncias do rotor e estator, o que implica na redução de T_e (28) pois devido aos termos quadráticos, o denominador cresce mais rapidamente que o numerador. Por fim, sabe-se que quanto menor o T_e , menor o valor de H, portanto um menor valor de K_I resulta em valores de constante de inércia mais baixos como mostrado na figura.



Figura 4.8: Sensibilidade em relação ao parâmetro K_I ($\alpha = 10, \gamma = 4\%, K_{TR} = 1.2, cos \varphi = 0.15$).

Na Figura 4.9 foi realizada a análise de sensibilidade da impedância do transformador (*y*). A fórmula analítica descreve bem a forma como a variação desse parâmetro influencia no sistema: para uma mesma relação de potência do motor e capacidade do sistema, quanto maior a impedância percentual do transformador, menor deve ser a constante de inércia do motor para evitar um problema de qualidade de energia.



Figura 4.9: Sensibilidade em relação ao parâmetro γ ($\alpha = 10$, K_I = 6, $\gamma = 4\%$, K_{TR} = 1.2, $cos \varphi = 0.15$).

Na Figura 4.10 foi analisada a sensibilidade da capacidade do transformador (K_{TR}), observa-se que: para uma mesma relação de potência do motor e capacidade do sistema, quanto menor a potência do transformador, menor deve ser a constante de inércia do motor para evitar um problema de qualidade de energia.

Esses dois resultados (Figura 4.9 e Figura 4.10) já eram esperados pela análise das fórmulas utilizadas: para uma mesma relação S_M/S_{CC} do sistema, quanto menor K_{TR} e maior γ , maior é a reatância do transformador X_T , dada pela equação (10), aumentando o denominador de T_e e reduzindo o próprio T_e , o que implica em uma menor constante de inércia para não violar os limites de tempo e magnitude de afundamento de acordo com a curva ITIC.



Figura 4.10: Sensibilidade em relação ao parâmetro K_{TR} ($\alpha = 10, \gamma = 4\%, K_I = 6, cos \varphi = 0.15$).

Na Figura 4.11, o gráfico com análise de sensibilidade da relação X_L/R_L da linha é apresentado. Para uma mesma relação S_M/S_{CC} , pode-se notar que o fator X_L/R_L da linha de distribuição pouco influi na variação das curvas. Isso já era esperado, pois a fórmula do T_e apresenta em seu denominador um termo quadrático com R_L e outro com X_L , a variação de α implica no aumento de um dos termos e na redução proporcional do outro, o que explica porque as curvas para diferentes α são tão próximas.



Figura 4.11: Sensibilidade em relação ao parâmetro X/R (α) ($K_I = 6, \gamma = 4\%$, $K_{TR} = 1.2, \cos\varphi = 0.15$).

4.3. Resultados de Validação

Nesta Seção são apresentados diversos casos que exemplificam a utilização do gráfico de duração do afundamento de tensão proposto com o intuito de verificar sua precisão e suas limitações, visto que os resultados são comparados com aqueles obtidos por simulações de transitórios eletromagnéticos (EMT) executados utilizando-se o *SimPowerSystems*. Além disso, para validar o método, as curvas obtidas com as fórmulas simplificadas são também comparadas com curvas obtidas via repetidas simulações de transitórios.

A Figura 4.12 mostra o gráfico de duração do afundamento de tensão obtido para os parâmetros definidos em sua legenda. Observa-se que os casos A e B são as duas condições extremas. Se a razão da capacidade do motor pelo nível de curto-circuito do sistema for menor que o valor A, a magnitude do afundamento será menor que 10% independente da constante de inércia, por conseguinte, as condições definidas pela curva ITIC não serão violadas. O mesmo acontece caso a razão S_M/S_{CC} seja maior que a do ponto B, independente do valor de *H*, a magnitude do afundamento será grande o suficiente para ocasionar problemas de qualidade de energia de acordo com a curva ITIC.

Os quatro casos inicialmente estudados se referem as seguintes combinações de nível de curto-circuito do sistema, capacidade do motor de indução e constante de inércia:

Caso 1:
$$S_M = 4021$$
hp, $S_{CC} = 100$ MVA, $S_M/S_{CC} = 0.03$, $H = 1.3$ s;
Caso 2: $S_M = 4021$ hp, $S_{CC} = 100$ MVA, $S_M/S_{CC} = 0.03$, $H = 1.6$ s;
Caso 3: $S_M = 2547$ hp, $S_{CC} = 100$ MVA, $S_M/S_{CC} = 0.019$, $H = 1.9$ s;
Caso 4: $S_M = 6434$ hp, $S_{CC} = 100$ MVA, $S_M/S_{CC} = 0.049$, $H = 0.9$ s.





Na Figura 4.12 nota-se que os Casos 1 e 2 apresentam o mesma razão S_M/S_{CC} o que indica que a magnitude de afundamento dos dois será idêntica, porém, como o último caso apresenta uma maior constante de inércia, a duração da partida e, conseqüentemente, a duração do afundamento de tensão no PAC será mais longa (ver Figura 4.13). Sendo assim,

o Caso 2 está alocado na região com possíveis problemas de qualidade de energia $(\Delta t > 10s)$, diferente do Caso 1 ($\Delta t < 10s$).

Os Casos 3 e 4, também mostrados na Figura 4.12, comprovam a existência das condições extremas A e B anteriormente mencionadas. Como a razão S_M/S_{CC} do Caso 4 é muito alta, mesmo com baixa constante de inércia ou curta duração de afundamento, essa situação viola os limites determinados pela curva ITIC já que a magnitude do afundamento é maior que 20% (Figura 4.13). Já o Caso 3 pertence a região isenta de problemas de qualidade de energia pois mesmo com uma alta constante de inércia, pela baixa razão S_M/S_{CC} a tensão sempre se mantém acima de 0.9 p.u., uma condição aceitável na curva ITIC.



Figura 4.13: Resultado de simulação para V_{PAC} comprovando a eficácia do gráfico de duração do afundamento de tensão.

4.3.1. Análise Comparativa dos Gráficos via Simulação e Fórmulas

Para validar as curvas obtidas com as fórmulas simplificadas recorreu-se ao uso de simulação de transitórios eletromagnéticos. O algoritmo empregado para obter as curvas via repetidas simulações de transitórios eletromagnéticos pode ser descrito como segue:

Para realizar as simulações de transitórios eletromagnéticos primeiramente foi calculado o valor da constante do torque mecânico (k) baseado nas equações de escorregamento e velocidade em regime permanente, dadas por (25) a (27).

