Pontifícia Universidade Católica
do Rio de Janeiro

Marcos Vinícius Pimentel Teixeira

Análises Estática e Dinâmica da Atuação de Equipamentos de Controle na Estabilidade de Tensão

Tese de Doutorado

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica do Departamento de Engenharia Elétrica da PUC-Rio como requisito parcial para obtenção do título de Doutor em Engenharia Elétrica.

Orientador: Prof. Ricardo Prada
Co-Orientador: Prof. Jorge Luiz de Araújo Jardim

Volume I

Rio de Janeiro
Agosto de 2016

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Pontifícia Universidade Católica
do Rio de Janeiro

Marcos Vinícius Pimentel Teixeira

Análises Estática e Dinâmica da Atuação de Equipamentos de Controle na Estabilidade de Tensão

Tese apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Doutor pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica do Departamento de Engenharia Elétrica do Centro Técnico Científico da PUC-Rio. Aprovada pela Comissão Examinadora abaixo assinada.

Prof. Ricardo Prada
Orientador
Departamento de Engenharia Elétrica – PUC-Rio

Dr. Jorge Luiz de Araújo Jardim
Co-Orientador
HPPA Consultoria Ltda

Prof. Antonio José Alves Simões Costa
UFSC

Prof. Armando Martins Leite da Silva
Departamento de Engenharia Elétrica – PUC-Rio

Prof. Glauco Nery Taranto
UFRJ

Dr. Luiz Cláudio de Araújo Ferreira
ONS

Prof. Márcio da Silveira Carvalho
Coordenador Setorial do Centro
Técnico Científico

Rio de Janeiro, 16 de agosto de 2016

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Todos os direitos reservados. É proibida a reprodução total ou parcial do trabalho sem autorização do autor, do orientador e da universidade.

Marcos Vinícius Pimentel Teixeira

Graduou-se em Engenharia Elétrica pela Universidade Federal Fluminense (UFF) em 2010 e obteve o título de Mestre em Engenharia Elétrica pela Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro (PUC-Rio) em 2012. Atualmente é professor do departamento de Engenharia Elétrica do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca (Cefet/RJ).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Ficha Catalográfica

Teixeira, Marcos Vinícius Pimentel

Análises estática e dinâmica da atuação de equipamentos de controle na estabilidade de tensão / Marcos Vinícius Pimentel Teixeira; orientador: Ricardo Prada; co-orientador: Jorge Luiz de A. Jardim. – 2016.
2 v. : il. color. ; 30 cm

Tese (doutorado) – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Elétrica, 2016.
Inclui bibliografia

1. Engenharia elétrica – Teses. 2. Análise dinâmica. 3. Controle de tensão. 4. Estabilidade de tensão. 5. Gerador síncrono. 6. LTC. I. Prada, Ricardo. II. Jardim, Jorge Luiz de A. III. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Elétrica. IV. Título.

CDD: 621.3

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Para meus pais Maria Clara e Marcos Aurélio.

Agradecimentos

Agradeço a Deus.

À minha mãe, Maria Clara Pimentel da Silva Teixeira, por todo o amor, bondade e por ser meu modelo de caráter. Ensinou-me que sendo correto e esforçado posso alcançar o que almejo.

À minha esposa Dayanna Scoralich, pelo amor, companheirismo, motivação e compreensão.

Aos meus orientadores Ricardo Prada e Jorge Jardim por todos os ensinamentos repassados ao longo desses anos, pela confiança, pelo permanente apoio, pela paciência, pela segurança técnica, por toda a ajuda e pela seriedade que foram imprescindíveis para o desenvolvimento deste trabalho.

Ao amigo Carlos Aparecido Ferreira pelas valiosas contribuições para o trabalho.

Aos amigos do curso de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica pela saudável convivência.

Aos professores e funcionários do Departamento de Engenharia Elétrica da PUC-Rio pela qualidade do ensino e excelente infraestrutura.

Ao CNPq e à Capes pelos suportes financeiros concedidos e fundamentais para realização do meu doutorado.

À HPPA pela licença de uso do programa computacional Organon.

Ao CEPEL pela licença de uso dos programas computacionais Anarede e Anatem.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Resumo

Teixeira, Marcos Vinícius Pimentel; Prada, Ricardo (Orientador); Jardim, Jorge Luiz de Araújo (Co-Orientador). **Análises Estática e Dinâmica da Atuação de Equipamentos de Controle na Estabilidade de Tensão**. Rio de Janeiro, 2016. 429p. Tese de Doutorado – Departamento de Engenharia Elétrica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

O problema da estabilidade de tensão está associado à máxima injeção de potência em barras da rede e à possibilidade do controle de tensão ter o efeito oposto ao esperado. Alguns casos reais de blecaute, caracterizados por afundamento de tensão, sugerem que os procedimentos normais para o controle de tensão do sistema podem agravar ainda mais o problema. Isso ocorreria porque, em determinadas situações especiais, caracterizadas pela relação inversa entre as variáveis de controle dos equipamentos, as ações de controle teriam o efeito oposto ao esperado da sua lógica de projeto. Esta afirmação é baseada no critério de estabilidade de tensão a pequenas perturbações que diz: "Dada uma condição de operação para cada barra no sistema, o sistema é estável caso o módulo da tensão na barra aumente à medida que a injeção de potência reativa nessa mesma barra é aumentada. Um sistema é instável se, para pelo menos uma barra no sistema, o módulo de tensão da barra diminui conforme a injeção de potência reativa nessa barra é aumentada." Adicionalmente, o critério da curva VQ diz: "Uma vez que todos os dispositivos de controle de potência reativa são projetados para funcionar satisfatoriamente quando um aumento em Q é acompanhado por um aumento em V, a operação do lado direito das curvas VQ é estável e do lado esquerdo é instável. Além disso, a parte inferior da curva VQ representa o limite de estabilidade e define o valor de potência reativa mínimo para uma operação estável." Esse efeito não esperado do controle poderia causar tensões excessivamente baixas (ou altas) para a operação normal do sistema e provocar consequências indesejáveis. Visto isso, esse trabalho tem como principal objetivo investigar, no domínio do tempo, o efeito das ações de controle de tensão em pontos onde as variáveis de controle dos equipamentos apresentam relação inversa e, assim, validar (ou não) os resultados estimados pelos métodos baseados em

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

análise estática como, por exemplo, os critérios de estabilidade de tensão a pequenas perturbações e da curva VQ. As simulações dinâmicas mostram que a análise estática não pode ser aplicada a todos os tipos de equipamentos que controlam a tensão. Outra possível causa do problema da estabilidade de tensão está relacionada à atuação de limitadores de sobre-excitação de máquinas síncronas e, por esta razão, é proposto um método para identificar as máquinas propensas a atingir o limite de sobre-excitação em estudos de regime permanente. No entanto, a atuação desses limitadores, na grande maioria das vezes, não apresenta efeito prejudicial na estabilidade do sistema e, por isto, também é proposto um critério que aponta a iminente perda da estabilidade devido à atuação dos limitadores. Este critério pode ser útil na concepção de esquemas automáticos de rejeição de carga, a fim de impedir a perda de estabilidade, e ele também pode ser utilizado em avaliações de segurança *online* para alertar sobre possíveis riscos de instabilidade e, consequentemente, para indicar ações preventivas.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Palavras-chave

Análise dinâmica; controle de tensão; estabilidade de tensão; gerador síncrono; LTC; CER; limitador de sobre-excitação.

Abstract

Teixeira, Marcos Vinícius Pimentel; Prada, Ricardo (Advisor); Jardim, Jorge Luiz de Araújo (Advisor). **Static and Dynamic Analyses of Control Device Effects on Voltage Stability**. Rio de Janeiro, 2016. 429p. PhD Thesis – Departamento de Engenharia Elétrica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

The voltage stability problem is associated with the maximum power injection in the network and the possibility of the voltage control having the opposite effect. Some real cases of blackouts characterized by voltage decays suggest that normal procedures for automatic voltage control can adversely affect the voltage level in the system. This may have been because in special situations, characterized by an inverse relationship between the controls variables in the devices used to control the system voltage, the automatic voltage control can have the opposite effect to that expected based on the design logic. This statement is based on the criterion for small-disturbance voltage stability: "At a given operating condition for every bus in the system, a system is voltage-stable if the bus voltage magnitude increases as the reactive power injection at the same bus is increased. A system is voltage-unstable if, for at least one bus in the system, the bus voltage magnitude decreases as the reactive power injection at the same bus is increased." In addition, it is based on the VQ curve criterion: "Since all reactive power control devices are designed to operate satisfactorily when an increase in Q is accompanied by an increase in V, operation on the right side of the VQ is stable and on the left side is unstable. Besides, the bottom of the VQ curve represents the stability limit and defines the minimum reactive power requirement for stable operation." The unexpected control effect could produce excessively low (or high) voltages for normal system operation and cause undesirable consequences. In light of this, the present work seeks to analyze in the time domain the effects of device control actions starting from points where the control variables are inversely related and validated (or not) the results estimated by methods based on static analysis, for example, the criterion for small-disturbance voltage stability and VQ curve. Dynamic simulations show that static analysis cannot be applied to

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

all types of devices used to control the voltage. Another possible cause of the voltage stability problem is the action of overexcitation limiters. For this reason, it is proposed a way for identifying the machines that have a chance to hit the overexcitation limit in static analysis studies. However, in most cases, the action of these limiters has no detrimental effect on system stability and, therefore, it is also proposed a criterion that identifies the imminent loss of stability due to these limiters. This criterion may be useful in design of load shedding schemes, in order to prevent loss of stability, and can be used for online security assessment, warning for instability and indicating preventive actions.

Keywords

Dynamic analysis; voltage control; voltage stability; synchronous generator; load tap changer; static var compensator; overexcitation limiter.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Sumário

1. Introdução 16
1.1. Considerações Gerais 16
1.2. Motivação/Relevância do Trabalho 25
1.3. Objetivos 27
1.4. Estrutura da Tese 29

2. Simulação Estática e Dinâmica do Controle de Tensão por Gerador Síncrono 32
2.1. Motivação e Objetivos 32
2.2. Caracterização do Fenômeno em Regime Permanente 34
2.2.1. Variação da Demanda de Potência Ativa 36
2.2.2. Variação da Resistência da Linha de Transmissão 37
2.2.3. Variação da Reatância da Linha de Transmissão 38
2.3. Equações Elétricas do Sistema em Equilíbrio 39
2.3.1. Equações Elétricas da Rede em Equilíbrio 39
2.3.2. Equações Elétricas do Estator da Máquina Síncrona em Equilíbrio (Modelo E_q) 42
2.3.3. Equações Elétricas do Rotor da Máquina Síncrona em Equilíbrio 44
2.3.4. Acoplamento da Máquina Síncrona ao Sistema de Transmissão 45
2.4. Análise das Ações de Controle de Tensão no Domínio do Tempo 46
2.4.1. Dados de Máquina 46
2.4.2. Variação da Potência Gerada (Testes N°1) 49
2.4.3. Variação da Resistência da Linha de Transmissão (Testes N° 2) 75
2.4.4. Variação da Inércia do Sistema Conectado (Testes N° 3) 108
2.5. Estudo de Caso 113

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.5.1. Descrição do Blecaute de 24 de Abril de 1997 114
2.5.2. Estudo de Caso – Sistema S/SE/CO às 18h00 em 24 de Abril de 1997 115
2.5.3. Conclusão do Estudo de Caso 119
2.6. Conclusão 120

3. Análise do Efeito de Limitadores de Sobre-Excitação na Estabilidade do Sistema 121
3.1. Motivação 121
3.2. O Fenômeno do Colapso de Tensão devido à Atuação dos Limitadores de Sobre-Excitação das Máquinas 122
3.3. Regulador Automático de Tensão - RAT 123
3.4. Limitadores de Sobre-Excitação 124
3.4.1. Limitador do Tipo *Takeover* 125
3.4.2. Limitador do Tipo Soma 126
3.5. Simulação do Colapso Parcial de Tensão do Sistema S/SE/CO em 24 de Abril de 1997 128
3.5.1. Estudo de Caso com Limitador de Sobre-Excitação do Tipo *Takeover* no Sistema de Excitação das Máquinas de Ibiúna 129
3.6. Conclusão 145

4. Avaliação do Efeito das Ações de Controle de Tensão no Sistema por Geradores Síncronos 146
4.1. Motivação 146
4.2. Representação do Controle de Tensão de Máquinas Síncronas em Regime Estacionário – Modelo E_q 148
4.3. Matriz de Sensibilidades do Controle de Tensão por Máquinas Síncronas 149
4.4. Avaliação Numérica da Matriz $[GVCS]$ 151
4.4.1. Sistema “Máquina *versus* Barra Infinita” com Modelo de Máquina de Polos Salientes e Geração de 500 MW (Teste 1.1) 151

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.4.2. Sistema “Máquina *versus* Barra Infinita” com Modelo de Máquina de Polos Salientes e Geração de 1.000 MW (Teste 1.2) 155
4.4.3. Sistema “Máquina *versus* Barra Infinita” com Modelo de Máquina de Rotor Liso e Geração de 500 MW (Teste 1.3) 156
4.4.4. Sistema “Máquina *versus* Barra Infinita” com Modelo de Máquina de Rotor Liso e Geração de 1.000 MW (Teste 1.4) 158
4.4.5. Conclusão 159
4.5. Estimação da Corrente de Campo em Regime Permanente 160
4.5.1. Conclusão 163
4.6. Método Proposto para Ajuste de Tensão Considerando os Limites de Sobre-Excitação dos Geradores Síncronos 164
4.6.1. Sistema-Teste de 24 Barras IEEE 165
4.6.2. Estudo de Caso no Sistema-Teste de 24 Barras IEEE 169
4.6.3. Conclusão do Método Proposto 195
4.7. Critério para Identificação do Problema de Estabilidade de Tensão 196
4.7.1. Equações de Fluxo de Potência Ativa e Reativa Injetada na Barra Terminal do Gerador 197
4.7.2. Impedância Equivalente no Máximo Carregamento e Limite de Estabilidade de Tensão (LET) 199
4.7.3. Análise do Critério Proposto para Identificação do Problema de Estabilidade de Tensão 203
4.7.4. Conclusão do Critério Proposto 214
4.8. Conclusão 215

