Universidade Estadual de Campinas
Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação
Departamento de Sistemas de Energia Elétrica

Métodos Analíticos para Análise de Geradores de Indução Conectados em Redes de Distribuição de Energia Elétrica

Tese apresentada à Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação da UNICAMP como parte dos requisitos exigidos para obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica.

Autora: Ahda Pionkoski Grilo Pavani

Orientador: Prof. Dr.Walmir de Freitas Filho

Comissão Julgadora:

Prof. Dr.Walmir de Freitas Filho	FEEC/UNICAMP
Prof. Dr. Carlos Roberto Minussi	FEIS/UNESP
Prof. Dr. Rubén Augusto Romero Lázaro	FEIS/UNESP
Prof. Dr. André Luiz Morelato França	FEEC/UNICAMP
Prof. Dr. Luiz Carlos Pereira da Silva	FEEC/UNICAMP

Campinas, 21 de Maio de 2008.

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

P288m	Pavani, Ahda Pionkoski Grilo Métodos analíticos para analise de geradores de indução conectados em redes de distribuição de energia elétrica / Ahda Pionkoski Grilo Pavani. --Campinas, SP: [s.n.], 2008. Orientador: Walmir de Freitas Filho Tese (doutorado) - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação. 1. Energia elétrica – Produção. 2. Energia elétrica - Distribuição. 3. Sistemas de energia elétrica - Estabilidade. 4. Geração distribuída de energia elétrica. 5. Transitórios (Eletricidade). 6. Máquinas elétrica de indução. I. Freitas Filho, Walmir de. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Elétrica e de Computação. III. Título.

Título em Inglês: Analytical methods for analyis of induction generators connected to electric power distribution systems
Palavras-chave em Inglês: Induction generators, Distributed generation, Distribution system, Stability, Energization, Short-circuit
Área de concentração: Energia Elétrica
Titulação: Doutor em Engenharia Elétrica
Banca examinadora: Carlos Roberto Minussi, Rubén Augusto Romero Lázaro, André Luiz Morelato França, Luiz Carlos Pereira da Silva
Data da defesa: 21/05/2008
Programa de Pós-Graduação: Engenharia Elétrica

COMISSÃO JULGADORA - TESE DE DOUTORADO

Candidata: Ahda Pionkoski Grilo Pavani

Data da Defesa: 21 de maio de 2008

Título da Tese: "Métodos Analíticos para Análise de Geradores de Indução Conectados em Redes de Distribuição de Energia Elétrica"

Prof. Dr. Walmir de Freitas Filho (Presidente): ____________________

Prof. Dr. Carlos Roberto Minussi: ____________________

Prof. Dr. Rubén Augusto Romero Lázaro: ____________________

Prof. Dr. André Luiz Morelato França: ____________________

Prof. Dr. Luiz Carlos Pereira da Silva: Luiz Carlos P. da Silva

Resumo

Esta tese apresenta o desenvolvimento de diversos métodos analíticos para análise de geradores de indução com rotor em gaiola de esquilo conectados em redes de distribuição de energia elétrica. Foram desenvolvidas metodologias para investigar as seguintes questões técnicas: análise de estabilidade de geradores de indução frente a grandes perturbações; análise de estabilidade de geradores de indução frente a pequenas perturbações; determinação dos valores ótimos dos resistores utilizados por diferentes técnicas de energização de geradores de indução e determinação das correntes de curto-circuito fornecidas por geradores de indução durante faltas desequilibradas. Os métodos analíticos desenvolvidos foram validados por meio de comparações dos resultados obtidos através da aplicação das fórmulas propostas com aqueles obtidos através de simulações computacionais empregando-se típicos programas de análise de sistemas de potência e/ou testes experimentais. Os resultados obtidos comprovam que os métodos analíticos propostos são suficientemente precisos para avaliar o comportamento dos geradores de indução com rotor em gaiola de esquilo, reduzindo o esforço usualmente necessário na realização de análise através de simulações computacionais.

Abstract

This thesis presents the development of analytical methods for analysis of squirrel-cage induction generators connected to distribution systems. It was developed analytical methods for evaluation of the following technical issues: large-disturbance stability analysis of induction generators; small-disturbance stability analysis of induction generators; determination of optimum resistances employed by energization devices of induction generators and development of formulas to determine the short-circuit currents of induction generators during unbalanced faults. The analytical methods developed were validated by comparing the results obtained by the proposed formulas with those determined by computational simulations employing typical programs of analysis of power systems and/or experimental tests. The results showed that the proposed analytical methods are enough accurate to evaluate the behavior of the squirrel-cage induction generators, reducing the usually necessary effort for analysis by computational simulations.

Agradecimentos

- Ao professor Walmir de Freitas Filho pela excelente orientação, pelo grande apoio ao longo do desenvolvimento desta tese, pela amizade e pela grande oportunidade de desenvolver este trabalho.

- Ao professor José Carlos de Melo Vieira Júnior pela amizade e pelo apoio no desenvolvimento do Capítulo 4 desta tese.

- Ao professor Wilsun Xu, da Universidade de Alberta, Canadá, e ao engenheiro Arash Sharghi, da Stantec Consulting Ltd., Canadá, pela colaboração no desenvolvimento dos testes experimentais do Capítulo 5.

- Ao professor Carlos Alberto Murari pelo apoio.

- À Zilda Padovan por manter a rede computacional do DSEE sempre funcionando e atualizada.

- Aos amigos do Departamento de Sistemas de Energia Elétrica da Unicamp.

- Ao Madson e ao Paulo pelas sugestões no texto.

- Ao Gustavo pelo carinho e paciência.

- A minha família pelo apoio.

- À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP) e ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pelo apoio financeiro.

- Aos demais professores e funcionários da Faculdade de Engenharia Elétrica e Computação da UNICAMP que, direta ou indiretamente, contribuíram para a realização deste trabalho.

Índice

Índice de Figuras

Índice de Tabelas

1 INTRODUÇÃO

O aumento do número de geradores de pequeno e de médio porte, conectados diretamente em redes de distribuição de energia elétrica, os quais são classificados genericamente como geradores distribuídos, tem ocorrido em resposta a diferentes questões técnicas, econômicas e sociais, entre as quais destacam-se ([1]-[4]): a conscientização sobre o possível esgotamento das fontes primárias convencionais de energia e sobre o impacto da utilização dessas fontes no meio ambiente; os recentes avanços tecnológicos de novas formas de geração; a necessidade de diminuir a dependência de fatores climáticos para a produção de energia elétrica, como é o caso do Brasil com sua matriz energética predominantemente hidráulica; a demanda pelo aumento da confiabilidade em sistemas industriais operando como autoprodutores, o que resulta também em possíveis ganhos econômicos para o produtor com a redução de custos, devido a produção da própria energia elétrica consumida, e venda da energia excedente para as concessionárias; a reestruturação do setor de energia elétrica, eliminando ou reduzindo barreiras legais e econômicas e, por conseguinte, facilitando a entrada no mercado de agentes geradores de médio porte.

Embora o conceito de geração distribuída seja bastante conhecido pelo emprego de fontes renováveis de energia primária, os geradores distribuídos também empregam fontes de energia não-renováveis. Como exemplo, as principais tecnologias existentes pode-se citar ([1]): turbinas a gás, turbinas a vapor (combustíveis fósseis ou biomassa), máquinas de combustão interna (diesel, álcool, gás natural ou biogás), células a combustível, pequenas centrais hidrelétricas (PCHs), geração eólica e células fotovoltaicas.

No Brasil, especificamente, existe a perspectiva de um crescimento da oferta de energia elétrica proveniente desses geradores em complemento aos geradores centralizados tradicionais. De fato, como verificado no documento "Capacidade de Geração no Brasil" atualizado em 17 de abril de 2008 pela Agência Nacional de Energia Elétrica ([5]), encontram-se em operação 297 pequenas centrais hidrelétricas com capacidade de geração de 1951 MW. Destaca-se ainda que 77 novas pequenas centrais hidrelétricas estão em construção com capacidade total de 1306 MW, além dos 2471 MW adicionais que já estão outorgados pela Agência Nacional de Energia Elétrica ([5]). No tocante às usinas eólicas, um total de 4317 MW também já foram aprovados pela

ANEEL para instalação em todo o país, embora a capacidade instalada atualmente em geradores eólicos seja de apenas 248 MW e, brevemente, 124 MW serão acrescidos com a finalização dos projetos em construção ([5]). Em relação às termoelétricas com co-geração qualificada, atualmente estão em operação 57 unidades com capacidade de 1416 MW ([5]), sendo que mais 7 unidades estão em construção com capacidade de 118 MW e outras 6 instalações já foram outorgadas que poderão produzir mais 42 MW ([5]). Além disso, o potencial advindo da biomassa relativo ao setor sucro-alcooleiro no Brasil abrange cerca de 4000 MW ([6]). Portanto, considerando as instalações em operação, em construção e outorgadas, a perspectiva é que a capacidade instalada de geradores distribuídos seja cerca de 13569 MW, distribuídos como segue ([5]):

- Pequenas centrais hidrelétricas: 7304 MW;
- Geração eólica: 4689 MW;
- Centrais termoelétricas com co-geração qualificada: 1576 MW.

No contexto do aumento do uso de geradores distribuídos, o uso de máquinas de indução como geradores tem crescido consideravelmente. Embora a maioria dos geradores de indução em operação seja empregado em usinas eólicas, eles também têm sido utilizados em pequenas centrais hidrelétricas e térmicas ([1], [7]-[11]). Atualmente, dois tipos de máquinas de indução têm sido empregados como geradores distribuídos: o gerador de indução convencional com rotor em gaiola de esquilo e o gerador de indução duplamente alimentado. Ainda que o uso de geradores de indução duplamente alimentados tenha aumentado devido à possibilidade de obter um melhor controle do fluxo de potência reativa com a rede ([12]-[16]), este tipo de gerador apresenta uma configuração mais complexa do que a máquina de indução com rotor em gaiola de esquilo e, portanto, mais cara, além de requerer maior manutenção. Conseqüentemente, os geradores de indução com rotor em gaiola de esquilo ainda são bastante utilizados devido a sua simplicidade, robustez e baixos custos de instalação e manutenção, o que os tornam atrativos para pequenos e médios produtores. Visto que o uso mais intenso de geradores de indução é relativamente recente, existe uma demanda pelo desenvolvimento de metodologias de análise específicas para esse tipo de máquina. Apesar de existir um grande número de trabalhos relacionados com a simulação computacional e/ou testes experimentais com geradores de indução

([1], [8]-[28]), nota-se que ainda há uma carência em relação ao desenvolvimento de métodos analíticos. Tais métodos analíticos podem reduzir consideravelmente o esforço necessário para avaliar a instalação e operação de um novo gerador. Adicionalmente, tais métodos analíticos possibilitam ganhar um maior entendimento sobre a operação e o comportamento dos geradores. É neste contexto que esta tese se insere.

1.1 Justificativas e objetivos

Com base nos fatos previamente expostos, o objetivo deste trabalho é desenvolver diversas metodologias analíticas que sejam capazes de estimar o desempenho e o comportamento de geradores de indução com rotor em gaiola de esquilo conectados em redes de energia elétrica. A aplicação de métodos analíticos simplifica o processo que precede a instalação dos geradores de indução e também o desenvolvimento das análises da operação dos mesmos. A escolha do gerador de indução com rotor em gaiola de esquilo foi motivada pelo fato de que estes geradores começaram a ser empregados de forma mais ampla recentemente, por conseguinte, há uma carência de métodos analíticos adequados para a sua análise.

Um método analítico permite avaliar rapidamente um determinado aspecto técnico, sem a necessidade de recorrer a simulações computacionais, uma vez que a grandeza que se deseja analisar é apresentada explicitamente em função de outras variáveis. Em sistemas de energia elétrica, problemas como análise de estabilidade, análise de transitórios de corrente e tensão e análise de curtos-circuitos são usualmente resolvidos por simulações computacionais, uma vez que as variáveis desejáveis, como tensões e correntes, são expressas por relações implícitas, as quais dependem de métodos numéricos para serem resolvidas. Dessa forma, as expressões analíticas fornecem uma solução simples de análises necessárias para operação ou instalação de geradores em sistemas de energia elétrica.

Embora haja diversos aspectos técnicos que devam ser analisados referentes à operação e instalação de geradores de indução, nesta tese, somente alguns destes aspectos são abordados com o objetivo de delinear o espaço de estudo. Assim, as metodologias analíticas foram desenvolvidas para investigar os seguintes tópicos:

- Análise da estabilidade de geradores de indução frente a grandes perturbações: este tópico refere-se à capacidade do gerador de indução continuar operando de forma estável após a ocorrência de curtos-circuitos. O método analítico desenvolvido permite determinar, tanto o tempo crítico de eliminação da falta para uma dada capacidade do gerador, quanto a potência crítica para uma certa velocidade de atuação da proteção. Tal método também permite compreender mais detalhadamente os fenômenos relacionados com a instabilidade de geradores de indução. Até um certo ponto, o método desenvolvido é similar ao critério de áreas iguais amplamente utilizado no caso de geradores síncronos ([29]), embora não haja explicitamente o conceito de energia envolvido.

- Análise de estabilidade de geradores de indução frente a pequenas perturbações: este item refere-se à máxima potência que o gerador pode transferir para a rede de forma estável considerando-se pequenas variações de carga/geração. Embora o método seja baseado no conceito de máximo escorregamento, o qual é amplamente utilizado na análise de motores de indução ([29]), ele permitiu obter uma visão mais aprofundada dos diferentes parâmetros que influenciam a estabilidade de geradores de indução conectados na rede elétrica.

- Determinação dos valores ótimos dos resistores utilizados por técnicas de energização de geradores de indução: este tópico refere-se à análise de projetos de dispositivos utilizados para reduzir as correntes resultantes do processo de energização de geradores de indução baseados no chaveamento de resistores de pré-inserção[1]. Para que estes métodos sejam realmente efetivos é necessário determinar o valor ótimo do resistor empregado. Embora tais valores possam ser estimados através de um processo de tentativa e erro, usando repetidas simulações dinâmicas ou testes experimentais, com os métodos desenvolvidos aqui, esses valores ótimos podem ser calculados com o uso de fórmulas simples.

- Determinação das correntes de curto-circuito de geradores de indução durante faltas desequilibradas: este item refere-se ao desenvolvimento de fórmulas que podem

[1] Destaca-se que, embora este não seja o principal foco nesta tese, novos dispositivos de energização de geradores de indução também foram desenvolvidos com a participação desta autora e seu orientador em colaboração com o grupo de sistema de potência da Universidade de Alberta, Canadá, liderado pelo Prof. Wilsun Xu.

determinar o comportamento, no domínio do tempo, das correntes de curto-circuito fornecidas por geradores de indução durante faltas desequilibradas. O desenvolvimento dessas fórmulas não só permite calcular tais correntes com boa precisão como também torna possível entender suas características, fornecendo importantes subsídios para implementação de modelos adequados em programas de cálculo de curto-circuito.

As metodologias desenvolvidas não somente possibilitam investigar e resolver tais aspectos técnicos como também permitem obter uma melhor compreensão do comportamento de geradores de indução conectados em redes elétricas. Ressalta-se também que a validade dos métodos analíticos desenvolvidos foi exaustivamente testada através da comparação dos resultados obtidos com as fórmulas propostas com aqueles provenientes de simulações computacionais, empregando típicos programas de análise de sistemas de potência, e/ou testes experimentais. Os resultados mostram que os métodos propostos são bastante precisos e podem se utilizados com segurança, diminuindo consideravelmente o esforço necessário para analisar os aspectos técnicos previamente mencionados.

1.2 Organização da tese

Esta tese de doutorado está organizada da seguinte maneira:

- O Capítulo 2 brevemente descreve os modelos matemáticos e computacionais usados para representar os geradores de indução com rotor em gaiola de esquilo tanto nas simulações realizadas como no desenvolvimento dos métodos analíticos.
- O Capítulo 3 apresenta os métodos analíticos desenvolvidos para investigação da estabilidade de geradores de indução frente a grandes perturbações. Tais métodos são validados através de um amplo estudo de sensibilidade em que os resultados obtidos pelas fórmulas propostas são confrontados com os resultados determinados através de numerosas simulações da estabilidade transitória.
- O Capítulo 4 descreve os métodos analíticos desenvolvidos para investigação da estabilidade de geradores de indução frente a pequenas perturbações. Embora tal questão seja, em princípio, um problema que poderia ser analisada com ferramentas de

análise estática, tais métodos são validados através de um amplo estudo de sensibilidade em que os resultados obtidos pelas fórmulas propostas são confrontados com os resultados determinados através de numerosas simulações dinâmicas.

- O Capítulo 5 introduz os métodos analíticos desenvolvidos para auxiliar na determinação dos valores ótimos de resistores empregados em diferentes técnicas de energização de geradores de indução. Tais fórmulas são validadas utilizando os resultados obtidos através de numerosos testes experimentais e de repetidas simulações de transitórios eletromagnéticos.
- O Capítulo 6 descreve um conjunto de equações que foram desenvolvidas para calcular as correntes de curto-circuito fornecidas por geradores de indução durante faltas desequilibrados. As fórmulas propostas são validadas utilizando diversas simulações de transitórios eletromagnéticos.
- O Capítulo 8 resume as conclusões obtidas com o desenvolvimento desta tese juntamente com uma breve discussão das principais contribuições realizadas. Os dados dos sistemas e dos geradores empregados são fornecidos nos apêndices.

2 MODELOS DE GERADOR DE INDUÇÃO

Neste capítulo, os modelos matemáticos e computacionais empregados tanto no desenvolvimento dos métodos analíticos como nas simulações computacionais são brevemente descritos. Destaca-se que os modelos adotados são amplamente conhecidos e disponíveis na literatura técnica. O objetivo de apresentá-los aqui é somente facilitar para o leitor o entendimento dos métodos analíticos propostos. Ressalta-se que diferentes modelos são necessários para analisar impactos técnicos distintos, assim, no desenvolvimento desta tese, os seguintes modelos, os quais são descritos nas próximas subseções, foram utilizados:

- Modelo para análise dos transitórios eletromagnéticos;
- Modelo para análise da estabilidade transitória;
- Modelo para análise de regime permanente;
- Modelo para análise de regime permanente desequilibrado.

Os modelos empregados para representar geradores de indução são os mesmos utilizados para representar motores de indução, inclusive no que diz respeito à convenção de corrente do estator. O que caracteriza a utilização do modelo para representar um gerador é, basicamente, o valor negativo de conjugado mecânico e eletromagnético assim como do escorregamento.

No final do capítulo, apresentam-se sucintamente os programas computacionais utilizados para a validação dos métodos analíticos desenvolvidos.

2.1 Modelo para análise dos transitórios eletromagnéticos

A representação dinâmica completa da máquina de indução trifásica para análise de transitórios eletromagnéticos é baseada no modelo de eixos d-q, cujo circuito equivalente é descrito na Figura 2.1 ([30]).

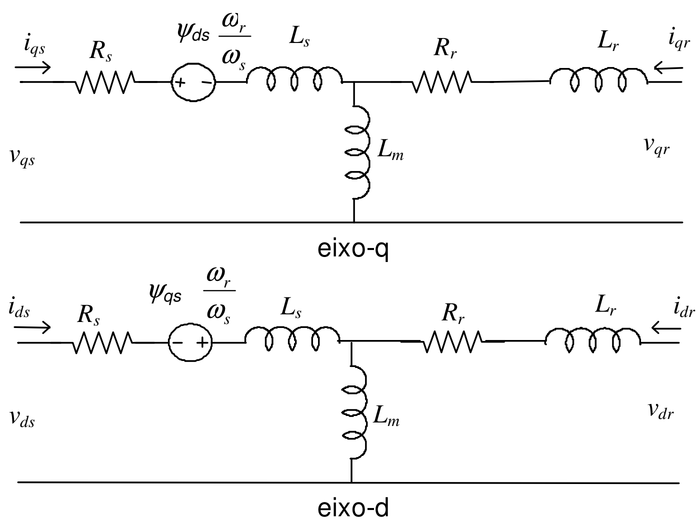


Figura 2.1: Modelo completo da máquina de indução.

As expressões que representam as equações elétricas da máquina de indução com rotor em gaiola de esquilo são dadas por ([29]-[31]):

$$v_{qs} = \frac{d}{dt}\psi_{qs} + \omega_r \psi_{ds} + R_s i_{qs} \tag{2.1}$$

$$v_{ds} = \frac{d}{dt}\psi_{ds} - \omega_r \psi_{qs} + R_s i_{ds} \tag{2.2}$$

$$0 = \frac{d}{dt}\psi_{qr} + R_r i_{qr} \tag{2.3}$$

$$0 = \frac{d}{dt}\psi_{dr} + R_r i_{dr} \tag{2.4}$$

$$T_E = 1.5P\left(\psi_{ds} i_{qs} - \psi_{qs} i_{ds}\right) \tag{2.5}$$

sendo:

$$\psi_{qs} = \left(L_s + L_m\right) i_{qs} + L_m i_{qr} \tag{2.6}$$

$$\psi_{ds} = \left(L_s + L_m\right) i_{ds} + L_m i_{dr} \tag{2.7}$$

$$\psi_{qr} = \left(L_r + L_m\right) i_{qr} + L_m i_{qs} \tag{2.8}$$

$$\psi_{dr} = \left(L_r + L_m\right) i_{dr} + L_m i_{ds} \tag{2.9}$$

As equações eletromecânicas da máquina são dadas por:

$$\frac{d}{dt}\omega_r = \frac{1}{2H}\left(T_E - T_M\right) \tag{2.10}$$

$$\frac{d}{dt}\theta_r = \omega_r \tag{2.11}$$

em que:

R_s	=	resistência do estator (pu);
L_s	=	indutância de dispersão do estator (pu);
L_m	=	indutância de magnetização (pu);
L_r	=	indutância de dispersão do rotor referida ao estator (pu);
R_r	=	resistência do rotor referida ao estator (pu);
ω_s	=	velocidade síncrona da rede (pu/s);
ω_r	=	velocidade do rotor da máquina (pu/s);
H	=	constante de inércia (segundos);
V_{ds}, i_{ds}	=	tensão e corrente do estator de eixo direto d (pu);
V_{qs}, i_{qs}	=	tensão e corrente do estator de eixo em quadratura q (pu);
V_{dr}, i_{dr}	=	tensão e corrente do rotor de eixo direto d (pu);
V_{qr}, i_{qr}	=	tensão e corrente do rotor de eixo em quadratura q (pu);
ψ_{qs}, ψ_{ds}	=	fluxos magnéticos do estator de eixo em quadratura q e direto d (pu);
ψ_{qr}, ψ_{dr}	=	fluxos magnéticos do rotor de eixo em quadratura q e direto d (pu);
θ_r	=	posição elétrica angular do rotor (rad. elétricos);
T_E	=	conjugado eletromagnético (pu);
T_M	=	conjugado mecânico (pu).
P	=	número de pares de pólos.

Essa representação completa de sexta ordem da máquina de indução é utilizada para estudos de transitórios eletromagnéticos através de simulações numéricas computacionais.

2.2 Modelo para análise da estabilidade transitória

Para estudos da estabilidade, os transitórios do estator da máquina são usualmente desprezados ([29], [32]) visto que, neste caso, os transitórios da rede elétrica, a qual é representada pelo modelo fasorial, também são desconsiderados. Para obter este modelo basta substituir as equações (2.1) e (2.2) pelas equações (2.12) e (2.13), respectivamente, e manter as demais equações inalteradas. Assim, pode-se verificar que o modelo de sexta ordem é reduzido para um modelo de quarta ordem.

$$v_{qs} = R_s i_{qs} + \omega_r \psi_{ds} \tag{2.12}$$

$$v_{ds} = R_s i_{ds} - \omega_r \psi_{qs} \tag{2.13}$$

2.3 Modelo para análise de regime permanente

O modelo para análise de regime permanente por fase da máquina de indução é apresentado na Figura 2.2 ([29]).

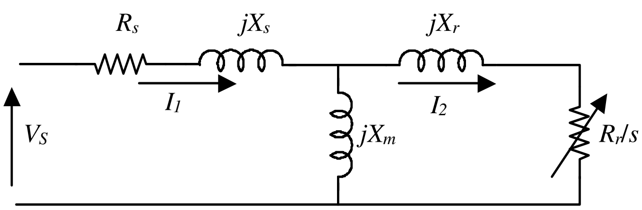


Figura 2.2: Modelo de regime permanente da máquina de indução.

Em que:

R_s = Resistência do estator (pu);

X_s = Reatância de dispersão do estator (pu);

R_r = Resistência do rotor referida ao estator (pu);

X_r = Reatância de dispersão do rotor referida ao estator (pu);

X_m = Reatância de magnetização (pu);

s = $(\omega_s-\omega_r)/\omega_s$ = escorregamento.

Esse circuito permite estudos de aspectos importantes do desempenho de máquinas de indução em regime permanente, tais como variações de corrente, escorregamento, velocidade do rotor e potência elétrica fornecida ao sistema em função do conjugado mecânico aplicado ao seu eixo.

2.4 Modelo para análise de regime permanente desequilibrado

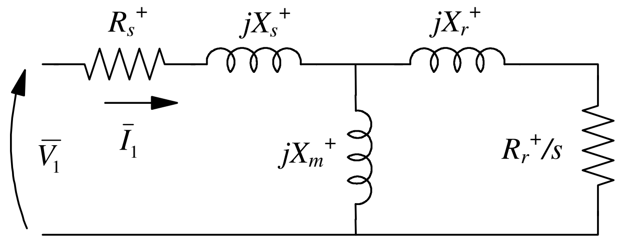
O modelo de regime permanente da máquina de indução apresentado na subseção anterior é utilizado quando as tensões aplicadas ao estator da máquina estão equilibradas. No caso das tensões não estarem equilibradas, a resposta de regime permanente da máquina pode ser obtida através do uso de seu modelo de seqüência baseado na teoria de componentes simétricas ([33], [34]), o qual é apresentado na Figura 2.3. Essa figura apresenta os circuitos para as seqüências positiva, negativa e zero da máquina. A relação entre as variáveis de fase e as variáveis de seqüência é obtida através da multiplicação pela matriz de transformação. Dessa forma, a transformação das variáveis de fase para as variáveis de seqüência é dada por:

$$\begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_0 \end{bmatrix} = \frac{1}{3}\begin{bmatrix} 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} F_A \\ F_B \\ F_C \end{bmatrix} \tag{2.14}$$

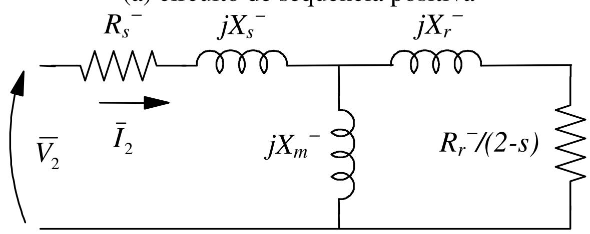
Ao passo que a transformação das variáveis de seqüência para as variáveis de fase é dada por:

$$\begin{bmatrix} F_A \\ F_B \\ F_C \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ a^2 & a & 1 \\ a & a^2 & 1 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_0 \end{bmatrix} \tag{2.15}$$

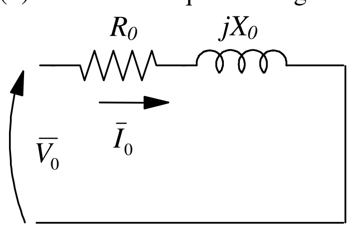
Em que F_A, F_B e F_C são as variáveis das fases A, B e C, respectivamente, e F_1, F_2 e F_0 são as variáveis de seqüências positiva, negativa e zero, respectivamente. Nessa transformação, $a = e^{j2\pi/3}$, que corresponde a uma defasagem de 2π/3 rad ou 120^o entre os fasores.



(a) circuito de seqüência positiva



(b) circuito de seqüência negativa



(c) circuito de seqüência zero

Figura 2.3: Componentes simétricas para máquina de indução.

Neste modelo da máquina as variáveis são:

R_s^+ = Resistência do estator de seqüência positiva (pu);

R_r^+ = Resistência do rotor de seqüência positiva (pu);

X_s^+ = Reatância de dispersão do estator de seqüência positiva (pu);

X_r^+ = Reatância de dispersão do rotor de seqüência positiva (pu);

X_m^+ = Reatância de magnetização de seqüência positiva (pu);

$\overline{V}_1$ = Fasor de tensão do estator de seqüência positiva (pu);

$\overline{I}_1$ = Fasor de corrente do estator de seqüência positiva (pu);

R_s^- = Resistência do estator de seqüência negativa (pu);

R_r^- = Resistência do rotor de seqüência negativa (pu);

X_s^- = Reatância de dispersão do estator de seqüência negativa (pu);

X_r^- = Reatância de dispersão do rotor de seqüência negativa (pu);

X_m^- = Reatância de magnetização de seqüência negativa (pu);

$\overline{V}_2$ = Fasor de tensão do estator de seqüência negativa (pu);

$\overline{I}_2$ = Fasor de corrente do estator de seqüência negativa (pu);

R_0 = Resistência do estator de seqüência zero (pu);

X_0 = Reatância de dispersão do estator de seqüência zero (pu);

$\overline{V}_0$ = Fasor de tensão do estator de seqüência negativa (pu);

$\overline{I}_0$ = Fasor de corrente do estator de seqüência negativa (pu).

O cálculo das tensões ou das correntes quando o circuito está desequilibrado é realizado inserindo condições de contorno ao problema ([34]). Em seguida, se utiliza o circuito equivalente de componentes simétricas, resultando na seguinte relação entre as tensões e correntes de seqüência positiva:

$$\begin{bmatrix} \overline{V}_1 \\ \overline{V}_2 \\ \overline{V}_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_1 & 0 & 0 \\ 0 & Z_2 & 0 \\ 0 & 0 & Z_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{I}_1 \\ \overline{I}_2 \\ \overline{I}_0 \end{bmatrix} \tag{2.16}$$

em que:

Z_1 = impedância equivalente de seqüência positiva da máquina de indução (pu);

Z_2 = impedância equivalente de seqüência negativa da máquina de indução (pu);

Z_0 = impedância equivalente de seqüência zero da máquina de indução (pu).

Uma vez que os valores de tensão e corrente de seqüência positiva foram calculados, através da transformação da equação (2.15), os valores por fase podem também ser obtidos.

2.5 Programas utilizados para simulações

Os métodos analíticos desenvolvidos ao longo desta tese foram validados através de simulações computacionais e/ou testes experimentais. Os programas computacionais utilizados para simulações foram o SimPowerSystems ([31]) e o PSCAD/EMTDC ([35]).

O SimPowerSystems é uma ferramenta computacional para análise de sistemas elétricos que permite a realização de análises de transitórios em sistemas eletromecânicos assim como de estabilidade transitória. Essa ferramenta acompanha a plataforma computacional

Matlab/Simulink. O SimPowerSystems possui um conjunto de bibliotecas com diversos modelos de componentes de rede. No caso das simulações utilizadas neste trabalho, os principais componentes de rede empregados foram: modelo da máquina de indução, modelo de transformador trifásico, fonte trifásica de tensão, disjuntor, cargas trifásicas e elementos RLC utilizados para representação dos parâmetros dos alimentadores. Neste trabalho, utilizou-se o SimPowerSystems para as simulações de estabilidade frente a grandes e pequenas perturbações da máquina de indução, utilizando-se a opção de simulação fasorial (análise de estabilidade transitória), na qual as variáveis da rede são representadas por fasores e o gerador de indução é representado pelo modelo de quarta ordem descrito na Seção 2.2. Nos estudos realizados utilizando-se essa ferramenta também foi empregado um mecanismo de inicialização das variáveis das máquinas elétricas e de seus controles associados, o qual realiza essa tarefa por meio de um fluxo de carga.

O PSCAD/EMTDC ([35]) é um programa de simulação de transitórios eletromagnéticos elaborado para análise de sistemas de potência. Nesse programa, o termo PSCAD (*Power Systems Computer Aided Design*) refere-se à interface gráfica utilizada pelo usuário enquanto que o termo EMTDC (*ElectroMagnetic Transients including DC*) refere-se ao programa de análise de rede. Esse programa também conta com um grande número de modelos de componentes elétricos, dentre os quais destacam-se, no contexto deste trabalho, os modelos de máquina de indução, de elementos RLC, de disjuntores e de fontes de tensão. Utilizou-se esse programa para as simulações de energização de geradores de indução e simulações de curtos-circuitos, em que os valores instantâneos das grandezas elétricas são importantes nas análises realizadas. Dentre as características de controle pertencentes ao PSCAD/EMTDC, destaca-se o controle da máquina de indução durante sua inicialização. O programa possui um controle que permite que, durante a inicialização da máquina, sua velocidade seja mantida fixa e, para um instante de tempo de simulação previamente selecionado, o controle da máquina seja transferido para a aplicação de um conjugado mecânico ao seu eixo. Essa característica foi utilizada principalmente nas simulações de energização da máquina.

3 ESTABILIDADE DE GERADORES DE INDUÇÃO FRENTE A GRANDES PERTURBAÇÕES

Na última década, diversos trabalhos foram publicados analisando a estabilidade de geradores de indução frente a grandes perturbações ([1], [11]-[16], [18]-[22], [26], [28]). Neste contexto, alguns autores utilizam os termos estabilidade transitória de tensão ou estabilidade de tensão de curta duração ([11], [18]), visto que a estabilidade do gerador pode ser inferida pelo comportamento da tensão terminal após uma falta. Mais recentemente, Samuelsson e Lindahl [17] propuseram o uso do termo estabilidade de velocidade para classificar tais casos visto que esse fenômeno é caracterizado por um aumento significativo da velocidade do gerador ([17]). Neste trabalho, entretanto, optou-se por utilizar o termo estabilidade frente a grandes perturbações como sugerido em [36].

Uma característica dos trabalhos publicados previamente nesse tópico é que praticamente todos eles são baseados em simulações computacionais. Após uma exaustiva revisão bibliográfica, verificou-se que praticamente não existiam métodos analíticos para investigar tal tema. Assim, a primeira contribuição desta tese foi desenvolver uma metodologia analítica para estudar a estabilidade de geradores de indução frente a grandes perturbações. A metodologia desenvolvida aqui é, até certo ponto, similar ao critério de áreas iguais amplamente utilizado com geradores síncronos, embora não haja o conceito de energia envolvido. Para facilitar o entendimento do método proposto, inicialmente será apresentada uma breve revisão sobre a estabilidade de geradores de indução frente a grandes perturbações e na seqüência o método é explicado e validado.

3.1 Revisão da estabilidade de geradores de indução frente a grandes perturbações

Durante curtos-circuitos na rede elétrica, os geradores de indução tendem a acelerar devido à redução momentânea do conjugado eletromagnético, o que resulta em um aumento do consumo de potência reativa pelo gerador. Na situação em que o gerador se torna instável, a velocidade aumenta significativamente e, conseqüentemente, a tensão terminal não retorna ao valor nominal após a eliminação da falta. Para revisar os fundamentos de estabilidade de geradores de indução, na Figura 3.1, tem-se um sistema com um gerador de indução (GI) de 10 MVA conectado, através de um alimentador (linha), a uma subestação (Sub) de 2,4 kV, com nível de curto-circuito de 1500 MVA, cujos dados do sistema encontram-se no Apêndice A.1. Parte do consumo de potência reativa do gerador é compensada localmente por um banco de capacitores de 2,5 MVAr. Há também uma carga local, cujo componente de potência ativa é representado por P_{L0} e o componente de potência reativa por Q_{L0}.

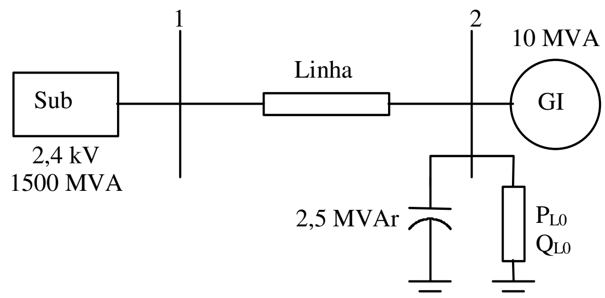
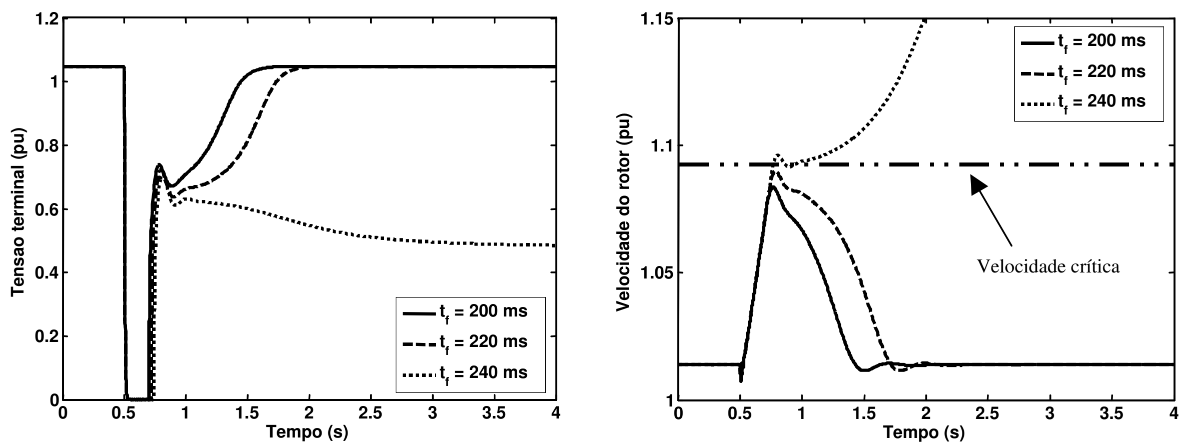


Figura 3.1: Sistema teste com gerador de indução.

Empregando-se o SimPowerSystems versão 4.0 ([31]), foram realizadas sucessivas simulações de estabilidade transitória (simulações dinâmicas) em que todos os componentes da rede foram representados por modelos trifásicos e o gerador de indução foi representado por um modelo de quarta ordem, isto é, os transitórios do estator foram desconsiderados, como é usual nesse tipo de análise ([29], [36]). As respostas da tensão terminal e da velocidade do rotor do gerador para um curto-circuito trifásico aplicado na barra 2 em t = 500 ms, considerando diferentes valores de tempo de eliminação de falta (t_f), são mostradas na Figura 3.2. Destaca-se que a falta foi eliminada sem a desconexão de qualquer ramo. Pode-se observar que o gerador apresenta uma resposta estável para valores de tempo de eliminação de falta menores que 220 ms, pois a tensão terminal retorna ao seu valor nominal para faltas com duração inferiores a esse período. Para tempos de eliminação de falta superiores a 220 ms, o gerador torna-se instável como pode ser confirmado pelas respostas da tensão terminal e da velocidade que não retornam aos valores nominais após a eliminação da falta. Analisando esse fenômeno, através somente do comportamento da velocidade do rotor durante a falta, Figura 3.2(b), é possível verificar que se a falta for eliminada antes de a velocidade do rotor do gerador atingir um determinado valor crítico, o gerador apresentará uma resposta estável ([11]). Portanto, este valor limite de velocidade do rotor que resulta em um caso estável é definido como velocidade crítica do rotor, tendo sido este conceito primeiramente apresentado em [37], e tal conceito é, de certa forma, similar à definição de ângulo crítico do rotor utilizada no estudo de estabilidade transitória de geradores síncronos ([29]). Esse conceito é empregado na próxima seção para o desenvolvimento de um método analítico para determinar o tempo crítico de eliminação da falta no caso de geradores de indução. O método desenvolvido neste trabalho é, até certo modo, similar ao método de áreas iguais aplicado no caso de geradores síncronos, embora tal método, na realidade, não use explicitamente o conceito de energia.



(a) resposta da tensão terminal (b) resposta da velocidade do rotor

Figura 3.2 Comportamento dinâmico do gerador de indução para diferentes valores de tempo de eliminação de falta.

3.2 Método analítico para análise da estabilidade de geradores de indução frente a grandes perturbações

Como discutido na seção anterior, existe um valor de velocidade crítica do rotor que, uma vez ultrapassado, o gerador perde a estabilidade mesmo com a eliminação da falta. A velocidade do rotor da máquina está relacionada ao conjugado eletromagnético e mecânico e esta relação pode ser estudada utilizando-se o circuito equivalente de regime permanente da máquina. O diagrama esquemático do circuito equivalente de uma máquina de indução é apresentado na Figura 3.3, cujos parâmetros foram apresentados na Figura 2.2.