De posse desse valor ($k = k_{regime \ permanente}$), a simulação pode ser realizada, seguindo os seguintes passos:

Passo 1: Encontra-se o valor da potência do motor que causa, durante a partida do mesmo, um afundamento de tensão no ponto de acoplamento comum de 10% (S_{M1}), e outro valor que cause um afundamento de 20% (S_{M2}) (conforme explicado nas sessões anteriores, esses valores serão os limites do gráfico $H \ge S_M$). Procede-se, então, da seguinte maneira (Figura 4.14):

- O nível de curto-circuito do sistema é fixado, e o valor da potência do motor é variado. Testa-se a primeira capacidade do motor e avalia-se a tensão no PAC, caso o nível de tensão durante a partida seja maior que 0.9 ou 0.8 p.u. (de acordo com o afundamento estudado 10% ou 20%, ver Figura 4.14), S_M será incrementada e o último valor de potência avaliado será o atualizado como o limite mínimo de capacidade do motor que poderá ser usado.
- Caso o nível de tensão durante a partida seja menor que 0.9 ou 0.8 p.u. (de acordo com o caso estudado, limite A (S_{MI}) ou B (S_{M2}) Figura 4.1) S_M será reduzida e o último valor de potência avaliado será atualizado como o limite máximo de capacidade do motor que poderá ser usado.
- Repetindo esse procedimento é possível estreitar a faixa entre os limites máximo e mínimo até a obtenção do valor procurado ($V_{PAC} = 0.9$ p.u. ou $V_{PAC} = 0.8$ p.u.).



Figura 4.14: Comparação de V_{PAC} com os limites pré-estabelecidos: 0.9 e 0.8 p.u.

Passo 2: Encontra-se no valor da constante de inércia do motor (*H*), que para cada valor de potência no intervalo entre S_{M1} e S_{M2} , provoque uma duração da partida do motor de 10 segundos. O algoritmo procede automaticamente da seguinte forma (Figura 4.15):

- Para o primeiro nível de potência (S_{MI}) é definido um valor máximo e um valor mínimo da constante de inércia e escolhido um valor mediano que será avaliado.
- Após a simulação determina-se a resposta *velocidade do rotor* x *tempo* e seu valor em regime permanente, obtendo o instante de tempo em que esse valor ocorre pela primeira vez (início do regime permanente). A diferença de tempo entre esse instante e o instante em que a partida foi iniciada (fechamento da chave e acionamento do motor) é o tempo de aceleração do motor (*t_a*).



Figura 4.15: Comparação do tempo de aceleração do rotor com o tempo pré-definido (informação obtida da curva ITIC - t_a =10 segundos).

- Caso t_a seja maior que 10 segundos, a constante de inércia deve ser reduzida a fim de propiciar uma partida mais rápida, e o último valor de H avaliado será atualizado como o limite máximo de H que poderá ser usado.
- Caso t_a seja menor que 10 segundos, a constante de inércia deverá ser incrementada e o último valor avaliado de H será atualizado como o limite mínimo de H a ser usado.
- Assim como foi feito para encontrar a potência que ocasiona determinada magnitude de afundamento de tensão, também se estreita a faixa entre os limites máximo e mínimo de *H* até que se encontre a constante de inércia que cause uma partida com duração de 10 segundos para determinada potência do motor.
- Encontrado o ponto de fronteira, o valor de S_M é incrementado e repete-se todo o procedimento até que a capacidade do motor alcance o valor de S_{M2} , quando por fim tem-se um vetor de potência do motor e um de constante de inércia, e pode-se passar para o passo seguinte.

Passo 3: Representam-se os pontos encontrados num plano xy, onde x é a potência do motor normalizada (potência do motor/nível de curto-circuito do sistema) e y é a constante de inércia do motor.

Os resultados comparativos são apresentados na Figura 4.16 e na Figura 4.17. Primeiramente, é importante salientar que em algumas situações, dependendo do valor da reatância de magnetização, a substituição da equação (20) por (24) foi um fator fundamental para que as curvas obtidas pelas fórmulas analíticas se aproximassem dos resultados obtidos por simulação dinâmica. Isso indica que, no caso da análise de qualidade de energia relacionada com a duração do afundamento de tensão, o ramo de magnetização é importante e não deve ser desprezado. Ressalta-se que todas as simulações de transitórios eletromagnéticos foram realizadas sem desprezar esse parâmetro, sendo que para obter tais figuras utilizou-se $X_m = 5p.u$. As curvas das figuras apresentadas a esquerda não consideram o ramos de magnetização nas fórmulas, sendo que a expressão (20) foi utilizada. Ao passo que as curvas das figuras a direita consideram tal informação nas fórmulas, sendo que a expressão (24) foi empregada e adotou-se $X_m = 1.5p.u$. Os gráficos das figuras mencionadas representam duas condições praticamente idênticas, que se diferem apenas pelo modelo do circuito equivalente do motor utilizado para a formulação analítica. Adicionalmente, a Figura 4.16 mostra em cada gráfico uma análise de sensibilidade de três diferentes valores para cada um dos seguintes parâmetros: fator de potência do motor no instante de partida $(cos \varphi)$, relação $X_L/R_L(\alpha)$ da linha de distribuição, capacidade do transformador abaixador (K_{TR}). Já os gráficos da Figura 4.17 mostram a análise de sensibilidade para os parâmetros: reatância do transformador abaixador (γ) e fator de corrente de partida (K_l) . Nessas figuras também é possível notar a precisão do método gráfico simplificado proposto através da comparação dos resultados obtidos pela fórmula analítica (linhas contínuas) com os resultados obtidos por meio de simulações de transitórios eletromagnéticos (linhas pontilhadas).


Figura 4.16: Comparação dos gráficos obtidos considerando ou não o ramo de magnetização do MI para análise de sensibilidade dos parâmetros $cos \varphi$, $\alpha \in K_{TR}$.



Figura 4.17: Comparação dos gráficos obtidos considerando ou não o ramo de magnetização do MI para análise de sensibilidade dos parâmetros γ e *K*_I.

Nota-se que os resultados obtidos com o uso da equação (24) foram satisfatórios, o que prova que a fórmula descreve bem os critérios de qualidade de energia adotados e a forma que a variação dos parâmetros influencia no sistema.

4.4. Conclusões Parciais

Nesse capítulo foi proposto um método gráfico para análise do impacto da partida direta de motores de indução na duração do afundamento da tensão no ponto de acoplamento comum. Com informações sobre a capacidade do motor, nível de curtocircuito no ponto de acoplamento e constante de inércia do conjunto carga-motor, é possível transcrever tais informações para curvas típicas de susceptibilidade de equipamentos a variações de tensão como, por exemplo, a curva ITIC (*Information*) *Technology Industry Council*). Com esse conjunto de informações, pode-se obter uma curva limite abaixo da qual não ocorrerão problemas de qualidade de energia, reduzindo a necessidade de complexos estudos de transitórios eletromagnéticos, e acima da qual poderão ocorrer problemas de qualidade de energia, de forma que estudos mais detalhados são necessários.