5. Simulação Estática e Dinâmica do Controle de Tensão por Compensador Estático 218
5.1. Motivação 218
5.2. Análise no Domínio do Tempo das Ações de Controle de Tensão por Compensadores Estáticos 219
5.2.1. Dados do Compensador Estático (Barra 1) 219
5.2.2. Dados do Gerador Síncrono (Barra 2) 222

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

5.2.3. Simulação da Variação da Tensão de Referência do CER em Ponto de Operação com Relação Direta entre Tensão e Susceptância (Teste 1) 224
5.2.4. Simulação da Variação da Tensão de Referência do CER em Ponto de Operação com Relação Inversa entre Tensão e Susceptância (Teste 2) 228
5.2.5. Conclusão dos Testes 231
5.3. Estudo de Caso 232
5.4. Conclusão 236

6. Simulação Estática e Dinâmica do Controle de Tensão por Transformador com Tape Variável sob Carga 237
6.1. Motivação 237
6.2. Avaliação do Efeito de Ações de Controle de Tensão por LTCs em Regime Permanente e Dinâmico 238
6.2.1. Demonstração em Regime Permanente do Efeito Deletério da Ação de Controle de Tensão por LTC em Sistema-Teste com 3 Barras 239
6.2.2. Simulação da Comutação Manual de Tapes do LTC 240
6.2.3. Simulação do Controle Automático de Tensão pelo LTC 249
6.3. Estudo de Caso do Sistema Sul do Brasil em Dezembro 1999 257
6.3.1. Simulação da Comutação Manual de Tapes dos Transformadores 525/230 kV em Gravataí 259
6.3.2. Simulação do Controle Automático de Tensão pelos Transformadores 525/230 kV em Gravataí 263
6.4. Conclusão 267

7. Conclusões, Originalidade e Trabalhos Futuros 268
7.1. Conclusões 268
7.2. Originalidade da Tese 272
7.3. Trabalhos Futuros 273

8. Referências Bibliográficas 274

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Apêndice A. Modelos de Máquinas Síncronas 284

Apêndice B. Análise no Domínio do Tempo das Ações de Controle de Tensão por Máquinas Síncronas do Tipo Rotor Liso 330

Apêndice C. Simulação Estática e Dinâmica do Controle de Tensão por Compensador Síncrono 346

Apêndice D. Estudo de Caso com Limitador de Sobre-Excitação do Tipo Soma no Sistema de Excitação das Máquinas de Ibiúna 378

Apêndice E. Determinação de I_{fd} através do Cálculo de E_q 390

Apêndice F. Modelos de Compensadores Estáticos de Potência Reativa para Estudos de Regime Permanente 406

Apêndice G. Modelos de Transformadores para Estudos em Regime Permanente 414

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

"Comece fazendo o que é necessário, depois o que é possível e de repente você estará fazendo o impossível."

São Francisco de Assis

1
Introdução

1.1
Considerações Gerais

Um sistema entra num estado de instabilidade de tensão quando um distúrbio, por exemplo, um aumento de carga ou outro tipo de alteração nas condições do sistema, causa um declínio progressivo e incontrolável na tensão em uma ou mais barras do sistema [1].

Esse fenômeno está intimamente ligado ao uso mais intenso das redes de transmissão de energia elétrica. Os principais fatores que resultam em sistemas elétricos altamente carregados são: a falta de investimento em linhas de transmissão (limitados por restrições ambientais e/ou incertezas econômicas) e o próprio aumento na demanda de energia elétrica [2], [3].

A necessidade de operar sistemas elétricos nessas condições tornou-os vulneráveis a problemas de estabilidade de tensão que resultou em diversas ocorrências pelo mundo [1], [4], [5]. Como exemplo, pode-se citar os casos de:

- 22 de setembro de 1970 em Nova York, nos EUA;
- 19 de dezembro de 1978 na França;
- 04 de agosto de 1982 na Bélgica;
- 28 de dezembro de 1982 na Flórida, nos EUA;
- 27 de dezembro de 1983 na Suécia;
- 30 de novembro de 1986 no SE Brasil / Paraguai;
- 22 de agosto de 1987 no Tennessee, nos EUA;
- 12 de janeiro de 1987 na França;
- 23 de julho de 1987 no Japão;
- 05 de julho de 1990 em Baltimore e Washington, EUA;
- 17 de janeiro de 1994 na área do WSCC, nos EUA;
- 14 de dezembro de 1994 na área do WSCC, nos EUA;
- 02 de julho de 1996 na área do WSCC, nos EUA;

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

- 10 de agosto de 1996 na área do WSCC, nos EUA;
- 24 e 25 de abril de 1997 no Sistema S/SE/CO, no Brasil.

Estas perturbações de 24 e 25 de abril de 1997 não levaram o sistema S/SE/CO do Brasil ao colapso total graças à ação do Esquema Regional de Alívio de Carga (ERAC) e aos cortes de carga realizados manualmente. Assim, cerca de 80% da carga total permaneceu em serviço em ambos distúrbios. Por outro lado, esses eventos similares foram revestidos de condições inéditas no país, particularmente no que se refere ao comportamento da tensão, e trouxeram inúmeras lições. As análises constataram um afundamento da tensão na região da grande São Paulo, similar a um colapso parcial de tensão, mesmo sem o registro de qualquer perturbação ou anormalidade que originasse o fenômeno [6], [7].

A instabilidade de tensão pode ocorrer de diversas maneiras. Sua forma mais simples é ilustrada considerando um sistema com duas barras (conforme exemplo extraído de [1], Seção 14.1). Este sistema (Fig. 1.1) é constituído por uma fonte de tensão constante (E_S) fornecendo potência para uma carga (Z_{LD}) através de uma impedância em série (Z_{LN}). As expressões para o fasor ($\dot{I}$) e o módulo (I) da corrente do sistema de duas barras são:

$$\dot{I} = \frac{E_S\angle 0}{Z_{LN}\angle\theta + Z_{LD}\angle\phi}$$

$$I = \frac{E_S}{\sqrt{(Z_{LN}cos\theta + Z_{LD}cos\phi)^2 + (Z_{LN}sen\theta + Z_{LD}sen\phi)^2}} \qquad (1.1)$$

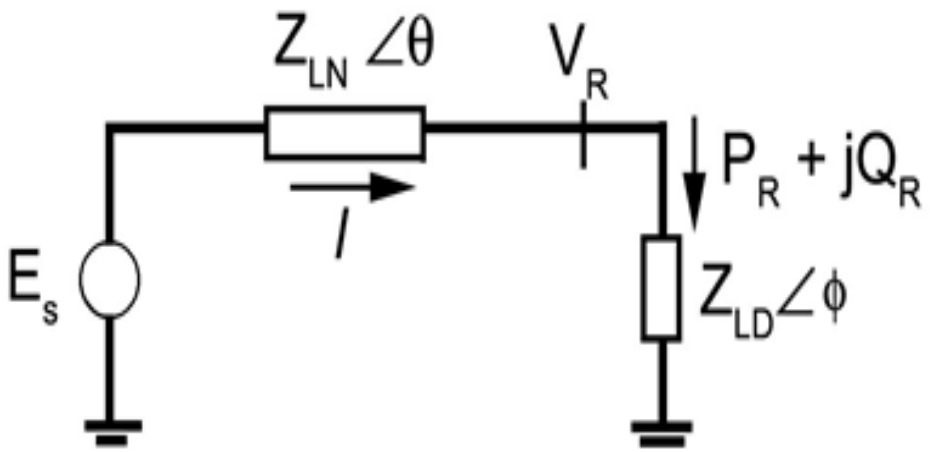


Figura 1.1 – Circuito Equivalente do Sistema-Teste de Duas Barras [1]

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A expressão (1.1) pode ser reescrita como:

$$I = \frac{1}{\sqrt{F}} \frac{E_S}{Z_{LN}} \tag{1.2}$$

onde:

$$F = 1 + \left(\frac{Z_{LD}}{Z_{LN}}\right)^2 + 2\left(\frac{Z_{LD}}{Z_{LN}}\right)\cos(\theta - \phi)$$

O módulo da tensão da barra receptora (V_R) e a potência fornecida à carga (P_R) são dados por:

$$V_R = Z_{LD} I = \frac{1}{\sqrt{F}} \frac{Z_{LD}}{Z_{LN}} E_S \tag{1.3}$$

$$P_R = V_R I cos\phi = \frac{Z_{LD}}{F}\left(\frac{E_S}{Z_{LN}}\right)^2 \cos\phi \tag{1.4}$$

A análise de (1.4) mostra que o valor máximo de P_R pode ser aumentado, por exemplo, através de aumento na tensão da barra de geração E_S e/ou de redução em ϕ.

O comportamento das variáveis I, V_R, e P_R é apresentado na Fig. 1.2 como uma função de Z_{LN}/Z_{LD} em que se adota $tan\theta = 10{,}00$ e $cos\,\phi = 0{,}95$. Para fazer com que os resultados sejam aplicáveis a qualquer valor de Z_{LN}, os valores de I, V_R, e P_R são devidamente normalizados.

Na Fig. 1.2 mostra-se que, com a redução da carga, ou seja, considerando o controle da potência P_R pela variação de Z_{LD}, a potência P_R aumenta rapidamente no início e, depois, aumenta de forma mais lenta até atingir um valor máximo. Após esse máximo, P_R passa a diminuir e, portanto, fica evidenciada a existência de um valor máximo de potência ativa que pode ser transmitida de uma fonte de tensão constante através de uma impedância. A potência transmitida é máxima quando a queda de tensão na linha é igual a tensão na barra receptora (V_R) o que acontece quando $Z_{LN}/Z_{LD} = 1$ ou $Z_{LN} = Z_{LD}$. As condições correspondentes à potência máxima indicam os limites de operação satisfatórios (ou estáveis), e os valores de V_R e I, relacionados à potência máxima, são referidos como valores críticos [1].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Esse comportamento da potência P_R pode ser explicado da seguinte forma, como Z_{LD} diminui gradualmente, a corrente I aumenta e V_R diminui. Inicialmente, com valores elevados de Z_{LD}, o aumento em I sobrepõem-se a diminuição de V_R, e, portanto, P_R aumenta rapidamente com a redução de Z_{LD}. Quando Z_{LD} se aproxima de Z_{LN}, o efeito do aumento da corrente é apenas ligeiramente maior do que o efeito da redução de V_R e, deste modo, P_R aumenta de forma mais lenta até atingir seu valor máximo em $Z_{LN} = Z_{LD}$. Quando Z_{LD} é menor que Z_{LN}, o efeito da redução de V_R sobrepõem-se ao aumento em I e, assim, o efeito líquido é uma redução em P_R [1].

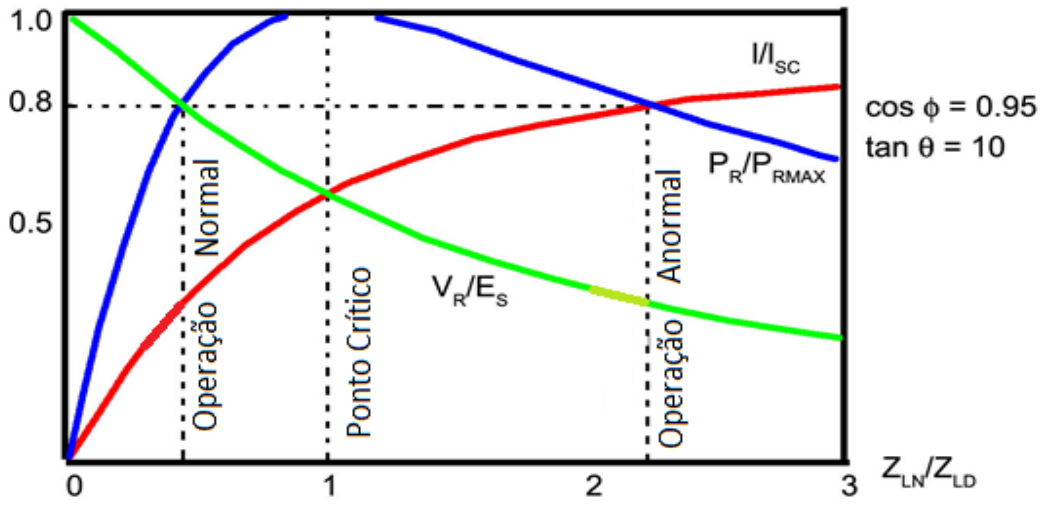


Figura 1.2 - Variáveis I, V_R, e P_R como Funções da Carga do Sistema ($I_{sc} = E_S/Z_{LN}$, $tan\theta = 10{,}00$ e $cos\,\phi = 0{,}95$ indutivo) [1]

Na Fig. 1.2 verifica-se também que, para um dado valor de potência P_R ($P_R < P_{RMAX}$), existem dois pontos de operação possíveis correspondentes a dois valores diferentes de Z_{LD}, ou seja, duas soluções distintas para uma determinada demanda P_R. Isto é mostrado na figura para $P_R = 0{,}8$, sendo o ponto à esquerda da figura correspondente à operação normal (solução com V_R alta e I baixa) e o ponto de operação à direita referente à operação anormal (solução com V_R baixa e I alta).