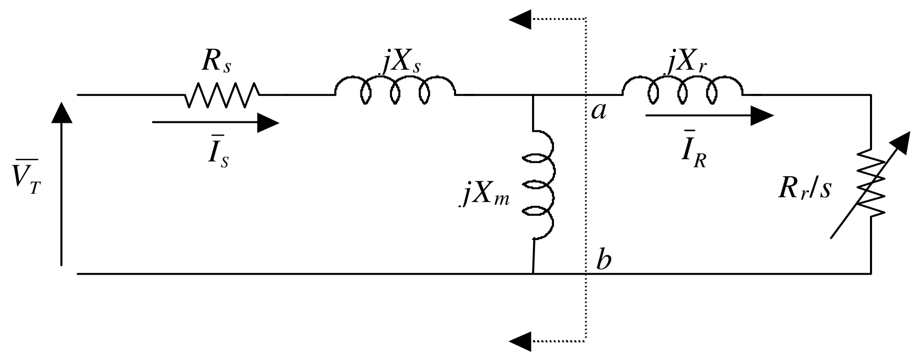


Figura 3.3: Circuito equivalente de uma máquina de indução.

Nesta figura, além dos parâmetros já apresentados na Seção 2.3, destacam-se:

$\bar{I}_S$ = fasor da corrente no estator (pu);

$\bar{I}_R$ = fasor da corrente no rotor (pu);

$\bar{V}_T$ = fasor da tensão terminal (pu).

Para obtenção de uma relação entre conjugado eletromagnético e velocidade do rotor, utiliza-se o circuito equivalente do gerador à esquerda dos pontos a e b da Figura 3.3. Para isto, o circuito é reduzido utilizando o Teorema de Thévenin, obtendo-se o circuito da Figura 3.4, cujas expressões que fornecem a tensão e a impedância de Thévenin são:

$$\bar{V}_{TH} = \frac{jX_m}{R_s + j(X_s + X_m)}\bar{V}_T \tag{3.1}$$

$$Z_{TH} = R_{TH} + jX_{TH} = \left(\frac{R_s X_m^{\ 2}}{R_s^{\ 2} + (X_s + X_m)^2}\right) + j\left(\frac{X_m\left(R_s^{\ 2} + X_s^{\ 2} + X_s X_m\right)}{R_s^{\ 2} + (X_s + X_m)^2}\right) \tag{3.2}$$

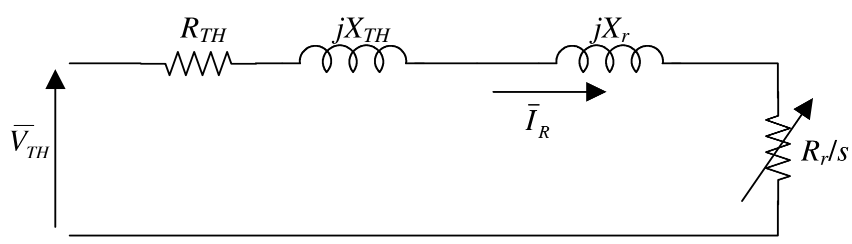


Figura 3.4: Circuito equivalente reduzido de uma máquina de indução.

Baseada nessas expressões, a corrente do rotor pode ser calculada utilizando-se a seguinte equação:

$$\left\|\bar{I}_R\right\| = \frac{\left\|\bar{V}_{TH}\right\|}{\sqrt{\left(R_{TH} + R_r / s\right)^2 + \left(X_{TH} + X_r\right)^2}} \tag{3.3}$$

sendo:

$\left\|\bar{I}_R\right\|$ = I_R = módulo do fasor da corrente do rotor (pu);

$\bar{V}_{TH}$ = fasor da tensão de Thévenin (pu);

$\left\|\bar{V}_{TH}\right\|$ = V_{TH} = módulo do fasor da tensão de Thévenin (pu);

Z_{TH} = impedância de Thévenin (pu);

R_{TH} = resistência de Thévenin (pu);

X_{TH} = reatância de Thévenin (pu).

Utilizando-se essa equação de corrente, o conjugado eletromagnético T_E da máquina de indução pode ser calculado por ([29]):

$$T_E = \frac{P_E}{\omega_r} = \frac{1}{\omega_s}\frac{R_r}{s} I_R^{\ 2} = \frac{1}{\omega_s}\frac{R_r}{s}\frac{V_{TH}^{\ 2}}{\left(R_{TH} + R_r / s\right)^2 + \left(X_{TH} + X_r\right)^2} \tag{3.4}$$

Uma vez que os cálculos dessa expressão são realizados em pu, a parcela ω_s no denominador é desprezada, pois terá sempre valor unitário. Com base nas expressões (3.1), (3.2) e (3.4), a curva de conjugado eletromagnético versus velocidade do rotor pode ser obtida para a máquina de indução como apresentada na Figura 3.5. Destaca-se que, segundo a convenção empregada neste trabalho, valores positivos de conjugado eletromagnético indicam operação como motor, ao passo que valores negativos indicam operação como gerador. É interessante observar que, de fato, a característica de conjugado eletromagnético por velocidade do rotor não é completamente simétrica para a operação da máquina como gerador e motor.

O estudo da operação de um gerador de indução pode ser realizado utilizando apenas a região da curva em que o conjugado eletromagnético é negativo, conforme é apresentado na Figura 3.6. Nesta curva, os valores de conjugado eletromagnético foram multiplicados por (-1) com o objetivo de facilitar a análise[2].

[2] Nas demais figuras mostrando a relação conjugado eletromagnético versus velocidade do rotor, o valor de conjugado é multiplicado por -1 para facilitar a visualização do problema, mesmo que isso não esteja explicitamente indicado.

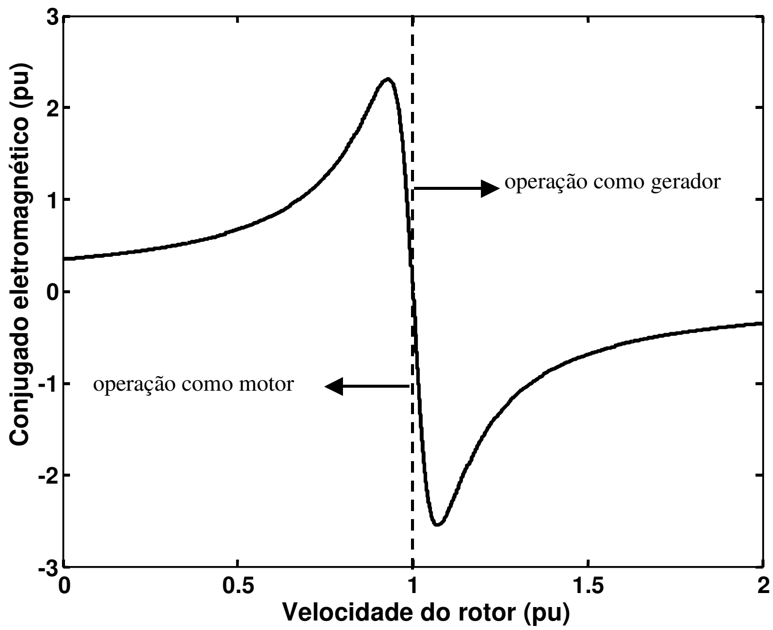


Figura 3.5: Curva conjugado eletromagnético versus velocidade do rotor de uma máquina de indução.

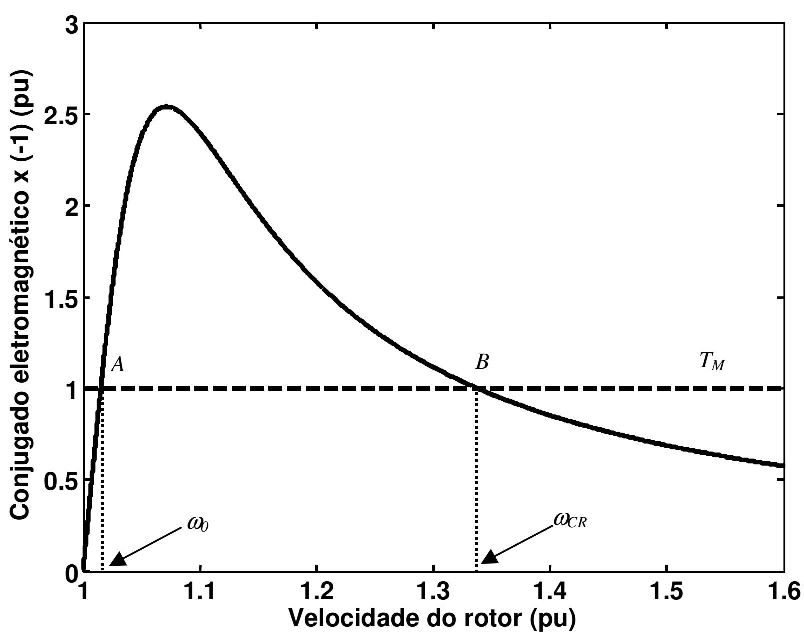


Figura 3.6: Conceito de velocidade crítica do rotor no plano conjugado versus velocidade.

Com base na Figura 3.6 percebe-se que o conjugado mecânico T_M aplicado à máquina intercepta a curva de conjugado eletromagnético T_E em dois pontos (A e B). Esses pontos correspondem aos pontos de equilíbrio que satisfazem a equação de equilíbrio eletromecânico dada por[3]:

$$\frac{d\omega_r}{dt} = \frac{1}{2H}\left(T_E - T_M\right) \tag{3.5}$$

Na Figura 3.6, o ponto *A* é o ponto de equilíbrio estável de operação e o ponto *B* é o ponto de equilíbrio instável de operação. Assim, ω_0 é definido como velocidade de operação (ou velocidade inicial) e ω_{CR} é definido como velocidade crítica.

Quando ocorre uma falta, a velocidade do rotor aumenta visto que o conjugado mecânico torna-se maior que o conjugado eletromagnético. Por exemplo, na Figura 3.7, antes da ocorrência da falta, o gerador está operando no ponto *A*, em que a velocidade do rotor é ω_0. Uma falta trifásica é então aplicada aos terminais do gerador e, por conseguinte, o conjugado eletromagnético diminui para zero, fazendo com que o ponto de operação do gerador desloque-se para *B*. Como resultado dessa alteração, a velocidade do rotor aumenta de acordo com a equação (3.5), até o instante em que a falta é eliminada e o ponto de operação do gerador muda para *C*. Neste instante o conjugado resultante é negativo e conseqüentemente a velocidade do rotor começa a diminuir e retorna ao seu ponto de operação inicial, ponto *A*, ou seja um ponto estável. Caso a falta seja eliminada em um tempo maior, como mostrado na Figura 3.8, no instante de eliminação da falta o novo ponto de operação é o ponto *C*, no qual o conjugado equivalente é positivo, o que faz com que a velocidade do rotor continue aumentando, levando a perda de estabilidade do gerador.

A análise dos dois casos apresentados na Figura 3.7 e na Figura 3.8, permite verificar que se a falta é eliminada antes do rotor alcançar a velocidade crítica, a resposta do gerador é estável e se a falta é eliminada após a velocidade do rotor atingir a velocidade crítica, a resposta do gerador é instável.

[3] Esta equação foi apresentada na Seção 2.1, onde os parâmetros foram definidos. Optou-se por repeti-la aqui para facilitar o entendimento do método desenvolvido.

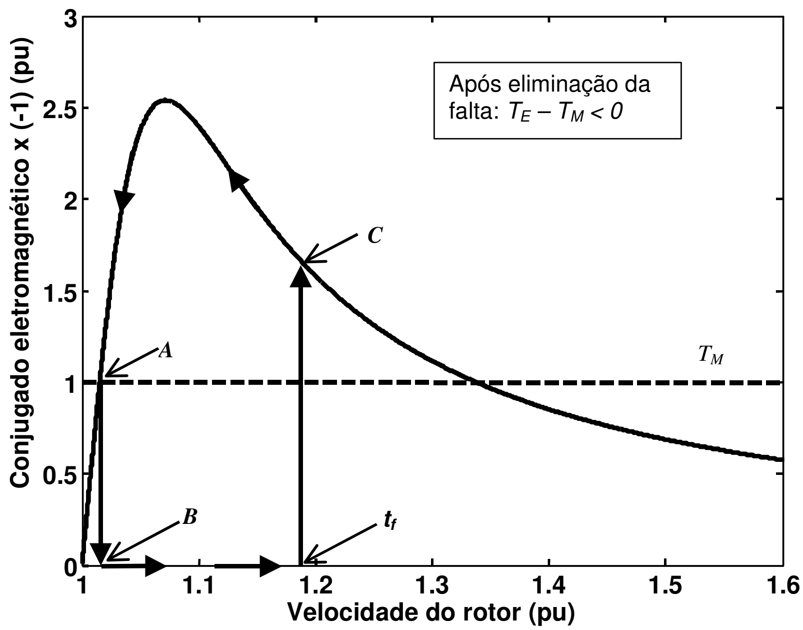


Figura 3.7: Trajetória do sistema para um caso estável.

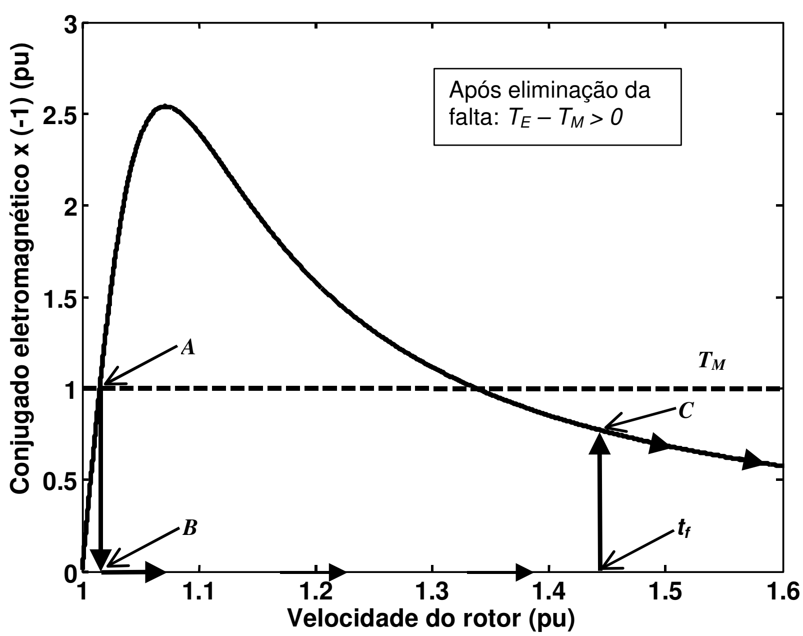


Figura 3.8: Trajetória do sistema para um caso instável.

Com base na curva de conjugado eletromagnético versus velocidade do rotor, os pontos de equilíbrio estável e instável do gerador de indução podem ser determinados fazendo-se $T_M = T_E$ na equação (3.4), que corresponde à condição de equilíbrio da equação (3.5). Através de manipulação da equação (3.4), obtém-se a seguinte equação de segunda ordem em função do escorregamento s:

$$\left(R_{TH}{}^2 + \left(X_{TH} + X_r\right)^2\right)s^2 + \left(2R_r R_{TH} - R_r V_{TH}{}^2 / T_M\right)s + R_r{}^2 = 0 \tag{3.6}$$

Essa é uma equação de segundo grau em função de *s*, cujas soluções são:

$$s_0 = -\frac{b - \sqrt{\Delta}}{2a} \tag{3.7}$$

e:

$$s_{CR} = -\frac{b + \sqrt{\Delta}}{2a} \tag{3.8}$$

sendo:

$a \;=\; R_{TH}^2 + (X_{TH} + X_r)^2$

$b \;=\; 2R_r R_{TH} - R_r V_{TH}^2 / T_M$

$c \;=\; R_r^2$

$\Delta \;=\; b^2 - 4\,a\,c$

Os valores de escorregamento apresentados são associados com os valores de velocidade do rotor por $\omega_r = \omega_s(1\text{-}s)$, em que s_0 está associado à velocidade de operação do rotor e s_{CR} à velocidade crítica do rotor. Sendo assim, as velocidades do rotor em pu são dadas por:

$$\omega_0 = 1 + \frac{b - \sqrt{\Delta}}{2a} \tag{3.9}$$

e:

$$\omega_{CR} = 1 + \frac{b + \sqrt{\Delta}}{2a} \tag{3.10}$$

Dessa forma, a expressão (3.10) pode ser utilizada para determinar a velocidade crítica do gerador. Uma informação mais valiosa é, no entanto, o tempo crítico de eliminação da falta, o qual, no caso do gerador de indução, é o tempo necessário para que a velocidade do rotor, que inicialmente é ω_0, atinja a velocidade crítica ω_{CR}. Para uma falta trifásica nos terminais do gerador, que é a contingência mais severa que pode ocorrer em termos de estabilidade ([11]), o conjugado eletromagnético torna-se zero. Introduzindo essa condição na equação (3.5) e integrando-a de ω_0 até ω_{CR}, obtém-se:

$$t_{CR} = \frac{-2H}{T_M} \frac{1}{R_{TH}{}^2 + \left(X_{TH} + X_r\right)^2} \sqrt{\frac{R_r{}^2}{T_M{}^2}\left(V_{TH}{}^2\left(V_{TH}{}^2 - 4R_{TH}T_M\right) - 4T_M{}^2\left(X_{TH} + X_r\right)^2\right)} \tag{3.11}$$

sendo t_{CR} o tempo crítico de eliminação da falta em segundos.

A expressão (3.11) permite calcular diretamente o tempo crítico de eliminação da falta, o qual, para ser determinado via um programa de análise dinâmica, demandaria diversas simulações seqüenciais. Embora essa expressão tenha sido obtida para um sistema composto por um gerador conectado diretamente a uma fonte de tensão, ela pode ser facilmente empregada para sistemas mais complexos através do uso do Teorema de Thévenin. Por exemplo, para o sistema apresentado na Figura 3.1, o seguinte circuito equivalente pode ser obtido:

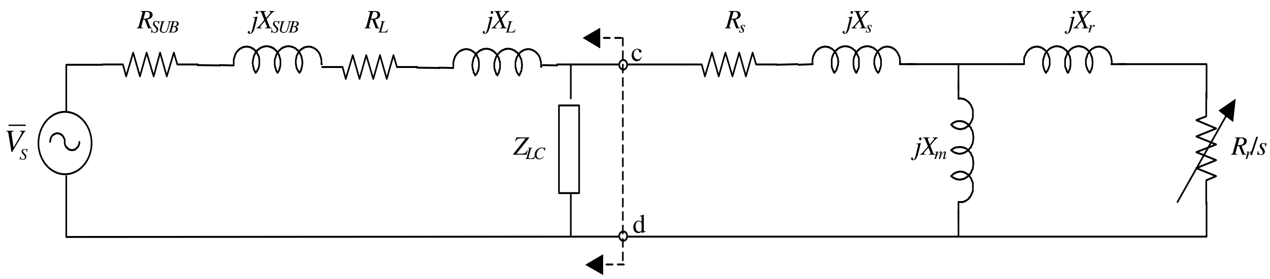


Figura 3.9: Circuito equivalente do sistema teste.

Nesta figura, além dos parâmetros já apresentados, tem-se:

$\overline{V}_S$ = fasor da tensão na subestação (pu);

Z_{LC} = $1/(P_{L0} + j(Q_{L0} - Q_C))^*$ = impedância equivalente que representa a carga e o capacitor local (pu);

Z_L = $R_L + jX_L$ = impedância da linha (pu);

Z_{SUB} = $R_{SUB} + jX_{SUB}$ = impedância equivalente do sistema (pu).

Através do uso do Teorema de Thévenin, o circuito apresentado na Figura 3.9 pode ser reduzido na forma do circuito apresentado na Figura 3.4. De fato, qualquer sistema mais complexo incluindo cargas, desde que estas sejam representadas por um modelo de impedância constante, pode ser facilmente reduzido para o circuito apresentado na Figura 3.4. Para isso, calcula-se o equivalente de Thévenin a esquerda dos pontos *c* e *d* dados na Figura 3.9 , cujos parâmetros são dados, neste exemplo, por:

$$\overline{V}'_{TH} = \frac{Z_{LC}}{Z_{SUB} + Z_L + Z_{LC}} \overline{V}_S \qquad (3.12)$$

e:

$$Z'_{TH} = R'_{TH} + jX'_{TH} = \frac{(Z_{SUB} + Z_L)Z_{LC}}{Z_{SUB} + Z_L + Z_{LC}} \qquad (3.13)$$

O circuito equivalente de Thévenin é apresentado na Figura 3.10, o qual com simples substituições torna-se equivalente ao circuito da Figura 3.3. Com isso, para aplicação do método analítico desenvolvido, é necessário substituir $\overline{V}_T$ da equação (3.1) por $\overline{V}_{TH}^{'}$, substituir R_s por (R_s+R'_{TH}) e X_s por (X_s+X'_{TH}) na equação (3.2). Após essas alterações as demais equações na seqüência podem ser aplicadas. Assim, desde que seja possível calcular o equivalente de Thévenin para o sistema, o método para análise de estabilidade do gerador de indução pode ser aplicado considerando o sistema completo.

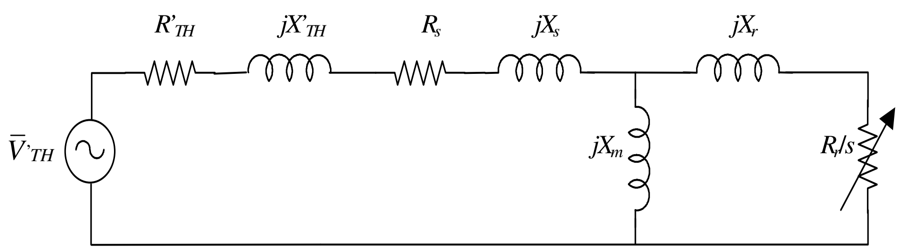


Figura 3.10: Equivalente de Thévenin do sistema teste.

Um exemplo da importância da consideração dos parâmetros da rede pode ser visualizado na Figura 3.11, na qual constam as curvas de conjugado eletromagnético e mecânico *versus* velocidade do rotor com e sem os parâmetros da rede. A velocidade crítica do rotor é consideravelmente menor quando os parâmetros da rede são considerados. Desse modo, se os parâmetros da rede não são considerados, os cálculos resultariam em um tempo crítico de eliminação da falta maior que o real com o sistema completo.

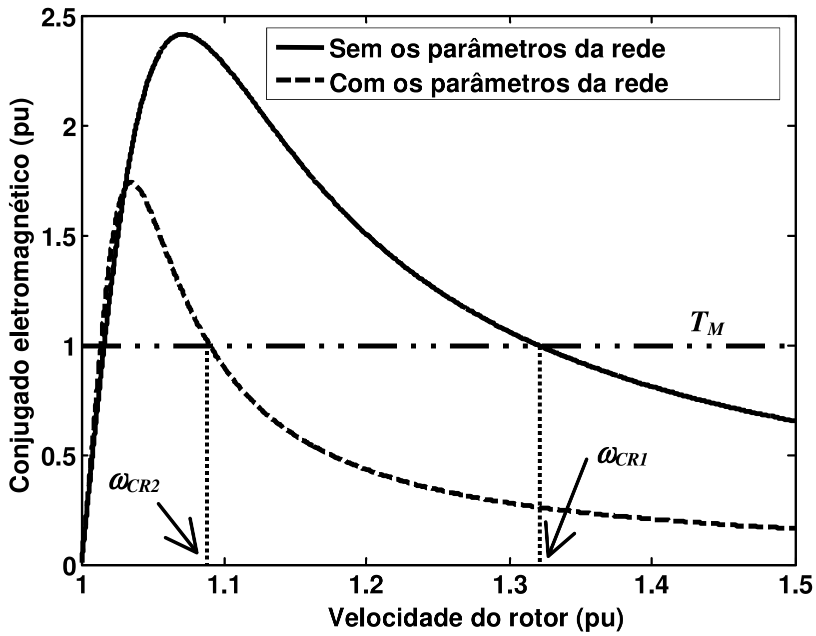


Figura 3.11: Curvas de conjugado versus velocidade do rotor considerando e desprezando os parâmetros da rede.

3.3 Validação do método analítico para análise da estabilidade de geradores de indução frente a grandes perturbações

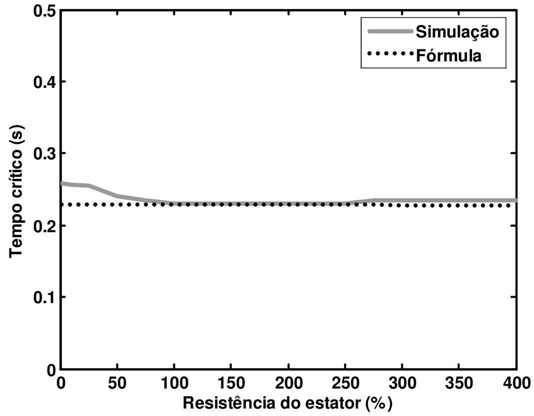
Nesta seção, a validação do método analítico será investigada através da comparação dos resultados obtidos pelas expressões analíticas com os aqueles obtidos por repetidas simulações dinâmicas. As simulações dinâmicas foram realizadas utilizando-se o SimPowerSystems, o mesmo sistema da Seção 3.1 e o modelo de gerador apresentado na Seção 2.2. O tempo crítico de eliminação da falta foi determinado por repetidas simulações dinâmicas em que o tempo de falta foi aumentado progressivamente de 5 em 5 ms, até se determinar o tempo crítico. Com o objetivo de validar o método analítico de forma abrangente, foi realizado um amplo estudo de sensibilidade em que os parâmetros dos geradores e do sistema foram gradualmente variados. Para cada novo valor de um determinado parâmetro, o tempo crítico foi determinado tanto por simulações exaustivas quanto pelo método analítico. Sendo que os resultados analíticos foram obtidos seguindo-se os seguintes passos:

- Obtenção dos parâmetros do sistema e da máquina em pu;
- Cálculo do equivalente do sistema ($\bar{V}'_{TH}$, R'_{TH} e X'_{TH}) através das Equações (3.12) e (3.13);

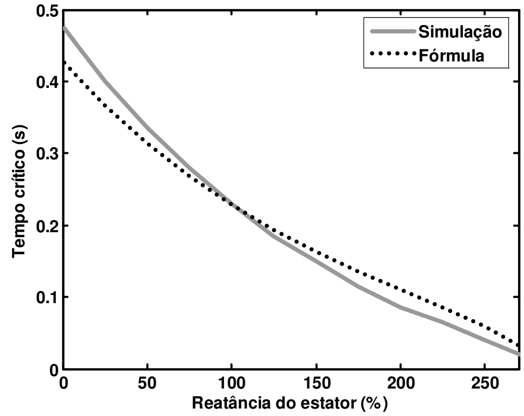
- Cálculo do equivalente total ($\overline{V}_{TH}$, R_{TH} e X_{TH}) através das Equações (3.1) e (3.2);
- Cálculo do tempo crítico, t_{CR}, com o uso da equação (3.11).

Os resultados do estudo de sensibilidade em relação aos parâmetros do gerador são realizados variando-se as resistências do estator e do rotor, as reatâncias do rotor e do estator e a reatância de magnetização. Nas figuras que apresentam essas análises, o eixo das abscissas indica o parâmetro que está sendo variado, ao passo que no eixo das ordenadas verifica-se como tal parâmetro afeta o tempo crítico de eliminação da falta. Adicionalmente, o parâmetro variado é representado como um percentual em relação ao seu valor no caso base.

A Figura 3.12 ilustra o comportamento do tempo crítico em relação a variações dos parâmetros do estator do gerador de indução. Este estudo é denominado nesta pesquisa como estudo de sensibilidade, embora formalmente deveria ser denominado de estudo paramétrico. Pode-se verificar que os resultados obtidos pelo método analítico são bem similares aos resultados obtidos através de numerosas simulações computacionais, comprovando a precisão do método proposto. Percebe-se também que a resistência do estator praticamente não apresenta influência sobre o tempo crítico, enquanto que o aumento na reatância do estator afeta negativamente a estabilidade do gerador. A influência desses parâmetros sobre a estabilidade do gerador pode ser explicada através da curva de conjugado eletromagnético por velocidade do rotor. Como o tempo crítico refere-se ao tempo que a velocidade do rotor leva para ir da velocidade de operação inicial à velocidade crítica. Quanto maior a diferença entre estes valores de velocidades, maior o valor do tempo crítico. A influência da resistência e reatância do estator nas velocidades de operação e crítica do gerador podem ser analisados pela Figura 3.13, a qual foi obtida utilizando-se as equações (3.9) e (3.10). Nota-se que a velocidade inicial praticamente não se altera com as variações de resistência e reatância do estator. A variação da resistência do estator também não altera a velocidade crítica do rotor, ao passo que um aumento na reatância do estator produz uma diminuição na velocidade crítica do gerador, o qual é responsável pela diminuição do tempo crítico.

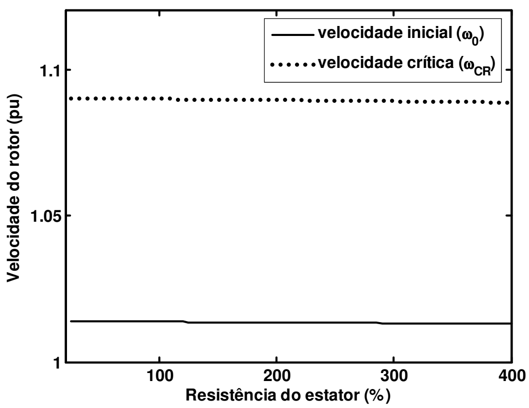


(a) variação da resistência do estator.

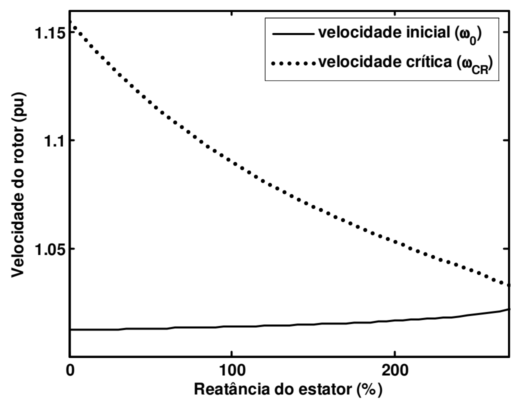


(b) variação da reatância do estator.

Figura 3.12: Estudo de sensibilidade: Variação dos parâmetros do estator do gerador.



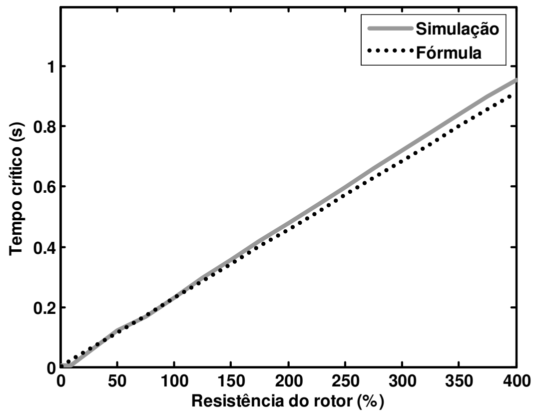
(a) variação da resistência do estator.



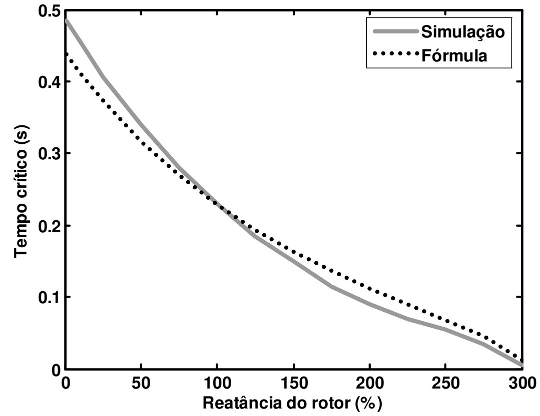
(b) variação da reatância do estator.

Figura 3.13: Análise da velocidade do rotor: Variação dos parâmetros do estator do gerador.

A Figura 3.14 apresenta os estudos de sensibilidade considerando os parâmetros do rotor. Novamente, pode-se verificar a ótima precisão obtida com o método analítico. Observa-se também que o aumento da resistência do rotor resulta no aumento do tempo crítico, enquanto que o aumento na reatância do rotor reduz o tempo crítico. A influência dos parâmetros do rotor na velocidade de operação e na velocidade crítica da máquina são apresentados na Figura 3.15. Na Figura 3.15(a) nota-se que um aumento na resistência do rotor aumenta suavemente a velocidade de operação do gerador porém, aumenta em maior proporção a velocidade crítica do rotor, com isso aumentando-se a resistência do rotor melhora-se também a estabilidade do gerador. Na Figura 3.15(b), o aumento na reatância do rotor apresenta pouca influência na velocidade de operação do rotor, enquanto que diminui consideravelmente a velocidade crítica do rotor. Conclui-se, dessa forma, que o aumento na reatância do rotor afeta adversamente a estabilidade do gerador.

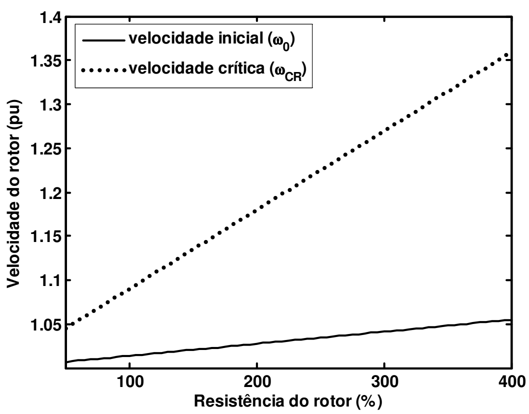


(a) variação da resistência do rotor.

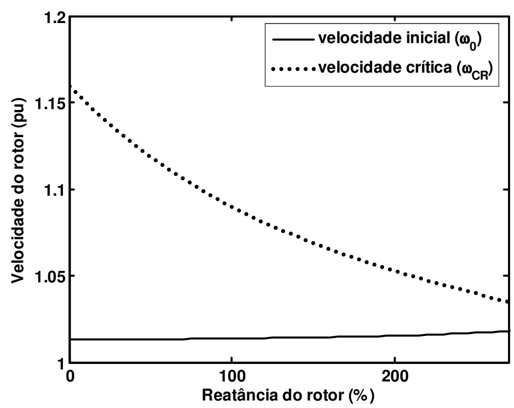


(b) variação da reatância do rotor.

Figura 3.14: Estudo de sensibilidade: Variação dos parâmetros do rotor do gerador.



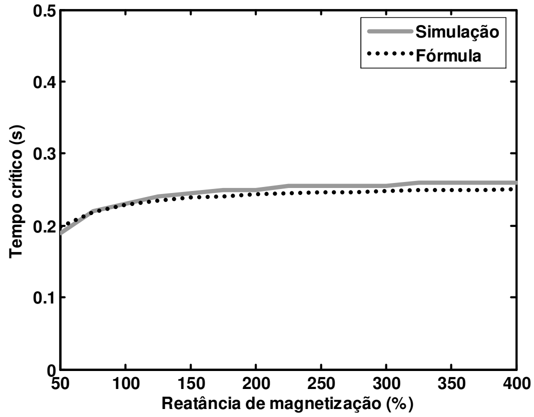
(a) variação da resistência do rotor.



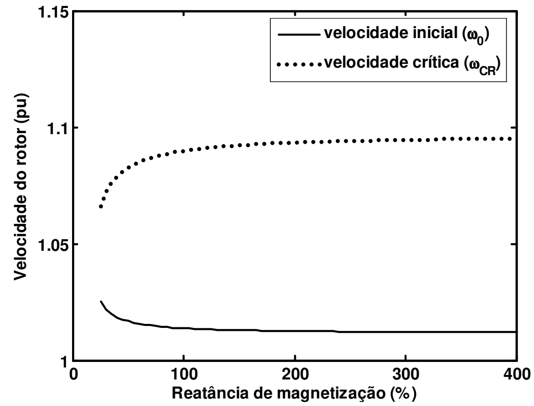
(b) variação da reatância do rotor.

Figura 3.15: Análise da velocidade do rotor: Variação dos parâmetros do rotor do gerador.

A Figura 3.16(a) apresenta a influência do aumento da reatância de magnetização da máquina, cujos resultados são praticamente os mesmos utilizando-se as fórmulas ou simulações dinâmicas. Percebe-se, nessa figura, que até certo ponto, o aumento da reatância de magnetização produz um efeito benéfico na estabilidade da máquina. Mas, a partir de um determinado valor não influencia na estabilidade. Na realidade, os pontos em que a reatância de magnetização apresenta influência na estabilidade da máquina são impraticáveis. A influência da reatância de magnetização na estabilidade pode ser avaliada pela Figura 3.16(b), na qual se percebe que a velocidade de operação da máquina é maior para reatâncias de magnetização menores enquanto que a velocidade crítica é menor para estes valores de reatância. Porém, a partir de um determinado valor essas velocidades não se alteram.



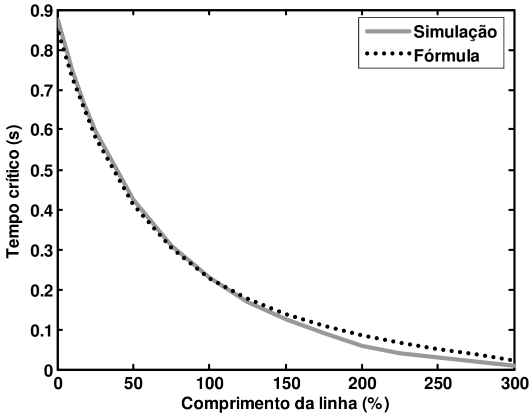
(a) variação da reatância de magnetização.



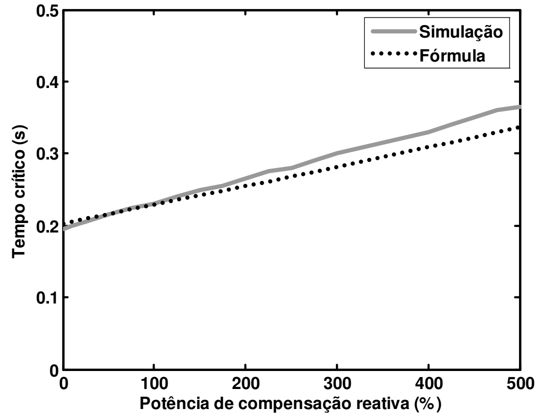
(b) velocidade do rotor: reatância de magnetização.

Figura 3.16: Estudo de sensibilidade: Variação da reatância de magnetização do gerador.

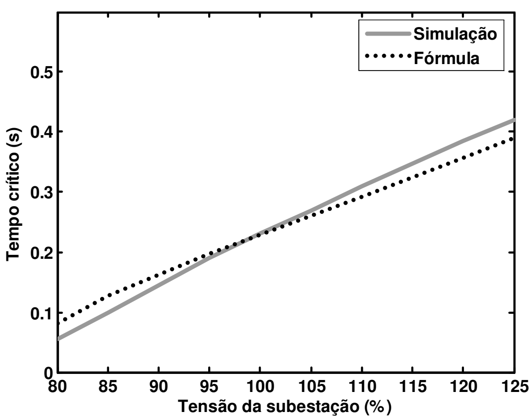
A Figura 3.17 apresenta a análise de sensibilidade com relação aos parâmetros da rede, em que fica comprovada a precisão do método proposto. Na Figura 3.17(a), percebe-se que o aumento no comprimento da linha diminui a margem de estabilidade do gerador. Em contrapartida, o aumento da capacidade de compensação do banco de capacitores tem efeito positivo na estabilidade do gerador, como pode ser visualizado na Figura 3.17(b), e é semelhante ao efeito do aumento no nível de tensão da subestação, conforme Figura 3.17(c). A Figura 3.17(d) apresenta o impacto do aumento da carga local, a qual é dada em pu na potência de base do gerador. Os resultados foram obtidos aumentando-se gradualmente a demanda de potência ativa e reativa com fator de potência constante igual a 0,94 indutivo e, para este estudo, aumentou-se a tensão da subestação para 1,05 pu para garantir que a tensão terminal do gerador não ficasse muito baixa quando a carga local chegasse a 2 pu. Assim, pela Figura 3.17(d), verifica-se que quando a carga local aumenta, o tempo crítico diminui, *i.e.*, o aumento da carga local reduz a margem da estabilidade do gerador.