Adicionalmente, uma fórmula analítica foi desenvolvida para traçar essa curva limite sem a necessidade de numerosas simulações de transitórios eletromagnéticos. Observou-se através dos gráficos de validação que os resultados obtidos analiticamente apresentam uma boa precisão, facilitando a execução de estudos de sensibilidade para determinar os impactos de diferentes parâmetros do sistema sobre a duração do afundamento de tensão.

Capítulo 5

Método Gráfico para Avaliação da Partida Direta do Motor de Indução em Instalações com Gerador Síncrono

Nesse capítulo apresenta-se um estudo baseado em simulações computacionais sobre os impactos decorrentes da instalação de geradores síncronos no afundamento de tensão em redes de distribuição durante a partida direta de grandes motores de indução. Os resultados apresentados no decorrer do capítulo mostram que a presença desses geradores pode influenciar na duração e na magnitude desses afundamentos de tensão devido a alteração dos níveis de curto-circuito da rede e das trocas de potência reativa que ocorrem entre o gerador e a rede. Com o objetivo de avaliar o comportamento das correntes e tensões no PAC e nos terminais do gerador, foi realizada uma série de simulações em que se observa a resposta transitória e em regime permanente de correntes e tensão decorrentes da partida direta de motores de indução. Os resultados podem ser utilizados por concessionárias e produtores independentes para entender as conseqüências da instalação desses geradores nesse importante quesito.

5.1. Características da Partida Direta de um Motor de Indução em Sistemas com Geradores Síncronos

A ferramenta de simulação computacional empregada nesse capítulo para a análise de transitórios eletromagnéticos, assim como em todo trabalho, foi o *SimPowerSystems*. O sistema empregado é mostrado na Figura 5.1. Tal sistema é composto por uma subestação (concessionária + linha de distribuição de 25 kV, 60 Hz) com um determinado nível de curto circuito S_{CC} , o qual alimenta uma rede de 4.16kV através de um transformador Y_g/Y_g.

Na extremidade desse sistema há um gerador síncrono (GS) com capacidade S_{GER} e um motor de indução (MI) com capacidade de S_M .

Nas simulações de transitórios eletromagnéticos, os alimentadores foram representados por impedâncias RL em série, visto que tais alimentadores são de distribuição e podem ser considerados como linhas curtas, por conseguinte, o efeito capacitivo em derivação é desprezível. Os transformadores foram representados utilizando o circuito T ([12]), ou seja, considerando as perdas no núcleo e corrente de magnetização. Nos estudos apresentados neste capítulo, os efeitos da saturação do núcleo foram desprezados no modelo. A maquina síncrona é representada por um modelo de oitava ordem (modelo subtransitório) que leva em conta a dinâmica dos enrolamentos do estator, de campo e de amortecimento. O circuito equivalente do modelo é representado na estrutura dq0. O motor de indução com rotor gaiola de esquilo teve sua parte elétrica representada por um modelo de ordem ([13]).



Figura 5.1: Esquema elétrico da partida de um MI em uma rede com GS.

Tipicamente, a filosofia de controle de geradores síncronos de médio porte conectados em redes de distribuição é diferente daquela adotada no caso de geradores síncronos de grande porte conectados em sistemas de transmissão, sobretudo no que diz respeito ao sistema de controle de tensão e freqüência. No caso de sistemas de transmissão, por exemplo, o regulador de velocidade dos geradores de grande porte é ajustado de forma a manter operação com freqüência constante. Ao passo que no caso de redes de distribuição, usualmente, os geradores são operados de forma a manter potência ativa constante independentemente da freqüência da rede, portanto, nas simulações foi empregado torque mecânico constante ([31]).

O sistema de excitação de geradores conectados em redes de transmissão é normalmente controlado de forma a manter a tensão terminal constante. Porém, no caso de geradores síncronos conectados em redes de distribuição, atualmente, não há consenso entre diferentes guias e práticas adotadas por concessionárias distintas sobre qual é a melhor filosofia de controle a ser adotada para o sistema de excitação. De forma geral, há duas formas de controle que podem ser empregadas: tensão constante ou fator de potência (potência reativa) constante ([31]-[33]). Portanto neste trabalho, ambas as formas de controle são analisadas. Uma descrição detalhada sobre o sistema de excitação de geradores síncronos atuando como um regulador de tensão ou de potência reativa é apresentada em ([33]).

5.1.1. Resultados de Simulação

As Figura 5.2 e Figura 5.3 mostram o comportamento da tensão no PAC (V_{PAC}) para casos em que o gerador não está presente e para casos com o gerador conectado na rede conforme mostra a Figura 5.1. Na Figura 5.2, o gerador sob estudo é controlado para manter o fator de potência unitário e na Figura 5.3, o gerador é controlado para manter sua tensão terminal em 1 pu. O nível de curto-circuito (S_{CC}) sistema é de 100 MVA e a capacidade do motor (S_M) é de 3000 hp. A Tabela 5.1 mostra os respectivos valores da magnitude do afundamento de tensão. Com base na Tabela 5.1, é possível concluir que a presença do gerador, considerando ambos os controles da excitatriz, não contribui significativamente na alteração da magnitude do afundamento de tensão em 1 pu contribui para uma pequena redução da magnitude do afundamento a medida que se aumentou a sua capacidade.

Mais importante, a presença do gerador reduz a duração do afundamento da tensão, como mostra a Figura 5.3. Como conseqüência, um motor de indução de maior capacidade pode ser instalado. Outra observação se refere ao fato de quanto maior a capacidade do gerador (S_{GER}) síncrono maior é a redução da duração do afundamento de tensão.

A análise anterior mostra também a necessidade de se considerar tanto a magnitude quanto a duração do afundamento de tensão em um possível estudo que visa determinar a máxima capacidade do motor de indução que pode ser instalado na presença de geradores síncronos. Com isso, embora os resultados tenham mostrado que a presença do gerador controlado para manter o fator de potência unitário contribui para melhoria da magnitude do afundamento de tensão, a melhoria na duração do afundamento de tensão que o outro tipo de controle pode trazer pode ser de maior importância, permitindo a conexão de um motor de indução de maior capacidade.



Figura 5.2: Afundamento de tensão no PAC para diferentes valores da capacidade do gerador síncrono distribuído controlado para manter f.p. unitário (S_{CC} = 100 MVA e S_M= 3000 hp).



Figura 5.3: Afundamento de tensão no PAC para diferentes valores da capacidade do gerador síncrono distribuído controlado para manter tensão terminal em 1 pu (S_{CC} = 100 MVA e S_M= 3000 hp).