Uma demanda de carga maior do que a potência máxima faria com que o controle da potência pela variação da carga tornasse instável, isto é, uma diminuição na impedância (ou um aumento na admitância) da carga reduziria a

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

potência. Para esses pontos de operação anormal, a tensão na barra de carga pode (ou não) diminuir progressivamente dependendo do tipo da carga. O sistema atinge o equilíbrio com valores de tensão e potência mais baixos do que seus respectivos valores nominais para cargas do tipo impedância constante. Por outro lado, com uma carga do tipo potência constante, o sistema torna-se instável podendo, como consequência, ocasionar um colapso de tensão. Caso essa carga seja alimentada através de um transformador com chaveamento sob carga (também denominado *Load Tap Changer* - LTC ou *On-Load Tap Changing* - OLTC), a tentativa de aumentar a tensão da carga, pela mudança na relação de transformação do LTC, fará com que Z_{LD} reduza (essa ação tem efeito similar a instalação de uma admitância do tipo capacitiva na barra receptora segundo [8] e Apêndice G). Isto por sua vez, reduzirá ainda mais V_R e conduzirá a uma redução progressiva da tensão [1]. **Esta é uma forma simples de ilustrar o fenômeno de instabilidade de tensão que pode, portanto, se manifestar de duas formas: através da potência máxima que pode ser transmitida à carga e pela operação anormal, onde não se sabe se a operação é estável e, caso seja, não é possível determinar o efeito da ação de controle de tensão. Deste modo, o estudo da eficácia da ação do dispositivo que controla a tensão (local ou remotamente em determinada barra) também é importante na análise da estabilidade de tensão.**

A análise anterior foi limitada a um sistema radial pois apresenta uma situação simples, mas clara, de um problema de estabilidade de tensão. Em sistemas elétricos reais, existem vários fatores que contribuem para o processo de colapso do sistema por causa da instabilidade de tensão. Dentre eles, pode-se citar: a robustez do sistema de transmissão, os altos níveis de fluxo de potência na rede (devido as unidades geradoras que estão localizadas muito longe dos centros de carga ou a falta/excesso de compensação de potência reativa na carga), as características da carga, os limites da curva de capacidade dos geradores, as tensões baixas nas barras de geração e a ação de dispositivos automáticos de controle de tensão. Em alguns casos, o problema é agravado pela ação descoordenada de vários controles e sistemas de proteção.

O método mais conhecido para ilustrar esse fenômeno é traçar a relação entre V_R e P_R, na qual, considera-se diferentes valores de fator de potência da carga e tensão da barra de geração E_S constante (conforme Fig. 1.3). Essas curvas

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

no plano $P_R V_R$ são popularmente chamadas de "curvas do nariz" e são traçadas usando uma série de soluções de fluxo de potência para diferentes níveis de demanda de carga. O lugar geométrico dos pontos críticos das curvas é mostrado pela linha tracejada na figura, onde os pontos de operação acima dos pontos críticos (na área denominada região normal de operação) representam condições operacionais satisfatórias ou estáveis. Isto porque, nessa região de operação, as ações de controle tem efeito esperado, por exemplo, chaveamento de capacitor instalado na barra receptora ou aumento do tape do LTC, resultam em aumento de tensão na barra receptora. Próximo ao ponto crítico da curva, a tensão cai rapidamente com um aumento da demanda de carga e a ferramenta para cálculo do fluxo de potência provavelmente falha na convergência para demandas de carga além deste limite indicando instabilidade. Sendo assim, a operação próxima do limite de estabilidade é impraticável e uma condição de operação satisfatória é assegurada admitindo uma margem de potência suficiente (essa margem é determinada pela "distância" em MW entre o ponto de operação e a ponta da "curva do nariz"). Além disso, uma redução repentina do fator de potência (provocado por um aumento em Q_R) pode fazer com que o sistema mude de uma condição de operação estável para uma condição de funcionamento insatisfatório, e possivelmente instável, representado pela operação na parte inferior da curva no plano $P_R V_R$ (ou região anormal de operação). Nesta região, as ações para ajuste de tensão podem não funcionar e ainda podem piorar o nível de tensão da barra receptora [1], [9], [10].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

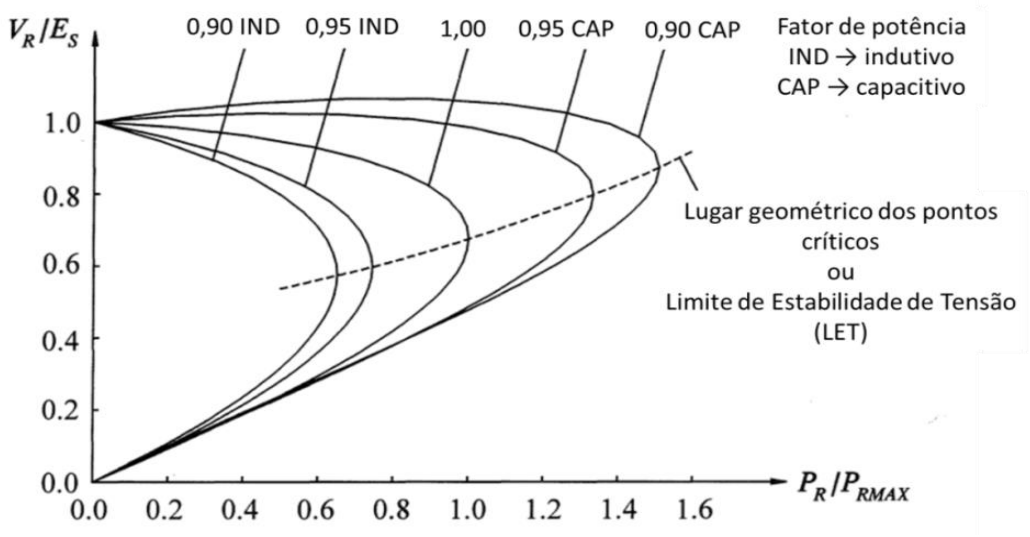


Figura 1.3 - Curvas no Plano $P_R V_R$ para Diferentes Fatores de Potência [1]

Até agora foram consideradas apenas as características PV com fator de potência da carga constante e, na realidade, a estabilidade da tensão também depende de como as variações em Q (assim como em P) afetam as tensões nas barras. Ou seja, necessita-se conhecer a relação VQ que mostra a sensibilidade referente a variação de tensão nas barras em relação à injeção (ou absorção) de potência reativa na mesma.

Na Fig. 1.4 apresenta-se uma família de curvas aplicáveis para o sistema radial simples (Fig. 1.1), onde o comportamento da variável potência reativa de dispositivos conectados na barra receptora fica mais evidente.

Essas curvas representam a relação entre V_R e Q_R (para um determinado valor fixo de P_R) e foram produzidas através de sucessivos cálculos de fluxo de potência no qual se considera um gerador fictício (com seus limites de geração de potência reativa relaxados e sem geração de potência ativa) conectado na barra selecionada. Isto possibilita variar a geração (absorção) de potência reativa injetada (drenada) na barra e, desta maneira, modificar o nível de tensão na mesma. Essas características podem ser obtidas mais facilmente do que as características PV para sistemas com uma estrutura do tipo não-radial e são mais adequadas para examinar os requisitos para compensação de potência reativa.

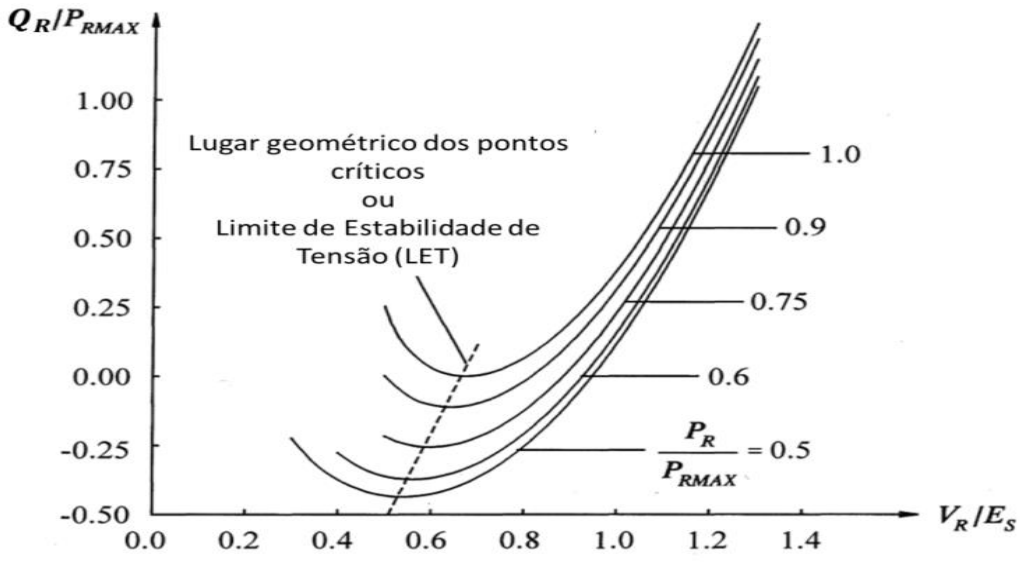


Figura 1.4 - Curvas no Plano $V_R Q_R$ para Diferentes Valores de Potência Demandada [1]

O critério de estabilidade referente ao método da curva no plano VQ é definido em [1] como:

"O sistema é dito estável na região onde a derivada dQ_R/dV_R é positiva. O

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

limite de estabilidade de tensão (também chamado de ponto de operação crítico ou ponto de fronteira) é atingido quando a derivada é zero. Assim, as partes das curvas $V_R Q_R$ a direita do ponto de fronteira representam operação estável e as partes a esquerda do ponto de fronteira representam operação instável. A operação estável na região onde dQ_R/dV_R é negativa pode ser alcançada apenas com um compensador de potência reativa apresentando capacidade suficiente para o controle e um elevado ganho de Q/V com polaridade oposta ao normal."[1]

Para facilitar, a estabilidade de tensão pode ser classificada em duas categorias em relação ao tamanho da perturbação (estabilidade de tensão a grandes perturbações e a pequenas perturbações). Estas subdivisões essenciais dissociam o fenômeno em casos que devem ser examinados por meio de análise dinâmica não-linear daqueles que podem ser examinados usando análise em regime permanente.

Estabilidade de tensão devido a grandes perturbações (do inglês *large-disturbance voltage stability*) está relacionada com a capacidade do sistema em manter as tensões dentro de limites aceitáveis para operação depois de uma grande perturbação, como por exemplo: faltas no sistema e perda de geradores ou linhas de transmissão. Esta capacidade é determinada pela interação dos controles (contínuos e discretos) e das proteções, e também pelas características da carga do sistema. A análise da estabilidade de tensão para grandes perturbações requer simulações dinâmicas não-lineares em período de tempo suficiente para analisar a influência de dispositivos como os transformadores com chaveamento sob carga e os limitadores de corrente de excitação das máquinas síncronas. Sendo assim, esse tempo de simulação pode variar entre poucos segundos a dezenas de minutos, ou seja, a estabilidade de tensão devido a grandes perturbações pode ser ainda subdividida em análise transitória e análise de longo prazo. Um critério para a estabilidade de tensão devido a grandes perturbações é que, após uma determinada perturbação e na sequência de ações de controle do sistema, as tensões em todas as barras devem atingir, em regime permanente, níveis aceitáveis para a operação [1].

[1] Texto retirado de [1] página 32:
"The system is stable in the region where the derivative dQ_R/dV_R is positive. The voltage stability limit (critical operating point) is reached when the derivative is zero. Thus the parts of the *Q-V* curves to right of the minima represent stable operation, and the parts to the left represent unstable operation. Stable operation in the region where dQ_R/dV_R is negative can be achieve only with a regulated reactive power compensation having sufficient control range and a high *Q/V* gain with a polarity opposite to that of the normal".

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Estabilidade de tensão devido a pequenas perturbações [2] (*small-disturbance voltage stability*) está relacionada com a capacidade do sistema em manter a tensão dentro de limites aceitáveis após pequenas perturbações, como por exemplo, variações lentas de carga ou mudanças no perfil de tensão. Esta forma de estabilidade é usualmente influenciada pelas características da carga e dos controles (contínuos e discretos) para um dado instante de tempo. Esse tipo de análise possibilita determinar, em qualquer instante de tempo, como a tensão responderá a uma pequena mudança no sistema, como por exemplo, a transição entre períodos de carga. Os processos básicos que contribuem para a instabilidade de tensão a pequenas perturbações são essencialmente de natureza estacionária e, portanto, a análise estática pode ser efetivamente usada para: determinar as margens de estabilidade, identificar os fatores que influenciam a estabilidade, e examinar os cenários de operação do sistema [1].

Um critério para a estabilidade de tensão a pequenas perturbações é definido em [1] como:

"Dada uma condição de operação para cada barra no sistema, o sistema é estável caso o módulo da tensão na barra aumente à medida que a injeção de potência reativa nessa mesma barra é aumentada. Um sistema é instável se, para pelo menos uma barra no sistema, o módulo de tensão da barra diminui conforme a injeção de potência reativa nessa barra é aumentada. Em outras palavras, um sistema é estável do ponto de vista da tensão caso a sensibilidade VQ é positiva para todas as barras e instável se a sensibilidade VQ é negativa para pelo menos uma barra."[3]

A instabilidade de tensão nem sempre ocorre em sua forma pura. Muitas vezes, as instabilidades angular e de tensão "andam de mãos dadas", ou seja, uma pode ser consequência da outra e a distinção entre elas pode não ser clara. No entanto, uma distinção entre a estabilidade angular e a estabilidade de tensão é importante para a compreensão das causas dos problemas, a fim de desenvolver procedimentos adequados. Embora as tensões baixas possam ser associadas com o

[2] Não confundir com estabilidade angular a pequenas perturbações (também chamada de estabilidade a pequenos sinais) que trata da capacidade do sistema em manter o sincronismo frente a pequenas variações.

[3] Texto retirado de [1] página 33:
"A criterion for small-disturbance voltage stability is that, at a given operating condition for every bus in the system, the bus voltage magnitude increases as the reactive power injection at the same bus is increased. A system is voltage-unstable if, for at least one bus in the system, the bus voltage magnitude decreases as the reactive power injection at the same bus is increased. In other words, a system is voltage-stable if *V-Q* sensitivity is positive for every bus and unstable if *V-Q* sensitivity is negative for at least one bus."