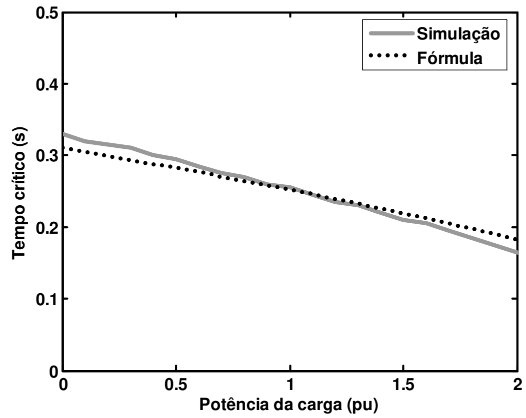
(a) variação do comprimento da linha.



(b) variação da compensação de potência reativa.



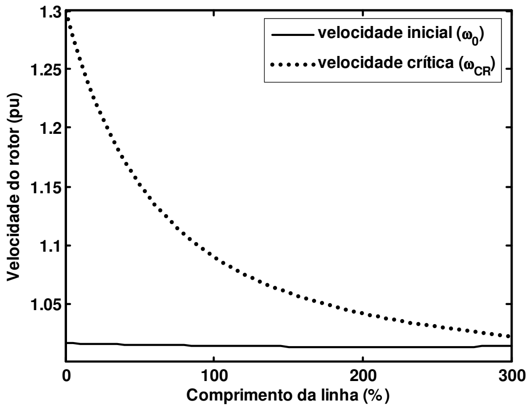
(c) variação do módulo da tensão da subestação.



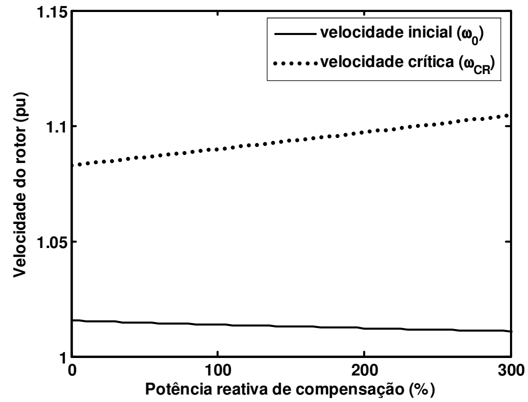
(d) variação da carga local

Figura 3.17: Estudo de sensibilidade: variação dos parâmetros da rede.

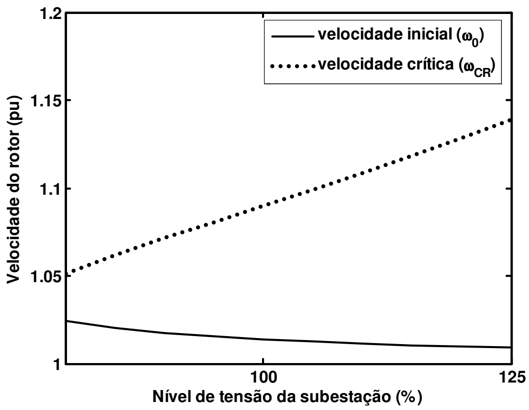
Para entender melhor a influência dos parâmetros da rede na estabilidade do gerador, a Figura 3.18 apresenta a influência destes parâmetros nas velocidades de operação e crítica do gerador. Pela Figura 3.18(a), percebe-se que quando o comprimento da linha aumenta, a velocidade crítica diminui significativamente, enquanto que a velocidade de operação praticamente não é afetada. Desse modo, a diferença entre ambas diminui afetando negativamente a estabilidade do gerador. Na Figura 3.18(b), nota-se que o aumento do nível de compensação de potência reativa provoca uma leve diminuição na velocidade de operação da máquina e um aumento na velocidade crítica, resultando na melhoria da estabilidade da máquina. Através da Figura 3.18(c), verifica-se que um aumento da tensão da subestação produz uma diminuição da velocidade de operação e um aumento na velocidade crítica, melhorando a estabilidade do gerador. Finalmente, com a Figura 3.18(d) é possível concluir que quando a carga local aumenta, a velocidade crítica diminui e a velocidade de operação não sofre alteração, o que influencia negativamente a estabilidade.



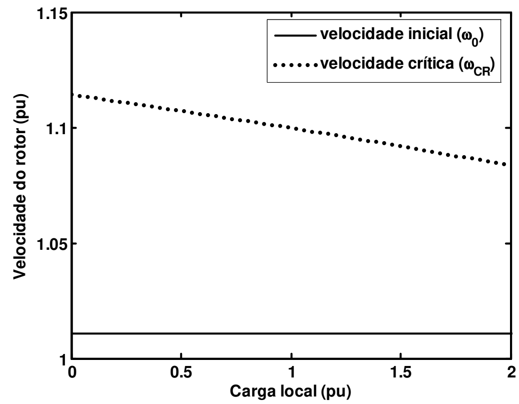
(a) variação do comprimento da linha.



(b) variação da compensação de potência reativa.



(c) variação do módulo da tensão da subestação.



(d) variação da carga local

Figura 3.18: Análise da velocidade do rotor: Variação dos parâmetros da rede.

Os resultados mostram que o método analítico apresenta uma boa precisão e pode ser utilizado com segurança nos estudos preliminares, os quais podem ser complementados usando simulações dinâmicas. Além disso, os resultados do estudo de sensibilidade mostram como os parâmetros do gerador e da rede influenciam a estabilidade do gerador. Tal influência é resumida qualitativamente na Tabela 3.1, a qual classifica o impacto do aumento de cada parâmetro sobre o tempo crítico de eliminação da falta do gerador como positivo, para aumento do tempo crítico, ou negativo, para diminuição do tempo crítico. Essa análise de sensibilidade pode ser utilizada como um indicativo para o impacto dos diferentes parâmetros na performance da estabilidade do gerador de indução.

Tabela 3.1: Resumo do impacto da variação dos parâmetros na estabilidade do gerador.

Parâmetro aumentado	*Impacto na estabilidade*
Resistência do estator	Nulo
Reatância do estator	Negativo
Resistência do rotor	Positivo
Reatância do rotor	Negativo
Reatância de magnetização	Nulo
Comprimento da linha	Negativo
Compensação de potência reativa	Positivo
Carga local	Negativo
Tensão da subestação	Positivo

3.4 Método analítico para cálculo da potência crítica

Para uma rede de distribuição, cuja proteção já tenha sido dimensionada, uma informação importante para a análise de estabilidade do gerador é qual a máxima potência que o gerador pode injetar na rede sem perder a estabilidade para um dado tempo de atuação da proteção. De fato, atualmente, na maioria dos países com quantidades expressivas de geração eólica é requerido que o gerador continue operado de forma ininterrupta durante a ocorrência de determinadas faltas ([38]). Tal característica é denominada capacidade de operação durante falta, em inglês *fault-ride-through capability* ([38]-[42]). Com isso, através da teoria e das fórmulas analíticas já apresentadas, nesta seção são desenvolvidas fórmulas analíticas específicas para a obtenção direta da máxima potência do gerador em função do tempo de eliminação de falta. A partir do circuito equivalente reduzido da Figura 3.10, as seguintes expressões fornecem as correntes do rotor e do estator:

$$I_S = \left\| \bar{I}_S \right\| = \left\| \frac{Z_M + Z_R}{(Z'_{TH} + Z_S)Z_M + (Z'_{TH} + Z_S)Z_R + Z_M Z_R} \bar{V}'_{TH} \right\| \tag{3.14}$$

$$I_R = \left\| \bar{I}_R \right\| = \left\| \frac{Z_M}{(Z'_{TH} + Z_S)Z_M + (Z'_{TH} + Z_S)Z_R + Z_M Z_R} \bar{V}'_{TH} \right\| \tag{3.15}$$

em que:

Z_S = $R_s + jX_s$ = impedância do estator (pu);

Z_M = jX_m = impedância de magnetização (pu);

Z_R = $R_r + jX_r$ = impedância do rotor (pu);

Utilizando essas expressões, a potência ativa injetada pelo gerador na rede pode ser calculada por:

$$P_E = R_s I_S^2 + \frac{R_r}{s} I_R^2 \tag{3.16}$$

A máxima potência ativa crítica para cada valor de tempo de eliminação de falta pode ser obtida da seguinte maneira: para cada valor de conjugado mecânico T_M, o tempo crítico é determinado utilizando-se (3.7). A velocidade do rotor para este ponto de operação é calculado utilizando-se (3.9) e o escorregamento por $(\omega_s\text{-}\omega_0)/\omega_s$. Com esses resultados, a máxima potência crítica é determinada empregado-se (3.14), (3.15) e (3.16), nas quais se utiliza o escorregamento crítico previamente calculado. Os resultados da aplicação dessas fórmulas são apresentados na Figura 3.19, na qual, os resultados computacionais foram obtidos através de repetidas simulações dinâmicas, em que para cada valor de tempo de eliminação da falta, o conjugado mecânico foi gradualmente aumentado para se determinar o máximo valor de potência ativa sem causar perda de estabilidade do gerador em caso de falta. Dessa forma, a potência ativa correspondente pode ser obtida. A Figura 3.19 revela que os resultados obtidos por simulações e por métodos analíticos são praticamente coincidentes. Neste caso, por exemplo, se o sistema de proteção garante uma atuação em 300 ms, a potência máxima do gerador que deve ser instalado nesta rede, respeitando o requisito de capacidade de operação durante falta, é de 9 MW.

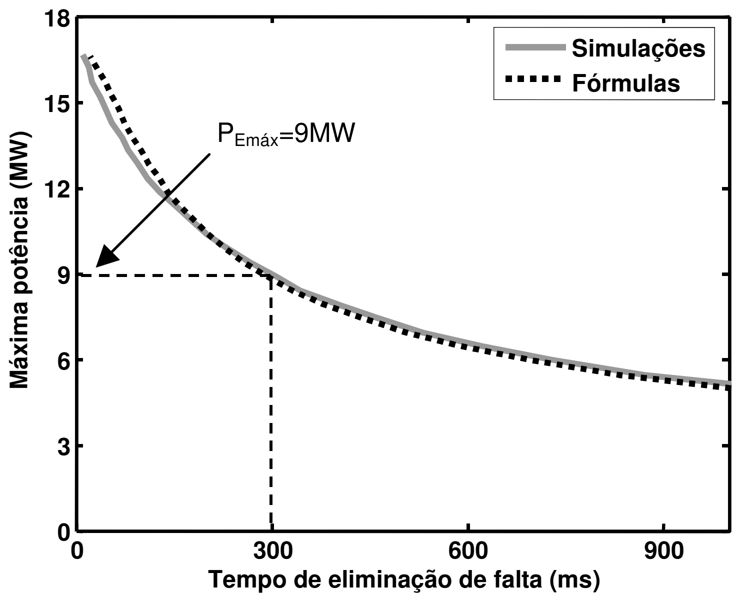


Figura 3.19: Máxima potência ativa versus tempo de eliminação de falta

3.5 Aplicação das fórmulas para análise da estabilidade de geradores de indução frente a grandes perturbações para sistemas com multigeradores

Casos em que geradores de indução estão instalados de forma agrupada são bastante comuns. Como exemplo, pode-se citar o caso dos parques eólicos, em que vários geradores são instalados próximos uns aos outros para melhorar o aproveitamento da energia proveniente do vento de uma determinada região. Para melhor compreensão das instalações com multigeradores, uma configuração típica é apresentada na Figura 3.20 ([1]), a qual é composta por 20 geradores, cada qual ligado a um banco de capacitores e a um transformador. Nesta figura, a potência fornecida pelos geradores é entregue a um barramento comum a todos os geradores e, então, é transferida através de um alimentador para a subestação ou consumida diretamente por cargas locais.

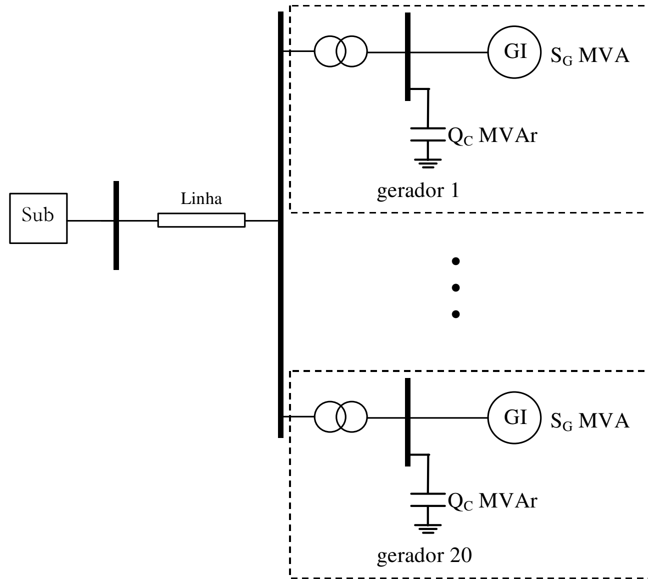


Figura 3.20: Parque eólico composto por 20 unidades geradoras.

As fórmulas analíticas desenvolvidas para a análise de estabilidade foram baseadas no desempenho de apenas um gerador conectado ao sistema. Por conseguinte, para aplicá-las para o caso de múltiplos geradores, é necessário calcular um gerador equivalente para o conjunto de geradores, o que pode ser realizado conforme apresentado na Figura 3.21, na qual é representado o sistema equivalente do sistema da Figura 3.20. No sistema equivalente as potências do gerador, do capacitor e do transformador são calculadas pela multiplicação da potência unitária de cada um pelo número de unidades ([1]). Na obtenção do sistema equivalente, os valores dos parâmetros para cada elemento são obtidos mantendo-se todas as impedâncias originais em pu e multiplicando-se a potência base de cada elemento pelo número de unidades existentes. Uma vez que o agrupamento de geradores é representado por seu equivalente, este sistema pode ser apresentado com a mesma configuração do circuito da Figura 3.9 e as fórmulas apresentadas podem ser aplicadas conforme exemplificado nas seções anteriores.

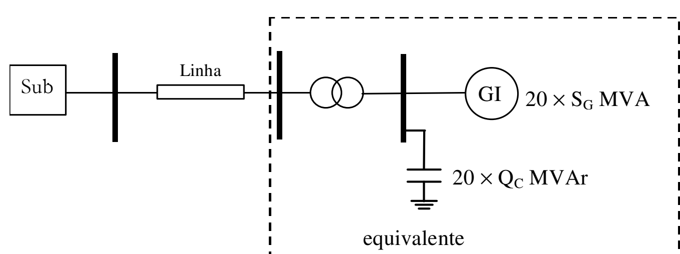


Figura 3.21: Sistema equivalente do parque eólico.

A validação é realizada com o emprego de um parque eólico com 20 geradores de indução, cada um com 1 MW de potência, compensado por um banco de capacitores de 200 kVAr e conectado ao sistema através de um transformador de 15/0,69 kV. O sistema é conectado através de um alimentador a uma subestação de 15 kV e seus dados encontram-se no Apêndice A.2. Nas simulações, os geradores foram representados separadamente, cada um conectado a um banco de capacitores e a um transformador. O equivalente do sistema foi utilizado para a aplicação das fórmulas analíticas, sendo que a impedância do transformador Z_{TR} foi somada à impedância da linha Z_L, resultando num circuito similar ao circuito dado na Figura 3.9 e, conseqüentemente, os mesmos procedimentos para cálculo de estabilidade podem ser aplicados. Os resultados da validação são apresentados na Figura 3.22, na qual é apresentado o gráfico de máxima potência ativa em função do tempo de eliminação da falta. Pode-se verificar que a aplicação da formulação analítica para o caso de múltiplos geradores apresenta resultados compatíveis com os resultados obtidos através de simulações.

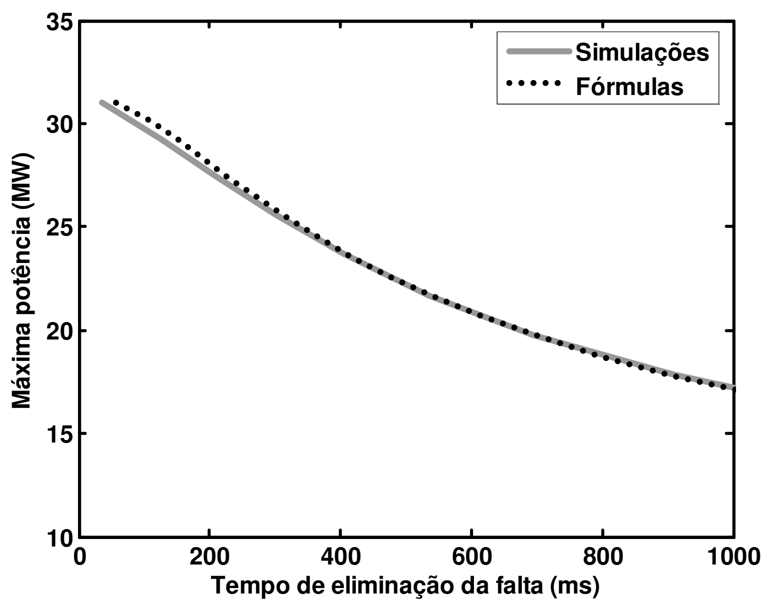


Figura 3.22: Potência crítica para caso multi-geradores: comparação entre simulações e fórmulas analíticas.

3.6 Comentários finais

De forma resumida, os seguintes comentários e conclusões podem ser extraídos deste capítulo:

- O desenvolvimento dos métodos analíticos apresentados neste capítulo foi motivado pela ausência na literatura deste tipo de formulação para estudos de estabilidade de geradores de indução frente a grandes perturbações.
- As formulações desenvolvidas permitem realizar análises detalhadas da estabilidade de geradores de indução frente a grandes perturbações.
- Os métodos de análise de estabilidade apresentados neste capítulo foram desenvolvidos de forma semelhante, guardada as devidas proporções, àqueles já existentes e amplamente divulgados para os geradores síncronos, o que facilita a compreensão dos limites de operação dos geradores de indução como, por exemplo, o conceito de velocidade crítica.
- A partir dos estudos de sensibilidade da estabilidade do gerador de indução frente a grandes perturbações em função dos parâmetros do gerador e da rede, foi possível avaliar a influência de cada parâmetro sobre a estabilidade do gerador e, sobretudo, confirmar a precisão do método proposto.
- Uma importante derivação das fórmulas para estabilidade transitória de geradores de indução é a obtenção do valor máximo de potência ativa fornecida pelo gerador para um determinado tempo de atuação da proteção, tendo como restrição a estabilidade transitória da máquina. Esta formulação permite verificar de forma rápida se para um determinado tempo de atuação da proteção, o gerador não perderá a estabilidade.
- O uso das fórmulas de potência crítica pode facilitar o estudo de técnicas para melhorar a estabilidade de geradores de indução durante faltas.
- Ressalta-se que é necessário considerar uma limitação do método proposto: embora o método possa ser aplicado facilmente a sistemas com múltiplos geradores pela utilização de técnicas de agregação quando os geradores estão instalados eletricamente próximos, para geradores instalados eletricamente distantes é necessária uma técnica

de agregação de máquinas de indução mais adequada, tal como a apresentada em ([43]).

4 ESTABILIDADE DE GERADORES DE INDUÇÃO FRENTE A PEQUENAS PERTURBAÇÕES

A estabilidade de geradores de indução frente a pequenas perturbações tem recebido pouca atenção quando comparada à estabilidade frente a grandes perturbações. Um dos primeiros trabalhos que abordou este tópico foi recentemente publicado na literatura especializada ([44]), o qual descreve o fenômeno através de repetidas simulações dinâmicas. Entretanto, não foram encontrados na literatura métodos capazes de analisar mais profundamente esse fenômeno usando uma solução analítica do problema, viabilizando avaliar a influência dos parâmetros do gerador e da rede na margem de estabilidade do gerador e compreender melhor esse fenômeno. Nesse contexto, um método analítico é desenvolvido neste capítulo para analisar a estabilidade de geradores de indução frente a pequenas perturbações. O método proposto é validado através de um amplo estudo de sensibilidade em que os parâmetros do gerador e da rede são variados de forma similar ao que foi efetuado no capítulo anterior. Para facilitar o entendimento da metodologia proposta, a seguir apresenta-se uma breve revisão sobre estabilidade de geradores de indução frente a pequenas perturbações.

4.1 Revisão da estabilidade de geradores de indução frente a pequenas perturbações

A estabilidade de um gerador de indução frente a pequenas perturbações, a qual também pode ser denominada estabilidade de regime permanente, pode ser investigada com uso das curvas PVs ([29]), através das quais é possível identificar o máximo carregamento do gerador sem perda de estabilidade. Embora, a princípio, essa questão tipicamente poderia ser avaliada utilizando-se métodos de análise estática de sistemas de potência. Em [44] mostra-se que informações sobre a dinâmica do gerador são fundamentais para precisamente reproduzir o processo de instabilidade de um gerador de indução quando o conjugado mecânico de entrada é gradualmente aumentado. Assim, nesta pesquisa, essas curvas são obtidas através de repetidas simulações dinâmicas utilizando-se o SimPowerSystems. As simulações são realizadas aumentando-se gradualmente o conjugado mecânico aplicado ao gerador e mantendo-se a carga local constante. Para cada novo valor de conjugado mecânico aplicado ao gerador, uma nova simulação dinâmica abrangendo um intervalo de 50 segundos é executada. Ao final da simulação, os valores de regime permanente das variáveis de interesse são armazenados e depois as curvas são traçadas.

Uma curva PV obtida para o sistema teste apresentado na Figura 4.1, cujos dados são fornecidos no Apêndice A.3, é mostrada na Figura 4.2. Nessa figura, pode-se observar que, inicialmente, o valor da tensão terminal do gerador cresce com o aumento do conjugado mecânico e, por conseguinte, da potência ativa injetada. Contudo, a partir de um valor limite, representado pelo ponto *A*, a tensão terminal e a potência ativa diminuem bruscamente com o aumento do conjugado mecânico, sendo que a nova situação de operação é representada pelo ponto *B* nessa figura. Destaca-se, assim, que o ponto de operação do sistema desloca-se de *A* para *B* com um pequeno acréscimo do conjugado mecânico (neste exemplo, um aumento de 1%). Este fenômeno pode ser mais bem compreendido analisando-se a Figura 4.3, na qual a variação da velocidade do rotor com a variação da potência ativa é apresentada. Pode-se observar, nessa figura, que no ponto *A* o gerador torna-se instável devido a um aumento monotônico da velocidade do rotor, aumentando consideravelmente a demanda de potência reativa e levando a um colapso da tensão terminal. Portanto, o valor de potência ativa máxima considerando o limite de estabilidade de regime permanente é representado pelo ponto *A*. É interessante observar que neste exemplo, o gerador torna-se instável quando estava operando no ponto nominal de tensão e potência, *i.e.*, 1 pu na base do gerador. Considerando-se que nas simulações chegou-se ao colapso de tensão do sistema aumentando-se o conjugado mecânico aplicado ao gerador e que neste ponto a velocidade do rotor aumenta monotonicamente, é intuitivo relacionar a estabilidade do gerador frente a pequenas perturbações com a curva de conjugado eletromagnético *versus* velocidade do rotor, como será discutido na próxima seção.

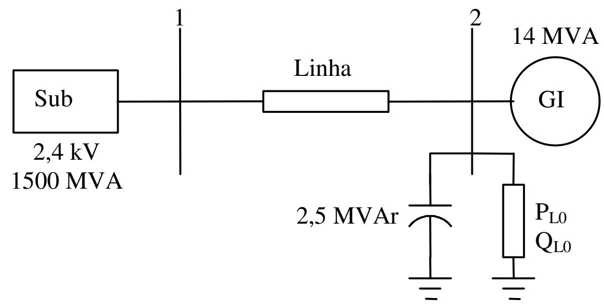


Figura 4.1: Sistema teste com gerador de indução.

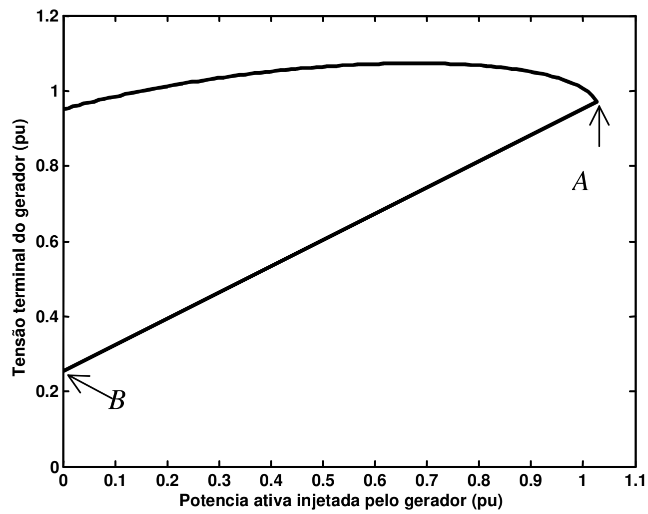


Figura 4.2: Curva PV para o sistema teste.

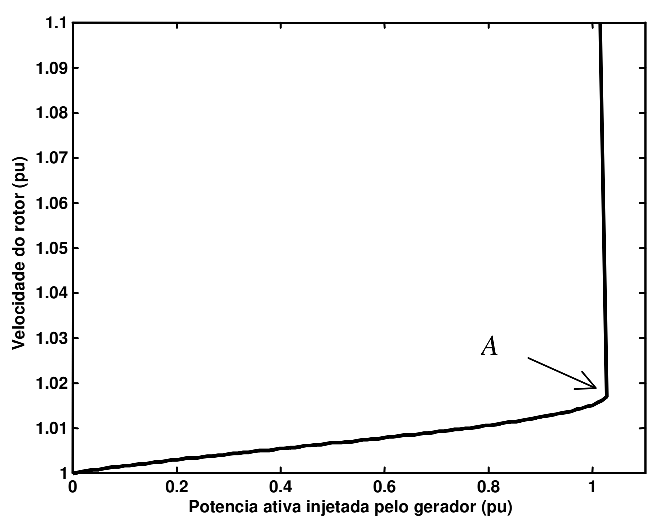


Figura 4.3: Variação da velocidade do rotor com o aumento da potência ativa gerada.

4.2 Método analítico para análise da estabilidade de geradores de indução frente a pequenas perturbações

O fenômeno descrito na seção anterior, de fato, pode ser mais bem explicado e analisado através do uso da curva que relaciona conjugado eletromagnético e velocidade do rotor. Como descrito no capítulo anterior, a equação de conjugado eletromagnético de um gerador de indução representado pelo circuito equivalente mostrado na Figura 4.4 é dada por:

$$T_E = \frac{P_E}{\omega_r} = \frac{1}{\omega_s}\frac{R_r}{s} I_R^{\,2} = \frac{1}{\omega_s}\frac{R_r}{s}\frac{V_{TH}^{\,2}}{\left(R_{TH} + R_r / s\right)^2 + \left(X_{TH} + X_r\right)^2} \tag{4.1}$$

sendo:

$$\bar{V}_{TH} = \frac{jX_m}{R_s + j(X_s + X_m)}\bar{V}_T \tag{4.2}$$

$$Z_{TH} = R_{TH} + jX_{TH} = \left(\frac{R_s X_m^{\,2}}{R_s^{\,2} + \left(X_s + X_m\right)^2}\right) + j\left(\frac{X_m\left(R_s^{\,2} + X_s^{\,2} + X_s X_m\right)}{R_s^{\,2} + \left(X_s + X_m\right)^2}\right) \tag{4.3}$$

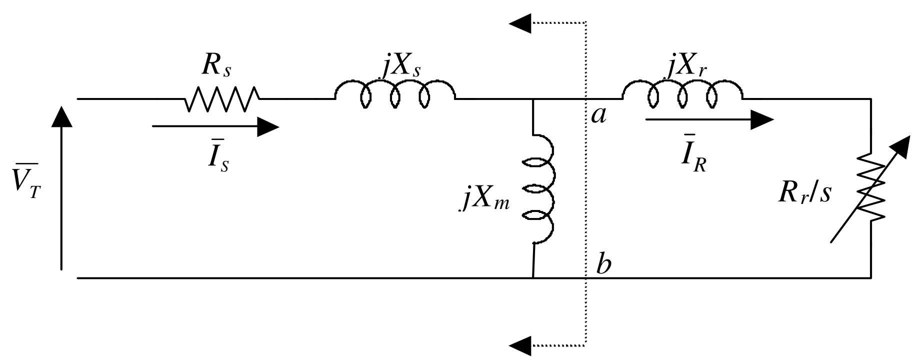


Figura 4.4: Circuito equivalente de uma máquina de indução.

A Figura 4.5 mostra a curva relacionando o conjugado eletromagnético e a velocidade do rotor para o gerador do sistema da Figura 4.1. Se um conjugado mecânico de valor T_{M1}, o qual é representado por uma linha horizontal, é aplicado ao rotor da máquina, como previamente discutido, há dois pontos de equilíbrio, um estável representado por ω_{01} e outro instável representado por ω_{CR1}, como indicado na figura. Caso o valor do conjugado mecânico seja aumentado para T_{M2} os novos pontos de equilíbrio estável e instável são definidos por ω_{02} e ω_{CR2}. Caso o conjugado mecânico continue progressivamente sendo aumentado, haverá uma condição limite, representada por $\omega_0 = \omega_{CR} = \omega_{MAX}$, que corresponde ao valor máximo (ou crítico) de conjugado mecânico, o qual é indicado por T_{EMAX} na figura. Quando o conjugado mecânico aplicado ao gerador é maior que T_{EMAX} não há mais um ponto de equilíbrio e o gerador torna-se instável, como visto na seção anterior.

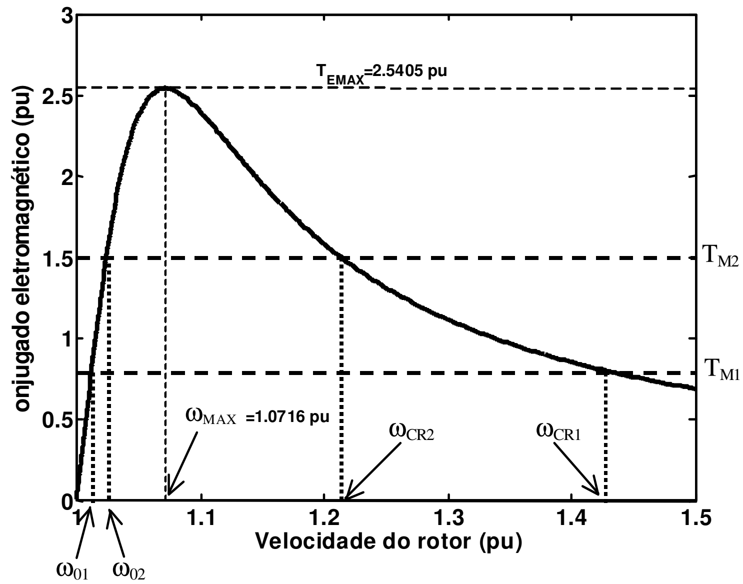


Figura 4.5: Curva conjugado eletromagnético versus velocidade do rotor e diferentes valores de conjugado mecânico.

O valor crítico do conjugado mecânico que pode ser aplicado a um gerador de indução sem perda da estabilidade de regime permanente é o valor de conjugado correspondente a ω_{max}. Esse valor de máximo conjugado mecânico pode ser calculado derivando-se a equação (4.1) em relação ao escorregamento s e igualando-se o resultado a zero, ou seja, calculando-se o ponto de máximo dessa expressão[4]. Dessa forma, os valores máximos de conjugado mecânico (e, conseqüentemente, eletromagnético) e de escorregamento podem ser diretamente calculados por:

$$T_{M_{\max}} = T_{E_{\max}} = \frac{1}{2}\frac{V_{TH}^{\;2}}{R_{TH} - \sqrt{R_{TH}^{\;2} + \left(X_{TH} + X_r\right)^2}} \tag{4.4}$$

$$s_{\max} = -\frac{R_r}{R_{TH} - \sqrt{R_{TH}^{\;2} + \left(X_{TH} + X_r\right)^2}} \tag{4.5}$$

A máxima potência mecânica (P_{Mmax}) de entrada pode ser obtida usando-se a seguinte expressão:

$$P_{M_{\max}} = T_{M_{\max}}.(s_{\max} - 1) \tag{4.6}$$

[4] Evidentemente, verifica-se que este ponto corresponde a um ponto de máximo de operação da máquina de indução como gerador.

Contudo, uma informação ainda mais útil é a máxima potência elétrica de saída (P_{Emax}) que o gerador elétrico pode injetar na rede. Considerando-se as perdas elétricas por efeito Joule, a seguinte expressão pode ser empregada para calcular o valor da potência elétrica máxima.

$$P_{E_{\max}} = R_s I_S^{\ 2} + \frac{R_r}{s_{\max}} I_R^{\ 2} \tag{4.7}$$

Assim, verifica-se que é necessário calcular a corrente do estator e do rotor, utilizando-se o valor de máximo escorregamento, para determinar a potência máxima. Os módulos das correntes do rotor e do estator podem ser calculados empregando-se as seguintes expressões:

$$\left\|\bar{I}_R\right\| = I_R = \frac{\bar{V}_{TH}}{\sqrt{\left(R_{TH} + R_r/s\right)^2 + \left(X_{TH} + X_r\right)^2}} \tag{4.8}$$

$$\left\|\bar{I}_S\right\| = I_S = \left\|\bar{V}_T \cdot \left[\frac{Z_M + Z_R}{Z_M Z_R + Z_S\left(Z_M + Z_R\right)}\right]\right\| \tag{4.9}$$

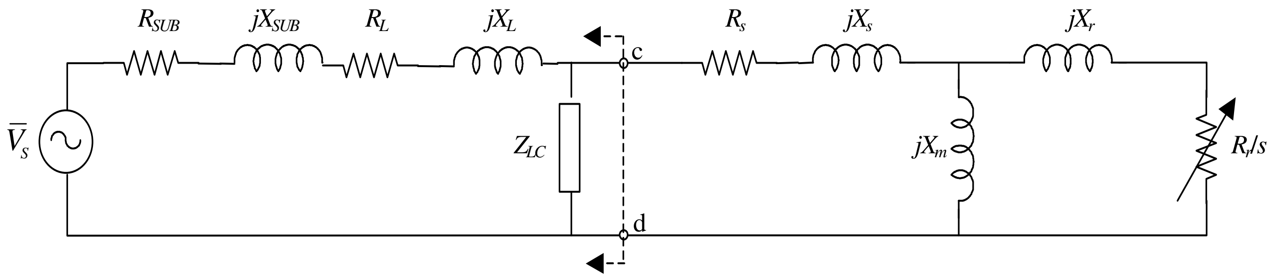
Com base na Figura 4.5, verifica-se que tipicamente o valor de conjugado eletromagnético máximo da máquina é bem maior que o valor do conjugado eletromagnético nominal, usualmente de 2 a 2,5 vezes maior. Contudo, dependendo das características da rede, o valor máximo de conjugado eletromagnético pode reduzir consideravelmente. Como realizado no capítulo anterior, as principais características da rede elétrica podem ser inclusas na formulação do problema através do uso do circuito equivalente do sistema da Figura 4.1 mostrado na Figura 4.6(a), o qual pode, com o uso do Teorema de Thévenin, ser reduzido para o circuito exibido na Figura 4.6(a). Nesse circuito, tem-se:

$$\bar{V}'_{TH} = \frac{Z_{LC}}{Z_{SUB} + Z_L + Z_{LC}} \bar{V}_S \tag{4.10}$$

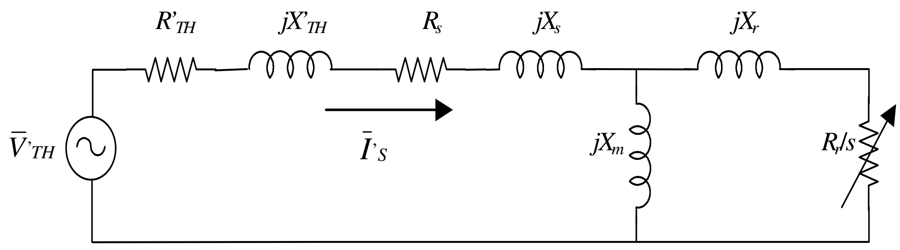
e:

$$Z'_{TH} = R'_{TH} + jX'_{TH} = \frac{\left(Z_{SUB} + Z_L\right)Z_{LC}}{Z_{SUB} + Z_L + Z_{LC}} \tag{4.11}$$

Com isso, para aplicação do método analítico desenvolvido, é necessário substituir $\bar{V}_T$ por $\bar{V}_{TH}^{'}$ equação (4.2), R_s por (R_s+$R´_{TH}$) e X_s por (X_s+$X´_{TH}$) na equação (4.3), $\bar{V}_T$ por $\bar{V}_{TH}^{'}$ em (4.9) e Z_S por $Z^{'}_{TH}$ + Z_S em (4.9). Após essas alterações as demais equações podem ser aplicadas sem alterações para determinação da máxima potência elétrica.



(a) circuito equivalente.



(b) circuito reduzido.

Figura 4.6: Circuito equivalente do sistema teste.

Um exemplo da importância da consideração dos parâmetros da rede pode ser visualizado pela Figura 4.7, na qual constam as curvas de conjugado eletromagnético versus velocidade do rotor considerando ou não os parâmetros da rede teste da Figura 4.1. Pode-se observar que o valor máximo de conjugado eletromagnético é consideravelmente menor quando os parâmetros da rede são considerados.

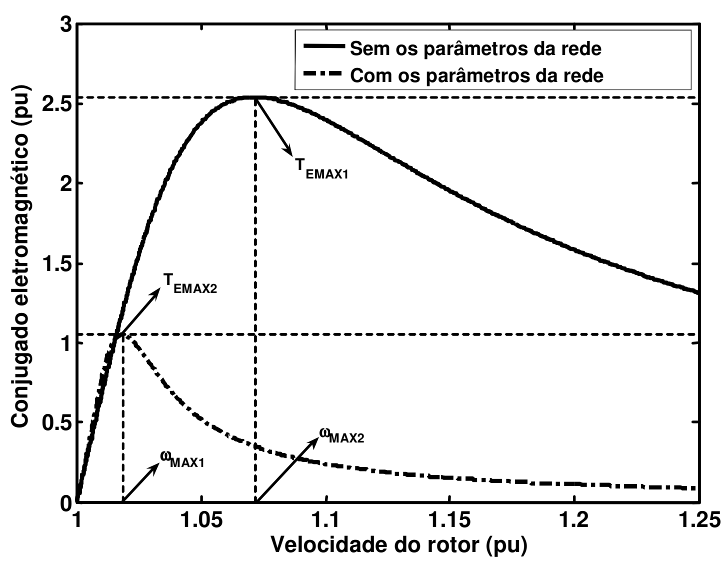


Figura 4.7: Curvas de conjugado versus velocidade do rotor considerando ou não os parâmetros da rede.

Assim, a potência elétrica máxima que o gerador pode injetar na rede sem perda da estabilidade de regime permanente pode ser calculada através dos seguintes passos:

1) Calcular o equivalente do sistema;
2) Calcular o máximo escorregamento usando equação (4.5)[5];
3) Calcular I_R usando a equação (4.8)[6];
3) Calcular I_S usando a equação (4.9)[7];
4) Calcular P_{Emax} usando a equação (4.7).

Essa metodologia será validada na próxima seção através de um extenso estudo de sensibilidade. As fórmulas desenvolvidas também possibilitam a determinação da curva PV sem a necessidade de repetidas simulações. No circuito equivalente mostrado na Figura 4.6, a tensão terminal do gerador pode ser calculada por:

$$\left\|\bar{V}_G\right\| = V_G = \left\|\bar{I}_S \frac{Z_S \cdot (Z_M + Z_R) + Z_M Z_R}{Z_M + Z_R}\right\| \tag{4.12}$$

Assim, com o uso das equações (4.7) e (4.12) e variando o escorregamento s nessas equações de 0 até s_{max}, como determinado por (4.5), é possível traçar a curva PV do sistema[8]. A comparação da curva PV obtida com o uso das fórmulas e através de repetidas simulações dinâmicas é mostrada na Figura 4.8, podendo-se observar que o método proposto é bastante preciso.

---

[5] Ressalta-se que para incluir os parâmetros da rede, R_{TH} e X_{TH} devem ser calculados usando a expressão (4.3), mas substituindo R_s por $R_s + R'_{TH}$ e X_s por $X_s + X'_{TH}$.