Tabela 5.1: Magnitude do afundamento de tensão no PAC para diferentes valores de capacidade do gerador distribuído (S_{CC} = 100 MVA e S_M= 3000 hp).

	Magnitude do Afundamento	
S _{GER}	Gerador f.p. unitário	Gerador tensão 1 pu
Sem Gerador	10,9%	10,9%
1 MVA	10,7%	10,7%
3 MVA	10,8%	10,1%
5 MVA	10,9%	9,5%

A Tabela 5.2 mostra o comportamento da magnitude do afundamento de tensão no PAC para diferentes valores da capacidade do motor de indução na rede da Figura 5.1. O nível de curto-circuito (S_{CC}) do sistema é de 100 MVA e a capacidade do gerador (S_{GER}) é de 1 MVA. Novamente, percebe-se que cada tipo do controle do gerador síncrono impacta de forma diferente na magnitude do afundamento de tensão, sendo que a magnitude do afundamento de tensão é ligeiramente menor na presença do gerador com a excitatriz controlada para manter tensão terminal em 1 p.u. se comparada com a outra forma de controle tipicamente empregada.

	Magnitude do Afundamento	
S _M	Gerador f.p. unitário	Gerador tensão 1 pu
500 hp	1,9%	1,7%
1000 hp	3,8%	3,6%
2000 hp	7,4%	7,3%
3000 hp	10,7%	10,7%

Tabela 5.2: Magnitude do afundamento de tensão no PAC para diferentes valores de capacidade do
motor de indução ($S_{CC} = 100$ MVA e $S_{GER} = 1$ MVA).

Uma outra observação importante pode ser constatada na Figura 5.4, a qual mostra a tensão nos terminais do gerador (V_{GER}) conectado na rede da Figura 5.1 para diferentes valores da capacidade do motor de indução. Nesse caso, o gerador sob estudo é controlado para manter o fator de potência unitário, o nível de curto-circuito (S_{CC}) sistema é de 100 MVA e a capacidade do gerador (S_{GER}) é de 1 MVA. Como esperado, observa-se que quanto maior a capacidade do motor de indução, maior é o afundamento de tensão nos terminais do gerador. Com isso, além dos limites de afundamento de tensão estabelecidos pela curva ITIC, os ajustes de proteção do gerador também precisam ser considerados na determinação do máximo valor da capacidade do motor de indução que pode ser instalado na rede em estudo. Por exemplo, se limites de subtensão do gerador forem ultrapassados, o mesmo será desconectado o que pode piorar ainda mais o nível de afundamento de tensão no PAC.

Na subseção seguinte, apresenta-se uma análise mais detalhada sobre o impacto da instalação de geradores síncronos na magnitude do afundamento de tensão provocado pela partida direta de motores de indução baseada em intensivas simulações de transitórios eletromagnéticos.



Figura 5.4: Tensão nos terminais do gerador distribuído controlado para manter f.p. unitário para diferentes valores de capacidade do motor de indução (S_{CC} = 100 MVA e S_{GER}= 1 MVA).

5.2. Impacto do Gerador Síncrono na Capacidade Máxima Permissível do Motor de Indução

A partir da análise anterior verificou-se que a presença do gerador síncrono influencia o afundamento de tensão, o próximo passo consiste em determinar a máxima capacidade do motor de indução a ser conectado em uma instalação com geradores síncronos. Basicamente, o procedimento para tal análise consiste em determinar, para diversas combinações de nível de curto-circuito (S_{CC}) do PAC e capacidade do gerador distribuído (S_{GER}), a máxima capacidade do motor (S_M) de indução que pode ser diretamente conectado na rede sem que haja violações tanto dos limites de afundamento de tensão no PAC quanto o limite de subtensão da proteção do gerador. Para efeito de análise, considerou-se que a magnitude de afundamento de tensão no PAC (período em que $V_{PAC} \le 0.9 p.u$.) e no gerador (período em que $V_{GER} \le 0.8 p.u$.).

Esses resultados foram obtidos para uma combinação de valores de S_{CC} e de S_{GER} , em que se variou a capacidade do motor (S_M) até que a magnitude do afundamento na tensão terminal do gerador atingisse um nível máximo considerado aceitável para esses estudos: afundamento de 20%, tensão terminal do gerador síncrono ($V_{GER} = 0.8$ p.u.). Em outra situação, avaliou-se a tensão no PAC, obtendo-se a combinação S_M , S_{GER} , S_{CC} que satisfizesse $V_{PAC} \cong 0.9$ p.u. A seguir apresentam-se os resultados de quatro diferentes casos:

• Caso 1: $V_{PAC} \cong 0.9 \ p.u$. e sistema de excitação do GS com controle de tensão:

Considerando com o sistema de excitação do gerador é controlado de forma a manter tensão constante, A Figura 5.5 mostra que, do ponto de vista de magnitude de afundamento da tensão no PAC, quanto maior a capacidade do gerador, maior a capacidade do motor que pode ser instalado, contudo, como pode ser verificado, a influência é pequena, praticamente desprezível para os gerador analisados.



Figura 5.5 – $S_{CC} \ge S_M$ para vários S_{GER} , $V_{PAC} \cong 0.9$ p.u. com controle de tensão

○ Caso 2: $V_{PAC} \cong 0.9 \ p.u$. e sistema de excitação do GS com controle de fator de potência:

A Figura 5.6 repete os resultados apresentados na figura anterior considerando que o sistema de excitação do gerador síncrono é controlado de forma a manter operação com

fator de potência unitário. Conforme foi mencionado anteriormente, a presença do gerador tem pouca influência sobre a capacidade máxima do motor que pode ser instalado do ponto de vista de magnitude do afundamento de tensão no PAC.



Figura 5.6 – $S_{CC} \ge S_M$ para vários S_{GER} , $V_{PAC} \cong 0.9$ p.u. com controle de fator de potência

○ Caso 3: $V_{GER} \cong 0.8 \ p.u$. e sistema de excitação do GS com controle de tensão:

A Figura 5.7 apresenta o gráfico de nível de curto-circuito do sistema versus potência do motor para diversos valores de capacidade do gerador que provocam um afundamento de 0.8 p.u. de tensão nos terminais do gerador considerando que sistema de excitação opera no modo de controle tensão constante. Nesse gráfico observa-se que para um mesmo nível de curto circuito, quanto maior a capacidade do gerador, maior poderá ser a potência do motor que pode ser conectado diretamente na rede para se atingir o mesmo nível de magnitude de afundamento de tensão nos terminais do gerador.