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

processo dos ângulos dos rotores das máquinas se afastarem, um colapso relacionado com a instabilidade de tensão pode ocorrer onde a estabilidade angular não é problema. A saída gradual das máquinas, devido, por exemplo, a diferença dos ângulos dos rotores entre dois grupos de máquinas serem igual ou superior a 180°, resultam em tensões muito baixas em pontos intermédios no sistema. Entretanto, em tais casos, a tensão é uma consequência da perda de sincronismo entre as máquinas em vez de uma causa disso.

1.2
Motivação/Relevância do Trabalho

A grande maioria dos trabalhos que tratam do tema de estabilidade de tensão associa o problema de estabilidade à máxima carga que pode ser transmitida pela rede elétrica e, dificilmente, a questão da eficiência do controle de tensão é mencionada. Isto é, a grande maioria dos artigos lidam com barras de carga.

Entretanto, contraditoriamente, a necessidade da análise de barras de tensão controlada foi reconhecida tão cedo quanto 1978 e 1980 [11], [12]. Posteriormente, em 1988, esta mesma necessidade foi apontada em trabalho de Tiranuchit e Thomas [13]:

"Casos reais de blecautes descritos na literatura e caracterizados por afundamento de tensão indicam que procedimentos usuais tais como troca de tapes em LTCs, chaveamento de capacitores, ajustes em compensadores síncronos e corte de carga podem agravar um perfil de tensão já instável."[4]

Contudo, apesar da relevância do assunto, não houve, desde então, trabalhos abordando a análise no domínio do tempo do efeito desses procedimentos usuais para o ajuste do nível de tensão do sistema, conforme descrito em [14].

A avaliação em regime permanente de barras com tensão controlada pode ser realizada pelo método da curva VQ que, conforme já mencionado, é baseado na análise da relação entre V e Q do dispositivo conectado à barra. Este critério foi

[4] Texto retirado do artigo [13]:
"The actual cases of blackouts characterized by voltage depressions reported in the literature indicate that standard practice procedures such as transformer tap changing, capacitor switching, synchronous condenser adjustment, and load shedding may aggravate an already unstable voltage profile."

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

definido em [1] e [15] como:

"A parte inferior da curva VQ, onde a derivada dQ/dV é igual a zero, representa o limite de estabilidade de tensão. Uma vez que todos os dispositivos de controle de potência reativa são projetados para funcionar satisfatoriamente quando um aumento em Q é acompanhado por um aumento em V, a operação do lado direito das curvas VQ é estável e do lado esquerdo é instável. Além disso, a tensão no lado esquerdo pode ser tão baixa que os dispositivos de proteção podem atuar. A parte inferior da curva VQ, além de identificar o limite de estabilidade, define o valor de potência reativa mínimo para uma operação estável."[5]

Em 2002, uma força tarefa internacional do IEEE emitiu relatório em que explicitou a necessidade de elaborar um método capaz de verificar a eficácia das ações de controle de tensão na operação do sistema elétrico em tempo-real [16].[6]

Com esta finalidade (de analisar o efeito das ações de controle) e considerando que a potência reativa não é uma variável de controle, foi desenvolvido em [3] um método capaz de relacionar as grandezas usadas para controlar a tensão (tais como: tensão de excitação de máquinas síncronas, tapes de LTCs, ângulo de disparo de tiristores de compensadores estáticos de potência reativa - CERs e admitâncias) com a tensão controlada. Esse método utiliza o sistema linearizado das equações de fluxo de carga, e todas as outras equações de controles e limites, julgadas pertinentes, para construir uma matriz de sensibilidade, denominada *voltage control sensitivity matrix* – [VCS], através da qual se pode estabelecer a relação existente entre as tensões controladas e as variáveis de controle dos dispositivos. Ou seja, uma sofisticação da modelagem estática para tratar do assunto onde o propósito é determinar o efeito das ações de controle de tensão em regime permanente. O critério adotado para o método é similar ao critério do método da curva VQ, isto é, supõem-se que a ação de controle por determinado dispositivo tem o efeito oposto ao esperado quando suas variáveis de controle apresentam relação inversa. Esta instabilidade do controle

[5] Texto retirado de [1] página 965:
"The bottom of the *Q-V* curve, where the derivative *dQ/dV* is equal to zero, represents the voltage stability limit. Since all reactive power control devices are designed to operate satisfactorily when a increase in *Q* is accompanied by an increase in *V*, operation on the right side of the *Q-V* is stable and on the left side is unstable. Also, voltage on the left side may be so low that protective devices may be activated. The bottom of the *Q-V* curve, in addition, to identifying the stability limit, defines the minimum reactive power requirement for stable operation."

[6] Texto do relatório IEEE [16] página 5-8:
"The on-line voltage stability analysis must validate the effectiveness of the control actions."

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

automático de tensão poderia causar tensões excessivamente baixas (ou altas) para a operação normal do sistema, acarretando, como por exemplo, o desligamento e/ou bloqueio de motores de indução. Outro possível problema seria a operação próximo ao ponto da fronteira entre as regiões de operação, pois uma ação de controle de tensão poderia ter o resultado esperado ou o inverso, ou mesmo nenhum efeito. Embora, esse novo método tenha enriquecido a análise do controle de tensão em regime, as hipóteses de efeito reverso das ações de controle não foram comprovadas através de simulações dinâmicas e, portanto, não foi possível validar o critério adotado para esse novo método.

1.3 Objetivos

O trabalho é direcionado a contra-argumentar toda a bibliografia de estabilidade de tensão baseada em técnicas de análise em regime permanente (como por exemplo a curva VQ e a matriz [VCS]). A análise das ações de controle do ponto de vista estacionário através das técnicas supracitadas mostra que a operação em situações especiais, caracterizadas pela relação inversa entre as variáveis envolvidas, faria com que as ações de controle de tensão, para todos os tipos de dispositivos, tivessem o efeito oposto ao esperado. Desta maneira, o controle automático iria continuar atuando, reduzindo ainda mais o nível de tensão e, com isso, o colapso de tensão seria uma consequência possível. Essa afirmação foi comprovada através de análises estáticas em [17] - [20] que utilizou sistemas de pequeno porte (para fins demonstrativos) e sistemas reais de grande porte, onde mostrou-se que os controles de tensão local e remoto realizado por geradores, compensadores síncronos, LTCs, CERs, capacitores e reatores, podem levar o sistema ao colapso.

Assim, um dos objetivos do trabalho é investigar estas informações do ponto de vista dinâmico, isto é, realizar simulação no domínio do tempo dessas ações de controle de tensão pelos diversos equipamentos do sistema e validar (ou não) os resultados estimados pelos métodos baseados em análise estática.

Dentre os dispositivos para controle, destaca-se o transformador com chaveamento sob carga que é apontado como um dos elementos com maior participação no fenômeno de instabilidade de tensão [21]. Essa contribuição do

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

LTC na ocorrência de colapsos de tensão já foi investigada em [22] e as razões que levam ao controle reverso nos LTCs foram identificadas em [23] e [24]. Outros equipamentos importantes para manutenção de um bom perfil de tensão no sistema são as máquinas síncronas (geradores e compensadores) e o CER que, diferentemente do LTC, ainda não tiveram avaliado, no domínio do tempo, o efeito das suas ações para o controle de tensão no sistema em situações especiais.

As máquinas síncronas tem o ajuste de tensão realizado pelos chamados reguladores automáticos de tensão (RAT) que, na prática, não têm lógica de controle para diferenciar relação direta e inversa entre a tensão controlada e a tensão de campo da máquina. Assim, se a relação entre essas variáveis for inversa, o resultado da ação do regulador poderia ser inadequado e levaria o sistema ao colapso por baixa tensão, por exemplo, como citado em [19]. Esse efeito deletério das ações de controle por máquinas síncronas foi considerado como possível causa do colapso parcial de tensão no sistema S/SE/CO do Brasil em 24 de abril de 1997 (conforme descrito em [14], [18]). Estes artigos evidenciaram a relação inversa entre as variáveis V e Q da usina de Itaipu 60 Hz e sugerem que os procedimentos normais para o controle de tensão, pelas unidades geradoras supracitadas, agravaram o nível de tensão do sistema. Esse efeito não esperado do controle teria contribuído para tensões excessivamente baixas, provocando: falhas nos circuitos de controle de retificadores e inversores, desligamento de compensadores síncronos por baixo fluxo de óleo nos mancais e, como consequência, desligamento de carga. Porém, essa hipótese da relação inversa entre as variáveis do gerador contribuir para o afundamento da tensão nunca foi comprovada por simulações no domínio do tempo e, portanto, não é possível afirmar, até então, que a ação de controle por máquinas síncronas teria efeito deletério para o ajuste do nível de tensão do sistema.

Para o CER, o controle de tensão é realizado através do regulador que tem por objetivo variar a susceptância, que é uma variável da função potência reativa gerada, de acordo com as variações da tensão controlada em relação a uma tensão de referência especificada. Na prática, a lógica de controle deste regulador supõe que as grandezas do CER tem relação direta e, desta forma, a operação do compensador na região onde suas grandezas apresentam relação inversa poderia ocasionar ações de controle de tensão inadequadas. Este efeito deletério das ações de controle pelo CER foi considerado como possível causa dos problemas de

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

controle de tensão relatados na área de Fortaleza do sistema N/NE do Brasil em junho de 1992 (segundo [19]). Contudo, assim como ocorreu com o gerador no caso de 1997, a hipótese da relação inversa entre as variáveis do CER de Fortaleza ter contribuído para o afundamento da tensão no sistema N/NE nunca foi comprovada por simulações dinâmicas.

O problema de estabilidade de tensão também pode ser ocasionado pela atuação de limitadores de sobre-excitação de máquinas síncronas. Assim, outro objetivo da tese é propor um método, em regime permanente, que determine o ajuste do perfil de tensão considerando o limite de sobre-excitação dos geradores. Em outras palavras, propõem-se uma forma de identificar as máquinas propensas a ter a atuação do limitador em estudos em regime estacionário. No entanto, na grande maioria das vezes, a atuação desses limitadores não apresenta efeito prejudicial na estabilidade do sistema e, por isto, também é proposto um critério que aponta a iminente perda da estabilidade devido à atuação desses limitadores. Este critério pode ser útil na concepção de esquemas automáticos de rejeição de carga, a fim de impedir a perda de estabilidade, e ele também pode ser utilizado em avaliações de segurança *online* para alertar sobre possíveis riscos de instabilidade e, consequentemente, para indicar ações preventivas.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

1.4
Estrutura da Tese

No Capítulo 2 são analisados, no domínio do tempo, o efeito das ações de controle de tensão por geradores síncronos operando: com relação inversa entre suas variáveis de controle, e em pontos de operação próximos dos pontos de fronteira nas curvas VQ (tensão terminal *versus* potência reativa gerada) e VE_{fd} (tensão terminal *versus* tensão de campo) da máquina. Estes testes tem o objetivo de avaliar a aplicabilidade dos critérios de estabilidade de tensão a pequenas perturbações [1], de estabilidade referente ao método da curva VQ [1] e da matriz [VCS] [3] em barras com tensão controlada por geradores síncronos. Além disto, simula-se o caso do sistema S/SE/CO em 24 de abril de 1997 poucos minutos antes do blecaute, onde as unidades geradoras de Itaipu 60 Hz apresentavam relação inversa entre suas variáveis V e Q. Este estudo de caso tem como finalidade confirmar (ou não) o efeito deletério da ação de controle por geradores

síncronos no ajuste do nível de tensão do sistema.

No Capítulo 3 é reproduzido o colapso de 24 de abril de 1997 e estudado a influência dos limitadores de sobre-excitação na estabilidade do sistema, uma vez que, para esse blecaute, constatou-se que o compensador síncrono nº 3 de Ibiúna atingiu o seu limite superior de corrente de campo.

No Capítulo 4 é proposto um método para determinar, em regime permanente, essa atuação indesejada dos limitadores de sobre-excitação que são responsáveis pela perda do controle de tensão dos geradores. Este método é baseado na utilização de um modelo para representação de máquinas síncronas (tipo polos salientes e rotor liso) que permite incorporar a variável corrente de campo da máquina no problema geral de fluxo de potência. Esta inclusão possibilita estimar o valor da corrente de campo pela simples solução do problema de fluxo de carga. Adicionalmente, a utilização dos modelos de máquinas permite o cálculo de uma matriz de sensibilidades que relaciona as variáveis de controle dos geradores e que facilita a otimização das suas ações para o controle de tensão do sistema (identificando conflito entre os controles e apontando os ajustes de tensão nos geradores que apresentam maior sensibilidade, ou eficácia, para dada ação desejada). Contudo, nem sempre a atuação dos limitadores apresenta efeito deletério para a estabilidade do sistema. Sendo assim, também é proposto um critério que permite prever esse efeito prejudicial dos limitadores na operação do sistema.

No Capítulo 5 é investigada a existência (ou não) da ação reversa, do ponto de vista do controle de tensão, por compensadores estáticos utilizando simulações no domínio do tempo de eventos em sistemas fictícios e reais. Em outras palavras, deseja-se avaliar a aplicabilidade dos critérios de estabilidade de tensão a pequenas perturbações [1], de estabilidade referente ao método da curva VQ [1] e da matriz [VCS] [3] em barras com tensão controlada por compensadores estáticos.

No Capítulo 6 é verificada a contribuição do LTC na ocorrência de problemas de instabilidade de tensão e as razões que levam ao controle reverso nos transformadores. Para tanto, simula-se no domínio do tempo um cenário real da operação do Sistema Elétrico Brasileiro no qual foi relatado o efeito reverso de LTCs. Com isto, deseja-se validar a hipótese de ação deletéria dos LTCs no controle de tensão do sistema.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

No Capítulo 7 são apresentadas as considerações finais e as sugestões para desenvolvimento de trabalhos futuros.

No Apêndice A são resgatados os fundamentos físicos utilizados para determinação dos parâmetros de máquinas e as aproximações consideradas na elaboração dos modelos. Além disto, busca-se identificar os modelos mais adequados para representar os diferentes tipos de máquina em estudos de estabilidade eletromecânica.