[6] Ressalta-se que para incluir os parâmetros da rede, $\bar{V}_{TH}$ deve ser calculando usando a expressão (4.2), mas substituindo $\bar{V}_T$ por $\bar{V}'_{TH}$, R_s por $R_s + R'_{TH}$ e X_s por $X_s + X'_{TH}$

[7] Ressalta-se que para incluir os parâmetros da rede, I_S deve ser calculado usando (4.9), mas substituindo $\bar{V}_T$ por $\bar{V}'_{TH}$ e Z_s por $(R_s + R'_{TH})$+j $(X_s + X'_{TH})$.

[8] Ressalta-se que para incluir os parâmetros da rede I_S deve ser calculado usando (4.9), mas substituindo R_s por $R_s + R'_{TH}$ e X_s por $R_s + X'_{TH}$. Destaca-se que Z_S em (4.12) refere-se somente a impedância do estator, *i.e.* $Z_S = R_s + jX_s$

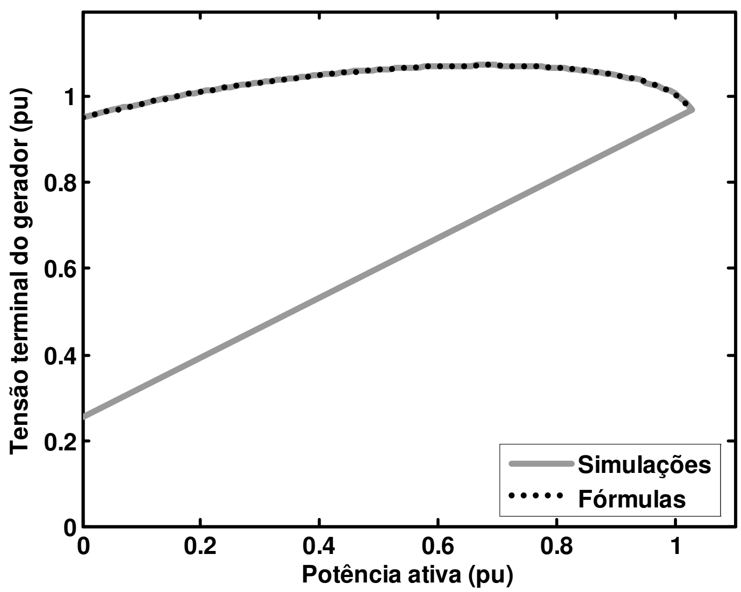


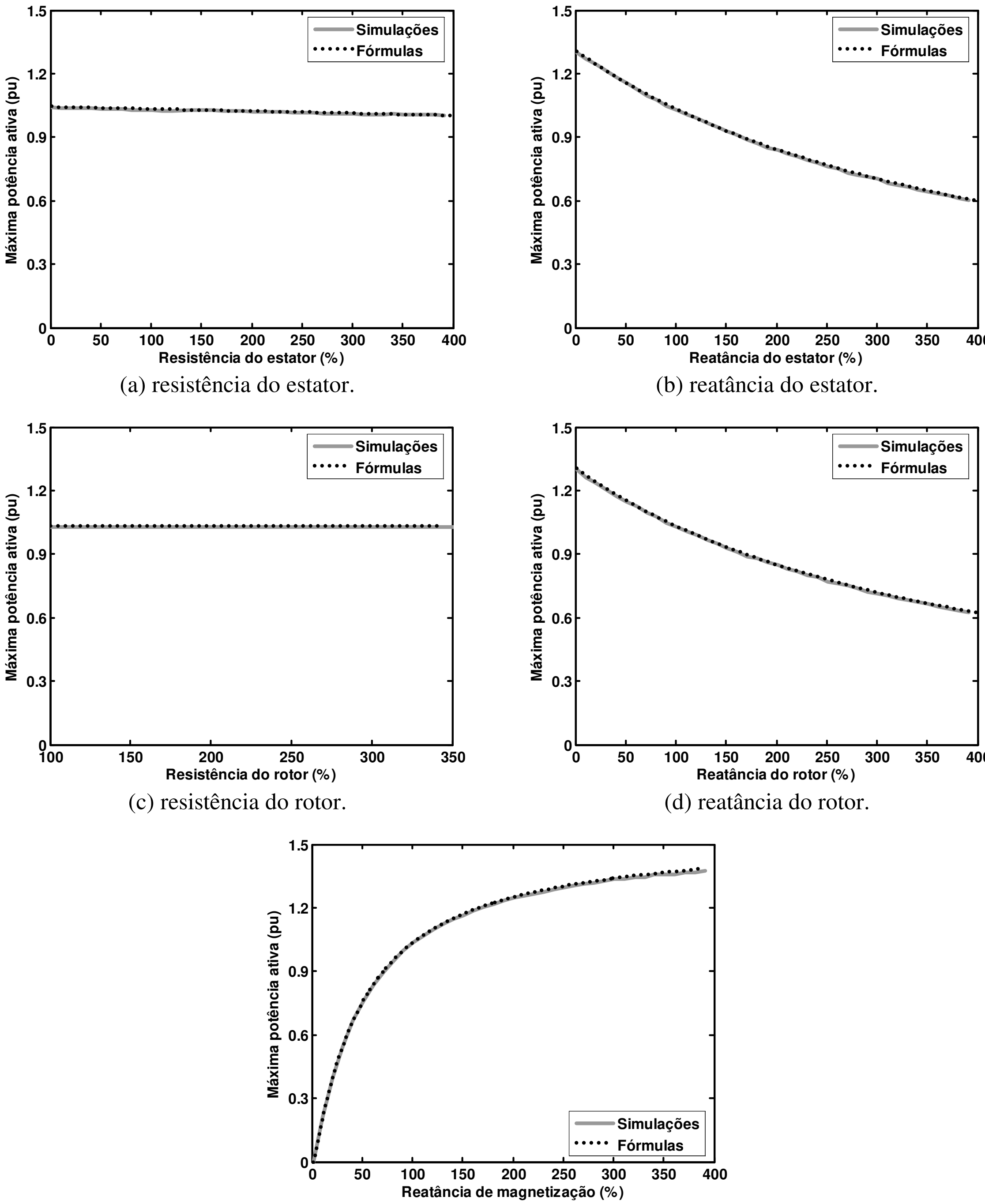
Figura 4.8: Curva PV obtida pelas fórmulas e por repetidas simulações dinâmicas.

4.3 Validação do método analítico para análise da estabilidade de geradores de indução frente a pequenas perturbações

Nesta seção, o método analítico é validado através da comparação dos resultados obtidos por simulação com os resultados obtidos com o método desenvolvido. Como o objetivo de validar o método analítico de forma abrangente, um estudo de sensibilidade foi realizado, *i.e.* a potência máxima que o gerador pode injetar na rede foi calculada para diversas variações dos parâmetros do gerador e do sistema. As simulações foram realizadas utilizando-se o SimPowerSystems e modelos dinâmicos detalhados dos diversos componentes de rede. Para cada caso, a curva PV do sistema foi obtida por repetidas simulações dinâmicas, como explicado nas seções anteriores, e o valor máximo de potência que o gerador pode injetar na rede foi determinado. No caso do método analítico, o valor máximo de potência foi obtido diretamente através das fórmulas. Os resultados são apresentados em um conjunto de figuras, como realizado na Seção 3.3, em que no eixo das abscissas está indicado o parâmetro que está sendo variado no estudo de sensibilidade, ao passo que no eixo das ordenadas verifica-se como tal parâmetro afeta a máxima potência ativa que o gerador pode injetar na rede. Adicionalmente, o parâmetro variado é representado como um percentual em relação ao seu valor no caso base.

A Figura 4.9 apresenta a análise de sensibilidade referente aos parâmetros do gerador. Pode-se verificar que os resultados obtidos com o uso das fórmulas são coincidentes com os resultados obtidos através de repetidas simulações dinâmicas, comprovando a precisão da metodologia proposta. Com base nessas figuras, verifica-se que as resistências do estator e do rotor, por apresentarem valores pequenos comparados aos outros parâmetros do sistema, apresentam uma influência desprezível no valor de máxima potência do gerador. Por outro lado, as reatâncias do estator e do rotor apresentam uma influência significativa e seu aumento provoca uma diminuição na máxima potência fornecida pelo gerador, sendo que sua variação de zero a 400% provocou uma variação de aproximadamente 50% na máxima potência entregue pelo gerador. O aumento da reatância de magnetização do rotor causa um aumento na máxima potência ativa, pois quando a reatância de magnetização é aumentada, a corrente necessária para magnetizar a máquina diminui, provocando uma redução na queda de tensão interna e um aumento da tensão terminal da máquina. Conseqüentemente, o limite de estabilidade de regime permanente também aumenta. Nota-se que esse impacto positivo tem um limite, pois acima de um determinado valor de reatância de magnetização, a corrente de magnetização é desprezível e não apresenta mais influência sobre o valor máximo de potência gerada pela máquina.

Os resultados da análise de sensibilidade com relação aos parâmetros da rede são apresentados na Figura 4.10. Novamente, a precisão da metodologia proposta pode ser confirmada. Pela análise da Figura 4.10(a), percebe-se que o comprimento da linha apresenta uma considerável influência na máxima potência do gerador, pois o aumento do comprimento da linha reflete-se no aumento da impedância e, por conseguinte, na redução da capacidade de transferência de potência. Tal aumento da impedância também leva a uma diminuição da tensão terminal do gerador, reduzindo o conjugado máximo. Em contrapartida, o aumento no nível de compensação de potência reativa produz um aumento no limite de estabilidade frente a pequenas perturbações, como mostrado na Figura 4.10(b), o que pode ser explicado pelo fato de ao se aumentar a potência fornecida pelo gerador, o seu escorregamento também aumenta, e, como conseqüência, a potência reativa consumida pelo gerador se eleva. Assim, quanto maior a disponibilidade de potência reativa no sistema, maior a máxima potência do gerador. A elevação do nível da tensão na subestação, como mostrado na Figura 4.10(c), provoca um aumento na máxima potência do gerador visto que a tensão terminal do gerador também aumenta, levando a um maior valor de conjugado máximo. Já o aumento da carga local tem um efeito negativo no limite de estabilidade do gerador, como pode ser observado na Figura 4.10(d), pois o aumento da carga local leva e uma redução da tensão terminal, diminuindo o valor do conjugado máximo.



(a) resistência do estator.

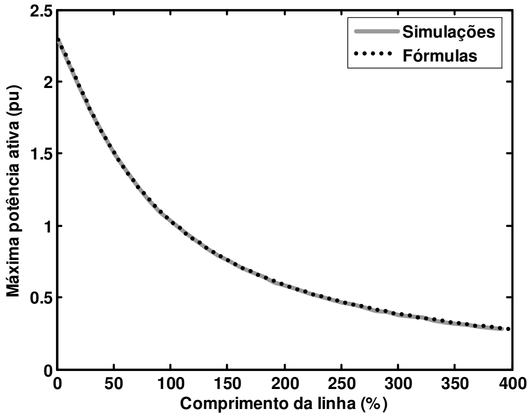
(b) reatância do estator.

(c) resistência do rotor.

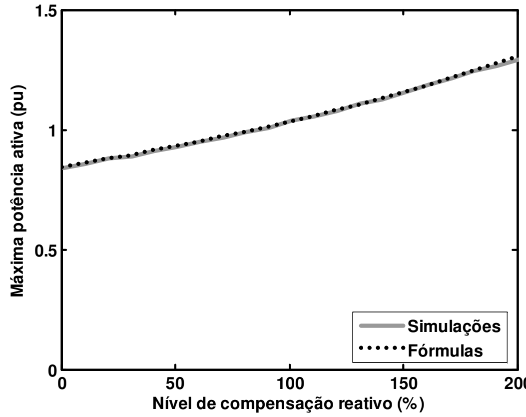
(d) reatância do rotor.

(e) reatância de magnetização

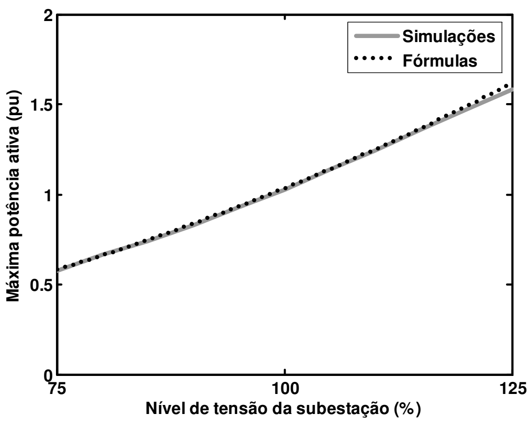
Figura 4.9: Estudo de sensibilidade da máxima potência ativa do gerador de indução em função da variação dos parâmetros do gerador em função.



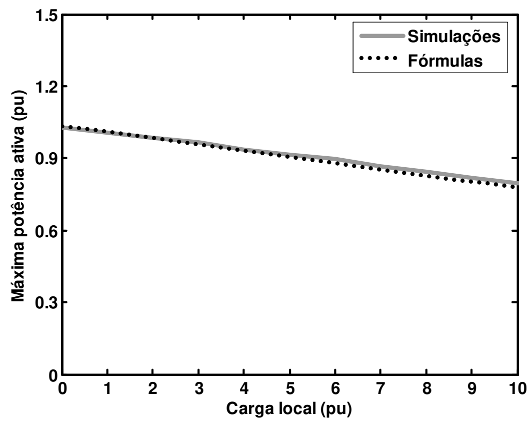
(a) variação do comprimento da linha.



(b) variação da capacidade de compensação de potência reativa.



(c) variação do nível de tensão da subestação



(d) variação do nível da carga local.

Figura 4.10: Estudo de sensibilidade da máxima potência ativa do gerador de indução em função da variação dos parâmetros da rede.

Os resultados gerais mostram que o método analítico apresenta excelente precisão e possibilita determinar a influência dos parâmetros da máquina e da rede sobre a estabilidade do gerador frente a pequenas perturbações. Da mesma forma que para a análise de estabilidade frente a grandes perturbações, foi construída uma tabela, a qual indica qualitativamente a influência de cada parâmetro sobre a estabilidade frente a pequenas perturbações do gerador, dada na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Resumo do impacto da variação dos parâmetros na estabilidade de regime do gerador de indução.

Parâmetro aumentado	*Impacto na estabilidade*
Resistência do estator	Nulo
Reatância do estator	Negativo
Resistência do rotor	Nulo
Reatância do rotor	Negativo
Reatância de magnetização	Nulo
Comprimento da linha	Negativo
Compensação reativa	Positivo
Carga local	Negativo
Tensão da subestação	Positivo

4.4 Aplicação das fórmulas para análise da estabilidade de geradores de indução frente a pequenas perturbações para o caso com multigeradores

Assim como no caso de estabilidade frente a grandes perturbações, as fórmulas analíticas desenvolvidas neste capítulo também podem ser aplicadas para situações com múltiplos geradores. Considerando uma instalação com 20 geradores de indução com potência unitária de 1 MVA, cada um ligado a um banco de capacitores de 0,180 MVAr e um transformador, conforme Figura 4.11, o método é validado. As simulações são realizadas considerando os 20 geradores explicitamente, enquanto que as fórmulas analíticas são empregadas considerando o agrupamento do sistema como descrito no capítulo anterior. Os dados do sistema estão detalhados no Apêndice A.4. A curva PV do sistema é apresentada na Figura 4.12. Observe que as curvas obtidas por simulação e pelas fórmulas são coincidentes, comprovando a precisão do método proposto.

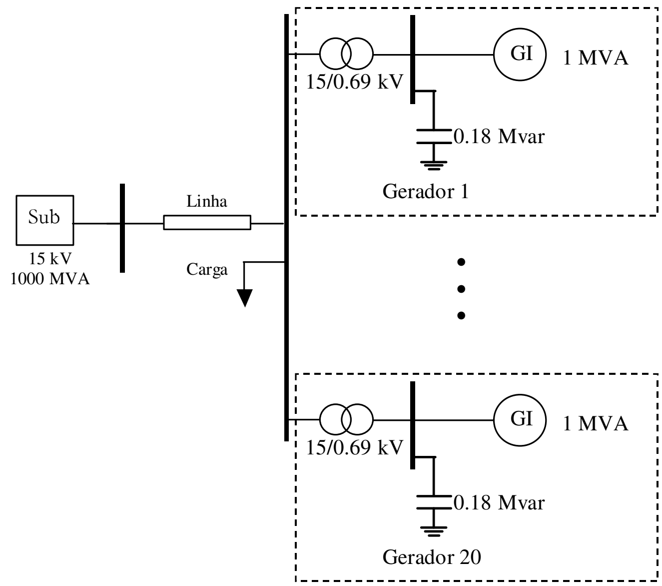


Figura 4.11: Instalação com multigeradores para estudo de estabilidade da máquina de indução frente a pequenas perturbações.

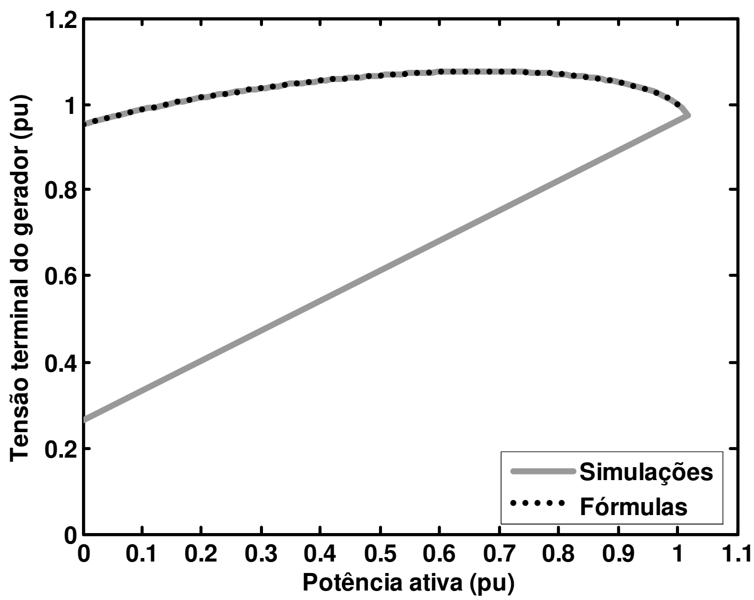


Figura 4.12: Curva PV para o caso multigeradores.

4.5 Comentários finais

De forma resumida, os seguintes comentários e conclusões podem ser extraídos deste capítulo:

- Verificou-se que embora a estabilidade de geradores de indução frente a pequenas perturbações seja fenômeno que, a princípio, poderia ser investigado com ferramentas de análise estática, a informação da dinâmica eletromecânica do gerador é de suma importância, visto que a instabilidade se manifesta por um aumento significativo da velocidade do rotor.
- As formulações analíticas desenvolvidas permitem análises detalhadas da estabilidade de geradores de indução frente a pequenas perturbações de forma bastante simples, precisa e eficiente.
- Verificou-se que é possível um gerador de indução tornar-se instável frente a uma pequena perturbação mesmo quando ele está trabalhando próximo de seu ponto nominal de operação.
- A partir dos estudos de sensibilidade da estabilidade frente a pequenas perturbações do gerador de indução em função dos parâmetros do gerador e da rede, foi possível avaliar a influência de cada parâmetro sobre a estabilidade do gerador e confirmar que a metodologia proposta é bastante precisa.

5 ENERGIZAÇÃO DE GERADORES DE INDUÇÃO

Durante o processo de energização de geradores de indução podem ocorrer severos transitórios elétricos e eletromecânicos visto que, devido ao princípio de operação desses geradores, não há tensão gerada antes da conexão com a rede ([45]). A corrente transitória resultante desse processo é denominada corrente de partida ou de energização (ou, em inglês, *inrush current*) e, tipicamente, seu valor máximo é várias vezes maior que a corrente nominal do gerador ([45]-[50]). Por conseguinte, no instante de energização do gerador, severos afundamentos de tensão podem ocorrer, o que constitui um fenômeno altamente indesejável em instalações industriais modernas ([51]-[53]).

Tendo em vista os afundamentos de tensão decorrentes das altas correntes de energização, usualmente é necessário utilizar um dispositivo de energização. As duas metodologias mais comumente empregadas para minimizar a corrente de energização são:

- *Soft-starter*: o princípio de funcionamento de um *soft-starter* é energizar a máquina através de um aumento gradual na tensão aplicada ao estator, limitando a corrente de energização ([48]). O aumento gradual da tensão é realizado através do controle dos ângulos de disparo de dois tiristores conectados em antiparalelo por fase em série com o estator da máquina. Uma desvantagem desse método é que as correntes resultantes são altamente distorcidas e, por conseguinte, o banco de capacitores que usualmente é ligado aos terminais do gerador deve ser momentaneamente desconectado, tendo em vista que a grande maioria dos bancos de capacitores disponíveis comercialmente não pode operar com a distorção harmônica criada pelo *soft-starter* ([47]). Assim, em geradores com maior capacidade, esse método pode levar a momentâneos, mas importantes, problemas de qualidade de energia.

- Método dos três resistores em série: esta metodologia baseia-se no uso de três resistores conectados em série com o estator da máquina, reduzindo a corrente de energização. Após a máquina ser magnetizada, os resistores são eliminados (*by-passed*) através do uso de três contatores ligados em paralelo com eles. A principal vantagem do método em questão é permitir que o banco de capacitores possa permanecer conectado durante o processo de energização da máquina, visto que não há grandes distorções harmônicas nas correntes e tensões. Por outro lado, a principal desvantagem é que o processo produz dois transitórios de corrente, um no momento da energização da máquina (primeiro chaveamento) e outro no instante em que os resistores em série são desconectados (segundo chaveamento). Esse método tem sido preferido no caso de geradores de maior capacidade.

Mais recentemente, uma metodologia alternativa ao método dos três resistores, ainda inédita na literatura, foi desenvolvida como fruto de um trabalho conjunto entre os pesquisadores da Universidade de Alberta, Canadá, liderado pelo Prof. Wilsun Xu, e o orientador e a autora desta tese ([54]). Tal metodologia, na realidade, é uma simplificação do método dos três resistores visto que somente um resistor é utilizado no processo de energização da máquina. A principal vantagem dessa nova técnica é a redução do custo de instalação e manutenção do dispositivo por demandar apenas um resistor e um contator. De forma genérica, as diversas variantes desse método serão denominados neste trabalho como: (a) método do resistor em série, no caso em que o resistor é chaveado em série com a máquina, e (b) método do resistor de neutro, no caso em que o resistor é conectado ao neutro do gerador. A principal desvantagem desses métodos é que o gerador opera eletricamente desequilibrado por um curto período de tempo. Mais detalhes sobre essas novas metodologias serão fornecidos nas próximas seções.

Neste contexto, a principal contribuição desta tese refere-se ao desenvolvimento de diversos métodos analíticos para determinação dos valores ótimos dos resistores para utilização com o método dos três resistores, o método do resistor em série e o método do resistor de neutro visto que a eficiência desses métodos depende do valor do resistor especificado no projeto. Embora tais valores possam ser estimados através de um processo de tentativa e erro, usando repetidas simulações dinâmicas ou testes experimentais, com os métodos desenvolvidos aqui esses valores ótimos podem ser calculados com o uso de fórmulas simples. As fórmulas desenvolvidas são validadas usando tanto simulações de transitórios eletromagnéticos quanto testes experimentais. Antes de apresentar o desenvolvimento das metodologias propostas, na próxima seção, apresenta-se uma breve revisão sobre o comportamento dinâmico de geradores de indução durante o processo de energização.

5.1 Revisão do comportamento de geradores durante energização

A Figura 5.1 apresenta o diagrama unifilar de uma rede composta por uma subestação, um alimentador e um gerador de indução de 2 MVA. A chave Ch1 quando acionada permite a energização do gerador de indução. No instante em que o gerador de indução é conectado, a tensão no ponto de conexão (barra 2) apresenta uma queda em seu valor. A Figura 5.2 ilustra o comportamento da corrente do gerador e da tensão terminal durante o processo de energização. Os resultados foram obtidos através de simulações computacionais usando o PSCAD/EMTDC([35]) e os valores dos parâmetros da máquina e do sistema teste estão descritos no Apêndice A.5. Na simulação, a máquina de indução foi mantida em controle de velocidade constante e, desta forma, foi conectada à rede operando com velocidade igual à velocidade síncrona do sistema. O chaveamento é realizado após 100 ms de simulação. Os resultados apresentados na Figura 5.2 demonstram que existe um afundamento de tensão no ponto de conexão do gerador de indução devido às altas correntes decorrentes de sua energização.

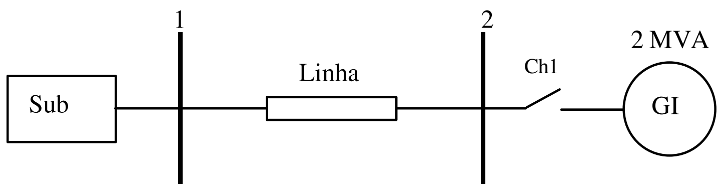


Figura 5.1: Diagrama unifilar da rede teste.

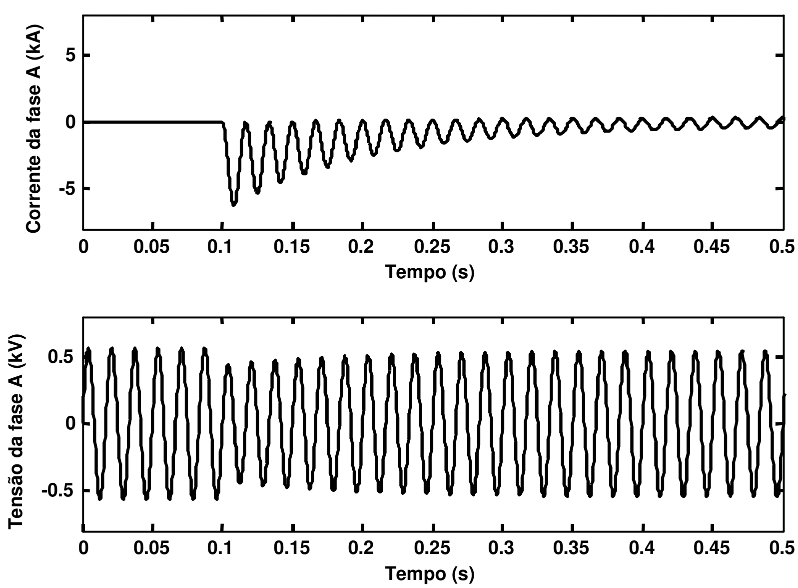
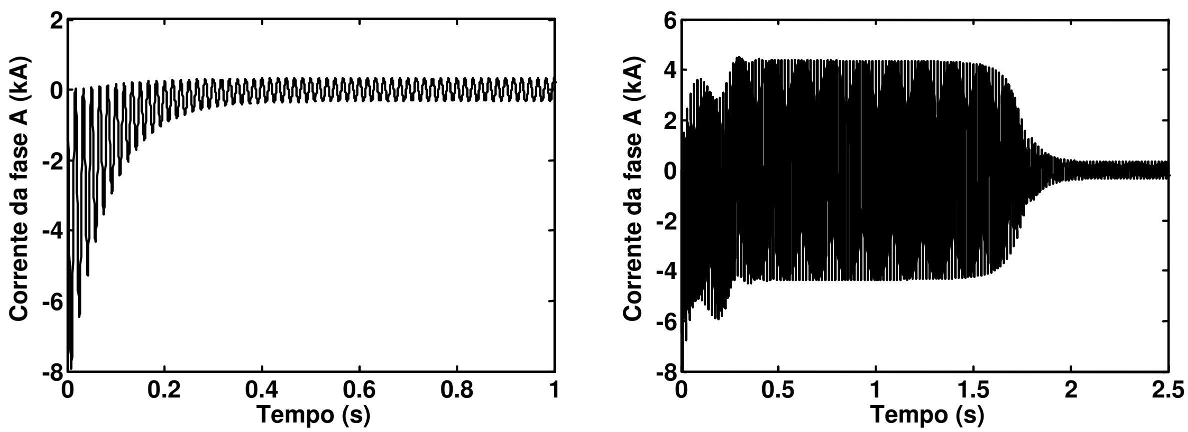


Figura 5.2: Corrente e tensão durante a energização da máquina de indução.

A duração dos transitórios é bastante influenciada pela velocidade do rotor do gerador no instante de energização como pode ser verificado na Figura 5.3 em que a corrente da fase *A* é mostrada para a situação em que o gerador é conectado ao sistema com a velocidade do rotor igual à velocidade síncrona (a) e com a velocidade inicial do rotor igual a zero (b). Observa-se que a conexão do gerador à rede com velocidade síncrona reduz consideravelmente a duração dos transitórios. Portanto, esta é a prática atualmente empregada pela indústria de energia elétrica ([45]), *i.e.* o gerador inicialmente é acionado à velocidade síncrona pela turbina antes de realizar a conexão com a rede elétrica. Além disso, dispositivos de partidas baseados no uso de resistores de pré-inserção são utilizados para minimizar o valor de pico da corrente transitória.



(a) conexão com 1800rpm (b) conexão com 0 rpm

Figura 5.3: Corrente do gerador de indução durante energização para diferentes valores de velocidade do rotor.

Nas próximas seções os métodos analíticos desenvolvidos para determinação do valor ótimo dos resistores de pré-inserção são descritos. Como mencionado, os métodos foram desenvolvidos para três técnicas de energização de geradores de indução: (a) método dos três resistores em série, (b) método do resistor em série e (c) método do resistor de neutro.

5.2 Método dos três resistores

O método dos três resistores em série, ou simplesmente método dos três resitores, o qual é apresentado detalhadamente em [47], consiste na utilização de três resistores ligados em série, um em cada fase, entre a rede e o estator do gerador de indução, conforme mostrado na Figura 5.4. O processo de energização da máquina consiste em dois passos como segue ([47]):

- Passo 1: após a máquina ter sido acionada pela turbina na velocidade síncrona, primeiramente se fecha a chave 1, neste instante os resistores estarão em operação diminuindo a corrente de energização;
- Passo 2: quando a corrente atingir seu valor de regime permanente, os resistores são curto-circuitados (*by-passed*), fechando-se a chave 2.

Pode-se notar, portanto, que esse método leva a dois transitórios de corrente: o primeiro ocorre com o fechamento da chave 1 e o segundo ocorre com o fechamento da chave 2, sendo que para obter uma melhor efetividade do método, ambos os transitórios devem ser minimizados.

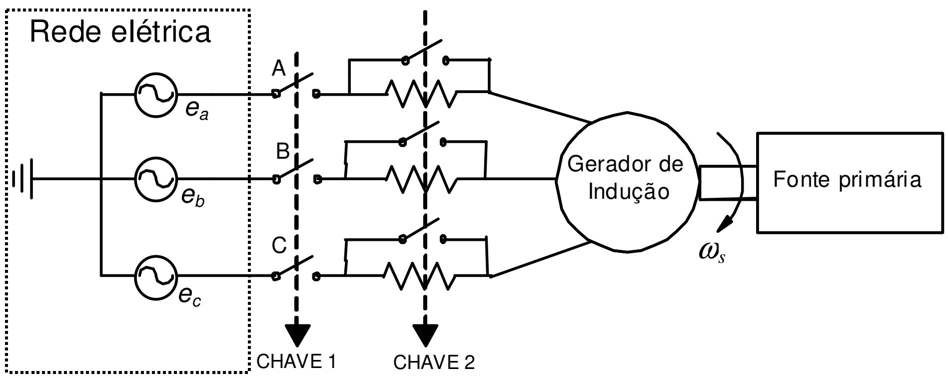


Figura 5.4: Diagrama esquemático do método dos três resistores em série.

Para entender melhor a influência do valor dos resistores sobre os valores máximos das correntes causadas pelo fechamento das chaves 1 e 2, a Figura 5.5 apresenta duas curvas de valores máximos de pico de corrente em função da resistência. Os pontos das curvas, identificados por quadrados ou círculos, foram obtidos através de simulações no PSCAD/EMTDC. Para a obtenção desses pontos, para cada resistência, capturou-se o máximo valor de corrente proveniente de várias simulações com diferentes instantes de chaveamentos, uma vez que a corrente de pico varia em função do instante de chaveamento, *i.e.*, do ângulo da onda da tensão de alimentação. Observa-se que o aumento da resistência leva a uma diminuição do valor de pico da corrente no instante do primeiro chaveamento, mas, contraditoriamente, acarreta um aumento do valor de pico da corrente no instante do segundo chaveamento. Esse efeito conflitante leva a observação que o valor ótimo de resistor corresponde ao ponto em que as curvas se interceptam. Conclui-se assim que, para este caso o valor ótimo de resistor é de 0,35 Ω, o que leva a uma redução do valor máximo de corrente de 8 kA para 1,5 kA na pior situação de energização da máquina.

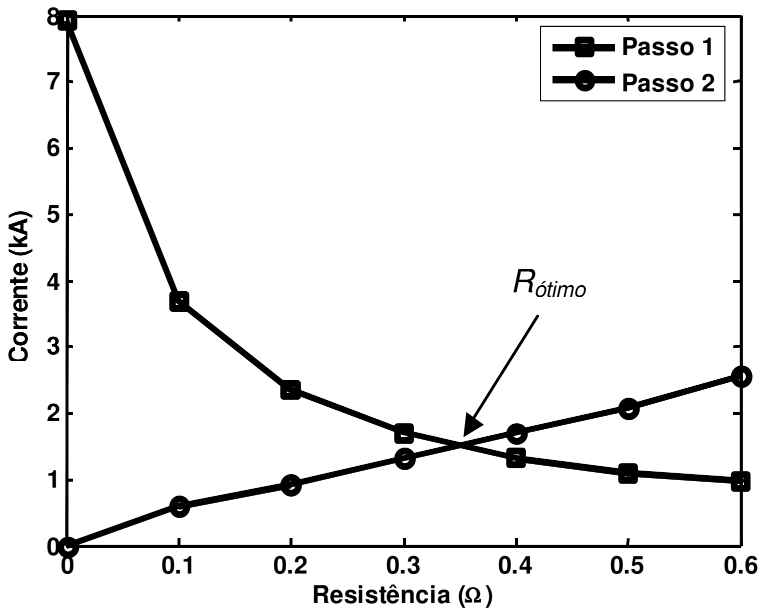


Figura 5.5: Curvas de máxima corrente versus resistência para o primeiro e segundo chaveamentos do método dos três resistores.

Pode-se verificar, através deste exemplo, que para determinar o valor ótimo dos resistores é necessário realizar uma grande quantidade de simulações de transitórios eletromagnéticos e/ou testes experimentais. Para evitar o elevado esforço computacional ou experimental para obtenção das curvas de corrente versus resistência, desenvolveu-se uma metodologia para determinação da resistência ótima a ser empregada na energização pelo método dos três resistores série através de expressões analíticas bastante simples.

Para o desenvolvimento de tal metodologia é necessário observar que o máximo valor de corrente é uma função da resistência usada pelo dispositivo de energização e dos parâmetros do sistema, tanto para o primeiro quanto para o segundo chaveamento, ou seja:

$$I_{1\max} = f(R_{se}, Y) \tag{5.1}$$

e

$$I_{2\max} = f(R_{se}, Y) \tag{5.2}$$

sendo:

I_{1max} = valor máximo de corrente devido ao primeiro chaveamento (A);

I_{2max} = valor máximo de corrente devido ao segundo chaveamento (A);

R_{se} = resistência série (Ω);

Y = demais parâmetros do gerador e da rede elétrica, tais como resistências e reatâncias da máquina, tensões da rede e tensões sobre os contatores.

O valor ótimo da resistência ($R_{ótimo}$) é o valor de intersecção das curvas do primeiro e do segundo chaveamento, o que pode ser obtido solucionando-se a expressão:

$$I_{1\max}(R_{se} = R_{ótimo}) = I_{2\max}(R_{se} = R_{ótimo}) \tag{5.3}$$

O desenvolvimento das expressões que representam a corrente de energização do gerador de indução, de forma a obter uma expressão matemática para a equação anterior, é baseado nas características das correntes transitórias da máquina de indução, a qual é discutida na próxima seção.

5.2.1 Formulação analítica para o método dos três resistores

A resolução analítica das equações dinâmicas do modelo completo do gerador de indução resulta em expressões consideravelmente extensas ([30], [55], [56]). Portanto, neste trabalho, optou-se por solucionar analiticamente os modelos usualmente empregados para cálculos de correntes de curto-circuito, os quais descrevem o comportamento da corrente transitória de uma máquina utilizando o conceito de reatância subtransitória e constantes de tempo.

A Figura 5.6(a) mostra o diagrama esquemático do sistema no instante de fechamento da chave 1. Neste instante, a máquina pode ser representado utilizando-se a reatância subtransitória como mostrado na Figura 5.6(b). A reatância subtransitória *X”* da máquina de indução corresponde à impedância de rotor travado ([53], [57]). Com base nesse modelo, é possível obter uma fórmula analítica para calcular a parcela simétrica da corrente no instante do primeiro chaveamento em função dos parâmetros da máquina e da resistência em série (R_{se}) como segue:

$$I_1(R_{se}) = \frac{\left\|\overline{E}\right\|}{\sqrt{(R_{se} + R_s)^2 + X''^2}} \tag{5.4}$$

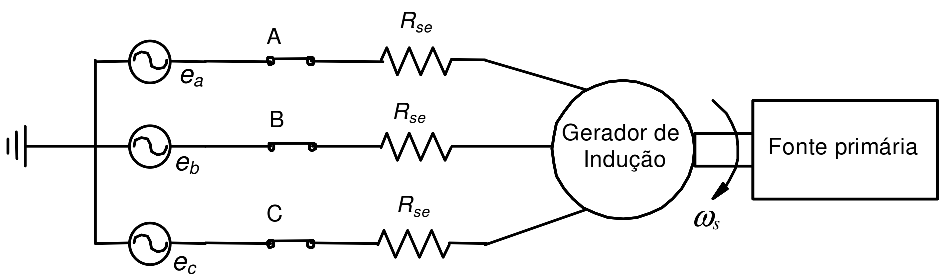
sendo:

$I_1(R_{se})$ = parcela simétrica da corrente no instante do primeiro chaveamento (A);

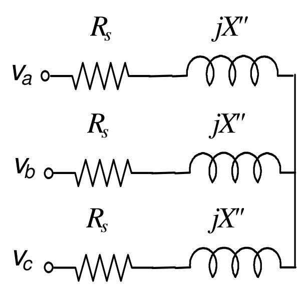
$\left\|\overline{E}\right\|$ = módulo do fasor da tensão aplicada à máquina (V);

R_{se} = resistência série empregada (Ω);

X'' = $X'' = X_s + \dfrac{X_m X_r}{X_m + X_r}$ = reatância subtransitória da máquina (Ω).



(a) representação esquemático do sistema após o primeiro chaveamento.



(b) circuito equivalente do gerador de indução com o estator em estrela.

Figura 5.6: Representação do sistema após o primeiro chaveamento – método dos três resistores.

A equação (5.4) fornece somente a parcela simétrica de corrente no instante de energização da máquina, a qual é usualmente denominada componente de corrente alternada, ou simplesmente componente c.a. Para obter o valor máximo de pico da corrente no instante de energização é necessário levar em consideração a parcela assimétrica de corrente, normalmente denominada componente de corrente contínua ou simplesmente componente c.c. Para incluir a componente c.c. na determinação do valor de pico de corrente no instante de energização, o seguinte fator de multiplicação pode ser empregado ([57], [58]):

$$K = \sqrt{2}\left(1{,}0 + \operatorname{sen}(\varphi) e^{-(\varphi+\pi/2)R/X}\right) \tag{5.5}$$

em que:

X = reatância equivalente do sistema (Ω);

R = resistência equivalente do sistema (Ω);

φ = $\tan^{-1}(X/R)$

Assim, a fórmula analítica para determinar o valor máximo de corrente no instante do primeiro chaveamento em função dos parâmetros da máquina e da resistência em série (R_{se}) é dada por:

$$I_{1\max}(R_{se}) = K(R_{se} + R_s, X'')\frac{\left\|\overline{E}\right\|}{\sqrt{(R_{se} + R_s)^2 + X''^2}} \tag{5.6}$$

sendo:

$I_{1max}(R_{se})$ = valor máximo da corrente transitória resultante do passo 1 (A);

$K(R_{se}+R_s,X'')$ = fator de multiplicação calculado por (5.5) usando $R = R_{se} + R_s$ e $X = X''$.

A partir do uso dessa fórmula, por exemplo, a curva de corrente para o primeiro chaveamento, ou passo 1, da Figura 5.5 pode ser obtida analiticamente. Os valores dos parâmetros da máquina de indução (R_s e X'') e da tensão aplicada à máquina são mantidos constantes e varia-se o valor do resistor (R_{se}), obtendo-se um valor máximo de corrente para cada valor de resistor.