Figura 5.7 – $S_{CC} \ge S_M$ para vários S_{GER} , $V_{GER} \cong 0.8$ p.u. com controle de tensão

○ Caso 4: $V_{GER} \cong 0.8 \ p.u$. e sistema de excitação do GS com controle de fator de potência:

Na Figura 5.8 ressalta-se que os resultados para o caso em que sistema de excitação do gerador é controlado para manter fator de potência constante são semelhantes aos obtidos com controle de tensão, ou seja, o aumento da capacidade do gerador permite aumentar a potência do motor sem prejudicar drasticamente a tensão nos terminais do gerador.



Figura 5.8 – $S_{CC} \ge S_M$ para vários S_{GER} , $V_{GER} \cong 0.8$ p.u. com controle de fator de potência

5.3. Conclusões parciais

Nesse capítulo, foi apresentada uma análise sobre o impacto provocado pela inserção de geradores síncronos em redes de distribuição quanto ao quesito afundamento de tensão devido a partida de motores de indução de grande capacidade. Foram exibidos diversos resultados de simulação que auxiliam na discussão a respeito do tipo de controle do sistema de excitação mais adequado quando nesse caso pretende-se melhorar o perfil de tensão no PAC. Observou-se que dentre as vantagens da inserção de um gerador síncrono na rede destaca-se a melhora do perfil de tensão no PAC, reduzindo a magnitude e a duração do afundamento decorrente partida do motor, contudo esse ganho é praticamente marginal.

Capítulo 6

Conclusões

Esta dissertação de mestrado apresentou uma série de metodologias gráficas que permite avaliar o impacto da partida direta de motores de indução do ponto de vista de magnitude e duração do afundamento de tensão no ponto de acoplamento comum (PAC). Em relação ao quesito magnitude do afundamento de tensão, o método gráfico proposto neste trabalho é baseado em um conjunto de curvas que relacionam o nível de curto-circuito do sistema (eixo y) com a potência do motor (eixo x) para certo nível de magnitude de afundamento de tensão permitida. Essas curvas são um limite acima do qual o impacto da partida pode ser considerado irrelevante, eliminando-se a necessidade de estudos detalhados, e abaixo do qual pode ser problemática, demandando que análises mais detalhadas sejam conduzidas. Quanto a questão da duração do afundamento de tensão, a idéia proposta é a transladar informações com valores de capacidade do motor, de nível de curto-circuito do sistema e constante de inércia do conjunto carga-motor, uma vez que esses fornecem informações tanto da magnitude do afundamento de tensão quanto do tempo de recuperação de tensão, para curvas típicas de susceptibilidade de equipamentos a variações de tensão, como, por exemplo, a curva ITIC. Da mesma forma que o gráfico proposto para avaliar o impacto da partida na magnitude do afundamento de tensão, esse gráfico também é constituído por um conjunto de curvas que relacionam a constante de inércia do motor em segundos (eixo y) com a potência do motor normalizada em relação ao nível de curtocircuito do sistema (eixo x). Essas curvas representam um limite, acima do qual ocorrem problemas de qualidade de energia em relação ao quesito duração do afundamento de tensão e abaixo do qual o impacto é insignificante.

Embora tais curvas possam ser obtidas com certa precisão através de repetidas simulações de transitórios eletromagnéticos, para tornar a metodologia prática e rápida, expressões analíticas fundamentadas no modelo de regime permanente do motor de indução

foram desenvolvidas, permitindo determinar rapidamente se um motor pode ser conectado a uma rede de distribuição respeitando os limites permissíveis de afundamento de tensão. Estudos de validação mostraram que as fórmulas propostas podem ser empregadas com um nível aceitável de precisão.

Visto que os métodos propostos são simples e rápidos, tais métodos foram também empregados em estudos de sensibilidade, sendo que através desses estudos é possível analisar com rapidez e simplicidade como a variação de determinados parâmetros do motor, do transformador ou da linha de distribuição influenciam o comportamento da tensão no ponto de acoplamento. A avaliação crítica dos resultados de estudos de sensibilidade permitiu determinar a influência dos principais parâmetros do motor, do transformador e da linha na capacidade máxima do motor que pode ser instalado. Adicionalmente, os resultados de validação mostraram que o método é preciso e pode auxiliar engenheiros de planejamento no projeto de instalação de motores de indução, minimizando o número de simulações de transitórios eletromagnéticos, visto que tais estudos também foram reproduzidos usando-se repetidas simulações.

Tendo em vista que atualmente diversas instalações industriais possuem geradores síncronos, procedeu-se com estudos para determinar os impactos causados pela inserção desses geradores. Os resultados de simulação mostram que a presença de geradores pode influenciar na duração e na magnitude desses afundamentos de tensão devido à alteração dos níveis de curto-circuito da rede e das trocas de potência reativa que ocorrem entre o gerador e a rede. Independente do controle da excitação do gerador síncrono, os resultados de simulações mostraram que a presença do gerador contribui principalmente para uma redução da duração do afundamento da tensão. Como conseqüência, um motor de indução de maior capacidade pode ser instalado. Outra observação se refere ao fato de quanto maior a capacidade do gerador síncrono maior é a redução da duração do afundamento de tensão.

6.1. Sugestões para Trabalhos Futuros

Os seguintes tópicos são apresentados como sugestões para trabalhos futuros:

- Desenvolvimento de métodos analíticos para determinar a variação da freqüência durante a partida direta de motores de indução, considerando diferentes configurações de rede.
- Desenvolvimento de métodos gráficos para transcrever as informações obtidas pelos métodos analíticos para curvas que definem os níveis aceitáveis de flutuação de tensão que provocam cintilação luminosa (*flicker*).
- Desenvolvimento de métodos gráficos para representar as informações obtidas pelos métodos analíticos para as curvas utilizadas para coordenação e ajuste do sistema de proteção utilizado em instalações industriais considerando relés baseados em medidas de tensão (sub/sobre tensão), corrente (sobre corrente) e freqüência (sub/sobre freqüência).