No Apêndice B apresentam-se simulações dinâmicas de pequenas perturbações no sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" do Capítulo 2 sendo que, para estes testes, o gerador é composto por máquinas do tipo rotor liso (no Capítulo 2 são apresentados os testes com as máquinas do tipo polos salientes). Ou seja, o objetivo deste apêndice é investigar o efeito da ação de controle de tensão por máquinas de rotor liso em cenários onde suas variáveis de controle apresentam relação inversa.

No Apêndice C investiga-se a existência (ou não) da ação deletéria dos compensadores síncronos no controle de tensão do sistema. Esta verificação é realizada através de simulações de eventos no domínio do tempo, utilizando sistemas fictícios e reais, e serve para complementar as análises do Capítulo 2, no qual aborda-se o controle de tensão realizado pelos geradores síncronos.

No Apêndice D identificam-se as diferenças no comportamento do sistema S/SE/CO em 24 de abril de 1997 devido ao tipo de limitador de sobre-excitação empregado no sistema de excitação das máquinas de Ibiúna (isto é, compara-se a utilização dos modelos de limitadores de sobre-excitação do tipo *takeover* e soma). Este apêndice complementa os estudos elaborados no Capítulo 3.

O Apêndice E tem como objetivo verificar se o modelo de máquina proposto no Capítulo 4 serve como subterfúgio para prever o valor da variável de controle real das máquinas em estudos de regime permanente.

O Apêndice F tem como principal propósito rever os fundamentos usados para a elaboração da modelagem do CER presente nos programas de fluxo de potência e servir como base para o Capítulo 5.

Por fim, no Apêndice G apresentam-se os fundamentos utilizados para a elaboração dos circuitos π equivalente dos transformadores. Estes circuitos representam os transformadores em estudos de regime permanente e embasam o assunto discutido no Capítulo 6.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2
Simulação Estática e Dinâmica do Controle de Tensão por Gerador Síncrono

2.1
Motivação e Objetivos

Os dispositivos de controle de potência reativa são projetados para funcionar satisfatoriamente quando um aumento em Q é acompanhado por um aumento em V, isto é, a operação do lado direito das curvas no plano VQ é estável e do lado esquerdo é instável, segundo o critério de estabilidade referente ao método da curva VQ [1]. A existência dessa curva VQ para geradores já foi demonstrada por alguns autores, como por exemplo em [25], no qual mostra-se que para a mesma tensão de campo existem duas possibilidades de valores de tensão terminal, desde que a carga nos terminais do gerador se comporte como potência constante.

Na prática, o controle da tensão terminal do gerador síncrono é realizado pelo Regulador Automático de Tensão (RAT) que tem por objetivo controlar a tensão terminal do gerador (ou de uma barra remota) em um valor determinado (valor de referência) via tensão de campo. Intuitivamente, supõe-se que as grandezas de controle do gerador (V_t e E_{fd}) têm relação direta (ou relação usual), ou seja, para o aumento da tensão terminal é necessário aumentar a excitação da máquina e para a redução de V_t é necessário reduzir E_{fd}. Desta maneira, a operação do gerador na região onde suas grandezas de controle têm relação inversa (ou relação não usual) poderia levar a ações de controle de tensão inadequadas, uma vez que, para o aumento da tensão terminal é necessário reduzir a excitação da máquina e para a redução de V_t é necessário aumentar E_{fd} [3], [20], [26].

Na Fig. 2.1 apresenta-se a curva que relaciona essas duas grandezas de controle do gerador em equilíbrio. A parte da curva a esquerda do ponto de fronteira é definida como região anormal de operação porque a relação entre as

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

grandezas do gerador não é usual (relação inversa) e não se sabe se é estável. A parte a direita da fronteira é definida como região normal de operação devido à relação usual (relação direta) entre as grandezas do gerador [3], [26].

Outro possível problema seria a operação do gerador muito próximo ao ponto de fronteira (ou limite de estabilidade de tensão), pois uma ação de controle de tensão poderia ter o resultado esperado ou o inverso, ou mesmo nenhum efeito [3], [26].

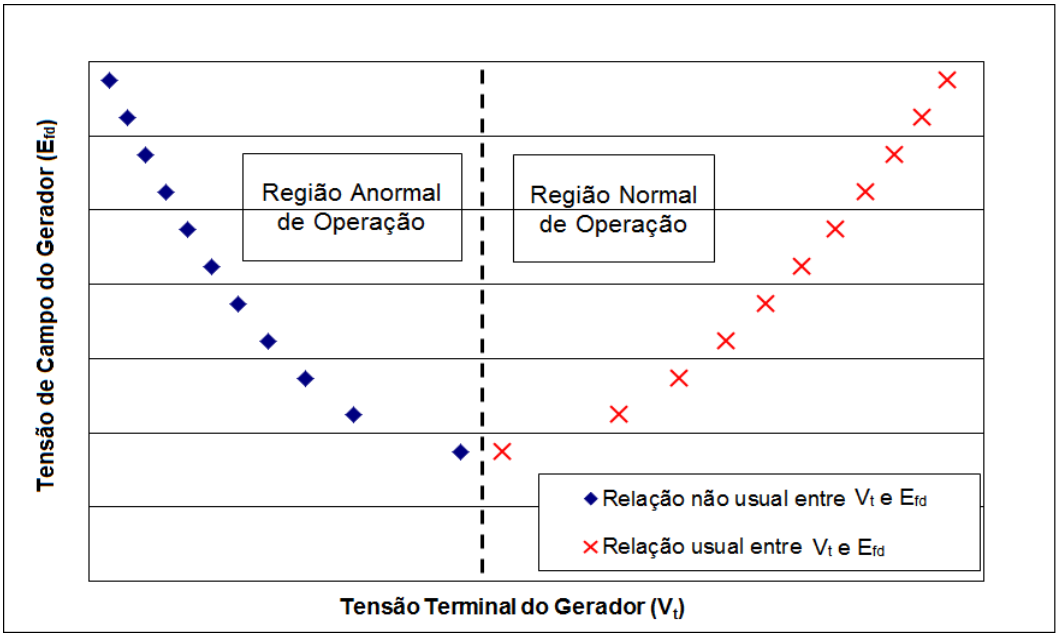


Figura 2.1 – Regiões de Operação do Gerador na Curva VE_{fd} Estática

Sendo assim, um dos objetivos deste capítulo é analisar, no domínio do tempo, o efeito das ações de controle de tensão por geradores síncronos operando com relação inversa entre suas variáveis de controle, e em pontos de operação próximos dos pontos de fronteira nas curvas VQ (tensão terminal *versus* potência reativa gerada) e VE_{fd} (tensão terminal *versus* tensão de campo) da máquina. Além disso, simula-se o caso do sistema S/SE/CO em 24 de abril de 1997 poucos minutos antes do blecaute, em que as unidades geradoras de Itaipu 60 Hz apresentavam relação inversa entre suas variáveis V e Q. Este estudo de caso tem como finalidade analisar a influência da ação de controle por geradores síncronos (operando com relação inversa entre suas variáveis de controle) no ajuste do nível de tensão do sistema. O possível efeito deletério do controle de tensão das unidades geradoras de Itaipu 60Hz foi apontado em [14] e [18] como uma das

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

causas do blecaute. Em outras palavras, busca-se contra-argumentar, através de simulações no domínio do tempo, os critérios de estabilidade de tensão a pequenas perturbações [1], de estabilidade referente ao método da curva VQ [1] e da matriz [VCS] [3] para barras com tensão controlada (local ou remotamente) por geradores síncronos.

2.2
Caracterização do Fenômeno em Regime Permanente

Essa seção tem como objetivo identificar, de forma experimental, as causas que fazem o gerador operar na região anormal e, para tanto, utiliza-se um sistema-teste fictício denominado "Máquina *versus* Barra Infinita" (Fig. 2.2) onde são analisados alguns cenários para a operação. Os cenários escolhidos consideram diferentes valores de resistência e reatância na linha de transmissão, e diversos patamares de carga ativa.

Esse sistema-teste com duas barras é frequentemente utilizado para representar a situação de um gerador síncrono conectado num grande sistema de potência por uma linha de transmissão (como por exemplo, pode-se adotá-lo em estudos que envolvem a usina de Itaipu 60Hz conectada no sistema sudeste brasileiro). Esse ''grande sistema'' é representado por uma barra infinita que corresponde ao modelo de um sistema cujo porte é muito maior quando comparado à máquina sob estudo. Sendo assim, justifica-se considerar a hipótese de que o sistema pode ser representado por uma barra cuja frequência (ou, equivalentemente, $\partial\delta/_{\partial t}$) e a tensão permanecem substancialmente constantes independentes da potência que o sistema gera (absorve) e/ou da perturbação aplicada. Supor que $\partial\delta/_{\partial t}$ não varia significa que a inércia da máquina equivalente ao grande sistema é infinita e, por outro lado, adotar a hipótese que a tensão na barra infinita é constante indica que a impedância interna da máquina equivalente é igual a zero [27].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

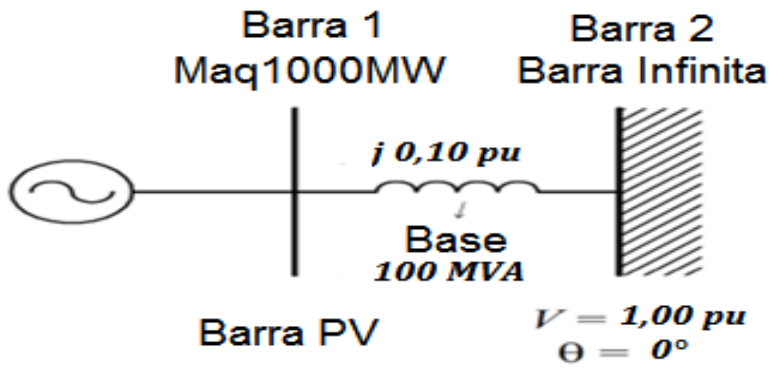


Figura 2.2 – Dados de Rede do Sistema-Teste Máquina *versus* Barra Infinita

Os fatores que levam às situações especiais mencionadas (ou região anormal da curva VE_{fd}) são identificados através de análise gráfica da curva que relaciona a potência reativa gerada (Q_{ele}) e a tensão terminal da máquina, chamada de curva VQ estática. Na realidade, a potência Q_{ele} não é uma variável de controle do RAT, mas uma função da variável de controle E_{fd} (as diferenças entre as curvas VQ e VE_{fd} serão discutidas na Seção 2.4.3.2).

O problema de estabilidade de tensão está relacionado ao alto carregamento do sistema (as vezes próximo do limite de estabilidade estática angular) e, para demonstrar este problema em um sistema de duas barras, deve-se optar por cenário com: i) nível de tensão dentro dos limites aceitáveis e fator de potência altamente capacitivo ou, o contrário, ii) tensões baixíssimas e fator de potência usual (indutivo). Isto é, não é possível recriar em um sistema de duas barras a situação de relação inversa entre as variáveis V e Q considerando pontos possíveis para a operação [28]. Nos testes a seguir é adotada a primeira opção mencionada (com a tensão dentro dos limites aceitáveis para a operação normal do sistema).

As curvas VQ estáticas da máquina foram elaboradas utilizando a função "Curva QxV"[7] do programa computacional para análise de redes em regime permanente - Anarede[8].

[7] A função "Curva QxV" calcula, para cada valor de tensão especificado, a potência reativa gerada/absorvida pela máquina.
[8] Programa "Anarede" versão 10.00.01 de 2013 desenvolvido pelo Cepel.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.2.1
Variação da Demanda de Potência Ativa

O primeiro teste consiste no aumento da carga na Barra 2, utilizando-se sucessivos incrementos de 100 MW, até alcançar o valor final da carga de 1.000 MW (limite de estabilidade estática angular). A impedância da linha de transmissão (Z_t), por uma questão de simplicidade, é igual a $j0{,}10\,pu$, ou seja, modelo de linha adotado é composto apenas por uma reatância série. Esta simplificação não invalida os resultados, pois estes serão validados na Seção 2.5 onde é estudado um caso real do sistema elétrico brasileiro com os circuitos modelados utilizando os parâmetros reais das linhas (série e derivação). Ademais, o estudo nessa seção tem caráter apenas didático.

O ponto de operação inicial é apresentado na Fig. 2.3 e as curvas VQ para os diferentes valores de carga são mostradas na Fig. 2.4.

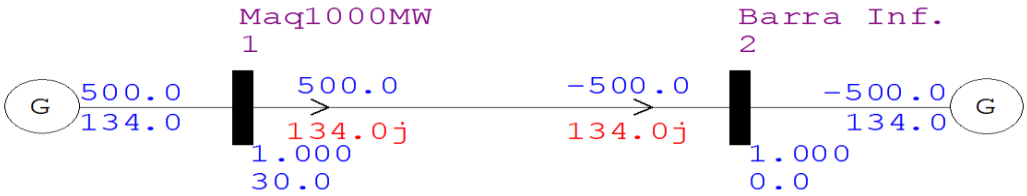


Figura 2.3 – Ponto de Operação Inicial para o Teste com Variação de Carga

A análise das curvas VQ na Fig. 2.4 indica que, para o valor de $V_t = 1{,}00\,pu$, as grandezas do gerador (V_t e Q_{ele}) apresentam relação inversa para valores de carga maior ou igual a 900 MW.