A expressão para determinar o valor máximo da corrente devido ao segundo chaveamento é baseada no princípio da superposição ([59]). Antes do segundo chaveamento, existe uma tensão sobre os terminais da chave 2 idêntica à tensão sobre o resistor. Assim, o diagrama esquemático apresentado na Figura 5.7(a) pode ser utilizado para representar esta situação. No instante em que ocorre o segundo chaveamento, a chave 2 pode ser representada por duas fontes de tensão em série com valores opostos, conforme a Figura 5.7(a) ([59]), visto que a tensão sobre a chave 2 torna-se igual a zero após o chaveamento, como mostrado na Figura 5.7(b). Este circuito pode ser dividido em dois circuitos com a aplicação do teorema da superposição, obtendo-se os dois circuitos da Figura 5.7(c).

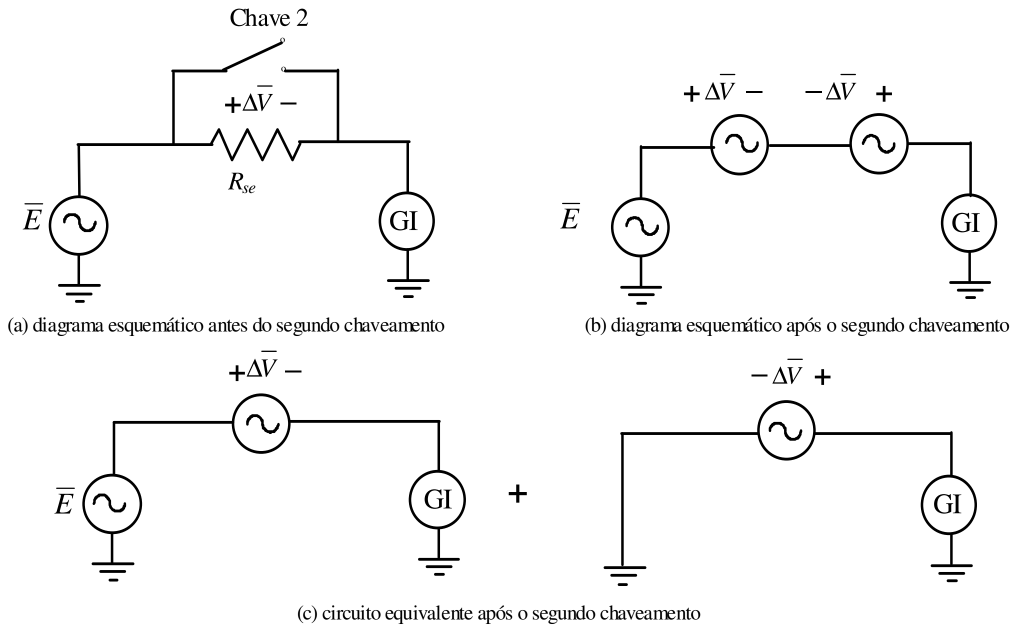


Figura 5.7: Representação do sistema após o segundo chaveamento – método dos três resistores.

Assim, a corrente total devido ao segundo chaveamento é a soma das correntes dos dois circuitos apresentados na Figura 5.7(c). Nesse caso, a corrente do primeiro circuito é a mesma corrente referente ao sistema após o primeiro chaveamento já em regime permanente, a qual pode ser calculada por:

$$\bar{I}_{1reg} = \frac{\overline{E}}{R_{se} + R_s + jX} \tag{5.7}$$

Como o gerador opera com velocidade do rotor próxima à velocidade síncrona da rede, sua impedância equivalente corresponde à auto-reatância do estator, dada por $X = X_s + X_m$, e a resistência do estator. A corrente referente ao segundo circuito pode ser calculada pela obtenção da tensão sobre o resistor antes do segundo chaveamento, a qual é dada por:

$$\Delta\overline{V} = R_{se}\bar{I}_{1reg} \tag{5.8}$$

Dessa forma, o máximo valor de corrente do segundo chaveamento considerando as componentes de corrente c.a. e c.c é dado por:

$$\bar{I}_{2\max}(R_{se}) = \left\| K(R_s, X'')\frac{\Delta\overline{V}}{R_s + jX''} + \sqrt{2}\bar{I}_{1reg} \right\| \tag{5.9}$$

sendo:

$I_{2max}(R_{se})$	=	valor máximo da corrente transitória resultante do passo 2 (A);
$K(R_s,X'')$	=	fator de multiplicação calculado por (5.5) usando $R = R_s$ e $X = X''$.

É importante notar que neste caso, a fator de multiplicação K deve ser calculado sem considerar a resistência em série R_{se}. De fato, nessa situação, para a construção da curva de máxima corrente para o segundo chaveamento, o fator K pode ser calculado apenas uma vez, visto que ele depende apenas da reatância subtransitória e da resistência do estator, não sendo necessário recalculá-lo para os diferentes valores da resistência em série.

Na aplicação da fórmula analítica, os valores ótimos dos resistores e da máxima corrente de energização são obtidos através dos seguintes procedimentos:

- Para cada valor de resistência série (R_{se}):
  - Calcular $I_{1max}(R_{se})$ utilizando (5.6);
  - Calcular a $I_{2max}(R_{se})$ utilizando (5.9);
- Traçar as curvas de corrente para o passo 1 e 2 em função do resistor série, isto é I_{1max} e I_{2max} em função de R_{se};
- Obter valores de resistor e corrente no ponto de intersecção das curvas. O valor de resistor obtido do ponto de intersecção representa o valor ótimo de resistor a ser utilizado pelo método dos três resistores e o valor de corrente representa a pior situação de energização, *i.e.* o máximo valor de corrente que pode ocorrer utilizando-se o método dos três resistores.

5.2.2 Validação das fórmulas para o método dos três resistores

Nesta seção, resultados experimentais e provenientes de simulações usando o PSCAD/EMTDC são comparados com os resultados da aplicação direta das fórmulas analíticas com o objetivo de validar o método proposto. Além disso, dois geradores com diferentes capacidades foram analisados considerando-se tanto conexão do estator em delta quanto em estrela com neutro aterrado e estrela com neutro isolado.

Os testes experimentais foram realizados na Universidade de Alberta, Canadá, e os detalhes dos procedimentos podem ser obtidos em [54]. Assim, a seguir somente um breve esboço dos testes experimentais é apresentado. Todos os testes experimentais foram realizados utilizando-se um gerador de indução trifásico com as seguintes características: 4 pólos, 7,5 HP, 1800 rpm, 230V, 60 Hz com o estator conectado em estrela ou delta. Os demais parâmetros deste gerador podem ser obtidos no Apêndice A.6. Na apresentação dos resultados esta máquina será denominada "Gerador 1". O diagrama esquemático da implementação experimental pode ser visto na Figura 5.8. Durante os experimentos, a velocidade do gerador de indução foi mantida constante com a ajuda de uma máquina síncrona conectada à rede e acoplada ao eixo mecânico da máquina de indução como a fonte primária de energia. Os dados de corrente e tensão durante o processo de energização foram capturados com a utilização do LABView Data Acquisition e, posteriormente, tais dados foram devidamente processados com um programa de análise de qualidade de energia. A taxa de amostragem do equipamento de aquisição de dados é de 256 amostras por ciclo, *i.e.*, 15360 amostras por segundo. Para a obtenção do valor máximo de corrente para cada resistor considerando o pior instante de chaveamento, *i.e.*, o pior ângulo da onda de tensão da rede, o qual é denominado de ângulo de incidência, o experimento foi realizado aproximadamente 50 vezes e os resultados obtidos foram extrapolados, garantindo que a pior situação de chaveamento fosse determinada ([54]). Destaca-se também que foram realizados testes com o estator conectado em delta, estrela com neutro isolado e estrela com neutro aterrado. Com o objetivo de manter a mesma potência nominal para as conexões em delta e estrela, as tensões de linha da alimentação foram fixadas em 208 V e 360 V, respectivamente.

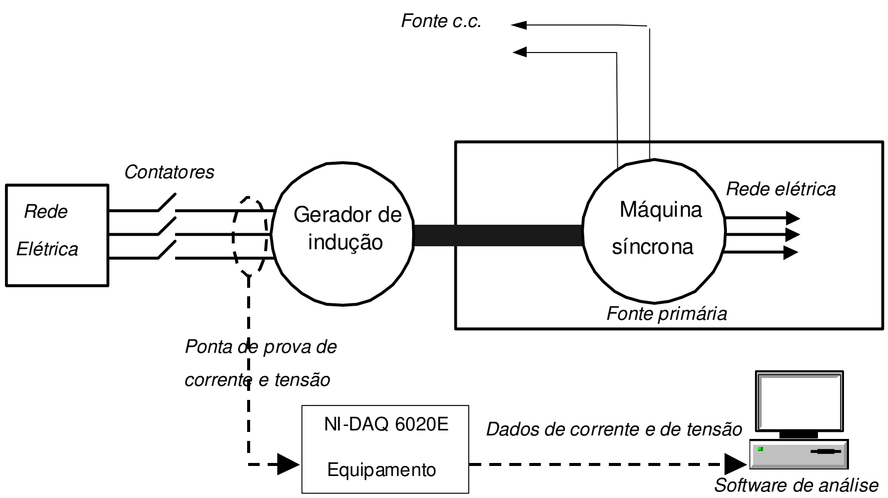
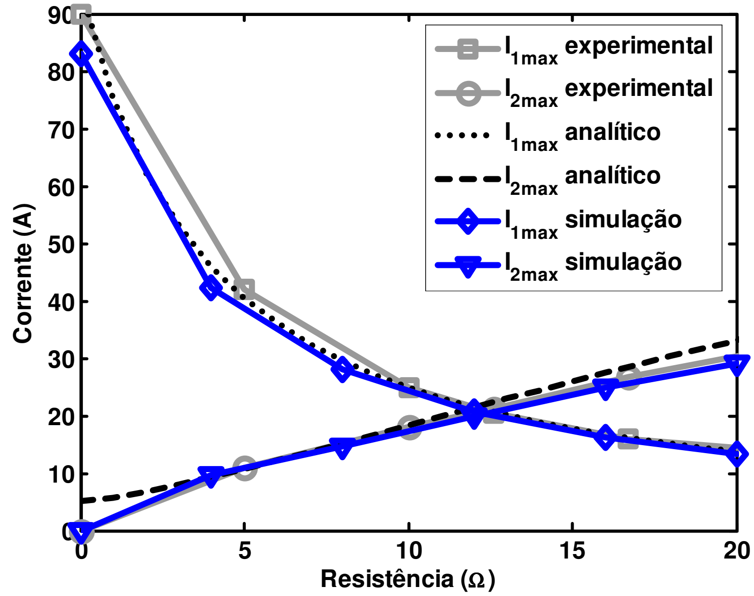


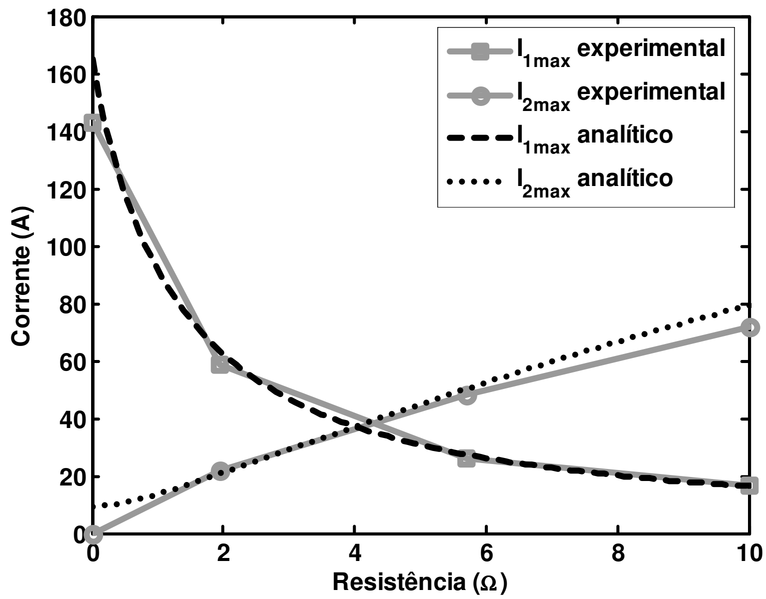
Figura 5.8: Diagrama esquemático da implementação experimental .

As simulações, como explicado nas seções anteriores, foram realizadas utilizando-se o PSCAD/EMTDC. Para cada valor de resistência, diversas simulações foram realizadas com o objetivo de determinar o máximo pico de corrente para a pior situação de fechamento da chave em função do ângulo da tensão de alimentação. Nas simulações dois geradores foram utilizados. O primeiro gerador simulado foi, de fato, o mesmo empregado nos testes experimentais descrito anteriormente e cujos dados são fornecidos no Apêndice A.6. Adicionalmente, um gerador de 2 MVA, 690 V, também foi investigado para verificar como os métodos propostos se comportam com um gerador de maior capacidade. Os dados deste gerador podem ser obtidos no Apêndice A.5. Na apresentação dos resultados, para facilitar, esta máquina será denominada "Gerador 2"

A Figura 5.9(a) mostra as curvas da máxima corrente versus resistência obtidas através de testes experimentais, de repetidas simulações e das fórmulas analíticas para o Gerador 1 na situação em que o estator da máquina está conectado em estrela com neutro isolado. Os resultados para o caso em que o estator da máquina está conectado em estrela com neutro aterrado são praticamente os mesmos visto que, no caso do método dos três resistores, o gerador opera de forma equilibrada durante o processo de energização, portanto tais resultados foram suprimidos. A Figura 5.9(b) apresenta os resultados para a situação em que o estator do Gerador 1 está conectado em delta. Neste caso, os resultados de simulações não foram inclusos visto que o PSCAD/EMTDC não permite diretamente a simulação do estator conectado em delta. Neste caso, a aplicação das fórmulas analíticas foi realizada mediante a utilização da transformação delta para estrela, *i.e.*, os parâmetros da máquina com estator conectado em delta foram transformados para a configuração equivalente em estrela e então as fórmulas foram aplicadas. Com base nessas figuras, verifica-se que os resultados obtidos com o método analítico proposto são bastante precisos.



(a) Estator em estrela isolado.



(b) Estator conectado em delta.

Figura 5.9: Curvas de máxima corrente versus resistência para o método dos três resistores – experimental, simulação e analítico – Gerador 1.

A Figura 5.10 mostra as curvas de máxima corrente versus resistência obtidas por simulações e pelas fórmulas para o Gerador 2. Novamente, pode-se verificar que os resultados obtidos com o método proposto são bastante precisos.

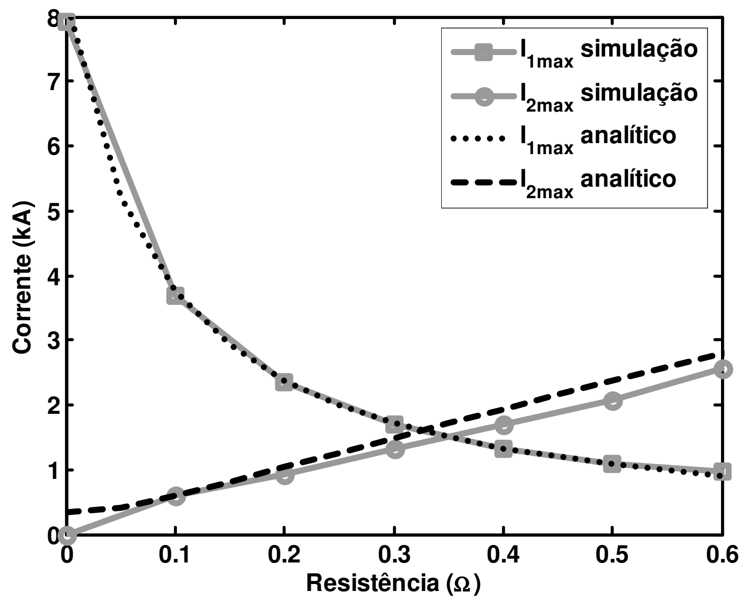


Figura 5.10: Curvas de máxima corrente versus resistência para o método dos três resistores – simulação e analítico para o Gerador 2.

Os valores ótimos de resistência e de máxima corrente obtidos por simulação, testes experimentais e pelas fórmulas para os dois geradores considerando diferentes formas de conexão do estator são fornecidos na Tabela 5.1. Baseado nesses resultados, a precisão do método proposto pode ser confirmada.

Tabela 5.1: Valores ótimos de resistência e máxima corrente para o método dos três resistores.

			I_{max} (A)	$R_{ótimo}$ (Ω)
Gerador 1	estator em estrela	experimental	20,8	12,3
		simulação	20,2	12,3
		analítico	21,4	12,0
	estator em delta	experimental	38,0	4,3
		analítico	37,0	4,0
Gerador 2	estator em estrela	simulação	$1,5 \times 10^3$	0,35
		analítico	$1,6 \times 10^3$	0,33

5.3 Método do resistor em série

Um método alternativo desenvolvido recentemente em um trabalho conjunto entre os pesquisadores da Universidade de Alberta e da Universidade Estadual de Campinas para energização de geradores de indução consiste na utilização de apenas um resistor de pré-inserção e no fechamento seqüencial das chaves ([54]), reduzindo assim o número de resistores e contatores, o que resulta em uma redução dos custos de investimento inicial e de manutenção. Esse método pode ser mais bem explicado com o uso da Figura 5.11. O método consiste em fechar as chaves que conectam cada fase (contatores *A*, *B* e *C*) e retirar o resistor de operação (contator *R*) seqüencialmente. As chaves devem ser fechadas seqüencialmente para que a máquina seja gradualmente magnetizada, minimizando os transitórios de correntes. Pode-se verificar, assim, que há diferentes possibilidades de seqüência de fechamento das chaves. A seqüência ótima de fechamento das chaves é aquela que resulta nos valores mínimos de pico das correntes durante o processo de energização.

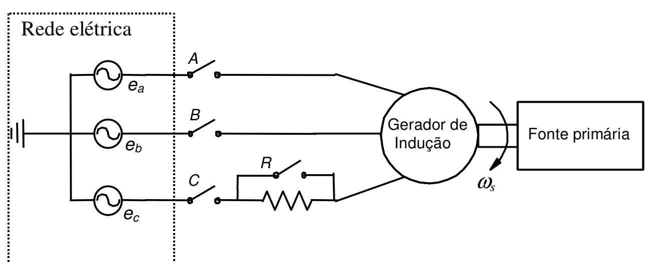


Figura 5.11: Diagrama esquemático do método de energização com um resistor em série.

O estudo do método realizado na referência [54] foi baseado em experimentos e simulações sobre a melhor seqüência de chaveamento dos contatores, contemplando as diferentes possibilidade de conexão do estator do gerador de indução: delta, estrela com neutro isolado e estrela com neutroaterrado. Assim, determinou-se a seqüência ótima de fechamento das chaves para cada configuração do estator como segue:

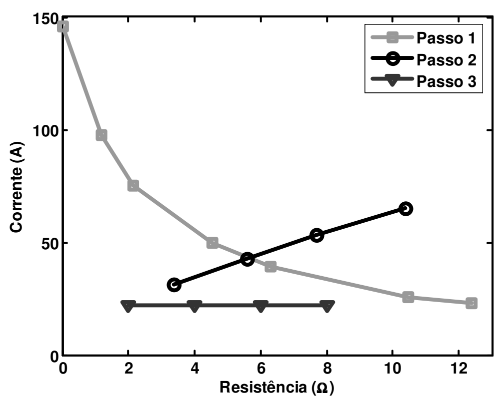
- Conexão em delta:
  - Passo 1: fechar os contatores de duas fases, sendo uma delas a fase em série com resistor (por convenção contatores *C* e *B*[9]);
  - Passo 2: fechar o contator *R* do resistor em série, eliminando-o;
  - Passo 3: fechar o contator da última chave a ser energizada (por convenção contator *A*).
- Conexão em estrela com neutro isolado:
  - Passo 1: fechar os contatores de duas fases, sendo uma delas a fase em série com o resistor (por convenção contatores *C* e *B*[10]);
  - Passo 2: fechar o contator *R* do resistor em série, eliminando-o;
  - Passo 3: fechar o contator da última chave a ser energizada (por convenção contator *A*).
- Conexão em estrela com neutro aterrado:
  - Passo 1: fechar o contator da fase em série com o resistor (contator *C*);
  - Passo 2: fechar o contator R do resistor em série, eliminando-o;
  - Passo 3: fechar o contator de outra fase (por convenção contator *A*[11]).
  - Passo 4: fechar o contator da última chave a ser energizada (contator *A*).

Ressalta-se que antes de fechar a primeira chave, independentemente da configuração do estator, a máquina deve ser acionada à velocidade síncrona pela turbina com o objetivo de minimizar a duração dos transitórios. O tempo entre cada passo pode ser pequeno, apenas o suficiente para que a corrente entre em regime. Cada um dos passos acima provocará um transitório de corrente. A Figura 5.12 mostra as curvas de máxima corrente versus resistência para as três possíveis configurações do estator e os respectivos passos de energização como descrito acima. Destaca-se que esses resultados foram obtidos experimentalmente como descrito

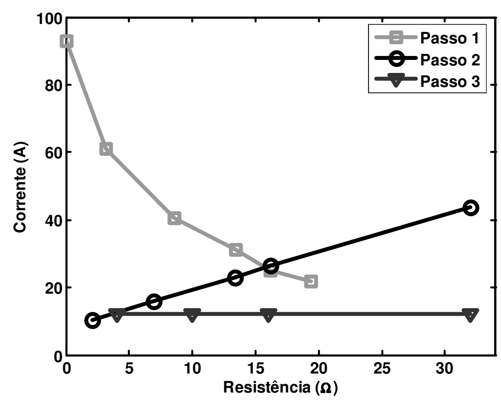
[9] Os resultados são os mesmos independentemente de a fase energizada ser *B* ou *A*.
[10] Os resultados são os mesmos independentemente de a fase energizada ser *B* ou *A*.
[11] Os valores máximos de corrente seriam ligeiramente maiores no terceiro passo caso a fase B fosse fechada neste instante, contudo, tal efeito é desprezível para a eficiência do método.

nas seções anteriores. Ressalta-se ainda que em cada passo, as três correntes das fases A, B e C foram simultaneamente monitoradas, pois, não necessariamente, a corrente da fase que está sendo energizada apresenta o maior valor. Algumas importantes características podem ser extraídas dessas figuras com relação ao desenvolvimento dos métodos analíticos. A primeira característica é o efeito conflitante do aumento da resistência nos valores máximos de corrente dos passos 1 e 2. A outra característica é que o valor da resistência praticamente não tem influência sobre os valores máximos de corrente dos passos 3 e 4. Assim, o valor ótimo do resistor pode ser determinado através da interseção das curvas referentes aos passos 1 e 2, tal fato será utilizado para desenvolvimento dos métodos analíticos para cada configuração do estator nas próximas subseções. Portanto, formalmente, os métodos devem ser capazes de fornecer a solução da seguinte equação:

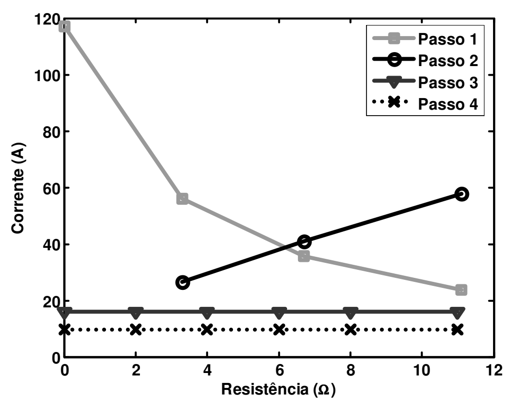
$$I_{1\max}(R_{se} = R_{ótimo}) = I_{2\max}(R_{se} = R_{ótimo}) \tag{5.10}$$



(a) estator em delta



(b) estator em estrela isolado

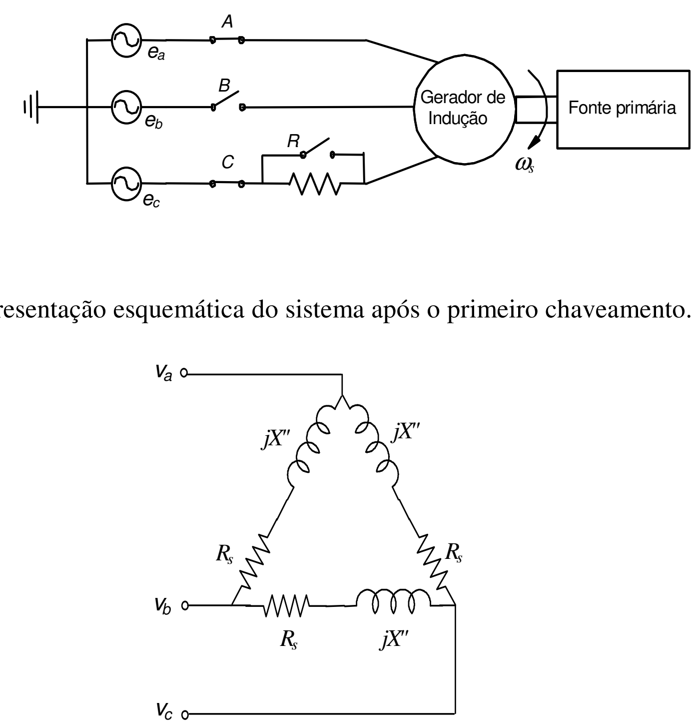


(c) estator em estrela aterrado

Figura 5.12: Curvas de máxima corrente versus resistência para o método do resistor em série.

5.3.1 Formulação analítica para o método do resistor em série: conexão delta

A formulação analítica é baseada nas mesmas análises realizadas para resolução do método dos três resistores, em que a parcela simétrica de corrente transitória da máquina é proporcional à impedância subtransitória (R_s+jX'') e a influência da parcela assimétrica é determinada pelo fator de multiplicação K adequadamente calculado usando-se a expressão (5.5). A Figura 5.13 apresenta o equivalente da máquina no momento em que as chaves C e A são fechadas.



(a) representação esquemática do sistema após o primeiro chaveamento.

(b) circuito equivalente do gerador de indução com estator em delta.

Figura 5.13: Representação do sistema após o primeiro chaveamento – método do resistor em série e conexão delta.

Considerando-se o primeiro passo da energização o fechamento das chaves A e C, e que o estator está ligado em delta, a impedância equivalente da máquina será a impedância subtransitória da fase A em série com a da fase B e a impedância resultante em paralelo com a impedância subtransitória da fase C. Assim, o valor da corrente máxima de pico para o primeiro chaveamento é dado por:

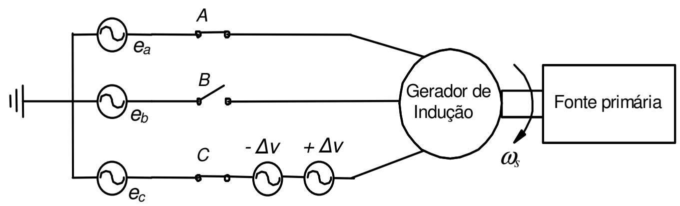
$$I_{1\max}\left(R_{se}\right) = K\left(R_{se} + \frac{2}{3}R_s, \frac{2}{3}X''\right)\frac{\left\|\overline{E}_c - \overline{E}_a\right\|}{\sqrt{\left(R_{se} + \frac{2}{3}R_s\right)^2 + \left(\frac{2}{3}X''\right)^2}} \tag{5.11}$$

em que:

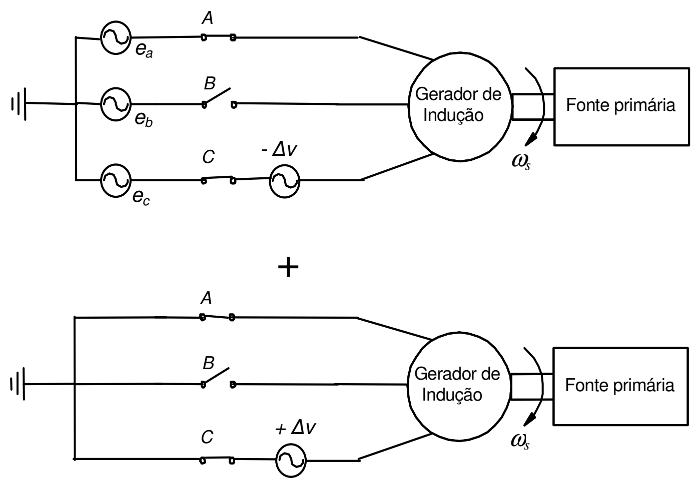
$\overline{E}_a$ e $\overline{E}_c$ = fasores de tensão das fases *A* e *C* da rede (V);

$K(R_{se} + \frac{2}{3}R_s, \frac{2}{3}X'')$ = fator de multiplicação calculado por (5.5) usando $R=R_{se}+(2/3)R_s$ e $X = (2/3)X''$.

A expressão para determinação do valor máximo da corrente devido ao segundo chaveamento, conforme o método dos três resistores, também é baseada no princípio da superposição. Nesse caso, para o instante em que ocorre o segundo chaveamento, a chave *R* é representada por duas fontes de tensão em série de valores idênticos ao valor da queda de tensão Δv sobre o resistor, porém em sentidos opostos, como ilustrado na Figura 5.14(a). Dividindo-se esse circuito, obtém-se os dois circuitos da Figura 5.14(b). A soma das correntes destes dois circuitos é a corrente devido ao segundo chaveamento.



(a) representação esquemático do sistema após o segundo chaveamento.



(b) representação esquemático do sistema após o segundo chaveamento – princípio da superposição.

Figura 5.14: Representação do sistema após o segundo chaveamento – método do resistor em série e conexão delta.

A solução do circuito da Figura 5.14(b) corresponde à solução de regime permanente do circuito equivalente após o primeiro chaveamento, pois a fonte de tensão Δv corresponde à queda de tensão sobre o resistor de pré-inserção. Assim, o segundo circuito da Figura 5.14(b) é responsável pelos transitórios da corrente. Conseqüentemente, a corrente do segundo chaveamento é uma função da queda de tensão sobre o resistor, a qual depende do valor de corrente de regime após o primeiro chaveamento. A tensão sobre o resistor é dada por:

$$\Delta\overline{V} = R_{se}\overline{I}_{1reg} \tag{5.12}$$

A corrente de regime permanente $\overline{I}_{1reg}$ referente ao primeiro chaveamento é calculada através do uso da teoria de componentes simétricas, visto que a máquina está operando com alimentação no estator desequilibrada. As impedâncias da máquina são transformadas de delta para estrela com o objetivo de facilitar a obtenção da corrente. A partir da Figura 5.14(a), as seguintes equações de contorno podem ser obtidas:

$$\overline{E}_c - \overline{E}_a - \overline{I}_c R_{se} = \overline{V}_c - \overline{V}_a \tag{5.13}$$

$$\overline{I}_c = -\overline{I}_a \tag{5.14}$$

$$\overline{I}_b = 0 \tag{5.15}$$

em que:

$\overline{V}_a$ e $\overline{V}_c$ = são os fasores de tensão das fases *A* e *C* do estator da máquina (V);

$\overline{I}_a$, $\overline{I}_b$ e $\overline{I}_c$ = são os fasores de corrente das fases *A, B* e *C* fluindo da rede elétrica para estator da máquina (A);

A relação entre tensões e correntes de seqüência é dada por:

$$\begin{bmatrix} \overline{V}_1 \\ \overline{V}_2 \\ \overline{V}_0 \end{bmatrix} = \frac{1}{3}\begin{bmatrix} Z_1 & 0 & 0 \\ 0 & Z_2 & 0 \\ 0 & 0 & Z_0 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} -\overline{I}_c \\ 0 \\ \overline{I}_c \end{bmatrix} \tag{5.16}$$

Aplicando-se a transformação para obtenção das tensões de fase e substituindo-se as relações obtidas em (5.13), obtém-se a seguinte equação de corrente para a fase *C*:

$$\overline{I}_{1reg} = \overline{I}_c = \frac{\overline{E}_c - \overline{E}_a}{R_{se} + Z_1 + Z_2} \tag{5.17}$$

em que Z_1 e Z_2 são, respectivamente, as impedâncias equivalentes de seqüência positiva e negativa da máquina mostradas na Seção 2.4.

Utilizando-se a corrente de regime permanente e o princípio da superposição, o máximo valor de corrente proveniente do segundo chaveamento é dado por:

$$I_{2\max}(R_{se}) = \left\| K\left(\frac{2}{3}R_s, \frac{2}{3}X''\right)\frac{\Delta\overline{V}}{\frac{2}{3}R_s + j\frac{2}{3}X''} + \sqrt{2}\,\overline{I}_{1reg} \right\| \tag{5.18}$$

em que o fator de multiplicação *K* é calculado por (5.5) usando $R = (2/3)R_s$ e $X = (2/3)X''$.

5.3.2 Validação das fórmulas para o método do resistor em série: conexão delta

Assim, as expressões (5.11) e (5.18) podem ser utilizadas para traçar as curvas relacionadas à máxima corrente de energização versus o valor do resistor e, por conseguinte, determinar o valor ótimo do resistor. A Figura 5.15 ilustra a comparação dos resultados provenientes dos experimentos com os resultados das fórmulas analíticas. Os estudos experimentais foram realizados conforme o procedimento descrito na Subseção 5.2.2. Pode-se verificar que os resultados obtidos com as fórmulas são bastante precisos. Uma comparação numérica do valor ótimo do resistor e da máxima corrente de energização obtido pelo método proposto e por testes experimentais é apresentada na Tabela 5.1, confirmando a boa precisão das fórmulas.

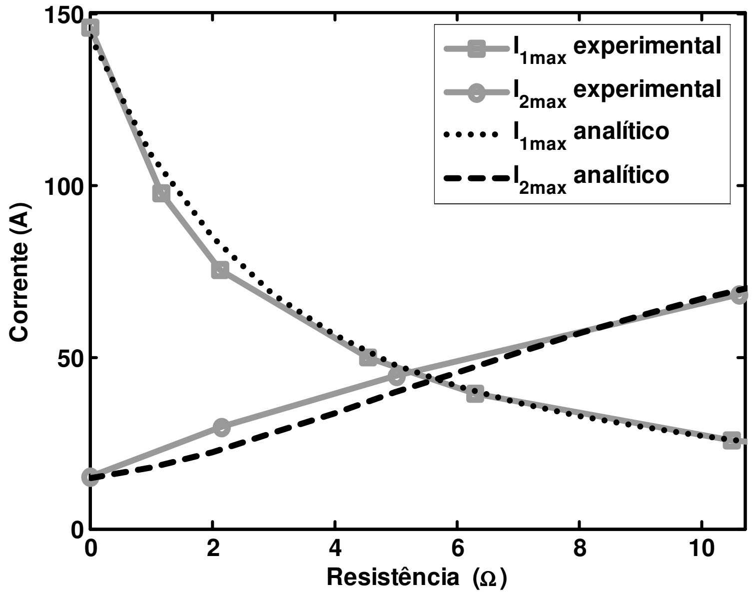


Figura 5.15: Curvas de máxima corrente versus resistência para o método do resistor série com o estator em delta: experimental e analítico.

Tabela 5.2: Valores ótimos de resistências e máxima corrente para o método do resistor série – estator em delta

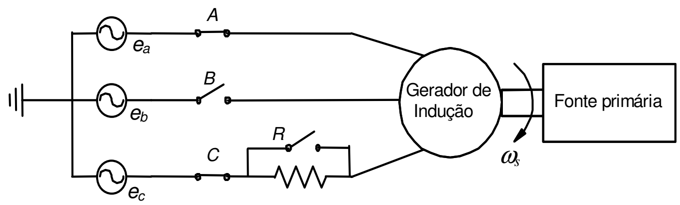
		I_{max} (A)	$R_{ótimo}$ (Ω)
Gerador 1	experimental	45,5	5,3
	analítico	43,5	5,6

5.3.3 Formulação analítica para o método do resistor em série: conexão estrela com neutro isolado

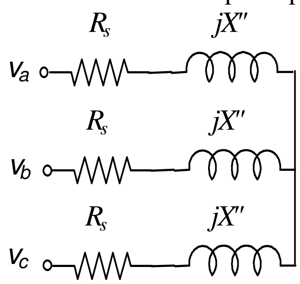
Considerando-se como primeiro passo o fechamento das chaves C e A, a Figura 5.16 mostra o diagrama esquemático do gerador após o primeiro chaveamento. Como neste caso a ligação do estator está em estrela com neutro isolado, a impedância equivalente da máquina é $2(R_s+jX'')$. Assim, o máximo valor de pico da corrente proveniente do primeiro fechamento é obtido por:

$$I_{1\max}(R_{se}) = K(2R_s + R_{se}, 2X'')\frac{\left\|\overline{E}_c - \overline{E}_a\right\|}{\sqrt{(2R_s + R_{se})^2 + (2X'')^2}} \tag{5.19}$$

em que o fator de multiplicação K é calculado por (5.5) usando $R = R_{se} + 2R_s$ e $X = 2X''$.



(a) representação esquemática do sistema após o primeiro chaveamento.



(b) circuito equivalente do gerador de indução com estator em estrela com neutro isolado.

Figura 5.16: Representação do sistema após o primeiro chaveamento – método de um resistor em série e conexão estrela com neutro isolado.

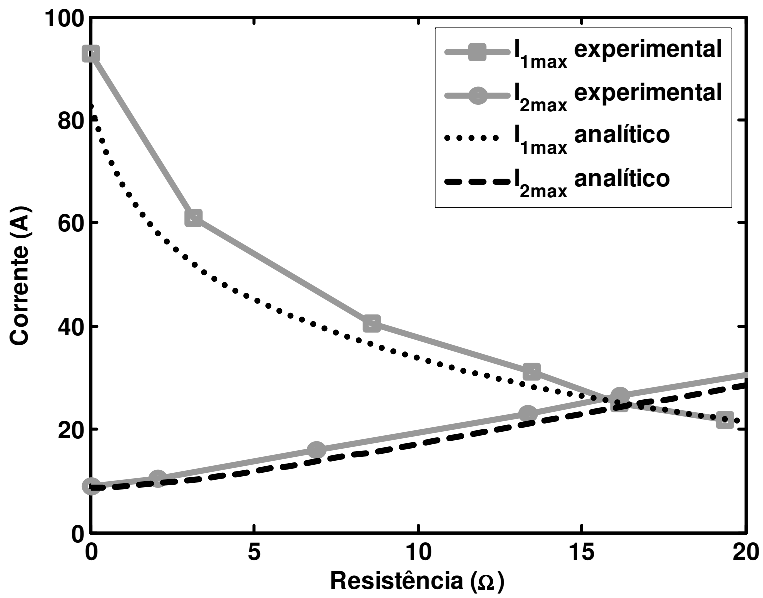
O cálculo da corrente de regime após o primeiro chaveamento é idêntico ao cálculo realizado para o estator em delta, uma vez que em seu desenvolvimento foi realizado através de uma transformação de delta para estrela dos parâmetros da máquina e, assim, a corrente de regime é dada pela equação (5.17) e a tensão sobre o resistor é dada por (5.12). Com isso, o máximo valor de pico da corrente do segundo chaveamento é dado por:

$$I_{2\max}(R_{se}) = \left\| K(2R_s, 2X'')\frac{\Delta\overline{V}}{2R_s + j2X''} + \sqrt{2}\overline{I}_{1reg} \right\| \tag{5.20}$$

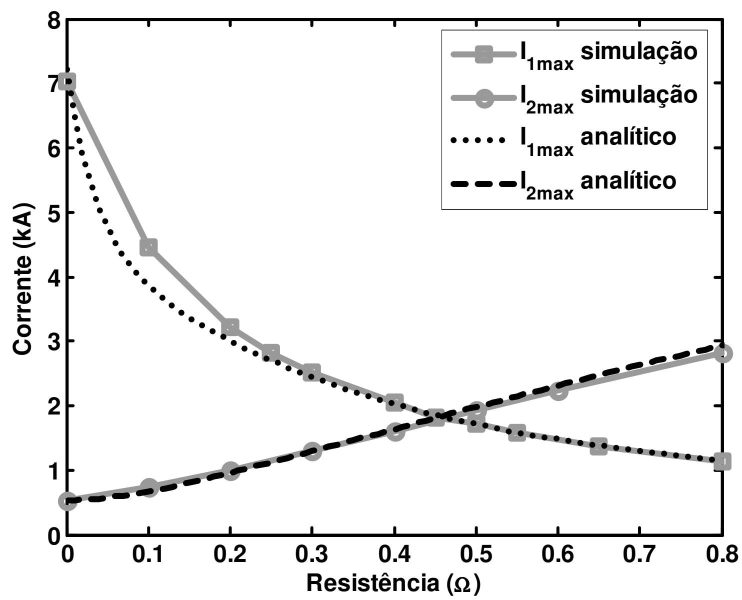
em que o fator de multiplicação K é calculado por (5.5) usando $R = 2R_s$ e $X = 2X''$.