Referências Bibliográficas

- [1] M. H. J. Bollen, Understanding Power Quality Problems: Voltage Sags and Interruptions, IEEE Press, New York, NY, USA, 1999.
- [2] R. C. Dugan, M. F. McGranaghan, S. Santoso, H. W. Beaty, *Electrical Power Systems Quality*, McGraw-Hill, 2003.
- [3] J. Lamoree, D. Mueller, P. Vinett, W. Jones and M. Samotyj, "Voltage sags analysis case studies," IEEE Trans. Industry Applications, vol. 30, no. 4, pp. 1083-1089, Jul. 1994.
- [4] J. C. Gomez, C. Reineri, G. Campetelli and M. M. Morcos, "A study of voltage sags generated by induction motor starting," Electric Power Components and Systems, vol.32, no. 6, pp. 645-653, Jun. 2004.
- [5] C. Hsu, H. Chuang and C. Chen, "Power quality assessment of large motor starting and loading for the integrated steel-making cogeneration facility," IEEE Trans. Industry Applications, vol. 43, no. 2, pp. 395-402, Mar. 2007.
- [6] X. Liang and O. Ilochonwu, "Induction motor starting in practical industrial applications," in Proc. IEEE Industrial and Commercial Power Systems Technical Conf., Tallahassee, FL, USA, 2010, pp. 1-10.
- [7] R. F. McElveen and M. K. Tony, "Starting high-inertia loads," IEEE Trans. Industry Applications, vol. 37, no. 1, pp. 137-144, Jan./Feb. 2001.
- [8] G. Lee, M. M. Albu and G. Heydt, "A power quality index based on equipment sensitivity, cost, and network vulnerability," IEEE Trans. Power Delivery, vol. 19, no. 3, pp. 1504-1510, Jul. 2004.
- [9] ITI (CBEMA) Curve Application Notes. Washington, DC: Inf. Tech. Ind. Council, 2000.
- [10] S. M. Halpin, R. Bergeron, T. M. Blooming, R. F. Burch, L. E. Conrad and T. S. Key,
 "Voltage and lamp flicker issues: Should the IEEE adopt the IEC approach?" IEEE Trans. Power Delivery, vol. 18, no. 3, pp. 1088-1097, July 2003.

- [11] J. C. Gomez and M. M. Morcos, "A simple methodology for estimating the effect of voltage sags produced by induction motor starting cycles on sensitive equipment," in 36th IAS Annual Meeting, Chicago, USA, Oct. 2001, pp. 1196-1199.
- [12] A. E. Fitzgerald, C. Kinglsey Jr., S. D. Umans, Electric Machinery, New York: McGraw-Hill, 1990.
- [13] P. Kundur, Power System Stability and Control, New York: McGraw-Hill Inc., 1994.
- [14] IEEE Std. 100-1996, "The New IEEE Standard Dictionary of Electrical and Eletronics Terms", 1996.
- [15] D. B. Vannoy, M. F. McGranaghan, S. M. Halpin, W. A. Moncrief and D. D. Sabin, "Roadmap for power quality standards development," *IEEE Trans. Industry Applications*, vol. 43, no. 2, pp. 412-421, March/April 2007.
- [16] A. J. Williams, e M. S. Griffith, "Evaluating the effects of motor starting on industrial and commercial power systems", IEEE Transactions on Industry Applications, Vol.14, pp. 292-299, 1978.
- [17] P. J. Colleran e W. E. Rogers, "Controlled starting of AC induction motors", IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 19, pp. 1014–1018, 1983.
- [18] I. L. Kosow, "Máquinas Elétricas e Transformadores", Editora Globo, 14^a. Edição, 2000.
- [19] J. C. Gomez and M. M. Morcos, "A simple methodology for estimating the effect of voltage sags produced by induction motor starting cycles on sensitive equipment," in 36th IAS Annual Meeting, Chicago, USA, Oct. 2001, pp. 1196-1199.
- [20] IEEE recommended practice for electric power distribution for industrial plants, IEEE Std. 141-1993 (Revision of IEEE Std. 141-1986), 1993.
- [21] "1C.5.1 Voltage fluctuation and light flicker," PacifiCorp engineering handbook, available on: http:// www.rockymtnpower.net/File/File57576.pdf.
- [22] Flickermeter functional and design specifications, IEC Std. 61000-4-15, 2003.
- [23] *IEEE recommended practice for measurement and limits of voltage fluctuations and associated light flicker on AC power systems,* IEEE Std. 1453-2004, 2004.

- [24] J. P. C. Allen, "Starting now a review of reduced voltage AC motor starters," in *IEEE Textile, Fiber and Film Industry Technical Conference*, Charlotte, USA, May 1992, pp. 1/1-110.
- [25] J. A. Kay, R. H. Paes, J. G. Seggewiss and R.G. Ellis, "Methods for the control of large medium-voltage motors: application considerations and guidelines," *IEEE Trans. Industry Application*, vol. 36, no. 6, pp. 1688-1696, Nov. /Dec. 2000.
- [26] J. Nevelsteen and H. Aragon, "Starting of large motors methods and economics," *IEEE Trans. Industry Application*, vol. 25, no. 6, pp. 1012-1018, Nov./Dec. 1989.
- [27] G. Zenginobuz, I. Cadirci, M. Ermis and C. Barlak, "Performance optimization of induction motors during voltage-controlled soft starting," *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 19, no. 2, pp. 278-288, June 2004.
- [28] Soft Starter of Induction Motors, Available: http://www.lmphotonics.com/sstart.htm.
- [29] W. C. Rossmann and R. G. Ellis, "Retrofit of 22 pipeline pumping stations with 3000-HP motors and variable-frequency drives," *IEEE Trans. Industry Application*, vol. 34, no. 1, pp. 178-186, Jan./Feb. 1998.
- [30] "Motors and Generators", NEMA MG1, 2006.
- [31] N. Jenkins, R. Allan, P. Crossley, D. Kischen e G. Strbac, "*Embedded Generation*", London: The Institute of Electrical Engineers, 2000.
- [32] Freitas, W.; Vieira, J. C. M.; Morelato, A.; Da Silva, L. C. P.; Da Costa, V.; Lemos, F. A. B., "Comparative Analysis between Synchronous and Induction Machines for Distributed Generation Applications", IEEE Transactions on Power Systems, v. 21, n.1, p. 301-311, Fev. 2006.
- [33] J. D. Hurley, L. N. Bize, and C. R. Mummert, "The adverse effects of excitation system var and power factor controller", *IEEE Transaction on Energy Conversion*, Vol.14, No. 4, pp. 1636-1641, 1999.
- [34] F. M. Bruce, R. J. Graefe, A. Lutz e M. D. Panlener, "Reduced voltage starting of squirrel-cage induction motors", IEEE Transactions on Industry Application, Vol. 20, pp. 46–55, 1984.