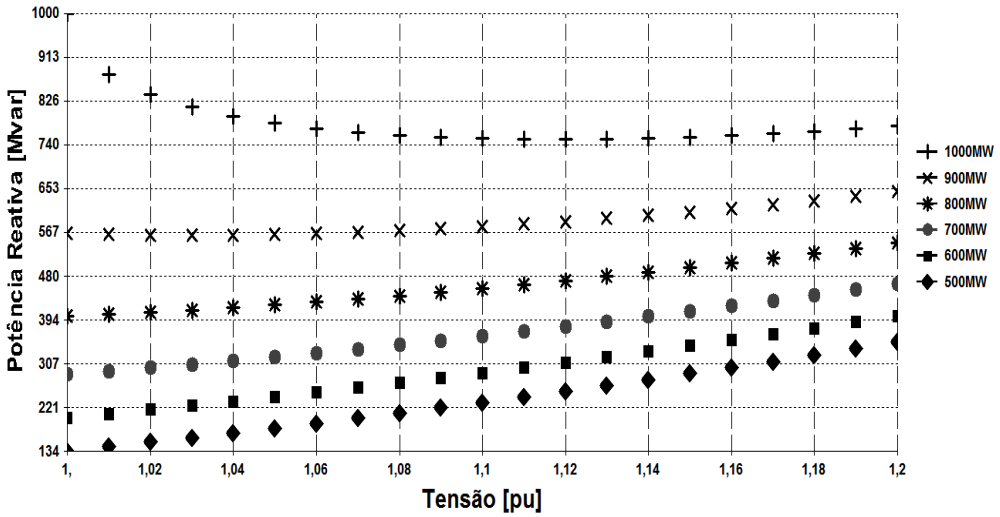


Figura 2.4 – Curvas VQ para os Diferentes Valores de Carga

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.2.2
Variação da Resistência da Linha de Transmissão

Esse teste considera diferentes valores de resistência na linha de transmissão (de 1% até 9%) e reatância da linha (X_L) igual a $j0{,}10\,pu$, isto é, modelo de linha composto apenas por uma impedância série. A potência ativa gerada é constante e igual a 880 MW, sendo o ponto de operação inicial e as curvas VQ para os diferentes valores de resistência apresentados nas Figs. 2.5 e 2.6, respectivamente.

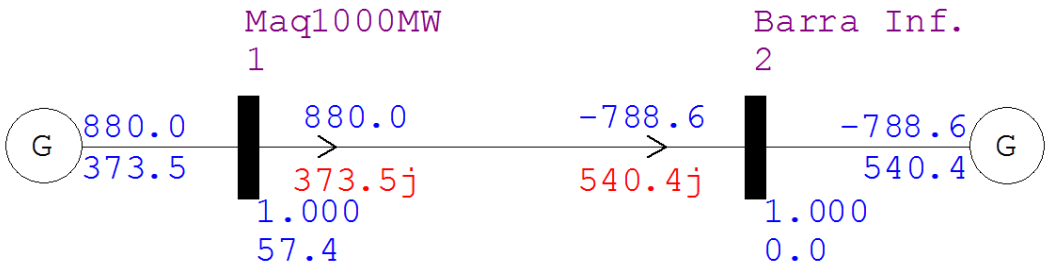


Figura 2.5 – Ponto de Operação Inicial para o Teste com Variação da Resistência da LT

As curvas VQ da Fig. 2.6 mostram que, para o valor de $V_t = 1{,}00\,pu$, as grandezas do gerador apresentam relação inversa para resistências da linha maior ou igual a 7%.

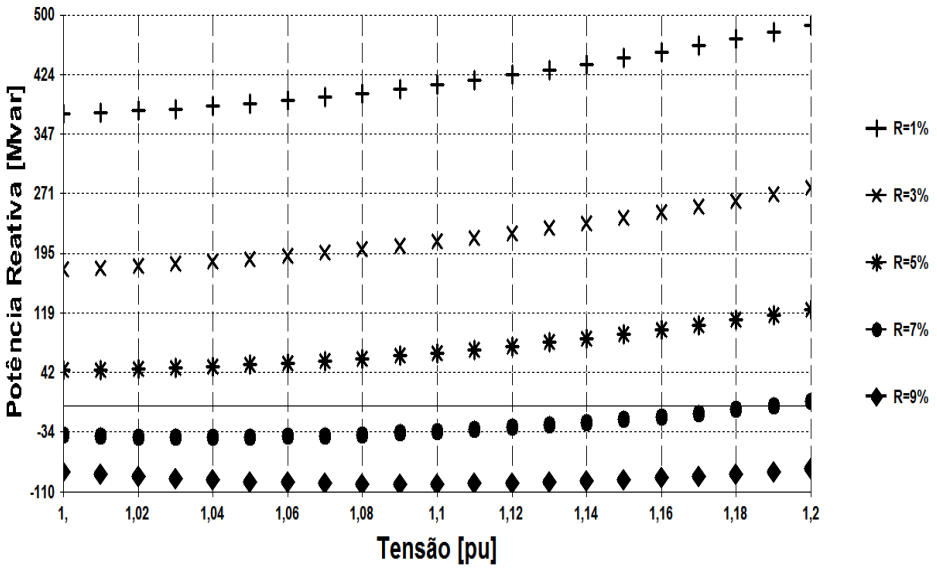


Figura 2.6 – Curvas VQ para os Diferentes Valores de Resistência na LT

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.2.3
Variação da Reatância da Linha de Transmissão

Esse teste considera diferentes valores de reatância na linha de transmissão (de 5% até 10%), resistência da linha igual a zero e potência ativa gerada constante igual a 1.000 MW. Este modelo de linha também é composto apenas por uma reatância série. O ponto de operação inicial e as curvas VQ para os diferentes valores de resistência são apresentados nas Figs. 2.7 e 2.8, nesta ordem.

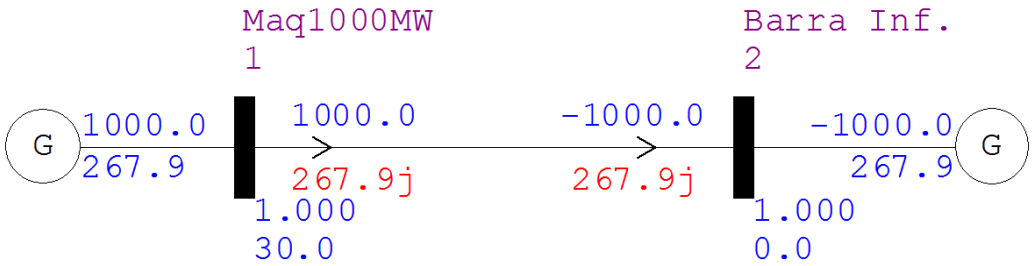


Figura 2.7 – Ponto de Operação Inicial para o Teste com Variação da Reatância da LT

As curvas VQ da Fig. 2.8 mostram que, para o valor de $V_t = 1{,}00\ pu$, as grandezas do gerador apresentam relação inversa para reatâncias da linha maior ou igual a 9%.

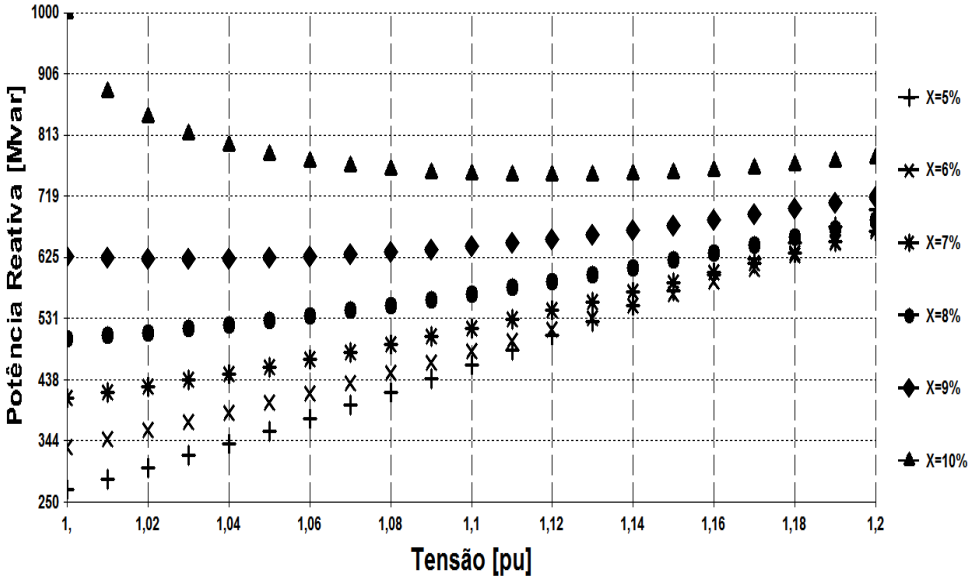


Figura 2.8 – Curvas VQ para os Diferentes Valores de Reatância na LT

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Os testes apontam que os altos valores da impedância do sistema de transmissão e/ou da carga ativa demandada fazem o gerador operar no lado esquerdo da curva. Isso mostra que a falta de investimentos em novas linhas de transmissão associada ao aumento da energia demandada pelo sistema são as causas do problema.

2.3
Equações Elétricas do Sistema em Equilíbrio

O entendimento das equações elétricas do sistema em equilíbrio serve como base para a análise das ações de controle de tensão por geradores (assunto da Seção 2.4). Essas equações estáticas são desenvolvidas para: i) o sistema-teste com duas barras (Fig. 2.2), ii) a máquina síncrona de polos salientes com enrolamentos amortecedores (Apêndice A.4.2.4) e iii) a máquina síncrona de rotor liso com um enrolamento amortecedor de eixo d e dois de eixo q (Apêndice A.4.2.5).

2.3.1
Equações Elétricas da Rede em Equilíbrio

As equações elétricas da potência ativa e da potência reativa são elaboradas para o sistema "Máquina *versus* Barra infinita" (Fig. 2.2) considerando a notação do circuito equivalente da Fig. 2.9.

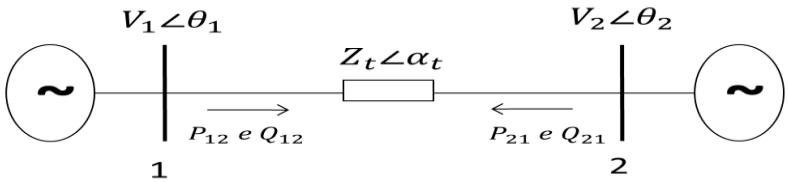


Figura 2.9 – Circuito Equivalente do Sistema "Máquina *versus* Barra Infinita"

Conforme a notação da Fig. 2.9, a potência aparente e a corrente na linha que fluem da Barra 2 para Barra 1 são determinadas como:

$$\dot{S}_{21}^{*} = P_{21} - jQ_{21} = \dot{V}_2^{*}\dot{I}_{21} \tag{2.1}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$$\dot{I}_{21} = \left(\frac{V_2\angle\theta_2 - V_1\angle\theta_1}{Z_t\angle\alpha_t}\right) \tag{2.2}$$

onde:

$$\dot{V}_2^* = V_2\angle -\theta_2 \tag{2.3}$$

Substituindo-se (2.2) e (2.3) em (2.1):

$$\dot{S}_{21}^* = \dot{V}_2^*\dot{I}_{21} = (V_2\angle -\theta_2)\left(\frac{V_2\angle\theta_2 - V_1\angle\theta_1}{Z_t\angle\alpha_t}\right)$$

$$S_{21}^* = \frac{V_2^2\angle(-\theta_2+\theta_2)}{Z_t\angle\alpha_t} - \frac{V_2V_1\angle(-\theta_2+\theta_1)}{Z_t\angle\alpha_t}$$

$$\dot{S}_{21}^* = \frac{V_2^2}{Z_t}\angle(-\alpha_t) - \frac{V_2V_1}{Z_t}\angle(-\theta_2+\theta_1-\alpha_t) \tag{2.4}$$

Recorrendo à identidade de Euller, reescreve-se (2.4) como:

$$\dot{S}_{21}^* = \frac{V_2^2}{Z_t}cos(-\alpha_t) + j\frac{V_2^2}{Z_t}sen(-\alpha_t) - \frac{V_2V_1}{Z_t}cos(-\theta_2+\theta_1-\alpha_t) - j\frac{V_2V_1}{Z_t}sen(-\theta_2+\theta_1-\alpha_t)$$

ou:

$$\dot{S}_{21}^* = \frac{V_2^2}{Z_t}cos(\alpha_t) - j\frac{V_2^2}{Z_t}sen(\alpha_t) - \frac{V_2V_1}{Z_t}cos(\theta_2-\theta_1+\alpha_t) + j\frac{V_2V_1}{Z_t}sen(\theta_2-\theta_1+\alpha_t) \tag{2.5}$$

Considerando-se $\theta_{21} = \theta_2 - \theta_1$ em (2.5):

$$S_{21}^* = \frac{V_2^2}{Z_t}cos(\alpha_t) - \frac{V_2V_1}{Z_t}cos(\theta_{21}+\alpha_t) - j\left[\frac{V_2^2}{Z_t}sen(\alpha_t) - \frac{V_2V_1}{Z_t}sen(\theta_{21}+\alpha_t)\right] \tag{2.6}$$

A separação das partes real e imaginária de (2.6) determina as expressões da potência ativa e da potência reativa transmitida pela rede.

$$P_{21} = \frac{V_2^2}{Z_t}cos(\alpha_t) - \frac{V_1V_2}{Z_t}cos(\theta_{21}+\alpha_t) \tag{2.7}$$

$$Q_{21} = \frac{V_2^2}{Z_t}sen(\alpha_t) - \frac{V_1V_2}{Z_t}sen(\theta_{21}+\alpha_t) \tag{2.8}$$

Os fluxos de potência no sentido contrário são estabelecidos, de forma similar, trocando-se os subscritos nas fórmulas.

$$P_{12} = \frac{V_1^2}{Z_t}cos(\alpha_t) - \frac{V_1V_2}{Z_t}cos(\theta_{12}+\alpha_t) \tag{2.9}$$

$$Q_{12} = \frac{V_1^2}{Z_t}sen(\alpha_t) - \frac{V_1V_2}{Z_t}sen(\theta_{12}+\alpha_t) \tag{2.10}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A resistência da linha de transmissão do sistema-teste (Fig. 2.2) é nula e, portanto, a impedância da linha equivale a:

$$Z_t\angle\alpha_t = jX_L = X_L\angle 90° \tag{2.11}$$

Desta forma, a potência transmitida no sistema em questão pode ser definida substituindo-se (2.11) em (2.7) e (2.8).