5.3.4 Validação das fórmulas para o método do resistor em série: conexão estrela com neutro isolado

A Figura 5.17(a) e (b) apresenta a comparação entre o método analítico, usando as expressões (5.19) e (5.20), e os resultados obtidos experimentalmente e através de repetidas simulações para o Gerador 1 e 2, podendo-se verificar a ótima precisão obtida com o método proposto. A comparação dos valores numéricos de máxima corrente e resistência ótima obtidos analiticamente, experimentalmente e através de simulação é mostrada na Tabela 5.3, confirmado a precisão das fórmulas.



(a) Gerador 1.



(b) Gerador 2.

Figura 5.17: Curvas de máxima corrente versus resistência para o método do resistor série com estator em estrela com neutro isolado: experimental e analítico.

Tabela 5.3: Valores ótimos de resistências e máxima corrente para o método do resistor série – estator em estrela isolado

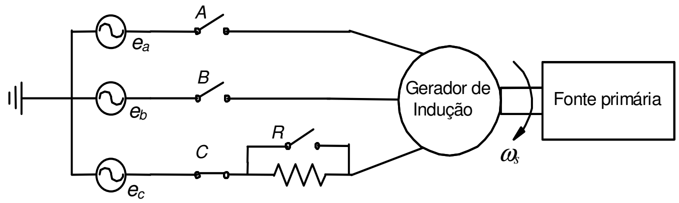
		I_{max} (A)	$R_{ótimo}$ (Ω)
Gerador 1	experimental	25,89	15,74
	analítico	24,68	16,58
Gerador 2	simulação	$1{,}80 \times 10^3$	0,46
	analítico	$1{,}83 \times 10^3$	0,45

5.3.5 Formulação analítica para o método do resistor em série: conexão estrela com neutro aterrado

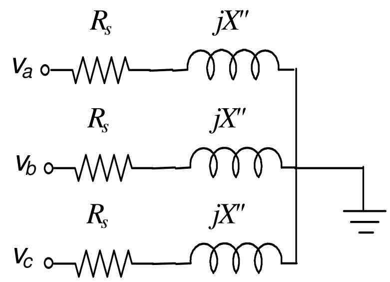
Diferentemente das configurações apresentadas anteriormente, em que era necessário o fechamento de duas fases no passo 1, o primeiro passo no processo de energização da máquina, neste caso, consiste no fechamento de apenas uma chave. Assim, o circuito equivalente após o primeiro chaveamento é apresentado na Figura 5.18. De acordo com essa figura, conclui-se que haverá corrente fluindo apenas na fase C após o primeiro chaveamento, de forma que a impedância subtransitória equivalente da máquina de indução será apenas a impedância da fase *C*. Assim, o máximo valor de corrente devido ao primeiro chaveamento é dado por:

$$I_{1\max}(R_{se}) = K(R_{se} + R_s, X'')\frac{\left\|\overline{E}_c\right\|}{\sqrt{(R_{se} + R_s)^2 + (X'')^2}} \tag{5.21}$$

em que o fator de multiplicação K é calculado por (5.5) usando $R = R_{se} + R_s$ e $X = X''$.



(a) representação esquemática do sistema após o primeiro chaveamento.



(b) circuito equivalente do gerador de indução com estator em estrela com neutro aterrado.

Figura 5.18: Representação do sistema após o segundo chaveamento – método de um resistor em série e conexão delta.

A corrente de regime permanente, após o primeiro chaveamento, é calculada através do método das componentes simétricas como feito nos casos anteriores. Para Figura 5.18, após o primeiro chaveamento, observam-se as seguintes condições de contorno:

$$\overline{E}_c - \overline{I}_c R_{se} = \overline{V}_c \tag{5.22}$$

$$\overline{I}_b = \overline{I}_a = 0 \tag{5.23}$$

Resultando na seguinte corrente de regime permanente:

$$\overline{I}_c = \frac{3\overline{E}_c}{3R_{se} + Z_1 + Z_2 + Z_0} \tag{5.24}$$

Finalmente, baseado no princípio da superposição conforme as subseções anteriores, a fórmula do máximo valor de corrente devido ao segundo chaveamento é dada por:

$$I_{2\max}(R_{se}) = \left\| K(R_s, X'') \frac{\Delta\overline{V}}{R_s + jX''} + \sqrt{2}\overline{I}_{1reg} \right\| \tag{5.25}$$

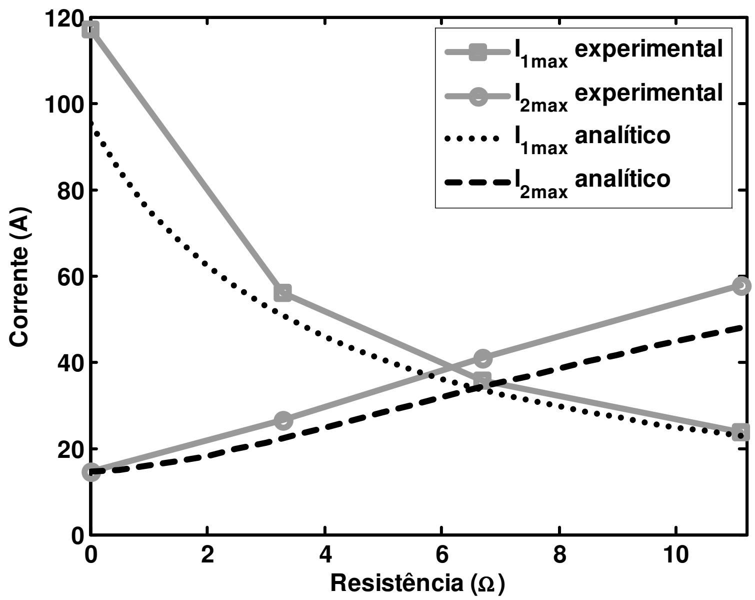
em que o fator de multiplicação K é calculado por (5.5) usando $R = R_s$ e $X = X''$.

5.3.6 Validação das fórmulas para o método do resistor em série: conexão estrela com neutro aterrado

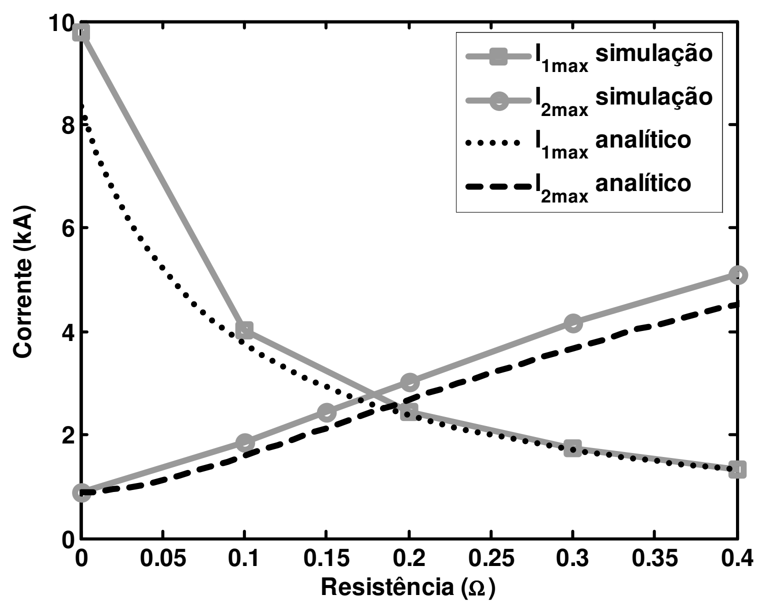
A Figura 5.19(a) e (b) apresenta as curvas de máximo valor de corrente em função da resistência obtidas experimentalmente, por simulação e pela utilização das fórmulas analíticas através do uso das expressões (5.21) e (5.25). Os resultados mostram que as fórmulas analíticas são bastante precisas. Os valores numéricos obtidos através dos três procedimentos são comparados na Tabela 5.4, confirmando a precisão da metodologia proposta.

Tabela 5.4: Valores ótimos de resistências e máxima corrente para o método do resistor série – estator em estrela aterrado

		I_{max} (A)	$R_{ótimo}$ (Ω)
Gerador 1	experimental	38,75	6,17
	analítico	33,80	6,62
Gerador 2	simulação	$2{,}78 \times 10^3$	0,18
	analítico	$2{,}52 \times 10^3$	0,18



(a) Gerador 1.



(b) Gerador 2.

Figura 5.19: Curvas de máxima corrente versus resistência para o método do resistor em série com estator em estrela com neutro aterrado: experimental e analítico.

5.4 Método do resistor de neutro

Para a configuração em que o neutro do gerador é aterrado, é possível conectar o resistor de pré-inserção R_N ao neutro da máquina, conforme mostra a Figura 5.20, em que, do mesmo modo que para os métodos anteriores com um resistor, a idéia básica consiste no fechamento seqüencial dos contatores, sendo que a seqüência ótima de fechamento é A, B, C e R.

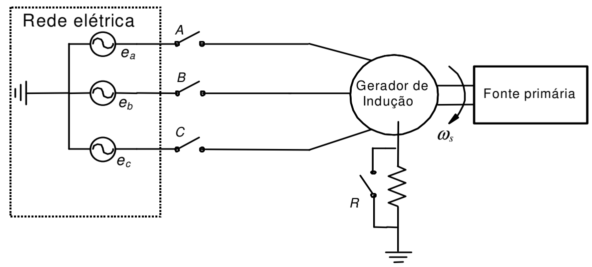


Figura 5.20: Diagrama esquemático do método do resistor de neutro.

Assim, após a máquina ser acionada à velocidade síncrona pela turbina, o processo de energização do gerador consiste dos seguintes passos:

- Passo 1: fechar o contator da fase A (contator A);
- Passo 2: fechar o contator da fase que está 120 graus elétricos atrasada da fase já energizada (contator B[12]);
- Passo 3: fechar o contator da última fase a ser energizada (contator C);
- Passo 4: fechar o contator R do resistor de neutro, este passo, em princípio, pode ser omitido se desejado visto que a máquina opera de forma equilibrada e a corrente de neutro é desprezível.

A Figura 5.21 mostra as curvas de máxima corrente versus resistência para cada um dos passos descritos acima, as quais foram obtidas experimentalmente usando o procedimento já descrito anteriormente e detalhado em [54]. Novamente, pode ser observado o efeito conflitante do aumento da resistência na máxima corrente resultante dos passos 1 e 2. Além disso, verifica-se que o valor do resistor praticamente não tem influência sobre o valor máximo das correntes resultantes dos passos 3 e 4. Portanto, o desenvolvimento do método analítico dever ser realizado de forma a solucionar a seguinte expressão matemática:

[12] Os valores máximos de corrente seriam ligeiramente maiores caso a fase B fosse fechada neste instante, contudo, a diferença é praticamente desprezível.

$$I_{1\max}(R_N = R_{ótimo}) = I_{2\max}(R_N = R_{ótimo}) \tag{5.26}$$

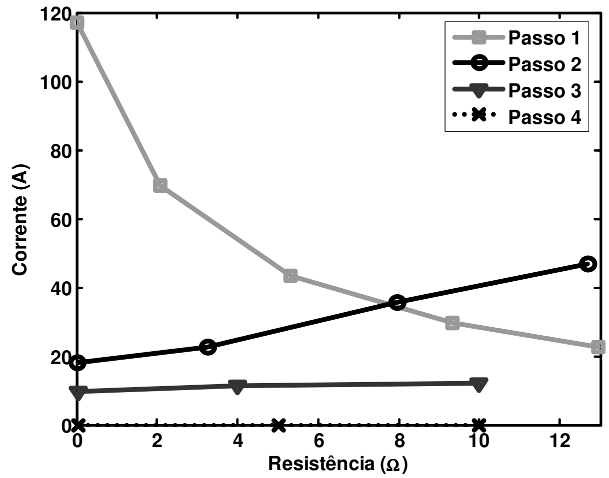


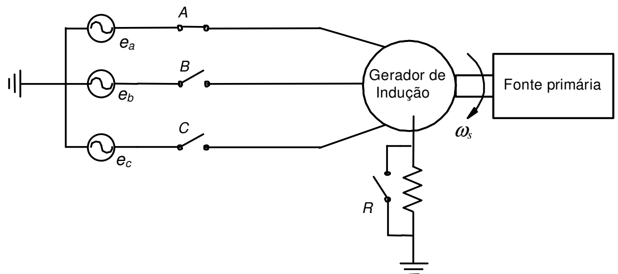
Figura 5.21: Curvas de máxima corrente versus resistência - método do resistor de neutro.

5.4.1 Formulação analítica para o método do resistor de neutro

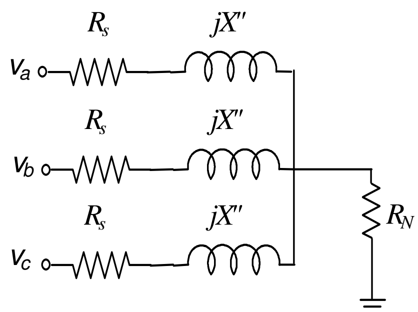
Após o primeiro chaveamento, no caso do método do resistor de neutro, a representação da máquina é dada pelo circuito da Figura 5.22, isto é, o gerador de indução é alimentado somente pela tensão da fase A e, com isso, ele pode ser representado pela impedância subtransitória (R_s+jX'') em série com o resistor de neutro. Desta maneira, com base na teoria já apresentada nas configurações anteriores, a equação para o primeiro chaveamento é dada por:

$$I_{1\max} = K(R_s + R_N, X'')\left\| \frac{\overline{E}_A}{R_s + R_N + jX''} \right\| \tag{5.27}$$

em que o fator de multiplicação K é calculado por (5.5) usando $R = R_s + R_N$ e $X = X''$.



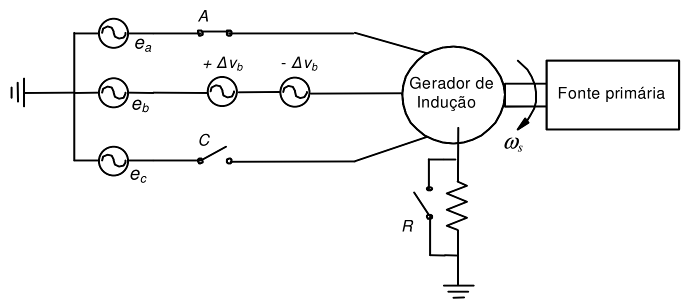
(a) representação esquemática do sistema após o primeiro chaveamento.



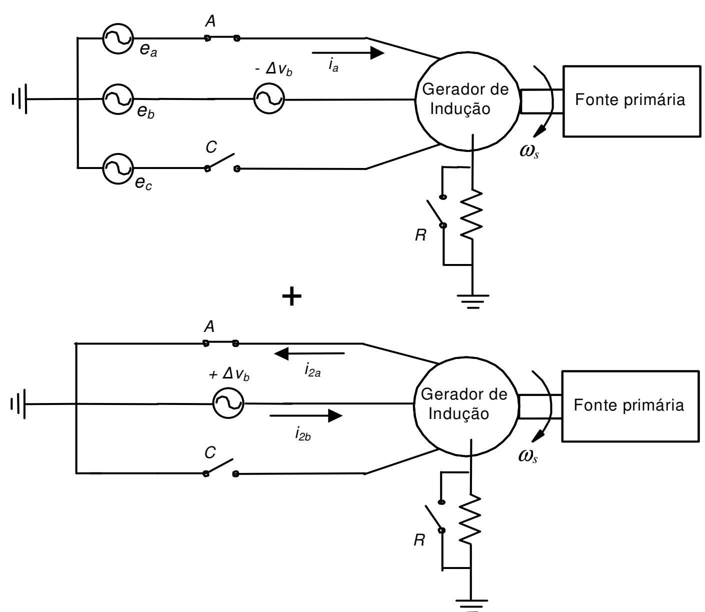
(b) circuito equivalente do gerador de indução com estator em estrela com neutro aterrado via resistência.

Figura 5.22: Representação do sistema após o primeiro chaveamento – método do resistor de neutro.

A corrente provocada pelo segundo chaveamento é calculada com base na teoria da superposição como feito anteriormente. Para tanto, primeiramente representa-se o contator logo após o primeiro chaveamento por duas fontes de tensão em sentidos opostos, conforme a Figura 5.23(a), sendo Δv_b a tensão sobre a chave *B* antes do segundo chaveamento. Este circuito pode então ser dividido em dois como apresentado na Figura 5.23(b), em que o primeiro circuito corresponde ao sistema após o primeiro chaveamento e o segundo circuito possui apenas uma fonte de tensão.



(a) representação esquemática do sistema após o segundo chaveamento.



(b) representação esquemática do sistema após o segundo chaveamento – princípio da superposição.

Figura 5.23: Representação do sistema após o segundo chaveamento – método do resistor de neutro.

A corrente representada por i_a no primeiro circuito da Figura 5.23(b) é a corrente de regime permanente após o primeiro chaveamento. Como se trata de um circuito desequilibrado, utiliza-se a teoria de componentes simétricas para resolvê-lo. Assim, a tensão sobre o resistor pode ser calculada como segue. As condições de contorno, baseadas na Figura 5.22, são:

$$\bar{I}_b = \bar{I}_c = 0 \tag{5.28}$$

$$\overline{E}_a = \overline{V}_a + \bar{I}_a R_N \tag{5.29}$$

$$\Delta\overline{V}_b = \overline{E}_b - \overline{V}_a - \bar{I}_a R_N \tag{5.30}$$

Com isso, as correntes de seqüência resultam em: $\bar{I}_1 = \bar{I}_2 = \bar{I}_0 = \bar{I}_A / 3$. Realizando-se as substituições nas condições de contorno, obtém-se a seguinte expressão para calcular a corrente da fase *A*:

$$\bar{I}_a = \frac{\bar{E}_a}{R_N + \dfrac{Z_1 + Z_2 + Z_0}{3}} \tag{5.31}$$

E a tensão sobre o contator é dada por:

$$\Delta\bar{V}_b = \bar{E}_b - \bar{E}_a \left(\frac{3R_N + a^2 Z_1 + a^2 Z_2 + Z_0}{3R_N + Z_1 + Z_2 + Z_0} \right) \tag{5.32}$$

Partindo-se para a solução do segundo circuito da Figura 5.23(b), define-se a impedância equivalente por:

$$Z_{eq} = R_{eq} + jX_{eq} = R_s + jX'' + \frac{R_N (R_s + jX'')}{R_s + R_N + jX''} \tag{5.33}$$

Resultando na equação de máxima corrente de pico para a fase *B* de:

$$I_{2\max B}(R_N) = K(R_{eq}, X_{eq}) \left\| \frac{\Delta\bar{V}_B}{Z_{eq}} \right\| \tag{5.34}$$

Solucionando-se o circuito da Figura 5.23(b) e somando-se a parcela que já estava em regime permanente, a máxima corrente de pico para a fase *A* é dada por:

$$I_{2\max A}(R_N) = \left\| K(R_{eq}, X_{eq}) \frac{\Delta\bar{V}_B}{Z_{eq}} \frac{R_N}{R_N + R_s + jX'} - \sqrt{2}\bar{I}_A \right\| \tag{5.35}$$

Sendo assim a máxima corrente devido ao segundo chaveamento é o valor máximo entre as correntes das duas fases, dada por:

$$I_{2max}\,(R_N) = max(I_{2maxA}(R_N),\, I_{2maxB}(R_N)) \tag{5.36}$$

5.4.2 Validação das fórmulas para o método do resistor de neutro

Da mesma forma que nos itens anteriores, as fórmulas (5.27), (5.34), (5.35) e (5.36) são aplicadas para a obtenção das curvas de máximo valor de corrente em função do valor do resistor, sendo que a intersecção das curvas representa o ponto ótimo. As validações são realizadas da mesma forma que nos casos anteriores, *i.e.*, através de simulações no PSCAD/EMTDC e de testes experimentais. Tais curvas são mostradas na Figura 5.24, em que se pode verificar a boa precisão do método proposto. Os resultados numéricos de máxima corrente e de resistência ótima são comparados na Tabela 5.5, comprovando a eficiência das fórmulas.

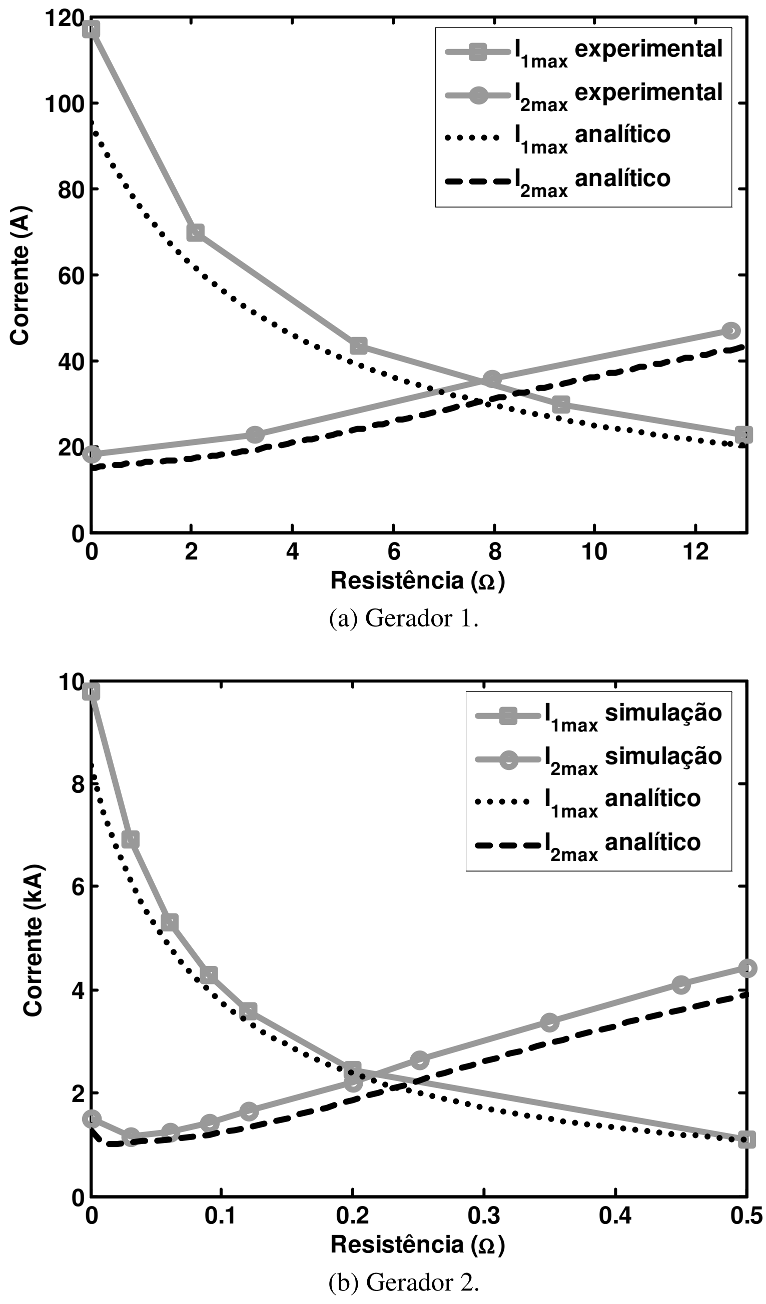


Figura 5.24: Curvas de máxima corrente versus resistência para o método do resistor de neutro: experimental, simulação e analítico.

Tabela 5.5: Valores ótimos de resistências e máxima corrente para o método do resistor de neutro

		I_{max} (A)	$R_{ótimo}$ (Ω)
Gerador 1	experimental	35,1	7,78
	analítico	30,5	7,72
Gerador 2	simulação	$2{,}3 \times 10^3$	0,22
	analítico	$2{,}1 \times 10^3$	0,23

5.5 Comentários finais

De forma resumida, os seguintes comentários e conclusões podem ser derivados deste capítulo:

- O uso de resistores de pré-inserção para energização de geradores de indução pode diminuir consideravelmente as elevadas correntes provenientes deste processo. Contudo, a eficiência desses métodos na redução das correntes de energização depende fortemente do valor do resistor escolhido no projeto.

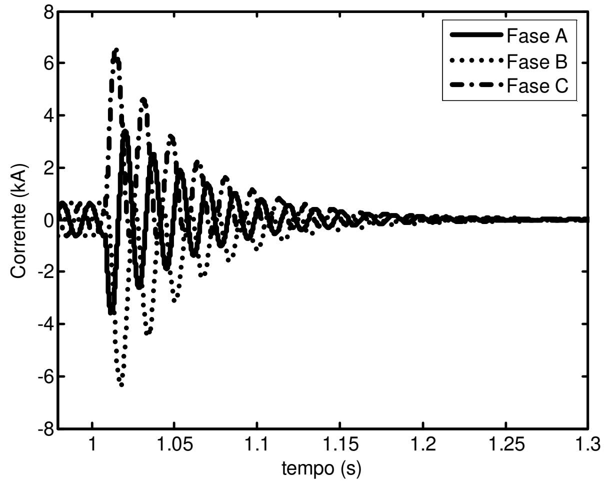
- As fórmulas desenvolvidas para a determinação do valor ótimo dos resistores considerando três métodos alternativos, *i.e.*, o método dos três resistores em série, o método do resistor em série e o método do resistor de neutro, mostraram ser bastante precisas, facilitando consideravelmente o projeto desses dispositivos. Tais fórmulas foram desenvolvidas baseadas na teoria de curto-circuito, no circuito equivalente das diferentes conexões, no método das componentes simétricas, na modelagem de chaves por duas fontes de tensão com polaridades opostas, no princípio de superposição e no fator de multiplicação de corrente.

6 CORRENTES DE CURTO-CIRCUITO DE GERADORES DE INDUÇÃO DURANTE FALTAS DESEQUILIBRADAS

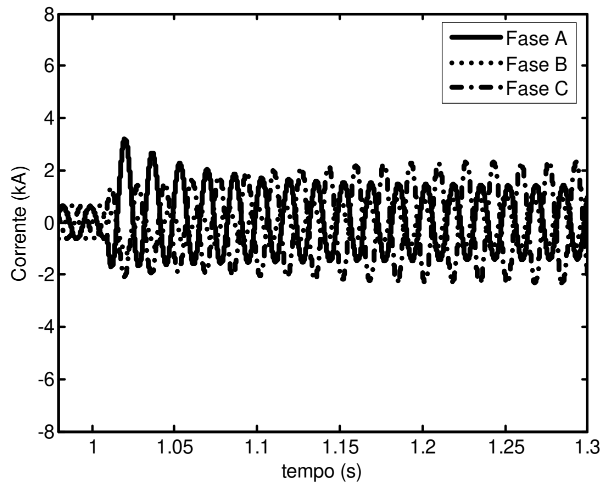
A contribuição de corrente de curto-circuito de geradores de indução durante faltas na rede elétrica deve ser analisada, uma vez que esta pode afetar a operação dos dispositivos de proteção da rede. Recentemente, foi publicado um artigo técnico discutindo as principais características da contribuição de corrente fornecida por geradores de indução para o caso de um curto-circuito trifásico ([60]). Adicionalmente, expressões dos transitórios de corrente de um gerador de indução foram desenvolvidas também em [61] para a situação de curto-circuito trifásico e para reconexão do gerador à rede elétrica.

No caso de um curto-circuito trifásico, como os geradores de indução com rotor em gaiola de esquilo não possuem dispositivos externos para manutenção da excitação do campo magnético, a corrente rapidamente decai a zero após a ocorrência do distúrbio. Por outro lado, os valores de pico da corrente transitória podem alcançar valores elevados. A maioria dos estudos já realizados considera somente curtos-circuitos trifásicos, pois, a princípio, este tipo de curto-circuito produz os maiores valores de amplitude de corrente. Dessa forma, o objetivo de trabalhos como [60] e [61] é fornecer aos engenheiros de proteção ferramentas que possam auxiliá-los a dimensionar, de forma mais adequada e conservadora, a proteção da rede elétrica.

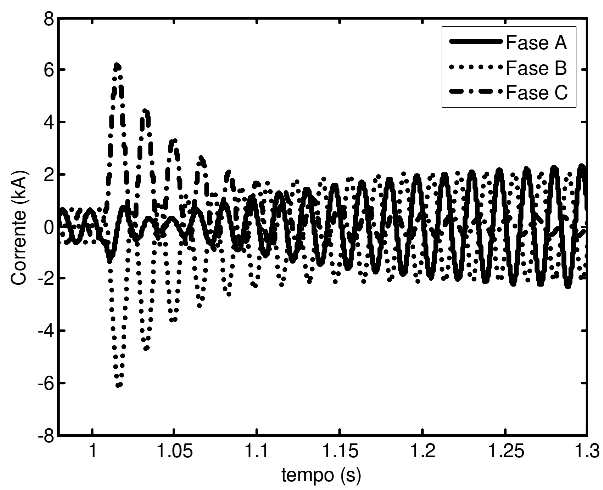
Por outro lado, são escassos, na literatura especializada, trabalhos que analisam a resposta de corrente de geradores de indução frente a curtos-circuitos desequilibrados. Nesses casos, as fases que não estão envolvidas no distúrbio mantêm a magnetização da máquina, possibilitando o surgimento de correntes de curto-circuito sustentadas durante o distúrbio. A análise das correntes de curto-circuito durante defeitos desequilibrados é, entretanto, muito mais complexa. As correntes de curto-circuito de um gerador de indução de 2250 HP para três diferentes tipos de faltas são mostradas na Figura 6.1. Nessas figuras, a falta foi aplicada em t = 1 segundo. Esses resultados foram obtidos usando o PSCAD/EMTDC. Com base nessas figuras, pode-se verificar a característica sustentada de fornecimento de corrente no caso de faltas desequilibradas, sendo que o mesmo não ocorre no caso do curto-circuito trifásico.



(a) curto-circuito trifásico.



(b) curto-circuito fase *A*-terra.



(c) curto-circuito bifásico-terra (*B*-*C*-terra).

Figura 6.1: Correntes de curto-circuito fornecida por um gerador de indução para diferentes tipos de falta.

Em razão da falta de expressões analíticas para análises das correntes de curto-circuito de geradores de indução durante distúrbios desequilibrados, tais análises são sempre realizadas com o uso de programas de simulações de transitórios eletromagnéticos tipo EMTP. Contudo, o desenvolvimento de expressões para determinação da resposta das correntes de geradores de indução durante faltas desequilibradas permitem uma melhor caracterização destas correntes, possibilitando a verificação da atuação tanto dos dispositivos de proteção da máquina quanto dos dispositivos do sistema. Adicionalmente, as soluções analíticas estabelecem fundamentações teóricas para o desenvolvimento de modelos simplificados adequados para o uso em programas de análise de curto-circuito.

Neste contexto, o objetivo deste capítulo é apresentar as expressões desenvolvidas que revelem as características das correntes de curto-circuito de geradores de indução durante defeitos desequilibrados. As fórmulas foram desenvolvidas para os casos de curto-circuito monofásico para a terra e curto-circuito bifásico para a terra. Os resultados são validados através de simulações usando o PSCAD/EMTDC. O desenvolvimento das expressões das correntes é baseado no cálculo da impedância operacional do gerador de indução, que é apresentado detalhadamente em [56] para o caso de motores de indução. Uma vez obtida a impedância operacional utiliza-se o teorema da superposição ([59]) e, em seguida, são aplicadas as ferramentas matemáticas, como por exemplo Transformada de Laplace, necessárias para a obtenção das expressões finais de corrente.

6.1 Cálculo da impedância operacional da máquina de indução

Para o desenvolvimento das expressões para cálculo da corrente de curto-circuito da máquina de indução, tanto no caso monofásico-terra quanto no caso bifásico-terra, é utilizado o modelo mostrado na Seção 2.1, no qual apresentam-se as equações da máquina de indução no eixo d-q. Para que as equações diferenciais tenham coeficientes constantes, assume-se que o rotor mantém a velocidade constante durante o curto-circuito. Por conseguinte, as equações de corrente da máquina podem ser solucionadas sem a equação adicional de velocidade do rotor em função do conjugado eletromagnético e do conjugado mecânico. Com isso, o primeiro passo consiste em calcular a impedância operacional da máquina, a qual fornece uma relação entre a tensão e a corrente de estator da máquina no domínio da freqüência complexa.

A equações de impedância operacional desenvolvidas neste trabalho para o caso do gerador de indução considerando apenas uma gaiola no rotor é, de fato, baseada nas equações de impedância operacional apresentada em [56] para o motor de indução com gaiola dupla no rotor. A partir da expressão da impedância operacional da máquina, é possível obter o valor da reatância subtransitória e das constantes de tempo das respostas das correntes para um curto-circuito. Nesse desenvolvimento, utiliza-se o modelo dinâmico da máquina de indução no eixo d-q, em que a tensão, a corrente e os fluxos magnéticos do estator e do rotor são representados por variáveis complexas, as quais são denominadas em [56] de fasores generalizados. Assim as variáveis elétricas da máquina são representadas por variáveis complexas, dadas por:

$$V_s = v_{qs} - jv_{ds} \tag{6.1}$$

$$I_s = i_{qs} - ji_{ds} \tag{6.2}$$

$$I_r = i_{qr} - ji_{dr} \tag{6.3}$$

A partir dessa representação das variáveis, pode-se rearranjar as equações da máquina (2.1)-(2.4) da seguinte maneira:

$$V_s = (p + j\omega_r)\psi_s + R_s I_s \tag{6.4}$$

$$0 = p\psi_r + R_r I_r \tag{6.5}$$

em que p é operador de Laplace[13] e:

$$\psi_S = (L_s + L_m)I_s + L_m I_r \tag{6.6}$$

$$\psi_r = (L_r + L_m)I_r + L_m I_s \tag{6.7}$$

Substituindo-se a equação (6.7) na expressão (6.5), obtém-se a seguinte relação:

$$0 = pL_m I_S + [R_r + p(L_r + L_m)]I_r \tag{6.8}$$

A partir da equação (6.8), a relação entre as correntes do estator e do rotor é obtida e dada por:

$$I_r = \frac{-pL_m}{R_r + p(L_m + L_r)} I_s \tag{6.9}$$

[13] Em um tratamento mais formal, na realidade, p deveria ser definido como operador de Heaviside, contudo, visto que as transformadas de Laplace serão utilizadas para solucionar as equações diferenciais obtidas, optou-se por definir p como operador de Laplace.

Substituindo-se (6.9) em (6.6), obtém-se a equação de fluxo magnético do estator em função da corrente do estator:

$$\psi_s = (L_s + L_m)I_s - \frac{pL_m^2}{R_r + p(L_m + L_r)} I_s \tag{6.10}$$

Rearranjando, tem-se:

$$\psi_s = \left\{ \frac{1 + p\left[\frac{1}{R_r}\left(L_r + \frac{L_m L_s}{L_m + L_s}\right)\right]}{1 + p\frac{(L_m + L_r)}{R_r}} \right\} (L_m + L_r) I_s \tag{6.11}$$

A partir desta equação, as seguintes constantes podem ser definidas:

$$\tau_0^` = (L_m + L_r)/R_r \tag{6.12}$$

$$\tau^` = \left(L_r + \frac{L_m L_s}{L_m + L_s}\right)\frac{1}{R_r} \tag{6.13}$$

em que $\tau`_0$ representa a constante de tempo de estator em vazio e $\tau`$ é a constante de tempo de curto-circuito. Substituindo-se as constantes de tempo na equação e multiplicando-a por ω_s, resulta em:

$$\psi_s \omega_s = \frac{1 + p\tau^`}{1 + p\tau_0^`} X I_s \tag{6.14}$$

em que $X = (L_s + L_m)\omega_s$ representa a auto-reatância do estator da máquina de indução. A partir desta equação, a impedância operacional é definida pela relação entre o fluxo magnético multiplicado pela freqüência angular da rede com a corrente do estator no domínio da freqüência complexa, resultando em:

$$\frac{\psi_s \omega_s}{I_s} = X(p) = \frac{1 + p\tau^`}{1 + p\tau_0^`} X \tag{6.15}$$

Como a impedância operacional é utilizada para a obtenção da corrente a partir do valor de tensão aplicado à máquina, pode-se manipular esta expressão para simplificar a solução da equação de corrente em função da tensão na máquina conforme segue:

$$X(p) = \frac{1}{\frac{1 + p\tau_0^`}{X(1 + p\tau^`)}} \tag{6.16}$$

Resultando em:

$$X(p)=\frac{1}{\dfrac{1+p\tau'}{X(1+p\tau')}+\dfrac{p\tau'}{(1+p\tau')}\left(\dfrac{\tau_0'}{X\tau'}-\dfrac{1}{X}\right)} \tag{6.17}$$

A partir dessa equação é possível definir a reatância subtransitória da máquina, a qual é dada por:

$$X''=X\frac{\tau'}{\tau_0'}=X_s+\frac{X_m X_r}{X_m+X_r} \tag{6.18}$$

Dessa forma a impedância operacional resulta em:

$$X(p)=\frac{1}{\dfrac{1}{X}+\left(\dfrac{1}{X''}-\dfrac{1}{X}\right)\dfrac{p\tau'}{(1+p\tau')}} \tag{6.19}$$

Substituindo-se a equação (6.15) em (6.4), obtém-se a equação de corrente do estator por:

$$I_s(p)=\frac{\omega_s V_s}{\left(p+j\omega_r+\dfrac{\omega_0 R_s}{X(p)}\right)X(p)} \tag{6.20}$$

Devido ao reduzido valor de R_s quando comparado com o valor de ω_r, a parcela $X(p)$ associada a ele é simplificada de forma que se define a seguinte constante de armadura:

$$\tau_a=\frac{X}{\omega_s R_s} \tag{6.21}$$

Finalmente, a equação de corrente em função da tensão nos terminais da máquina é dada por:

$$I_s(p)=\frac{\omega_s V_s}{\left(p+j\omega_r+\dfrac{1}{\tau_a}\right)X(p)} \tag{6.22}$$

A equação (6.22) fornece a resposta de corrente do estator da máquina $I_s(p)$ para uma determinada entrada de tensão $V_s(p)$ no domínio da freqüência complexa.

Essas expressões serão utilizadas nas próximas seções para desenvolver um conjunto de fórmulas analíticas para cálculo das correntes do estator de um gerador de indução durante curtos-circuitos monofásicos-terra e bifásicos-terra.

6.2 Expressões de correntes de geradores de indução para um curto-circuito monofásico

Para facilitar a obtenção de um conjunto de expressões para cálculo das correntes fornecidas por um gerador de indução durante curtos-circuitos, o processo de solução é dividido em duas etapas. Inicialmente, determina-se uma expressão para a corrente de regime permanente pré-distúrbio, então, desenvolve-se uma expressão para calcular a corrente transitória desprezando-se a componente de regime permanente. A solução final é obtida somando-se ambas as soluções, baseada no princípio da superposição.