Apêndice A

Desenvolvimento Analítico das Fórmulas de Magnitude do Afundamento de Tensão

Este apêndice apresenta um desenvolvimento mais detalhado para a obtenção da equação (14) apresentada no Capítulo 3, a qual permite traçar o gráfico relacionando o nível de curto-circuito no PAC com a capacidade do motor de indução. A partir da Figura 3.3, a tensão V_2 no PAC pode ser determinada da seguinte maneira:

$$V_{2} = V_{1} \frac{\sqrt{R_{M}^{2} + (X_{M} + X_{T})^{2}}}{\sqrt{((R_{M} + R_{L})^{2} + (X_{M} + X_{T} + X_{L})^{2})}}$$
(A.1)

A impedância equivalente do motor pode ser calculada em p.u., na base do motor, a partir da constante *inrush* (K_I) e do fator de potência inicial do motor ($cos \phi$) como mostrado abaixo:

$$Z_M = \frac{V}{I}(\Omega)$$

em p.u.:

$$Z_{M}(p.u.) = \frac{V/V_{BASE}}{I/I_{no\min al}} = \frac{1}{K_{I}} (p.u.)$$
(A.2)

$$R_{M}(p.u.) = Z_{M}(p.u.) \cdot \cos \varphi = \frac{\cos \varphi}{K_{I}} \text{ (p.u.)}$$
$$X_{M}(p.u.) = Z_{M}(p.u.) \cdot \sin \varphi = \frac{\sin \varphi}{K_{I}} \text{ (p.u.)}$$

Os parâmetros da linha de distribuição podem ser calculados em p.u., na base do motor, a partir da relação X_L/R_L (α) conhecida e do nível de curto-circuito S_{CC} , como segue:

$$S_{CC} = \frac{V^2}{\sqrt{R_L^2 + X_L^2}} = \frac{V^2}{\sqrt{R_L^2 + (\alpha R_L)^2}} = \frac{V^2}{R_L \sqrt{1 + \alpha^2}}$$
$$R_L = \frac{V^2}{S_{CC} \sqrt{1 + \alpha^2}} (\Omega)$$

em p.u.:

$$R_{L} = \frac{V^{2}}{S_{CC}\sqrt{1+\alpha^{2}}} \left(\frac{S_{M}}{V^{2}}\right) = \frac{1}{\sqrt{1+\alpha^{2}}} \frac{S_{M}}{S_{CC}}$$

$$R_{L} = \frac{1}{\sqrt{1+\alpha^{2}}} \frac{S_{M}}{S_{CC}} = \frac{K_{1}}{S_{CC}} \text{ (p.u.)}$$

$$X_{L} = \alpha R_{L}$$

$$X_{L} = \frac{\alpha}{\sqrt{1+\alpha^{2}}} \frac{S_{M}}{S_{CC}} = \frac{K_{2}}{S_{CC}} \text{ (p.u.)}$$
(A.4)

(A.3)

Substituindo R_L e X_L na equação (A.1), temos que:

$$V_{2}^{2} = V_{1}^{2} \frac{R_{M}^{2} + (X_{M} + X_{T})^{2}}{\left(R_{M} + \frac{K_{1}}{S_{CC}}\right)^{2} + \left[(X_{M} + X_{T}) + \frac{K_{2}}{S_{CC}}\right]^{2}}$$
(A.5)

Realizando o rearranjo da equação (A.4) obtém-se:

$$S_{CC}^{2} \left(1 - \frac{V_{1}^{2}}{V_{2}^{2}}\right) \left[R_{M}^{2} + \left(X_{M} + X_{T}\right)^{2}\right] + 2S_{CC} \left[R_{M}K_{1} + K_{2}\left(X_{M} + X_{T}\right)\right] + K_{1}^{2} + K_{2}^{2} = 0$$
(A.6)

A equação acima pode ser solucionada por:

$$S_{CC}(S_{M}) = \frac{-b - \sqrt{b^{2} - 4ac}}{2a}$$
(A.7)

onde:

$$a = \left(1 - \frac{V_1^2}{V_2^2}\right) \left[R_M^2 + (X_M + X_T)^2\right] = \left(1 - \frac{V_1^2}{V_2^2}\right) \left[\left(\frac{\cos\varphi}{K_I}\right)^2 + \left(\frac{\sin\varphi}{K_I} + \frac{\gamma}{K_{TR}}\right)^2\right]$$
(A.8)

$$b = 2\left[R_M K_1 + K_2 \left(X_M + X_T\right)\right] = 2\frac{S_M}{\sqrt{1 + \alpha^2}} \left[\frac{\cos\varphi}{K_I} + \alpha \left(\frac{\sin\varphi}{K_I} + \frac{\gamma}{K_{TR}}\right)\right]$$
(A.9)

$$c = K_1^2 + K_2^2 = \frac{S_M^2}{(1+\alpha^2)} (1+\alpha^2) = S_M^2$$
(A.10)

Apêndice B

Desenvolvimento Analítico das Fórmulas de Duração do Afundamento de Tensão

Considerando que a corrente que passa pelo ramo de magnetização do motor seja importante, foi usado o circuito equivalente de partida direta do motor de indução mostrado na figura abaixo.



Figura B. 1: Circuito equivalente de partida direta do motor de indução.

Nessa figura, R_L e X_L formam a impedância da linha de distribuição, X_T é a reatância do transformador, R_I e X_I formam a impedância do estator (resistência do enrolamento do estator e reatância de dispersão do estator), R_2 (resistência do enrolamento do rotor), X_2 (reatância de dispersão do rotor) e X_m (reatância de magnetização do motor).

Fazendo o equivalente de Thévenin tem-se:

$$Z_{TH} = [R_L + R_1 + j(X_L + X_T + X_1)] / [jX_m]$$

$$Z_{TH} = \frac{jX_m(R_L + R_1 + j(X_L + X_T + X_1))}{R_L + R_1 + j(X_L + X_T + X_1 + X_m)}$$

$$W_{TH} = jX_m \frac{V_1}{R_L + R_1 + j(X_L + X_T + X_1 + X_m)}$$
(B.1)

O torque elétrico é dado por:

$$T_{e} = \frac{1}{\omega_{m}} \frac{(1-s)}{s} R_{2} I_{2}^{2} = \frac{1}{(1-s)\omega_{s}} \frac{(1-s)}{s} R_{2} I_{2}^{2} = \frac{R_{2}}{s} I_{2}^{2} \frac{1}{\omega_{s}}$$
(B.2)

Como todos os parâmetros são trabalhados em p.u., a velocidade síncrona não será importante na equação do torque (ω_s =1p.u.), dessa forma o torque elétrico fica:

$$T_{e} = \frac{R_{2}}{s} \left(\frac{|V_{TH}|}{\sqrt{\left(R_{TH} + \frac{R_{2}}{s}\right)^{2} + (X_{TH} + X_{2})^{2}}}} \right)^{2}$$
(B.3)
$$T_{e} = \frac{R_{2}}{s} \frac{|V_{TH}|^{2}}{\left(R_{TH} + \frac{R_{2}}{s}\right)^{2} + (X_{TH} + X_{2})^{2}}$$