$$P_{21} = \frac{V_2^2}{X_L}cos(90°) - \frac{V_1V_2}{X_L}cos(\theta_2 - \theta_1 + 90°)$$

$$P_{21} = \frac{V_1V_2}{X_L}sen(\theta_2 - \theta_1) \tag{2.12}$$

$$Q_{21} = \frac{V_2^2}{X_L}sen(90°) - \frac{V_1V_2}{X_L}sen(\theta_2 - \theta_1 + 90°)$$

$$Q_{21} = \frac{V_2^2}{X_L} - \frac{V_1V_2}{X_L}cos(\theta_2 - \theta_1) \tag{2.13}$$

Considerando que a Barra 2 é a barra de referência do sistema ($\theta_2 = 0$), pode-se reescrever (2.12) e (2.13), respectivamente, como:

$$P_{21} = -\frac{V_1V_2}{X_L}sen(\theta_1) \tag{2.14}$$

$$Q_{21} = \frac{V_2^2}{X_L} - \frac{V_1V_2}{X_L}cos(\theta_1) \tag{2.15}$$

De forma semelhante, estipula-se o fluxo de potência no sentido contrário através de (2.9) e (2.10).

$$P_{12} = \frac{V_1^2}{X_L}cos(90°) - \frac{V_1V_2}{X_L}cos(\theta_1 - \theta_2 + 90°)$$

$$P_{12} = \frac{V_1V_2}{X_L}sen(\theta_1) \tag{2.16}$$

$$Q_{12} = \frac{V_1^2}{X_L}sen(90°) - \frac{V_1V_2}{X_L}sen(\theta_1 - \theta_2 + 90°)$$

$$Q_{12} = \frac{V_1^2}{X_L} - \frac{V_1V_2}{X_L}cos(\theta_1) \tag{2.17}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.3.2
Equações Elétricas do Estator da Máquina Síncrona em Equilíbrio (Modelo E_q)

Na condição de regime permanente, a máquina síncrona opera sem que haja indução de tensões nos enrolamentos amortecedores. Isso ocorre porque não há variação do enlace de fluxo, ou seja:

$$\frac{d\Psi_{kd}}{dt} = \frac{d\Psi_{kq}}{dt} = 0 \tag{2.18}$$

Com isso, as correntes induzidas em regime permanente são encontradas substituindo (2.18) nas equações de tensões do rotor (A.17), (A.18) e (A.19). Então:

$$i_{kd} = i_{kq} = 0 \tag{2.19}$$

Substituindo-se (2.19) nas equações de enlace de fluxo do estator (A.20) e (A.21):

$$\Psi_d = -L_d i_d + L_{ad} i_{fd} \tag{2.20}$$

$$\Psi_q = -L_q i_q \tag{2.21}$$

Outro tipo de simplificação adotada é a desconsideração das dinâmicas do estator $\left(\frac{d\Psi_d}{dt} = \frac{d\Psi_q}{dt} = 0\right)$ que, associada às equações de enlace de fluxo em regime (2.20) e (2.21), permite reescrever as equações de tensões do estator (A.13) e (A.14) para o período estacionário como:

$$v_d = X_q i_q - R_a i_d \tag{2.22}$$

$$v_q = -X_d i_d + X_{ad} i_{fd} - R_a i_q \tag{2.23}$$

A tensão terminal da máquina em regime permanente ($\dot{V}_t = v_d + jv_q$) é encontrada através de (2.22) e (2.23).

$$\dot{V}_t = v_d + jv_q = X_q i_q - R_a i_d + j(-X_d i_d + X_{ad} i_{fd} - R_a i_q)$$

$$\dot{V}_t = -R_a \dot{I} + X_q i_q - jX_d i_d + \dot{E}_q \tag{2.24}$$

onde:

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$\dot{E}_q = jX_{ad}i_{fd}$: fasor tensão proporcional à corrente de campo da máquina ou fasor tensão interna

$\dot{I} = i_d + ji_q$: fasor corrente da armadura

Pode-se simplificar (2.24) da seguinte forma:

$$\dot{V}_t = -R_a\dot{I} + X_q i_q - jX_d i_d + \dot{E}_q + (jX_q i_d - jX_q i_d)$$

$$\dot{V}_t = -R_a\dot{I} - jX_q(i_d + ji_q) + \dot{E}_q - j(X_d - X_q)i_d \tag{2.25}$$

ou:

$$\dot{E}_q = \dot{V}_t + R_a\dot{I} + jX_q\dot{I} + j\left(X_d - X_q\right)i_d = E_q\angle\delta \tag{2.26}$$

Desconsiderando-se a saliência ($X_d = X_q = X_s$) em (2.26):

$$\dot{E}_q = \dot{V}_t + (R_a + jX_q)\dot{I} = E_q\angle\delta \tag{2.27}$$

sendo o ângulo δ chamado de ângulo de carga.

A tensão fictícia $\dot{E}_q$ é usada somente para determinar o ângulo do eixo q (ângulo de carga), e não tem nenhum outro significado físico. Esse artifício resolve o problema da identificação da posição angular do eixo q com relação ao fasor de tensão terminal e permite o cálculo das variáveis em componentes de fase de uma máquina a partir de suas condições iniciais do tipo potência e tensão terminal ou corrente e tensão terminal [29].

Finalmente, (2.27) possibilita construir o diagrama fasorial de $\dot{E}_q$ (no plano complexo dq) e permite elaborar o circuito equivalente conforme as Figs. 2.10 e 2.11, respectivamente.

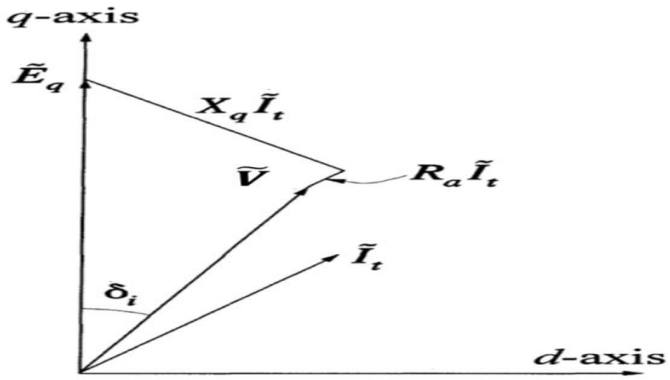


Figura 2.10 – Diagrama Fasorial com a Saliência Desprezada [1]

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

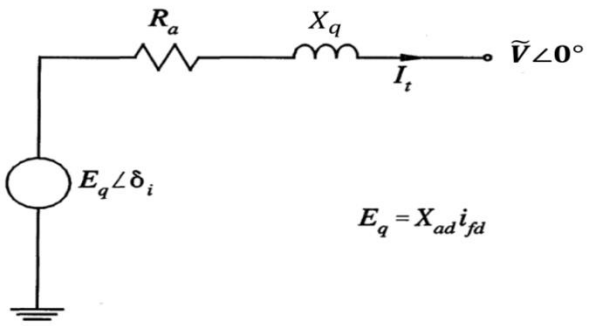


Figura 2.11 – Circuito Equivalente com a Saliência Desprezada [1]

2.3.3
Equações Elétricas do Rotor da Máquina Síncrona em Equilíbrio

As equações de movimento do rotor $\left(\frac{dx}{dt} = f(x)\right)$ podem ser transformadas em equações de equilíbrio considerando que as mudanças nas variáveis de estado são nulas $\left(\frac{dx}{dt} = 0\right)$.

Dessa forma, as equações elétricas do rotor da máquina síncrona de polos salientes (A.65), (A.66) e (A.67) são reescritas para definir as variáveis de estado em equilíbrio como:

$$E_d'' = \left(X_q - X_q''\right) i_q \tag{2.28}$$

$$E_q' = E_q'' + (X_d' - X_d'') i_d \tag{2.29}$$

$$E_{fd} = -\frac{X_d - X_d'}{X_d' - X_l} E_q'' + \frac{X_d - X_l}{X_d' - X_l} E_q' + \frac{(X_d - X_d')(X_d'' - X_l)}{X_d' - X_l} i_d + A e^{B(|E_q'| - C)} \tag{2.30}$$

As equações elétricas do rotor da máquina síncrona de rotor liso (A.72), (A.73), (A.74) e (A.75) em equilíbrio ficam iguais a:

$$E_d' = E_d'' - \left(X_q' - X_q''\right) i_q \tag{2.31}$$

$$E_q' = E_q'' + (X_d' - X_d'') i_d \tag{2.32}$$

$$\frac{X_q - X_q'}{X_q' - X_l} E_d'' - \frac{X_q - X_l}{X_q' - X_l} E_d' + \frac{(X_q - X_q')(X_q'' - X_l)}{X_q' - X_l} i_q - \frac{(X_q - X_l)}{(X_d - X_l)} \frac{E_d''}{|E''|} A e^{B(|E''| - C)} = 0 \tag{2.33}$$

$$E_{fd} = -\frac{X_d - X_d'}{X_d' - X_l} E_q'' + \frac{X_d - X_l}{X_d' - X_l} E_q' + \frac{(X_d - X_d')(X_d'' - X_l)}{X_d' - X_l} i_d + \frac{E_q''}{|E''|} A e^{B(|E''| - C)} \tag{2.34}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.3.4
Acoplamento da Máquina Síncrona ao Sistema de Transmissão

As grandezas utilizadas na modelagem de máquinas síncronas são dadas em termos de valores eficazes equivalentes do estator e em relação à referência de Park (eixos dq). Por outro lado, as grandezas do sistema de transmissão estão relacionadas a um sistema de referência complexo (real e imaginário). Ambos os sistemas de referência giram a velocidade síncrona, porém, estão defasados do ângulo δ. Então, para realizar o acoplamento das equações da máquina síncrona com as equações do sistema de transmissão, torna-se necessário definir um sistema de equações adicional que representa uma transformação de coordenadas por rotação de eixos [30].

As equações que descrevem a transformação de coordenadas por rotação de eixos são obtidas conforme exposto na Fig. 2.12.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

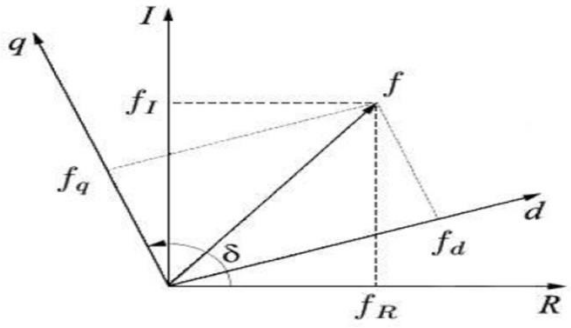


Figura 2.12 – Mudança de Coordenadas [31]

Desta figura obtém-se a relação:

$$\begin{bmatrix} d \\ q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen\delta & -cos\delta \\ cos\delta & sen\delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} R \\ I \end{bmatrix} \tag{2.35}$$

A relação inversa é dada por:

$$\begin{bmatrix} R \\ I \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen\delta & cos\delta \\ -cos\delta & sen\delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d \\ q \end{bmatrix} \tag{2.36}$$

2.4
Análise das Ações de Controle de Tensão no Domínio do Tempo

A análise das ações de controle do ponto de vista estacionário mostra que a operação em situações especiais, caracterizadas pela relação inversa entre as variáveis envolvidas, faria com que as ações de controle de tensão, para todos os tipos de dispositivos, tivessem o efeito oposto ao esperado. Sendo assim, essa seção investiga o efeito, no domínio do tempo, de ações de controle de tensão por geradores síncronos operando em região com suas variáveis de controle apresentado relação direta e inversa. Essa análise no tempo consiste em aplicar pequenas perturbações no sistema "Máquina *versus* Barra Infinita", isto é, variar a tensão de referência do gerador, e tem como principal objetivo ganhar sensibilidade em relação ao comportamento do controle.

Os testes realizados consistem no aumento da tensão de referência do gerador "Maq1000MW" utilizando cenários com diferentes valores de:

a) potência gerada (Testes N° 1)
b) resistência na linha de transmissão (Testes N° 2)
c) inércia do sistema conectado (Testes N° 3)

As simulações dinâmicas foram realizadas nos programas computacionais para análise de transitórios eletromecânicos Organon [9] e Anatem [10]. Esses programas apresentaram respostas idênticas para os testes realizados.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.4.1
Dados de Máquina

O sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" é testado com duas possibilidades para representação do gerador "Maq1000MW" (Barra 1). Uma possibilidade é a representação do gerador como máquina de polos salientes simulando o comportamento de um sistema de potência predominantemente hidráulico e a outra alternativa é representar com máquinas de rotor liso representando um sistema térmico (os testes com máquinas de rotor liso estão no Apêndice B). O modelo de máquina clássico é associado à barra infinita (Barra 2).

[9] Programa "Organon" versão 3.1.0 de 2015 desenvolvido por HPPA.
[10] Programa "ANATEM" versão 10.04.06 de 2012 desenvolvido pelo Cepel.

2.4.1.1
Dados da Máquina Síncrona de Polos Salientes (Efeitos Subtransitórios)

A máquina de polos salientes é representada com um enrolamento de campo (no eixo direto) e dois enrolamentos amortecedores (sendo um enrolamento no eixo direto e o outro enrolamento no eixo em quadratura) conforme Apêndice A.4.2.4.