6.2.1 Corrente de regime permanente do gerador de indução pré-distúrbio

A corrente do estator da máquina de indução durante sua operação em regime permanente, antes da ocorrência do curto-circuito, é calculada com a aplicação das seguintes tensões instantâneas de estator:

$$v_{as} = V_m \cos(\omega_s t + \lambda) \tag{6.23}$$

$$v_{bs} = V_m \cos\left(\omega_s t - \frac{2}{3}\pi + \lambda\right) \tag{6.24}$$

$$v_{cs} = V_m \cos\left(\omega_s t + \frac{2}{3}\pi + \lambda\right) \tag{6.25}$$

Para aplicar essas tensões na equação (6.22), é necessário transformá-las para o eixo de referência d-q. Essa transformação é realizada pela matriz de transformação de eixos conforme segue:

$$\begin{bmatrix} v_{qs} \\ v_{ds} \\ v_0 \end{bmatrix} = \left[T_{qd0}(\theta_q)\right] \begin{bmatrix} v_{as} \\ v_{bs} \\ v_{cs} \end{bmatrix} \tag{6.26}$$

Em que a matriz de transformação de eixos é dada por ([30]):

$$\left[T_{qd0}\left(\theta_q\right)\right]=\frac{2}{3}\begin{bmatrix}\cos\theta_q & \cos\left(\theta_q-\frac{2}{3}\pi\right) & \cos\left(\theta_q+\frac{2}{3}\pi\right)\\ \operatorname{sen}\theta_q & \operatorname{sen}\left(\theta_q-\frac{2}{3}\pi\right) & \operatorname{sen}\left(\theta_q+\frac{2}{3}\pi\right)\\ 1/2 & 1/2 & 1/2\end{bmatrix} \tag{6.27}$$

Como o circuito magnético é simétrico e os enrolamentos do rotor estão curto-circuitados, é possível assumir que o eixo q está na mesma posição do eixo da fase *A* do estator sem perda de generalidade. Desta forma, tem-se:

$$\theta_q(t)=\int_0^t \omega_r(t)\ \text{rad} \tag{6.28}$$

E assim as tensões aplicadas ao estator no eixo d-q resultam em:

$$v_{qs0}=V_m\cos\left(s\omega_0 t+\lambda\right) \tag{6.29}$$

$$v_{ds0}=-V_m\operatorname{sen}\left(s\omega_0 t+\lambda\right) \tag{6.30}$$

E a representação da forma complexa dessas equações é dada por:

$$V_{s0}=v_{qs}-jv_{ds}=V_m e^{j(s\omega_0 t+\lambda)} \tag{6.31}$$

Cuja transformada de Laplace é dada por:

$$V_{s0}(p)=\frac{V_m}{\left(p-js\omega_0\right)}e^{j\lambda} \tag{6.32}$$

Substituindo-se essa equação de tensão na equação (6.22), obtém-se a seguinte expressão:

$$I_s(p)=\frac{\omega_0 V_m e^{j\lambda}}{\left(p+j\omega_r+\frac{1}{\tau_a}\right)X(p)\left(p-js\omega_0\right)} \tag{6.33}$$

Como será visto, a resposta dessa equação de corrente no tempo pode ser dividida em três componentes: uma exponencial decrescente com constante de tempo τ\`; uma exponencial decrescente com constante de tempo $1/\tau_a$ multiplicada por uma onda senoidal com freqüência angular ω_r; e uma onda senoidal com freqüência angular $s\omega_s$, a qual é a componente de corrente de regime permanente. Expandindo-se as equações pelo método das frações parciais, a transformada de Laplace da parcela da equação de corrente complexa que corresponde à corrente de regime permanente do estator é dada por:

$$I_{s0}(p)=\frac{V_m e^{j\lambda}}{jX\left(js\omega_s\right)}\frac{1}{\left(p-js\omega_s\right)} \tag{6.34}$$

Decompondo esta expressão em frações parciais, a transformada inversa de Laplace da corrente resulta em:

$$I_{s0}(t)=\frac{V_m e^{j\lambda}}{jX\left(js\omega_s\right)}e^{js\omega_s t} \tag{6.35}$$

6.2.2 Representação das tensões do estator do gerador de indução durante o curto-circuito monofásico

O curto-circuito fase *A*-terra é representado esquematicamente pela Figura 6.2, em que a tensão na fase *A* do gerador é nula, enquanto que as tensões nas demais fases permanecem com os mesmos valores anteriores à ocorrência do curto-circuito. Conseqüentemente, as tensões nas fases durante o distúrbio podem ser caracterizadas por uma mudança de tensão da fase *A* nos terminais da máquina.

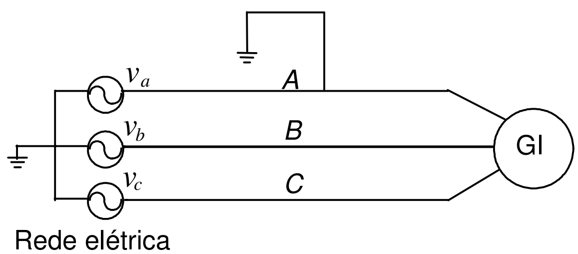


Figura 6.2: Curto-circuito monofásico.

Durante o curto-circuito, as tensões no estator são representadas pelas seguintes equações no domínio do tempo para as três fases:

$$v_{as1}=0 \tag{6.36}$$

$$v_{bs1}=V_m\cos\left(\omega_s t-\frac{2}{3}\pi+\lambda\right) \tag{6.37}$$

$$v_{cs1}=V_m\cos\left(\omega_s t+\frac{2}{3}\pi+\lambda\right) \tag{6.38}$$

Nessas expressões, λ representa o ângulo da tensão do estator no instante da ocorrência do distúrbio. Aplicando-se, nessas expressões, a transformada de eixos dada em (6.26), obtém-se:

$$v_{qs1}=\frac{2}{3}V_m\left[\cos(s\omega_s t+\lambda)-\frac{1}{2}\cos(\omega_1 t+\lambda)\right] \tag{6.39}$$

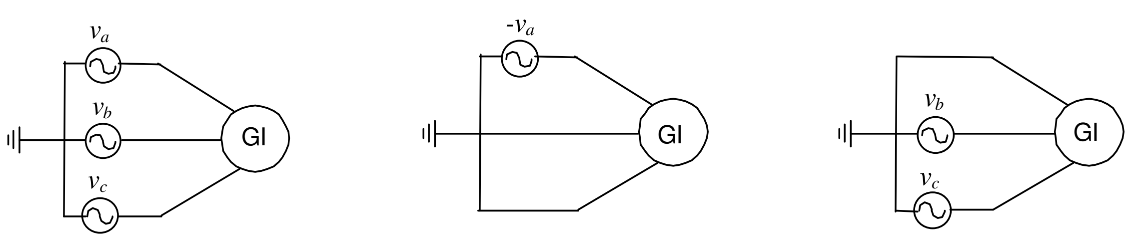
$$v_{ds1} = -\frac{2}{3}V_m\left[\operatorname{sen}(s\omega_s t + \lambda) + \frac{1}{2}\operatorname{sen}(\omega_1 t + \lambda)\right] \tag{6.40}$$

em que $\omega_1 = \omega_s + \omega_r$. E a tensão complexa no eixo d-q resulta em:

$$V_{s1} = v_{qs1} - jv_{ds1} = \frac{2}{3}V_m e^{j(s\omega_s t+\lambda)} - \frac{1}{3}V_m e^{-j(\omega_1 t+\lambda)} \tag{6.41}$$

As equações de corrente após o curto-circuito são obtidas a partir do teorema de superposição. A utilização desse teorema permite que as condições iniciais da equação de corrente sejam nulas, simplificando consideravelmente a solução das equações e, posteriormente, os valores iniciais são somados à solução obtida. Para essa representação, no instante de ocorrência do curto-circuito, aplica-se uma corrente transitória superposta (I_{s1}) à corrente de regime (I_{s0}). A corrente superposta será a responsável pelos transitórios de corrente e, devido à aplicação da superposição, assume-se que suas condições iniciais são nulas.

A aplicação do teorema da Superposição pode ser exemplificada através da Figura 6.3, na qual a figura (a) apresenta o circuito de regime permanente antes do curto-circuito, a figura (b) representa esquematicamente a aplicação da falta, a qual é caracterizada pela aplicação abrupta de uma fonte de tensão v_a junto a fase *A* mas com polaridade inversa da tensão existente antes do curto-circuito, forçando com que esta tensão se anule, a figura (c) representa o circuito após a ocorrência do curto-circuito, o qual, na realidade, é dado pela soma dos circuitos das figuras (a) e (b). Como o circuito da figura (a) representa o circuito antes do distúrbio, sua corrente está em regime permanente. Com isso, a corrente proveniente da solução do circuito do item (b) é responsável pelos transitórios de corrente do gerador de indução durante o curto-circuito.



(a) circuito de regime permanente. (b) circuito transitório durante a falta. (c) circuito após a falta.

Figura 6.3: Circuito após aplicação da falta.

A corrente do circuito da Figura 6.3(b) é chamada corrente superposta (I_{s1}). A tensão desse circuito é representada pela diferença de tensão dos circuitos (c) e (a), dada por (V_{s1}-V_{s0}), a qual no domínio de freqüência complexa é calculada por[14]:

$$V_{s0}(p)-V_{s1}(p)=-\frac{V_m}{3}e^{j\lambda}\left[\frac{1}{p-js\omega_0}+\frac{1}{p+j\omega_1}\right] \tag{6.42}$$

Aplicando-se essa expressão de tensão na equação de corrente, obtém-se:

$$I_{s1}(p)=-\frac{V_m}{3}\frac{\omega_0}{X(p)(p+\alpha+j\omega_r)}\left[\frac{e^{j\lambda}}{p-js\omega_0}+\frac{e^{-j\lambda}}{p+j\omega_1}\right] \tag{6.43}$$

Em que define-se a constante α, que é dada por $\alpha = 1/\tau_a$. Decompondo esta expressão em frações parciais, a transformada inversa de Laplace da corrente resulta em:

$$\begin{aligned} I_{s1}(t)=-\frac{V_m\omega_0}{3}\Bigg\{&\left[\frac{1}{X(js\omega_s)}\frac{1}{(\alpha+j\omega_s)}e^{js\omega_s t}-\frac{1}{X(-\alpha-j\omega_r)}\frac{1}{\alpha+j\omega_s}e^{-(\alpha+j\omega_r)t}\right.\\ &\left.+\frac{1}{(\alpha+j\omega_r-1/\tau')(-1/\tau'-js\omega_s)}\left(\frac{1}{X''}-\frac{1}{X}\right)\left(\frac{1}{\tau'}\right)e^{-t/\tau'}\right]e^{j\lambda}+\\ &+\left[\frac{1}{X(-j\omega_1)}\frac{1}{\alpha-j\omega_s}e^{-j\omega_1}-\frac{1}{X(-\alpha-j\omega_r)}\frac{1}{-\alpha-j\omega_s}e^{-(\alpha+j\omega_r)t}+\right.\\ &\left.+\frac{1}{(\alpha+j\omega_r-1/\tau')(-1/\tau'+j\omega_1)}\left(\frac{1}{X''}-\frac{1}{X}\right)\left(-\frac{1}{\tau'}\right)e^{-t/\tau'}\right]e^{-j\lambda}\Bigg\} \end{aligned} \tag{6.44}$$

Essa corrente corresponde à parcela transitória da corrente complexa no eixo d-q. Com, isso a corrente total do curto-circuito é dada por:

$$I_s(t)=I_{s0}(t)+I_{s1}(t) \tag{6.45}$$

em que $I_{s0}(t)$ e $I_{s1}(t)$ são calculadas por (6.35) e (6.44), respectivamente.

Na obtenção dessa equação, as constantes α e $1/\tau'$ são desconsideradas, visto que são muito menores que ω_0 e ω_r, mas não são desconsideradas nas parcelas exponenciais. Assim, a equação de corrente de estator complexa no eixo d-q é dada por:

$$\begin{aligned} I_s(t)=&\left[\frac{-j2V_m}{3X(js\omega_s)}e^{js\omega_s t}+\frac{-jV_m}{3X(-j\omega_r)}e^{-(\alpha+j\omega_r)t}+\frac{jV_m}{3(1-s)(1+js\omega_s\tau')}\left(\frac{1}{X''}-\frac{1}{X}\right)e^{-t/\tau'}\right]e^{j\lambda}\\ &\left[\frac{-jV_m}{3X(-j\omega_1)}e^{-j\omega_1 t}+\frac{jV_m}{3X(-j\omega_r)}e^{-(\alpha+j\omega_r)t}+\frac{jV_m}{3(1-s)(1-j\omega_1\tau')}\left(\frac{1}{X''}-\frac{1}{X}\right)e^{-t/\tau'}\right]e^{-j\lambda} \end{aligned} \tag{6.46}$$

[14] V_{s0} e V_{s1} são dadas por (6.31) e (6.41), respectivamente.

As correntes das três fases são obtidas através da transformação inversa *d-q*, da seguinte forma:

$$i_{as} = i_{qs}\cos\theta_{qs} + i_{ds}\,\mathrm{sen}\,\theta_{qs} = \Re e\left\{\left(i_{qs} - ji_{ds}\right)e^{j\omega_r t}\right\} \tag{6.47}$$

$$i_{bs} = i_{qs}\cos\left(\theta_{qs} - \frac{2}{3}\pi\right) + i_{ds}\,\mathrm{sen}\left(\theta_{qs} - \frac{2}{3}\pi\right) = \Re e\left\{\left(i_{qs} - ji_{ds}\right)e^{j\left(\omega_r t - \frac{2}{3}\pi\right)}\right\} \tag{6.48}$$

$$i_{cs} = i_{qs}\cos\left(\theta_{qs} + \frac{2}{3}\pi\right) + i_{ds}\,\mathrm{sen}\left(\theta_{qs} + \frac{2}{3}\pi\right) = \Re e\left\{\left(i_{qs} - ji_{ds}\right)e^{j\left(\omega_r t + \frac{2}{3}\pi\right)}\right\} \tag{6.49}$$

Aplicando-se a transformada para os eixos abc, a corrente da fase *A* da máquina de indução durante um curto-circuito fase-terra é dada por:

$$\begin{aligned} i_{as}(t) = \Re e\left(I_{s1}(t)e^{j(\omega_r t+\lambda)}\right) = \frac{1}{3}V_m\Bigg[\Re e\left[\frac{-j2e^{j(\omega_s t+\lambda)}}{X(js\omega_s)}\right] + \Re e\left[\frac{-j}{X(-j\omega_1)}e^{-j(\omega_s t+\lambda)}\right] + \\ + e^{-\alpha t}\Re e\left[\frac{-je^{j\lambda}}{X(-j\omega_r)} + \frac{je^{-j\lambda}}{X(-j\omega_r)}\right] + \left(\frac{1}{X''} - \frac{1}{X}\right)e^{-t/\tau'} + \\ + \Re e\left[\frac{je^{j(\omega_r t+\lambda)}}{(1+js\omega_s\tau')} + \frac{je^{j(\omega_r t-\lambda)}}{(1-j\omega_1\tau')}\right]\Bigg] \end{aligned} \tag{6.50}$$

Definindo-se os seguintes valores complexos:

$$1/X(js\omega_s) = A_1 + jB_1 \tag{6.51}$$

$$1/X(j\omega_1) = A_2 + jB_2 \tag{6.52}$$

$$1/X(j\omega_r) = A_3 + jB_3 \tag{6.53}$$

E ainda:

$$s\omega_s\tau' = \tan\beta \tag{6.54}$$

$$\omega_1\tau' = \tan\gamma \tag{6.55}$$

Com isso:

$$\Re e\left[\frac{-j2}{X(js\omega_s)}e^{j(\omega_s t+\lambda)}\right] = 2\left(B_1\cos(\omega_s t+\lambda) + A_1\,\mathrm{sen}(\omega_s t+\lambda)\right) \tag{6.56}$$

$$\Re e\left[\frac{-j}{X(j\omega_1)}e^{j(\omega_s t+\lambda)}\right] = -B_2\cos(\omega_s t+\lambda) - A_2\,\mathrm{sen}(\omega_s t+\lambda) \tag{6.57}$$

$$\Re e\left[\frac{-j}{X(-j\omega_r)}e^{j\lambda}\right]=-B_3\cos\lambda+A_3\operatorname{sen}\lambda \tag{6.58}$$

$$\Re e\left[\frac{j}{X(-j\omega_r)}e^{-j\lambda}\right]=B_3\cos\lambda+A_3\operatorname{sen}\lambda \tag{6.59}$$

$$\Re e\left[\frac{je^{-j(\omega_r t+\lambda)}}{(1+js\omega_s\tau')}+\frac{je^{j(\omega_r t-\lambda)}}{(1-j\omega_1\tau')}\right]=-\cos\beta'\operatorname{sen}(\omega_r t-\beta'+\lambda)-\cos\gamma'\operatorname{sen}(\omega_r t+\gamma'-\lambda) \tag{6.60}$$

Finalmente, a corrente de curto-circuito monofásico da máquina de indução é dada por:

$$\begin{aligned} i_{as}(t)=\frac{V_m}{3}\Big\{&(2B_1-B_2)\cos(\omega_s t+\lambda)+(2A_1-A_2)\operatorname{sen}(\omega_s t+\lambda)+(2A_3\operatorname{sen}\lambda)e^{-\alpha t}\\ &-[\cos\beta\operatorname{sen}(\omega_r t+\lambda)+\cos\gamma\operatorname{sen}(\omega_r t+\gamma-\lambda)]\left(\frac{1}{X''}-\frac{1}{X}\right)e^{-t/\tau'}\Big\}\end{aligned} \tag{6.61}$$

Do mesmo modo, as expressões para as correntes das fases *B* e *C* podem ser obtidas, resultando em:

$$\begin{aligned} i_{bs}(t)=\frac{V_m}{3}\Big\{&\left(-B_1+B_2/2-\sqrt{3}A_1-\sqrt{3}A_2/2\right)\cos(\omega_s t+\lambda)+\left(\sqrt{3}B_1+\sqrt{3}B_2/2-A_1+A_2/2\right)\\ &\operatorname{sen}(\omega_s t+\lambda)+\left[\left(-\sqrt{3}B_3-A_3\right)\operatorname{sen}\lambda\right]e^{-\alpha t}-[\cos\beta\operatorname{sen}(\omega_r t-\beta+\lambda-2\pi/3)\\ &+\cos\gamma\operatorname{sen}(\omega_r t+\gamma-\lambda-2\pi/3)]\left(\frac{1}{X''}-\frac{1}{X}\right)e^{-t/\tau'}\Big\}\end{aligned} \tag{6.62}$$

e:

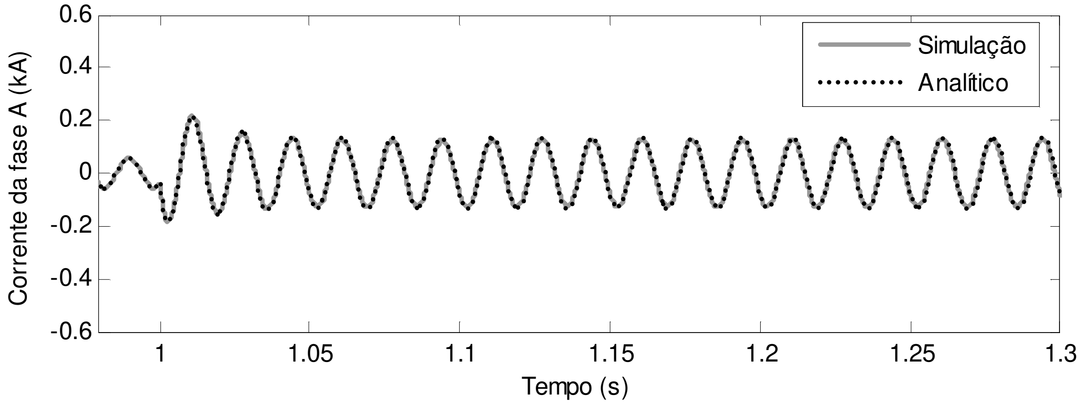
$$\begin{aligned} i_{cs}(t)=\frac{V_m}{3}\Big\{&\left(-B_1+B_2/2+\sqrt{3}A_1+\sqrt{3}A_2/2\right)\cos(\omega_s t+\lambda)+\left(-\sqrt{3}B_1-\sqrt{3}B_2/2-A_1+A_2/2\right)\\ &\operatorname{sen}(\omega_s t+\lambda)+\left[\left(\sqrt{3}B_3-A_3\right)\operatorname{sen}\lambda\right]e^{-\alpha t}-[\cos\beta\operatorname{sen}(\omega_r t-\beta+\lambda+2\pi/3)\\ &+\cos\gamma\operatorname{sen}(\omega_r t+\gamma-\lambda-2\pi/3)]\left(\frac{1}{X''}-\frac{1}{X}\right)e^{-t/\tau'}\Big\}\end{aligned} \tag{6.63}$$

6.2.3 Validação das expressões de correntes de geradores de indução para curto-circuito monofásico

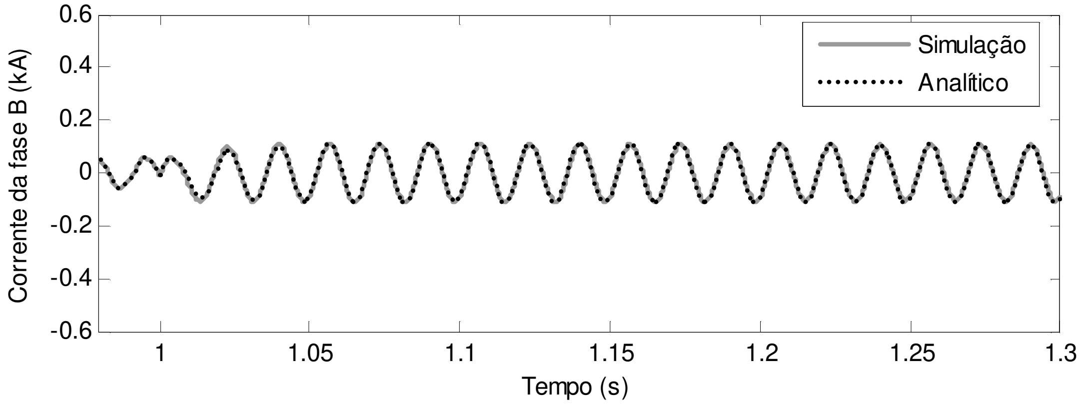
Nesta seção, os resultados obtidos com a aplicação das expressões analíticas desenvolvidas neste trabalho, *i.e.* equações (6.61), (6.62) e (6.63), são comparados com os resultados provenientes de simulações realizadas utilizando o programa PSCAD/EMTDC. Na simulação utiliza-se o modelo de gerador de indução disponível no programa, conforme descrito na Seção 2.1, o qual é conectado a uma fonte de tensão trifásica. Em seguida, um curto-circuito fase-terra é aplicado na fase *A* e as correntes das três fases são registradas para análise e comparação com as fórmulas analíticas.

São realizadas simulações com duas máquinas de indução diferentes. A primeira é uma máquina de 20 HP ([62]) e a segunda de 2250 HP ([63]), cujos dados são apresentados, respectivamente, nos Apêndices A.7 e A.8. Durante a simulação é aplicado um conjugado mecânico ao gerador de indução com valor nominal, o qual é mantido constante após a aplicação do distúrbio.

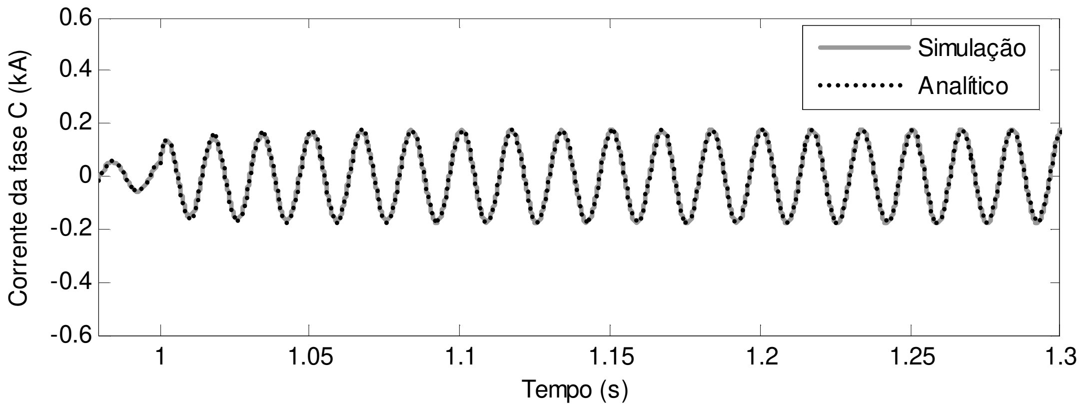
Os resultados são apresentados na Figura 6.4 e Figura 6.5. Nessas figuras, o curto-circuito fase *A*-terra foi aplicado no instante de simulação $t = 1$ segundo e tal curto-circuito é mantido por todo o período restante de simulação. Conforme os resultados apresentados nessas figuras, pode-se verificar que as expressões analíticas de corrente apresentam resultados muito próximos aos resultados provenientes das simulações, principalmente nos primeiros instantes pós-distúrbio. No entanto, após um determinado período de aplicação da falta, os resultados obtidos por meio de simulações apresentam pequenas divergências com os resultados das expressões analíticas. Tais diferenças são explicadas pelo aumento da velocidade do rotor devido à diferença entre os conjugados eletromagnético e mecânico. Com o aumento da velocidade do rotor, as expressões analíticas apresentam pequena divergência na amplitude da corrente, pois foram desenvolvidas considerando-se velocidade constante, visto que esta era a condição necessária para resolver as equações diferenciais usando Laplace. Em princípio, é possível considerar indiretamente a mudança da velocidade do rotor no cálculo dos coeficientes A_i e B_i, aumentando a precisão da determinação da corrente de curto-circuito de regime, contudo as equações se tornariam extremamente complexas, dificultando a sua aplicação e entendimento.



(a) Corrente na fase A

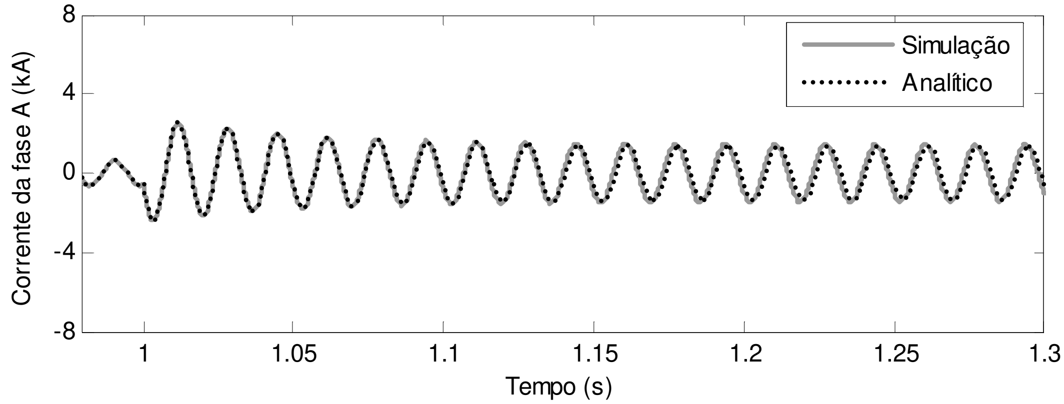


(b) Corrente na fase B

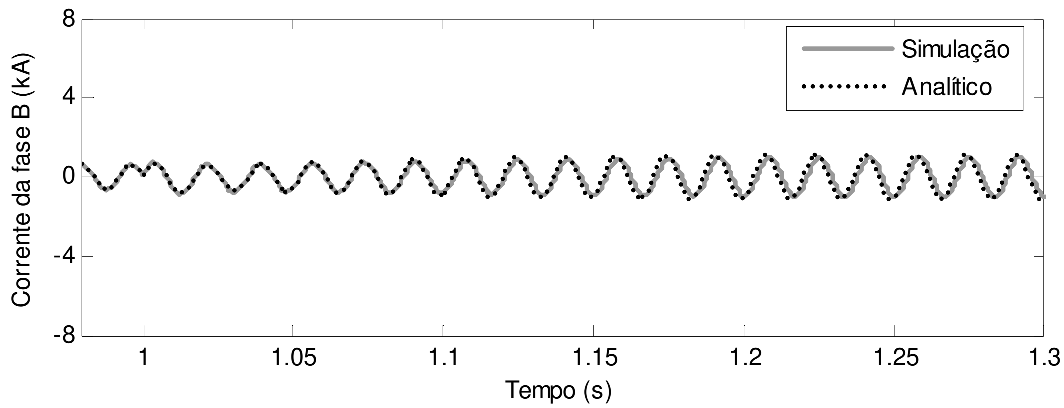


(c) Corrente na fase C

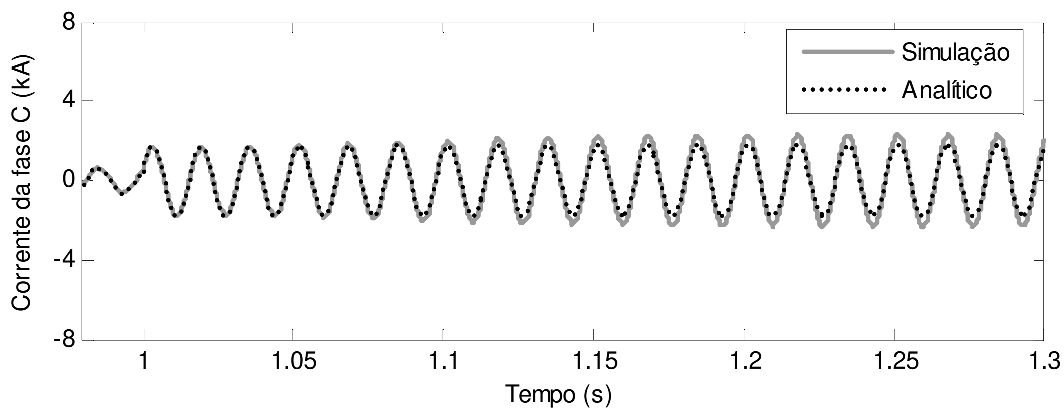
Figura 6.4: Correntes de curto-circuito monofásico para um gerador de 20 HP.



(a) Corrente na fase A



(b) Corrente na fase B



(c) Corrente na fase C

Figura 6.5: Correntes de curto-circuito monofásico para um gerador de 2250 HP.

6.2.4 Caracterização das correntes de geradores de indução para curto-circuito monofásico

De acordo com as expressões desenvolvidas de corrente de curto-circuito, estas expressões podem ser divididas em uma componente de regime permanente e duas componentes transitórias. A magnitude da componente de regime permanente pode ser calculada através dos coeficientes A_i e B_i como definidos nas expressões (6.51), (6.52) e (6.53). Assim, a magnitude da corrente de regime permanente para a fase em que ocorreu o curto-circuito é dada por:

$$I_{p\_reg} = \frac{V_m}{3}\left(\sqrt{(2B_1 - B_2)^2 + (2A_1 - A_2)^2}\right) \tag{6.64}$$

Esta componente corresponde à resposta forçada da equação diferencial. Dentre as duas componentes transitórias de corrente, uma delas é uma constante multiplicada por uma exponencial decrescente da seguinte forma:

$$i_{CC1} = 2A_3 \,\text{sen}(\lambda) e^{-\alpha t} \tag{6.65}$$

Esta componente de corrente corresponde aos transitórios provenientes do estator e, para a fase em que foi aplicado o curto-circuito, seu máximo valor ocorre quando o curto-circuito é aplicado no instante em que sen(λ) $= \pm 1$, isto é, $\lambda = 90^o$ ou $\lambda = 270^o$.

A segunda componente transitória de corrente é uma onda senoidal com freqüência angular igual à freqüência angular do rotor e decaimento exponencial com constante de tempo τ'. Essa componente é dada por:

$$i_{CC2} = -K_{CC2} \,\text{sen}(\omega_r t + \theta_2) e^{-t/\tau'} \tag{6.66}$$

em que:

$$\theta_2 = \tan^{-1} \frac{\cos\beta \,\text{sen}(\lambda - \beta) + \cos\gamma \,\text{sen}(\gamma - \lambda)}{\cos\beta \cos(\lambda - \beta) + \cos\gamma \cos(\gamma - \lambda)} \tag{6.67}$$

O coeficiente K_{CC2} é dado por:

$$K_{CC2} = \frac{V_m}{3}\left(\frac{1}{X''} - \frac{1}{X}\right)\sqrt{\cos\beta^2 + \cos\gamma^2 + 2\cos\beta\cos\gamma\cos(\beta - \gamma)} \tag{6.68}$$

Com o objetivo de avaliar a fórmula analítica na obtenção do máximo valor de pico, na Figura 6.6 e Figura 6.7 são apresentadas comparações com os valores de pico obtidos analiticamente e por simulações em função do ângulo da onda de tensão da rede. Nessas figuras, são apresentados os valores de pico para a corrente em função de diferentes ângulos de incidência, *i.e.* ângulo da tensão da rede no instante de ocorrência da falta. Como é analisado o módulo do máximo valor de corrente, não é necessário mostrar todos os ângulos de chaveamento e sim somente meio ciclo. Como é possível observar pelas figuras, os máximos valores de corrente de pico obtidos por simulações com o PSCAD/EMTDC coincidem com os valores obtidos através das fórmulas analíticas.

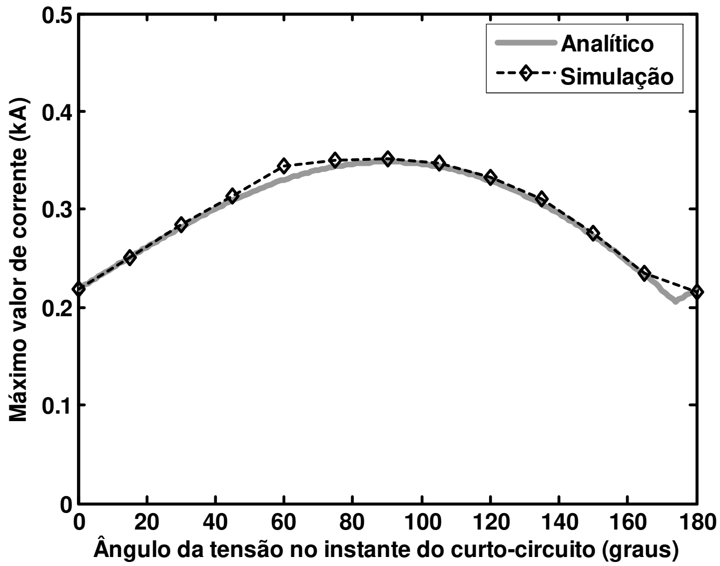


Figura 6.6: Valores de pico de corrente da máquina de indução de 2250 HP para um curto-circuito monofásico em função do instante do curto-circuito.

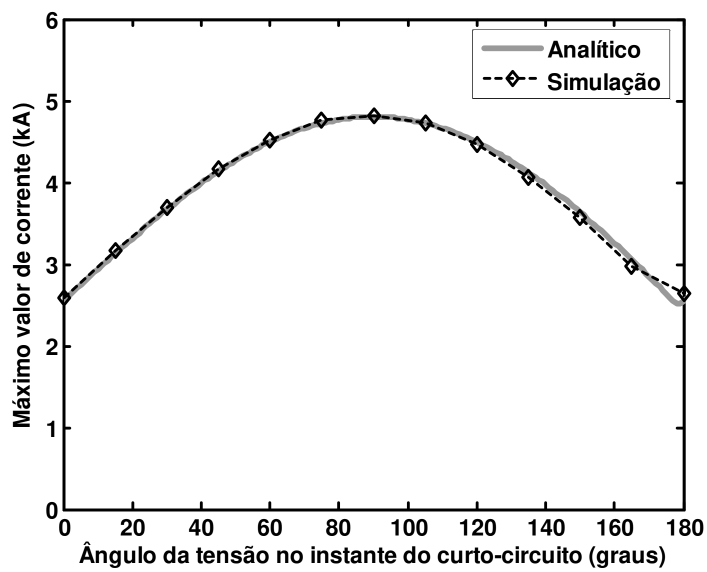


Figura 6.7: Valores de pico de corrente da máquina de indução de 2250 HP para um curto-circuito monofásico em função do instante do curto-circuito.

6.3 Expressões de correntes de geradores de indução para curto-circuito bifásico-terra

Nesta seção, as fórmulas para calcular as correntes de um gerador de indução durante um curto-circuito bifásico-terra são apresentadas. A teoria empregada nesse desenvolvimento é a mesma utilizada no capítulo anterior. As principais diferenças são as condições de contorno e a representação do distúrbio de entrada.

As tensões no estator durante um curto-circuito bifásico-terra envolvendo as fases *B* e *C* são dadas por:

$$v_{as} = (\omega_0 t + \lambda) \tag{6.69}$$

$$v_{bs} = 0 \tag{6.70}$$

$$v_{cs} = 0 \tag{6.71}$$

Do mesmo modo que para o curto-circuito fase-terra, as equações das correntes de curto-circuito bifásico-terra são resolvidas utilizando-se o princípio da superposição. Dessa forma, após o curto-circuito, as tensões complexas do estator são alteradas conforme segue:

$$V_{s1} = v_{qs1} - jv_{ds1} = \frac{1}{3}V_m e^{j(s\omega_s t+\lambda)} - \frac{1}{3}V_m e^{-j(\omega_1 t+\lambda)} \tag{6.72}$$

Substituindo-se essa expressão de tensão em (6.22) e somando-a com a parcela de regime dada por (6.35), seguida das transformações para o eixo abc, as seguintes equações de corrente são obtidas:

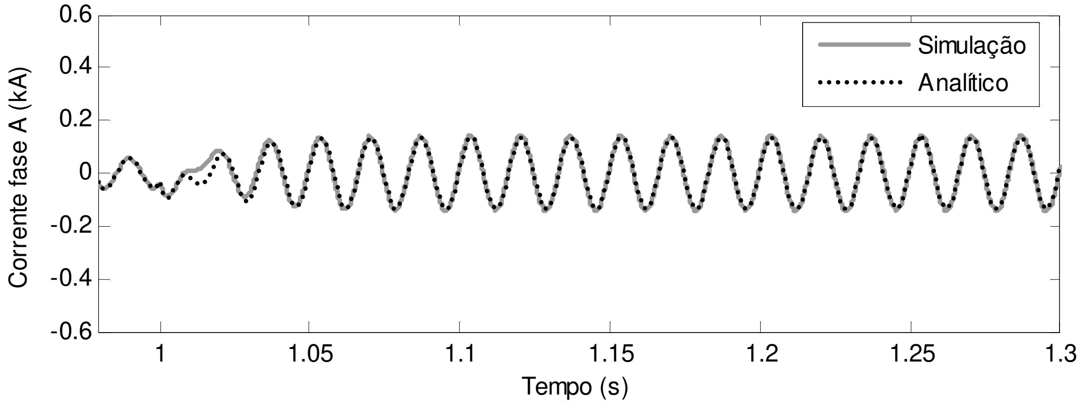
$$\begin{aligned} i_{as}(t) = \frac{V_m}{3} \Big\{ & (B_1 + B_2)\cos(\omega_s t + \lambda) + (A_1 + A_2)\operatorname{sen}(\omega_s t + \lambda) + (A_3 \operatorname{sen}\lambda - 3B_3 \cos\lambda)e^{-\alpha t} \\ & - [2\cos\beta \operatorname{sen}(\omega_s t - \beta + \lambda) - \cos\gamma \operatorname{sen}(\omega_r t + \gamma - \lambda)]\left(\frac{1}{X''} - \frac{1}{X}\right)e^{-t/\tau'} \Big\} \end{aligned} \tag{6.73}$$

$$\begin{aligned} i_{bs}(t) = \frac{V_m}{3} \Bigg\{ & \frac{1}{2}\left(-B_1 - B_2 - \sqrt{3}A_1 + \sqrt{3}A_2\right)\cos(\omega_s t + \lambda) + \frac{1}{2}\left(\sqrt{3}B_1 + \sqrt{3}B_2 - A_1 - A_2\right) \\ & \operatorname{sen}(\omega_s t + \lambda) + \left[\frac{1}{2}\left(3B_3 - 3\sqrt{3}A_3\right)\cos\lambda + \frac{1}{2}\left(-\sqrt{3}B_3 - A_3\right)\operatorname{sen}\lambda\right]e^{-\alpha t} + \\ & -\left[2\cos\beta \operatorname{sen}\left(\omega_r t - \beta + \lambda - \frac{2\pi}{3}\right) - \cos\gamma \operatorname{sen}\left(\omega_r t + \gamma - \lambda - \frac{2\pi}{3}\right)\right]\left(\frac{1}{X''} - \frac{1}{X}\right)e^{-t/\tau'} \Bigg\} \end{aligned} \tag{6.74}$$

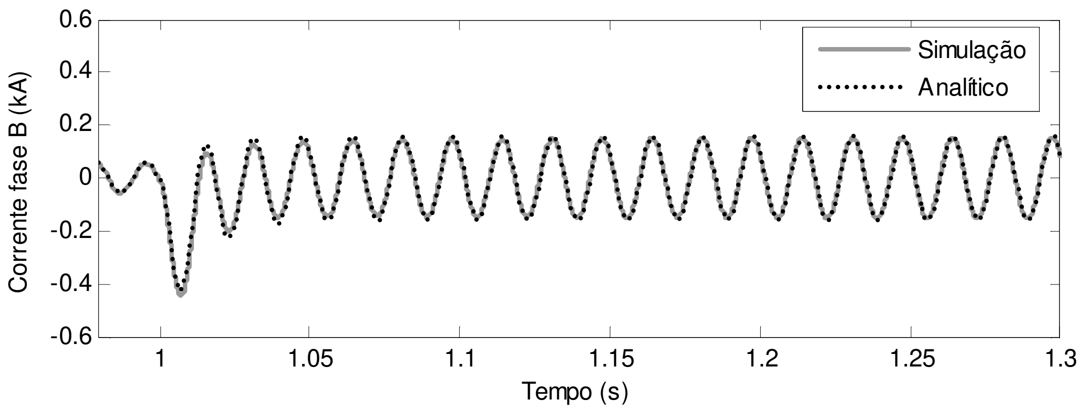
$$
\begin{aligned}
i_{cs}(t) = \frac{V_m}{3}\Bigg\{ & \frac{1}{2}\left(-B_1 - B_2 + \sqrt{3}A_1 - \sqrt{3}A_2\right)\cos(\omega_s t + \lambda) \\
& + \frac{1}{2}\left(-\sqrt{3}B_1 + \sqrt{3}B_2 - A_1 - A_2\right)\mathrm{sen}(\omega_s t + \lambda) + \frac{1}{2}\left[\left(3B_3 + 3\sqrt{3}A_3\right)\cos\lambda + \left(\sqrt{3}B_3 - A_3\right)\mathrm{sen}\,\lambda\right]e^{-\alpha t} \\
& - \left[2\cos\beta.\mathrm{sen}(\omega_r t - \beta + \lambda + 2\pi/2) - \cos\gamma\,\mathrm{sen}(\omega_r t + \gamma - \lambda + 2\pi/3)\right]\left(\frac{1}{X''} - \frac{1}{X}\right)e^{-t/\tau'}\Bigg\}
\end{aligned}
\tag{6.75}
$$

6.3.1 Validação das expressões de corrente de geradores de indução para curto-circuito bifásico-terra

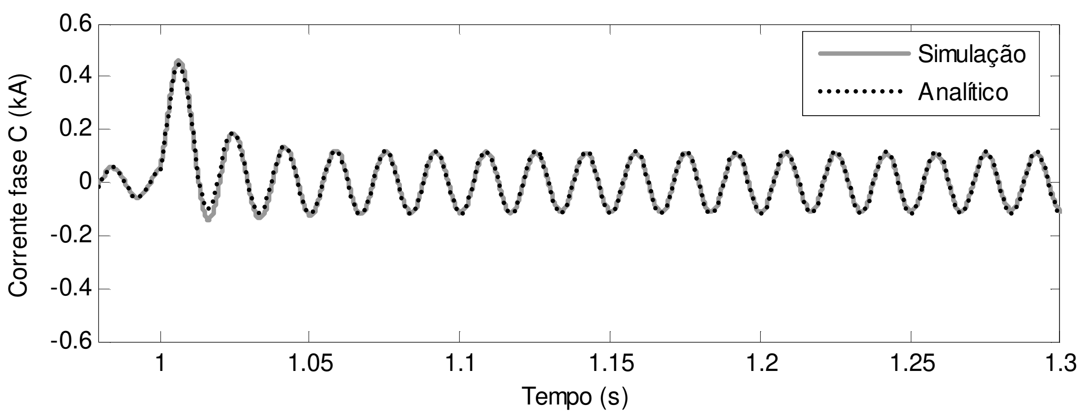
Da mesma forma que para o curto-circuito monofásico, para o curto-circuito bifásico-terra foram realizadas simulações no PSCAD/EMTDC com as máquinas de indução de 20 HP e de 2250 HP. Os resultados provenientes das simulações e das expressões analíticas são apresentados na Figura 6.8 e na Figura 6.9. Novamente, o curto-circuito foi aplicado no instante t = 1 segundo, a falta continuou ativa durante todo o período restante da simulação. Com base nessas figuras, percebe-se que os resultados iniciais obtidos pelas fórmulas são bastante precisos. Contudo, após um determinado período de aplicação da falta ocorre um desvio entre a corrente calculada analiticamente e a corrente proveniente de simulação. No caso da máquina de 2250 HP esse desvio dos valores de corrente é maior se comparado com os resultados do curto-circuito fase-terra devido ao aumento mais significativo da velocidade do rotor para o curto-circuito bifásico-terra.