É possível encontrar o escorregamento que faça o torque elétrico ser igual a 1p.u.:

$$1 = \frac{R_2}{s} \frac{|V_{TH}|^2}{\left(R_{TH} + \frac{R_2}{s}\right)^2 + \left(X_{TH} + X_2\right)^2} \Longrightarrow$$

$$\left(R_{TH}^2 + \frac{R_2^2}{s^2} + 2R_{TH}\frac{R_2}{s} + \left(X_{TH} + X_2\right)^2 = \frac{R_2}{s}|V_{TH}|^2\right)s^2 \Longrightarrow$$

$$s^2 \left(R_{TH}^2 + \left(X_{TH} + X_2\right)^2\right) + s\left(2R_{TH}R_2 - R2 \cdot |V_{TH}|^2\right) + R_2^2 = 0$$
(B.4)

Solucionando a equação acima, temos que:

$$s = \frac{-b - \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a}$$

$$a = R_{TH}^2 + (X_{TH} + X_2)^2$$

$$b = 2R_{TH}R_2 - R_2 \cdot |V_{TH}|^2$$

$$c = R_2^2$$
(B.5)

Para obter a constante do torque mecânico em regime permanente, quando $T_m = T_e =$ 1.p.u. faz-se:

$$T_m = k \left(\frac{\omega_r}{\omega_0}\right)^2 = 1 \tag{B.6}$$

Sabendo que:

$$s = \frac{\omega_0 - \omega_r}{\omega_0} \Longrightarrow \omega_r = \omega_0 (1 - s) \Longrightarrow \omega_r = 1 - s$$
(B.7)

Dessa forma encontra-se a equação que liga o escorregamento calculado para T_e = 1p.u. ao valor da constante do torque mecânico (k) e ao valor aproximado da velocidade de regime permanente:

$$k = \frac{1}{(1 - s_{calculado})^2}$$

$$\omega_{r_0} = \omega_0 (1 - s_{calculado}) \Longrightarrow \omega_{r_0} = 1 - s_{calculado}$$
(B.8)

Apêndice C

Parâmetros dos Sistemas Analisados

Nessa seção são apresentados os parâmetros dos sistemas utilizados para realizar os estudos dos capítulos 3, 4 e 5.

Símbolo	Descrição	Valor
S_{base}	Potência de base do sistema estudado (S_{motor})	2200 hp = 1.6412 MVA
S_{CC}	Nível de curto-circuito da subestação	150 MVA
V_{PAC}	Tensão da subestação Tensão no PAC	25kV
V_T	Tensão nos terminais do motor Tensão de base	4.16kV
$R_{\rm L}+jX_{\rm L}$ (p.u.)	Impedância da linha de 25 kV na base do motor (S_{motor})	0.0011+ <i>j</i> 0.0109 pu
$R_{\rm L}+jX_{\rm L}(\Omega)$	Impedância da linha de 25 kV (Ω)	0.4146+ <i>j</i> 4.1460 Ω
S_{tr}	Capacidade (potência) do transformador	2200 hp = 1.6412 MVA
γ	Impedância do transformador ($25kV/4.16kV - Yg - Yg$) na base do transformador (S_{tr})	<i>j</i> 0.04 pu
X_T	Impedância do transformador ($25kV/4.16kV - Yg - Yg$) na base do motor (S_M)	<i>j</i> 0.04 pu
S _{motor}	Capacidade (potência) do Motor de Indução (rotor do tipo gaiola de esquilo – 2 pares de pólos)	2200 hp = 1.6412 MVA
R_1+jX_1	Impedância do estator do motor na base do motor (S_{motor})	0.0167+ <i>j</i> 0.0816 pu
$R_2 + jX_2$	Impedância do rotor do motor na base do motor (S_{motor})	0.0167+ <i>j</i> 0.0816 pu
X_m	Reatância de magnetização do motor na base do motor (S_{motor})	5 pu

	~		~
Tabela C. 1: Dados do	Sistema e do Motor (de Indução usados nos	s Capítulos 3 e 4

Tabela C. 2: Dados do Sistema e do Motor de Indução usados no Capítulos 5

Símbolo	Descrição	Valor
S_{base}	Potência de base do sistema estudado (S_{motor})	5800 hp = 4.3268 MVA
S_{CC}	Nível de curto-circuito da subestação	150 MVA
V_{PAC}	Tensão da subestação Tensão no PAC	25kV
V_T	Tensão nos terminais do motor Tensão de base	4.16kV
$R_{\rm L}+jX_{\rm L}$ (p.u.)	Impedância da linha de 25 kV na base do motor (S_{motor})	0.0204+ <i>j</i> 0.0204 pu
$R_{\rm L}+jX_{\rm L}(\Omega)$	Impedância da linha de 25 kV (Ω)	2.9463+j2.9463 Ω
S_{tr}	Capacidade (potência) do transformador	5800 hp = 4.3268 MVA
γ	Impedância do transformador (25kV/4.16kV – Yg–Yg) na base	<i>j</i> 0.04 pu
	do transformador (S_{tr})	
X_T	Impedância do transformador (25kV/4.16kV – Yg–Yg) na base	<i>j</i> 0.04 pu
	do motor (S_M)	
Smotor	Capacidade (potência) do Motor de Indução (rotor do tipo	5800 hp = 4.3268 MVA
	gaiola de esquilo – 2 pares de pólos)	5800 mp = 4.5208 Wey A
R_1+jX_1	Impedância do estator do motor na base do motor (S_{motor})	0.0167+ <i>j</i> 0.0816 pu
R_2+jX_2	Impedância do rotor do motor na base do motor (S_{motor})	0.0167+ <i>j</i> 0.0816 pu
X_m	Reatância de magnetização do motor na base do motor (Smotor)	5 pu

Tabela C. 3: Dados do	Gerador Síncrono	usado no	Capítulos 5
-----------------------	------------------	----------	-------------

Símbolo	Descrição	Valor
S_{GER}	Capacidade (potência) do Gerador Síncrono (pólos salientes - 2	5000 hp = 3.73 MVA
	pares de pólos)	
X_d	Reatância síncrona de eixo direto	150 MVA
X_d '	Reatância transitória de eixo direto	25kV
X_d "	Reatância subtransitória de eixo direto	4.16kV
X_q	Reatância síncrona de eixo em quadratura	0.0204+ <i>j</i> 0.0204 pu
X_q "	Reatância subtransitória de eixo em quadratura	$2.9463 + i 2.9463 \Omega$
X_L	Reatância de dispersão	5800 hp = 4.3268 MVA
R_s	Resistência do estator do gerador	<i>j</i> 0.04 pu
T_{d0} '	Constante de tempo transitória em vazio de eixo direto	j0.04 pu
T_{d0} "	Constante de tempo subtransitória em vazio de eixo direto	0.0167+j0.0816 pu
T_{q0} "	Constante de tempo subtransitória em vazio de eixo em quadratura	0.0167+ <i>j</i> 0.0816 pu