(a) Corrente na fase A

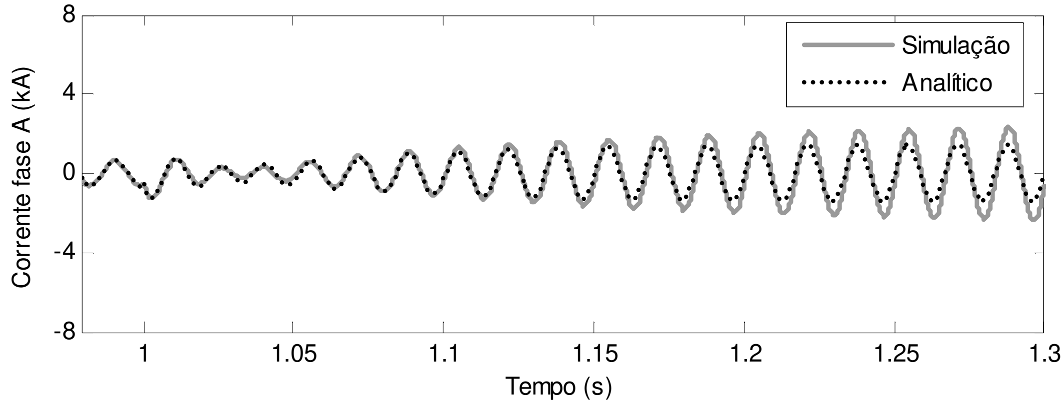


(b) Corrente na fase B

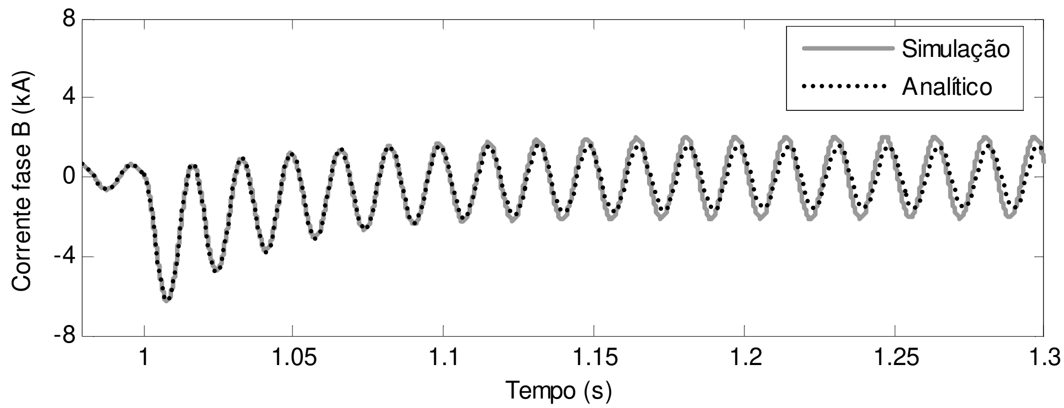


(c) Corrente na fase C

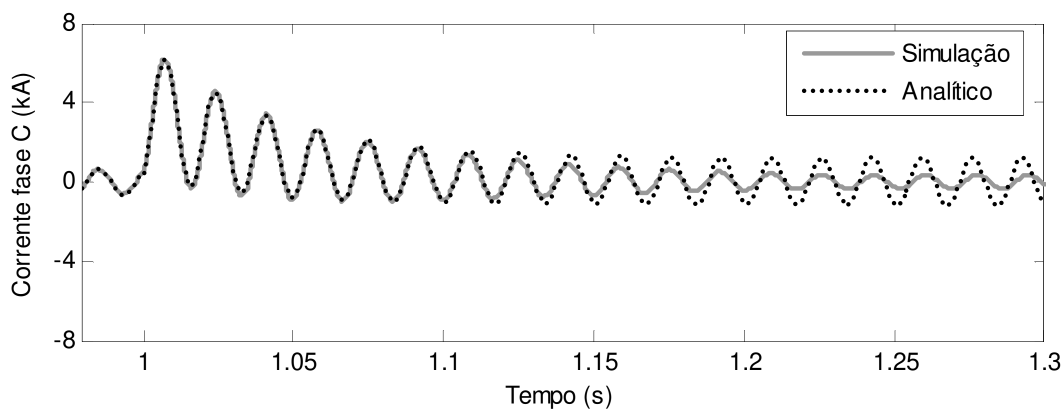
Figura 6.8: Correntes de curto-circuito bifásico-terra para máquina de indução de 20 HP.



(a) Corrente na fase A



(b) Corrente na fase B



(c) Corrente na fase C

Figura 6.9: Correntes de curto-circuito bifásico-terra para máquina de 2250 HP.

6.3.2 Caracterização das correntes de geradores de indução para curto-circuito bifásico-terra

As equações para cálculo das correntes para um curto-circuito bifásico-terra apresentam as mesmas características das expressões para o curto-circuito monofásico, isto é, elas são compostas de uma componente de regime permanente e duas componentes transitórias, sendo que as duas componentes transitórias de corrente decrescem exponencialmente, uma multiplicada por uma onda senoidal e a outra por uma constante.

As amplitudes das parcelas de regime permanente das correntes das fases envolvidas no curto-circuito, *i.e.* fases *B* e *C*, são dados por:

$$I_{p\_regB} = \frac{V_m}{6}\left(\sqrt{\left(B_1 + B_2 + \sqrt{3}A_1 - \sqrt{3}A_2\right)^2 + \left(\sqrt{3}B_1 - \sqrt{3}B_2 - A_1 - A_2\right)^2}\right) \tag{6.76}$$

$$I_{p\_regC} = \frac{V_m}{6}\left(\sqrt{\left(B_1 + B_2 - \sqrt{3}A_1 + \sqrt{3}A_2\right)^2 + \left(\sqrt{3}B_1 - \sqrt{3}B_2 + A_1 + A_2\right)^2}\right) \tag{6.77}$$

As parcelas dos transitórios das correntes das fases *B* e *C*, que correspondem a exponencial decrescente são dadas por:

$$i_{CC1\_B} = K_{CC1\_B}\,\mathrm{sen}\left(\lambda + \theta_{CC\_B}\right)e^{-\alpha t} \tag{6.78}$$

$$i_{CC1\_C} = K_{CC1\_C}\,\mathrm{sen}\left(\lambda + \theta_{CC\_C}\right)e^{-\alpha t} \tag{6.79}$$

Sendo que as amplitudes das correntes são dadas por:

$$K_{CC1\_B} = \frac{1}{3}V_m\sqrt{7A_3^2 - 4\sqrt{3}A_3B_3 + 3B_3^2} \tag{6.80}$$

$$K_{CC2\_C} = \frac{1}{3}V_m\sqrt{7A_3^2 + 4\sqrt{3}A_3B_3 + 3B_3^2} \tag{6.81}$$

E os ângulos por:

$$\theta_{CC2\_B} = \tan^{-1}\left(\frac{3B_3 - 3\sqrt{3}A_3}{-\sqrt{3}B_3 - A_3}\right) \tag{6.82}$$

$$\theta_{CC2\_C} = \tan^{-1}\left(\frac{3B_3 + 3\sqrt{3}A_3}{\sqrt{3}B_3 - A_3}\right) \tag{6.83}$$

Note que i_{CC1_B} e i_{CC1_C} serão zero se o ângulo de chaveamento λ apresenta as seguintes condições:

$$\lambda + \theta_{CC2\_B} = k\pi \qquad k = 0, \pm 1\ldots \tag{6.84}$$

$$\lambda + \theta_{CC2\_C} = k\pi \qquad k = 0, \pm 1\ldots \tag{6.85}$$

As parcelas dos transitórios das correntes das fases *B* e *C* correspondentes ao formato senoidal com decaimento exponencial são dadas por:

$$i_{B3} = -K_{B3}\,\mathrm{sen}(\omega_r t + \theta_{B3})e^{-t/\tau} \tag{6.86}$$

$$i_{C3} = -K_{C3}\,\mathrm{sen}(\omega_r t + \theta_{C3})e^{-t/\tau} \tag{6.87}$$

em que:

$$\theta_{B3} = \tan^{-1}\frac{2\cos\beta\,\mathrm{sen}\left(\lambda - \beta - \frac{2\pi}{3}\right) - \cos\gamma\,\mathrm{sen}\left(\gamma - \lambda - \frac{2\pi}{3}\right)}{2\cos\beta\cos\left(\lambda - \beta - \frac{2\pi}{3}\right) - \cos\gamma\cos\left(\gamma - \lambda - \frac{2\pi}{3}\right)} \tag{6.88}$$

$$\theta_{C3} = \tan^{-1}\frac{2\cos\beta\,\mathrm{sen}\left(\lambda - \beta + \frac{2\pi}{3}\right) - \cos\gamma\,\mathrm{sen}\left(\gamma - \lambda + \frac{2\pi}{3}\right)}{2\cos\beta\cos\left(\lambda - \beta + \frac{2\pi}{3}\right) - \cos\gamma\cos\left(\gamma - \lambda + \frac{2\pi}{3}\right)} \tag{6.89}$$

$$K_{B3} = \frac{V_m}{3}\left(\frac{1}{X'} - \frac{1}{X}\right)\sqrt{2\cos\beta^2 + \cos\gamma^2 - 4\cos\beta\cos\gamma\cos\left(\gamma - \beta + \frac{2\pi}{3}\right)} \tag{6.90}$$

$$K_{C3} = \frac{V_m}{3}\left(\frac{1}{X'} - \frac{1}{X}\right)\sqrt{2\cos\beta^2 + \cos\gamma^2 - 4\cos\beta\cos\gamma\cos\left(\gamma - \beta - \frac{2\pi}{3}\right)} \tag{6.91}$$

Na Figura 6.10 e na Figura 6.11 são apresentados os valores de pico de corrente de um curto-circuito bifásico-terra em função do ângulo da tensão de alimentação no instante da ocorrência do distúrbio. Nas figuras são apresentados os resultados provenientes das simulações utilizando o PSCAD/EMTDC e das fórmulas analíticas. Como pode ser observado, os resultados entre simulações e fórmulas analíticas são bastante coincidentes.

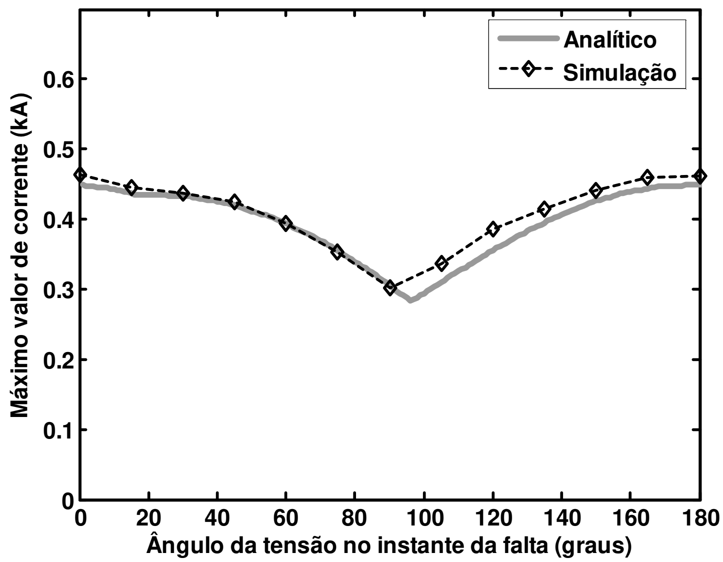


Figura 6.10: Valores de pico de corrente da máquina de indução de 20 HP para um curto-circuito bifásico-terra em função do instante do curto-circuito.

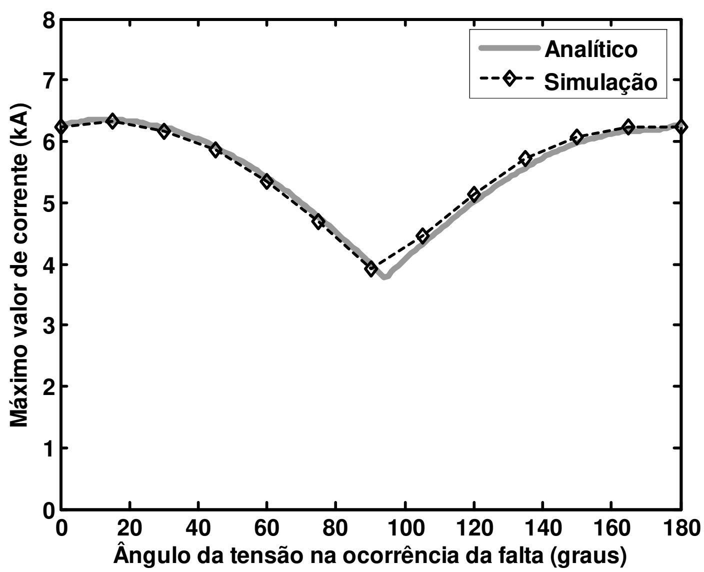


Figura 6.11: Valores de pico de corrente da máquina de indução de 2250 HP para um curto-circuito bifásico-terra em função do instante do curto-circuito.

6.4 Comentários finais

De forma resumida, os seguintes comentários e conclusões podem ser derivados deste capítulo:

- Embora geradores de indução não sejam capazes de fornecer correntes de curto-circuito de forma sustentada durante faltas trifásicas, verificou-se que, no caso de distúrbios desequilibrados, os geradores de indução são capazes de fornecerem correntes de curto-circuito de forma sustentada.
- As fórmulas desenvolvidas baseadas no conceito de impedância operacional, no teorema da superposição e na Transformada de Laplace mostraram-se bastante precisas quando comparadas com as respostas de programas de análise de transitórios eletromagnéticos.
- As fórmulas propostas puderam caracterizar as correntes de curto-circuito através da decomposição destas em parcelas de regime permanente e transitório. Tais características podem ser utilizadas no futuro para desenvolver modelos simplificados para serem implementados em programas de cálculo de curto-circuito.

7 CONCLUSÕES

Os métodos analíticos apresentados nesta tese contribuem para obter uma melhor compreensão sobre diversas características de geradores de indução conectados em redes de energia elétrica. Visto que tais geradores começaram a ser utilizados de forma mais intensa somente em anos recentes, ainda há uma lacuna quanto ao desenvolvimento de técnicas analíticas para investigação da operação e instalação desses geradores. Esta tese permitiu que algumas dessas lacunas fossem preenchidas. Foram desenvolvidas metodologias para investigar as seguintes questões técnicas: análise da estabilidade de geradores de indução frente a grandes perturbações; análise da estabilidade de geradores de indução frente a pequenas perturbações; determinação dos valores ótimos dos resistores utilizados por diferentes técnicas de energização de geradores de indução e determinação das correntes de curto-circuito fornecidas por geradores de indução durante faltas desequilibradas. Espera-se que esses métodos permitam não só uma análise mais rápida dos processos envolvidos nos estudos de geradores de indução, mas também que ajudem os engenheiros a desenvolver uma maior sensibilidade a respeito do desempenho desses geradores. Todos os métodos propostos foram exaustivamente validados através de numerosas simulações computacionais e testes experimentais, comprovando a precisão deles.

Dividindo, de forma simplificada, as contribuições da tese por capítulos, tem-se:

- No Capítulo 3, apresentou-se o desenvolvimento de métodos para a análise de estabilidade dos geradores de indução frente a grandes perturbações. Embora as metodologias tenham sido baseadas na solução do circuito equivalente de regime permanente do gerador de indução, os resultados dos estudos de sensibilidade comprovaram a precisão das técnicas propostas para uma ampla faixa de variação dos parâmetros do gerador e da rede. Uma das principais contribuições, do ponto de vista de aplicação prática, foi o desenvolvimento de um método simples e preciso para determinar a potência crítica de um gerador de forma a garantir a respeitabilidade do critério de capacidade de operação durante falta (*fault-ride-through capability*).

- No Capítulo 4, apresentou-se o desenvolvimento de métodos para a análise de estabilidade dos geradores de indução frente a pequenas perturbações. Com base nesses métodos, tornou-se evidente a importância da informação dinâmica da equação de oscilação da máquina na análise deste tipo de estabilidade. Dessa forma, tal fenômeno, ainda não tão bem caracterizado na literatura especializada, pôde ser mais bem compreendido. Os resultados dos estudos de sensibilidade utilizando exaustivas simulações dinâmicas comprovaram a precisão das fórmulas propostas.

- No Capítulo 5, apresentou-se um conjunto de fórmulas que permitem determinar diretamente o valor ótimo do resistor a ser empregado por diferentes técnicas de energização de geradores de indução baseadas no uso de resistores de pré-inserção. Antes do desenvolvimento dessas técnicas, os valores desses resistores eram determinados empiricamente e, por conseguinte, muitas vezes os métodos não eram tão eficientes em minimizar a corrente de energização. Com o desenvolvimento dessas fórmulas, acredita-se que o funcionamento desses métodos puderam ser mais bem caracterizado, viabilizando que eles sejam usados de forma mais adequada. Esses métodos foram desenvolvidos utilizando diversas técnicas rotineiramente empregadas pela teoria de curto-circuito como, por exemplo, teoria de componentes simétricas, princípio da superposição, modelagem de chaves através de duas fontes de tensão em série com polaridade invertida, etc. A precisão das fórmulas foi validada através de um estudo exaustivo usando simulações de transitórios eletromagnéticos e testes experimentais.

- No Capítulo 6, foram desenvolvidas diversas expressões para calcular as correntes de curto-circuito de geradores de indução durante defeitos desequilibrados. O desenvolvimento dessas fórmulas permitiu caracterizar completamente a natureza dessas correntes. Tais características podem viabilizar o desenvolvimento de modelos mais adequados em programas de cálculo de curto-circuito. Os métodos desenvolvidos foram baseados na teoria da impedância operacional, no princípio da superposição e na Transformada de Laplace. Como foi possível verificar através dos resultados apresentados usando simulações de transitórios eletromagnéticos, embora as fórmulas tenham sido desenvolvidas considerando a velocidade do rotor constante, elas forneceram valores muito próximos das correntes obtidas por simulações.

Espera-se que, com as divulgações dos resultados deste trabalho, os métodos desenvolvidos possam compor os procedimentos de análise da instalação e operação de geradores de indução. Finalmente, os métodos e expressões apresentados nesta tese explicam o comportamento destes geradores sob diferentes condições de operação no sistema elétrico.

7.1 Sugestões para trabalhos futuros

Como sugestões para trabalhos futuros, no contexto desta tese, tem-se:

- Desenvolvimento de métodos analíticos para análise de outras questões técnicas relacionadas com a utilização de geradores de indução como: análise do comportamento de geradores de indução após a ocorrência de ilhamentos; impacto de geradores de indução nos afundamentos de tensão causados por curtos-circuitos desequilibrados; impacto de geradores de indução na tensão de regime permanente de sistemas de energia elétrica.
- Desenvolvimento de metodologias analíticas similares a apresentadas aqui para a avaliação do desempenho de geradores de indução duplamente alimentados, visto que tais máquinas estão cada vez mais sendo utilizados como geradores distribuídos.

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

[1] N. Jenkins, R. Allan, P. Crossley, D. Kischen e G. Strbac, Embedded generation, *The Institute of Electrical Enginners*, 2000.

[2] T. Ackermann, G. Andersson e L Söder, "Distributed generation: a definition", *Electric Power Systems Research*, v. 57, n. 3, p. 195-204, 2001.

[3] CIRED Working Group 4, "Dispersed generation", *Relatório Técnico - CIRED*, 1999.

[4] CIGRÉ Working Group 37.23, "Impact of increasing contribution of dispersed generation on the power system", *Relatório Técnico - CIGRÉ*, 1999.

[5] ANEEL – Agência Nacional de Energia Elétrica. Disponível em: <*http://www.aneel.gov.br*> Acesso em 17 de abril de 2008.

[6] M. T. Tolmasquim, Fontes renováveis de energia no Brasil, *Editora Interciência*, 2003.

[7] C. L. C. Allan, "Water-turbine driven induction generators", *Proceedings of the IEE*, Part A, Paper no. 3140, p. 529-550, 1959.

[8] J. R. Parsons, "Cogeneration application of induction generators", *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 20, n. 3, p. 497-503, Maio/Junho 1984.

[9] R. Belhomme, M. Plamondon, H. Nakra, D. Desrosiers e C. Gagnon, "Case study on the integration of a non-utility induction generator to the Hydro-Quebec distribution network", *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 10, n. 3, p. 1677-1684, July 1995.

[10] N. P. McQuin, P. N. Willians e S. Williamson, "Transient electrical and mechanical behavior of large induction generator installations", *4th International Conference on Electrical Machines and Drives*, p. 251-255, Setembro, 1989.

[11] V. Akhmatov, "Analysis of dynamic behaviour of electric power systems with large amount of wind power", *Tese de Doutorado apresentada na Technical University of Denmark*, Dinamarca, 2003.

[12] L. Holdsworth, X. G. Wu, J. B. Ekanayabe e N. Jenkins, "Comparison of fixed and doubly-fed induction wind turbines during power systems disturbances", *IEE Proceedings Generation, Transmission and Distribution*, v. 150, p. 343-352, 2003.

[13] J. E. Ekanayabe, L. Holdsworth e N. Jenkins, "Control of DFIG wind turbines", *Power Engineering Magazine*, v. 17, n. 1, p. 28-32, 2003.

[14] A. Tapia, G. Tapia, J. X. Ostolaza e J. R. Saenz, “Modeling and control of a wind turbine driven doubly fed induction generator”, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 18, n. 2, p. 194-204, 2003.

[15] A. Tapia, G. Tapia, J. X. Ostolaza, J. R. Saenz e J. L. Berasategui, “Reactive power control of a Wind farm made up with doubly fed induction generators (I)”, *IEEE Power Tech Conference*, 2001.

[16] M. B. C. Salles, “Análise do desempenho dinâmico de geradores de eólicos conectados em redes de distribuição de energia elétrica”, *Dissertação de mestrado apresentada à Faculdade de Engenharia Elétrica da UNICAMP*, 2004.

[17] O. Samuelsson e S. Lindahl, “On speed stability”, *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 20, n. 2, p. 1179-1180, 2005.

[18] S. K. Salman e A. L. J. Teo, “Windmill modeling consideration and factors influencing the stability of a grid-connected wind power-based embedded generator”, *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 18, n. 2, p. 793-802, 2003.

[19] D. J. Trudnowski, A. Gentile, J. M. Khan e E. M. Petritz, “Fixed-speed wind-generator and wind-park modeling for transient stability studies,” *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 19, n. 4, p. 1911-1917, 2004

[20] P. Ledesma, J. Usaola, and J.L. Rodríguez, “Transient stability of a fixed speed wind farm”, *Renewable Energy*, v. 28, n. 9, p. 1341–1355, 2003.

[21] V. Akhmatov, “Induction generators for wind power”, *Multi-Science Publishing Company*, Ltd., 2005.

[22] J. G. Slootweg, “Wind power: Modelling and impact on power system dynamics”, *Tese de Doutorado apresentada na Technical University of Delft*, 2003.

[23] W. Freitas, A. Morelato e W. Xu, “Improvement of induction generator stability using braking resistors”, *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 19, n. 2, p. 1247-1249, 2004.

[24] W. Freitas, J. C. M. Vieira, A. Morelato, L. C. P. da Silva, V. F. da Costa e F. A. B. Lemos “Comparative analysis between synchronous and induction machines for distributed generation applications”, *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 21, n. 1, p. 301-311, 2006.

[25] E. S. Abdin e W. Xu, “Control design and dynamic performance analysis of a wind turbine-induction generator unit”, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 15, n. 1, p. 91-96, 2000.

[26] V. Akhmatov, H. Knudsen, A. H. Nielsen, J. K. Pedersen e N. K. Poulsen, “Modelling and transient stability of large wind farms”, *International Journal on Electrical Power and Energy Systems*, vol. 25, n. 2, p. 123-144, 2003.

[27] W. Freitas, A. Morelato, F. Sato e W. Xu, “Impacts of AC generators and DSTATCOM devices on the dynamic performance of distribution systems”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 20, n. 2, p. 1493-1501, 2005.

[28] V. Akhmatov, H. Knudsen, M. Bruntt, A. H. Nielsen, J. K. Pedersen, N. K. Poulsen, “A dynamic stability limit of grid-connected induction generators”, *IASTED International Conference on Power and Energy*, p. 235-244, Espanha, 2000.

[29] P. Kundur, Power system stability and control, *McGraw-Hill Inc*., 1994.

[30] P. C. Krause, “Analysis of electric machinery”, *McGraw-Hill Book Co.*, New York, 1986.

[31] SimPowerSystems For Use with Simulink - User's Guide: Version 4, *MathWorks*, 2004.

[32] T. Thiringer e J. Luomi, “Comparison of Reduced-Order Dynamic Models of Induction Machines”, *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 16, n. 1, p. 119-126, 2001.

[33] C. F. Wagner e R. D. Evans, “Symmetrical components”, *McGraw-Hill*, New York, 1933.

[34] P. M. Anderson, “Analysis of faulted power systems”, *The Iowa State University Press*, Estados Unidos, 1973.

[35] *PSCAD/EMTDC: User’s Guide* – Version 4.0, Manitoba HVDC Research Centre, 2005.

[36] P. Kundur, J. Paserba, V. Ajjarapu, G. Andersson, A. Bose, C. Canizares, N. Hatziargyriou, D. Hill, A. Stankovic, C. Taylor, T. Van Cutsem e V. Vittal, “Definition and classification of power system stability: IEEE/CIGRE joint task force on stability terms and definitions”, *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 19, n. 3, p. 1387-1401, 2004.

[37] V. Akmatov, H. Knudsen, M. Bruntt, A. H. Nielsen, J. K. Pedersen e N. K. Poulsen, “A Dynamic stability limit of a grid-connected induction generators”, in Proceedings of the IASTED International Conference on Power and Energy Systems, Espanha, 2000.

[38] “Wind turbines connected to grids with voltages below 100kV – Technical Regulations for the Properties and the Control of Wind turbines”, *Technical Regulations TF 3.2.6*, Fredercia, Denmark, 41 páginas, 2004. Disponível em: <http://www.energinet.dk>.

[39] J. Morren and S. W. H. de Haan, "Ride through of wind turbines with doubly-fed Induction generator during a voltage dip", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 20, n. 2, p. 435-441, 2005.

[40] J. López, P. Sachis, X. Roboam e L. Marroyo, "Dynamic behavior of the doubly fed induction generator during three-phase voltage dips", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 22, n. 3, p. 709-717, 2007.

[41] A. Mullane, G. Lightbody e R. Yacamini, "Wind-turbine fault ride-through enhancement", *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 20, n. 4, p. 1929-1937, 2005.

[42] C. Chompoo-inwai, C. Yingvivatanapong, K. Methaprayoon, e W. Lee, "Reactive compensation techniques to improve the ride-through capability of wind turbine during disturbance", *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 41, n. 3, p. 666-672, 2005.

[43] D. C. Franklin e A. Morelato, "Improving dynamic aggregation of induction motor models", *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 9, n. 4, p. 1934-1941, 1994.

[44] W. Freitas, L. C. P. da Silva e A. Morelato, "Small-disturbance voltage stability of distribution systems with induction generators", *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 20, n. 3, p. 1653-1654, 2005.

[45] G. Hammons, S.C. Glasgow, "Voltage dips due to direct connection of induction generators in low head hydro electric schemes," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 9, n. 3, p. 460 - 465, 1994.

[46] Electricity Association, "Recommendations for the connection of embedded generating plant to public distribution systems above 20 kV or with outputs over 5 MW", *Electricity Association Standard G75/1*, 2003.

[47] T. Thiringer, "Grid-friendly connecting of constant-speed wind turbines using external resistors," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 17, n. 4, p. 537 - 542, 2002.

[48] A. G. Gonzalez Rodriguez, M. Burgos Payan, "PSCAD based simulation of the connection of a wind generator to the network," *IEEE Porto Power Tech Conference*, Portugal, 2001.

[49] S. A. Gómez, J.L. Amenedo, "Grid synchronisation of doubly fed induction generators using direct torque control," *IEEE 28th Annual Conference of the Industrial Electronics Society*, vol.4, Nov. 2002.

[50] R. Natarajan, V. K. Misra, "Starting transient current of induction motors without and with terminal capacitors," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 6, n. 1, p. 134-139, 1991.

[51] M. H. J. Bollen, G. Yaçinkaya e G. Hazza, "The use of electromagnetic transient programs for voltage sag analysis", *8th International Conference on Harmonics and Quality of Power*, 1998.

[52] M. H. J. Bollen, "IEEE tutorial on voltage sag analysis", *IEEE Publication TP139-0*, 1999.

[53] M. H. J. Bollen, Understanding power quality problems: voltage sags and interruptions, *IEEE Press Series on Power Engineering*, 2000.

[54] A. Sharghi, "Single resistor methods of reducing induction generator inrush current", *Dissertação de mestrado apresentada na Universidade de Alberta*, 2005.

[55] A. E. Fitzgerald; C. Jr. Kingsley, A. Kusko, "Máquinas elétricas," *McGraw-Hill*, 1971.

[56] B. Adkings e R. G. Harley, "The general theory of alternating current machines: application to practical problems", *Chapman and Hall*, Londres, 1975.

[57] IEEE recommended practice for electric power distribution for industrial plants, *IEEE Std 141-1993*, Dezembro, 1993.

[58] A. J. Rodolakis, "A Comparison of North American (ANSI) and European (IEC) fault calculation guidelines," *IEEE Transactions on Industry Applications*, v. 29, n. 3, p. 515-521, 1993.

[59] A. Greenwood, "Electrical transients in power systems," *John Wiley & Sons, Inc.* 1971.

[60] T. Sulawa, Z. Zabar, D. Czarkowski, Y. TenAmi, L. Birenbaum e S. Lee, "Evaluation of a 3-ϕ bolted short-circuit on distribution networks having induction generators at customer sites", *IEEE Transactions on Power Delivery*, v. 22, n. 3, p. 1965-1971, 2007.

[61] T. Senjyu, N. Sueyoshi, K. Uezato e H. Fujita, "Transient current analysis of induction generator for wind power generation system", *IEEE PES Transmission and Distribution Conference and Exhibition 2002: Asia Pacific*. 3, p. 1647 – 1652, 2002.

[62] C.M. Ong, "Dynamic simulation of electric machinery", *Prentice-Hall PRT*, 1998.

[63] S. Ertem e Y. Baghzouz, "Simulation of induction machinery for power system studies", *IEEE Transactions on Energy Convertion*, v. 4, n. 1, p. 88-94, 1989.

APÊNDICE A: DADOS DOS SISTEMAS UTILIZADOS

A.1. Dados do sistema I

Parâmetros do gerador de indução	
S_B	10 MVA
V_B	2,4 kV
R_s	0,01 pu
X_s	0,1 pu
R_r	0,014 pu
X_r	0,098 pu
X_m	3,5 pu
H	1,5 s
T_M	–1 pu
Banco de capacitores	
V_B	2,4 kV
Q_C	2,5 MVAr
Parâmetros do alimentador:	
R_L	0,0825 Ω
X_L	0,1037 Ω
Parâmetros da subestação:	
Tensão nominal	2,4 kV
V_S	0,975 pu
S de curto-circuito	1500 MVA
Relação X/R	10
Carga local:	
P_{L0}	0 MW
Q_{L0}	0 MVAR

A.2. Dados do sistema II

Parâmetros do gerador de indução	
S_B	1 MVA
V_B	0,690 kV
R_s	0,011 pu
X_s	0,095 pu
R_r	0,018 pu
X_r	0,090 pu
X_m	3,6 pu
H	2,5 s
T_M	–1 pu
Pares de pólos	2
Banco de capacitores	
V_B	0,69 kV
Q_C	0,2 MVAr
Parâmetros do alimentador:	
R_L	0,1650 Ω
X_L	0,4147 Ω
Parâmetros da subestação:	
Tensão nominal	15 kV
V_S	1,0 pu
S de curto-circuito	1000 MVA
Relação X/R	10
Carga local:	
P_{L0}	0 MW
Q_{L0}	0 MVAR

A.3. Dados do sistema III

Parâmetros do gerador de indução	
S_B	14 MVA
V_B	2,4 kV
R_s	0,01 pu
X_s	0,1 pu
R_r	0,014 pu
X_r	0,098 pu
X_m	3,5 pu
H	1,5 s
T_M	−1 pu
Pares de pólos	2
Banco de capacitores	
V_B	2,4 kV
Q_C	2,5 MVAr
Parâmetros do alimentador:	
R_L	0,401 Ω
X_L	0,207 Ω
Parâmetros da subestação:	
Tensão nominal	2,4 kV
V_S	0,975 pu
S de curto-circuito	1500 MVA
Relação X/R	10
Carga local:	
P_{L0}	0 MW
Q_{L0}	0 MVAR

A.4. Dados do sistema IV

Parâmetros do gerador de indução	
S_B	1 MVA
V_B	0,69 kV
R_s	0,01 pu
X_s	0,1 pu
R_r	0,014 pu
X_r	0,098 pu
X_m	3,5 pu
H	1,5 s
T_M	−1 pu
Pares de pólos	2
Banco de capacitores	
V_B	0,69 kV
Q_C	0,18 MVAr
Parâmetros do alimentador:	
R_L	0,4033 Ω
X_L	0,4101 Ω
Parâmetros da subestação:	
Tensão nominal	15 kV
V_S	1,00 pu
S de curto-circuito	1000 MVA
Relação X/R	10
Parâmetros do transformador:	
Potência	1 MVA
X_{TR}	0,08 pu

A.5. Dados do sistema V

Parâmetros do gerador de indução	
S_B	2 MVA
V_B	0,69 kV
R_s	0,0175 pu
X_s	0,2571 pu
R_r	0,019 pu
X_r	0,295 pu
X_m	6,921 pu
Pares de pólos	2

A.6. Dados do sistema VI

Parâmetros do gerador de indução	
S_B	7,5 HP
V_B	0,230 kV
R_s	0,825 Ω
X_s	2,00 Ω
R_r	0,60 Ω
X_r	3,00 Ω
X_m	5,40 Ω
Pares de pólos	4

A.7. Dados do sistema VII

Parâmetros do gerador de indução	
S_B	20HP
V_B	220 V
R_s	0,1062 Ω
X_s	0,2145 Ω
R_r	0,0764 Ω
X_r	0,2145 Ω
X_m	5,83 Ω
Pares de pólos	4

A.8. Dados do sistema VIII

Parâmetros do gerador de indução	
S_B	2250HP
V_B	2300 V
R_s	0,029 Ω
X_s	0,226 Ω
R_r	0,022 Ω
X_r	0,226 Ω
X_m	13,04 Ω
Pares de pólos	2

APÊNDICE B: DIVULGAÇÃO DO TRABALHO EM PERIÓDICOS E EVENTOS CIENTÍFICOS

Segue abaixo a lista dos artigos publicados ou aceitos para publicação em periódicos especializados no assunto e em eventos científicos:

A. P. Grilo, A. A. Mota, L. T. M. Mota e W. Freitas, "An analytical method for analysis of large-disturbance stability of induction generators", *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 22, n. 04, p. 1861-1869, 2007.

A. P. Grilo, A. Sharghi e W. Freitas, "An analytical approach to determine the optimal resistance for the three-series resistor method for induction generator connection", Aceito para publicação no *IEEE Transactions on Energy Conversion*.

A. P. Grilo, D. Salles, W. Freitas e C. A. F. Murari, "A practical method for estimation of fault ride-through capability of wind power farms based on squirrel-cage rotor induction generators", In: *IEEE Electrical Power Conference 2007 - Renewable and Alternative Energy Resources*, Canadá, Outubro de 2007.

A. P. Grilo, D. Salles e C. A. F. Murari, "Analysis of the impact of the induction generators on distribution systems voltage sags due to unbalanced faults", In: *LESCOPE - Large Engineering Systems Conference on Power Engineering*, p. 203-207, Canadá, Outubro de 2007.

A. P. Grilo, W. Freitas e C. A. F. Murari, "Analysis of voltage sags due to unbalanced faults in distribution systems in the presence of ac generators", In: *Power and Energy Systems - EuroPES 2007*, Espanha, Setembro de 2007.

A. P. Grilo, W. Freitas, C. A. F. Murari e A. Morelato, "Método analítico para cálculo de resistência ótima na energização de geradores de indução com rotor gaiola de esquilo", In: *VII CBQEE - Conferência Brasileira sobre Qualidade da Energia Elétrica*, Brasil, Agosto de 2007.

A. P. Grilo, W. Freitas, C. A. F. Murari, A. A. Mota e L. T. M. Mota, "Análise do limite de estabilidade de regime permanente de geradores síncronos conectados a redes de distribuição de energia elétrica”, In: *XII ERIAC - Encontro Regional Ibero-Americano do CIGRÉ*, Brasil, Maio de 2007.