Este modelo corresponde ao modelo n° 4 do programa computacional Organon [32] ou modelo nº 2 do programa Anatem [33]. Na Tab. 2.1 apresenta-se o conjunto de dados adotados para representar o gerador "Maq1000MW" como uma máquina equivalente de polos salientes.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Tabela 2.1 – Conjunto de Dados da Máquina de Polos Salientes

PARÂMETROS DA MÁQUINA		VALOR
Indutância síncrona de eixo direto	X_d	113,8%
Indutância síncrona de eixo em quadratura	X_q	68,1%
Indutância transitória de eixo direto	X'_d	35,0%
Indutância subtransitória de eixo direto	X''_d	28,8%
Indutância subtransitória de eixo em quadratura	X''_q	28,8%
Indutância de dispersão da armadura	X_l	15,8%
Constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto	T'_{do}	5,6 s
Constante de tempo subtransitória de eixo direto em circuito aberto	T''_{do}	0,08 s
Constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura em circuito aberto	T''_{qo}	0,15 s
Resistência do enrolamento de armadura	R_a	0%
Constante de inércia	H	4,938 s
Constante de amortecimento	D	0
Potência aparente nominal da máquina (base para os parâmetros)	S	184 MVA
Número de unidades iguais que constituem a máquina equivalente		8 unid
Frequência síncrona da máquina	F	60 Hz
Curva de saturação da máquina exponencial		A = 0,013 B = 7,92 C = 0,8

2.4.1.2
Reguladores da "Máq1000 MW" (Barra 1)

Os controles associados à máquina são o RAT (*Automatic Voltage Regulator* – AVR) e o estabilizador (*Power System Stabilizer* - PSS) de acordo com as Figs. 2.13 a 2.15.

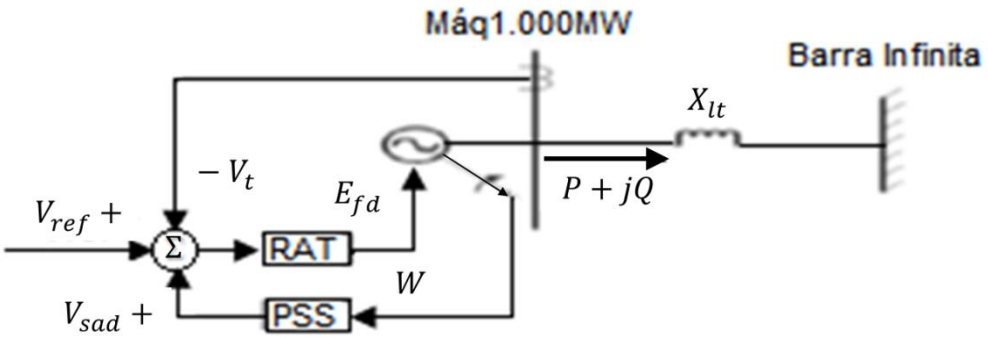


Figura 2.13 – Controles da Máquina da "Maq1000MW"

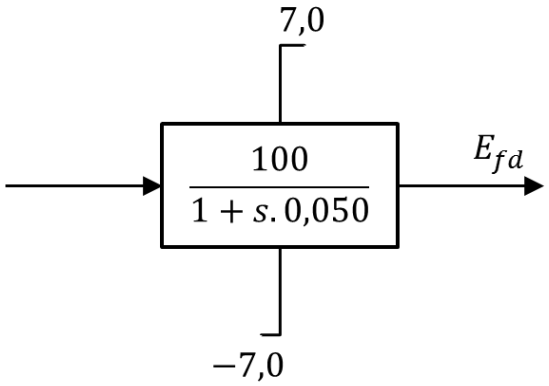


Figura 2.14 – Modelo de RAT de 1ª Ordem

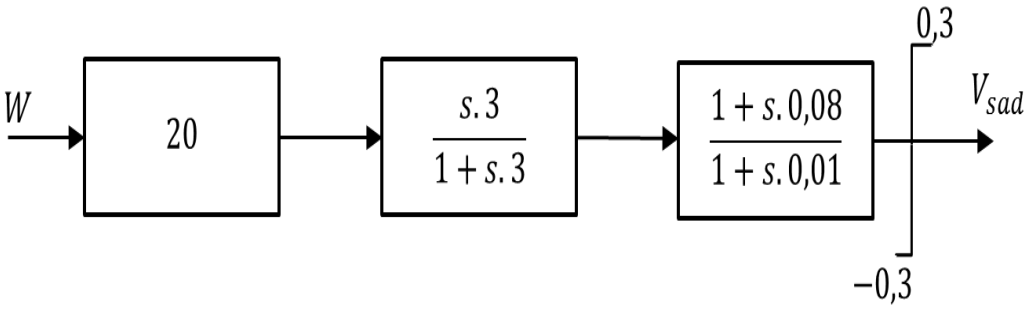


Figura 2.15 – Estabilizador (PSS)

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.4.2
Variação da Potência Gerada (Testes N°1)

2.4.2.1
Sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" com Modelo de Máquina de Polos Saliente e Geração de 500 MW (Teste 1.1)

Nesse primeiro teste (denominado "Teste 1.1") considera-se a máquina síncrona de polos salientes conectada a Barra 1 (dados de máquinas na Seção 2.4.1.1 e dos controles da máquina na Seção 2.4.1.3) com potência ativa gerada igual a 500 MW e linha de transmissão com impedância de $j0{,}10\ pu$ (modelo de linha adotado composto apenas por uma reatância série). Esta simplificação da linha não invalida os resultados, pois estes serão validados na Seção 2.5 onde é estudado um caso real do sistema elétrico brasileiro com os circuitos modelados utilizando os parâmetros reais das linhas (série e derivação). O ponto de operação inicial do "Teste 1.1" é indicado na Fig. 2.16.

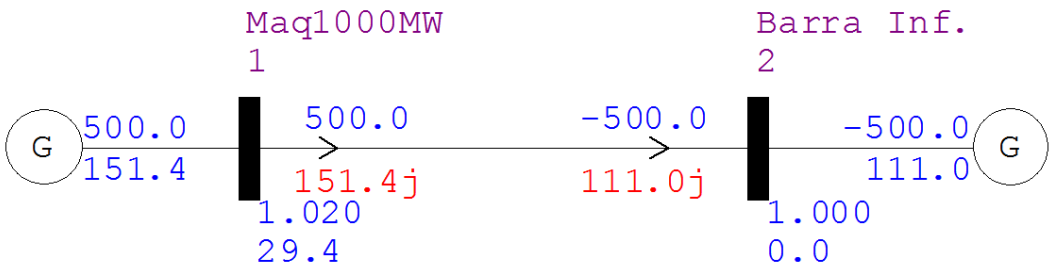


Figura 2.16 - Ponto de Operação Inicial do Teste 1.1

O evento simulado consiste no aumento de 1% na tensão de referência do gerador (ou seja, $\Delta V_{ref} = 0{,}01\ pu\ de\ kV$ em $t = 1s$), cujo objetivo é analisar o comportamento dinâmico das variáveis da máquina: tensão terminal (V_t), tensão de campo (E_{fd}) e potência reativa gerada (Q_{ele}). A variável Q_{ele} não é uma variável do controle, mas o entendimento do seu comportamento é importante para o estudo do RAT. Na Fig. 2.17 exibe-se o ponto de operação final do "Teste 1.1" e na Fig. 2.18 mostra-se, no domínio do tempo, o comportamento do módulo da tensão terminal do gerador frente ao evento.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

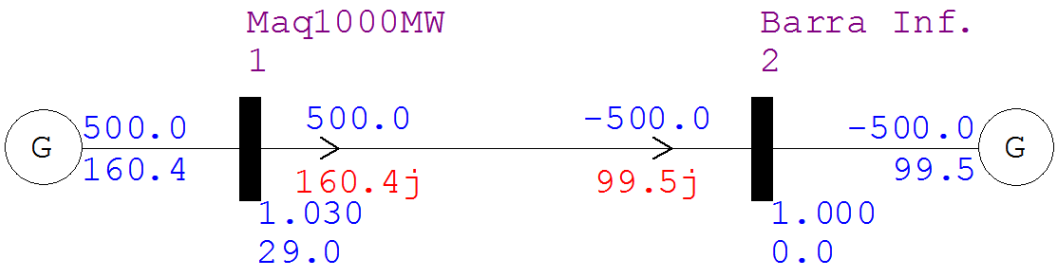


Figura 2.17 - Ponto de Operação Final do Teste 1.1

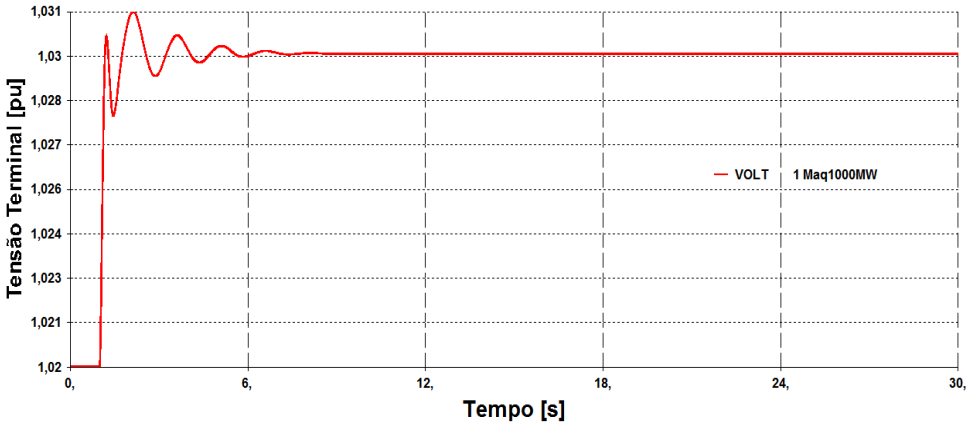


Figura 2.18 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão V_t no Teste 1.1

O ângulo da tensão terminal do gerador (θ_1) para o novo perfil de tensão ($V_1 = 1{,}03\ pu$) é definido reescrevendo-se (2.16) da forma:

$$\theta_1 = arcsen\left(\frac{P_{12}X_L}{V_1V_2}\right) \tag{2.37}$$

Assim, o fasor tensão terminal para o ponto final fica:

$$\dot{V}_1 = V_1\angle\theta_1 = 1{,}03\angle 29{,}04°\ pu\ =\ 0{,}90 + j0{,}50\ pu$$

Os fluxos de potência reativa demandada para o novo ponto são encontrados substituindo-se os valores de V_1 e θ_1 em (2.15) e (2.17).

$$Q_{21} = \frac{1{,}00^2}{0{,}1} - \frac{1{,}03.1{,}00}{0{,}1}cos(29{,}04°) = 0{,}9950\ pu\ de\ Mvar\ ou\ 99{,}50\ Mvar$$

$$Q_{12} = \frac{1{,}03^2}{0{,}1} - \frac{1{,}03.1{,}00}{0{,}1}cos(29{,}04°) = 1{,}6040\ pu\ de\ Mvar\ ou\ 160{,}40\ Mvar$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Esses valores calculados podem ser confirmados através de análise dos novos valores em equilíbrio nas Figs. 2.19 e 2.20.

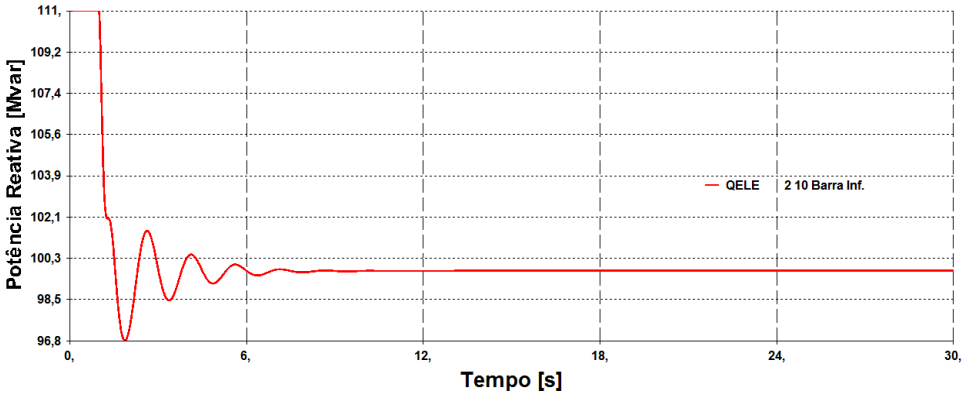


Figura 2.19 – Resposta Dinâmica da Variável Q_{21} no Teste 1.1

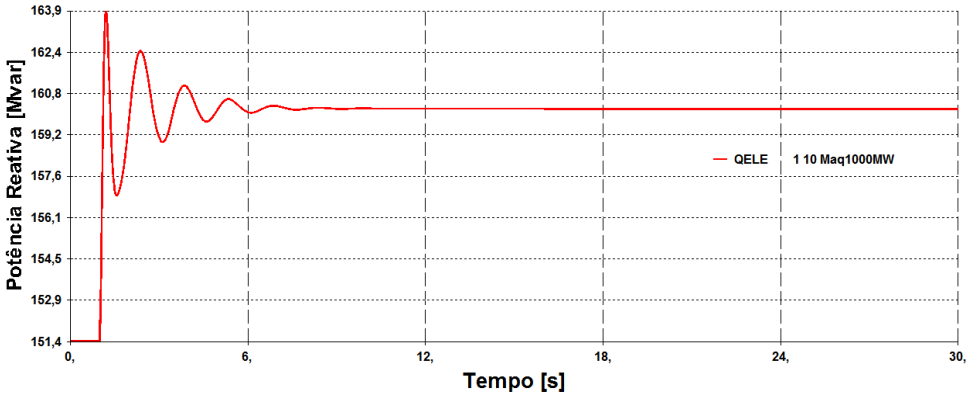


Figura 2.20 – Resposta Dinâmica da Variável Q_{12} no Teste 1.1

O aumento da tensão terminal da máquina em 1% foi alcançado com um aumento da potência reativa gerada da máquina (aumento de aproximadamente 9 Mvar de acordo com a Fig. 2.20). A relação direta entre essas variáveis é justificada pelo fato dos pontos com $V_t = 1{,}02\ pu$ e $V_t = 1{,}03\ pu$ pertencerem ao lado direito da curva VQ estática do gerador (Fig. 2.21). Essa curva foi construída utilizando o programa computacional Anarede que calcula, para cada valor de tensão especificado, a potência reativa gerada necessária.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

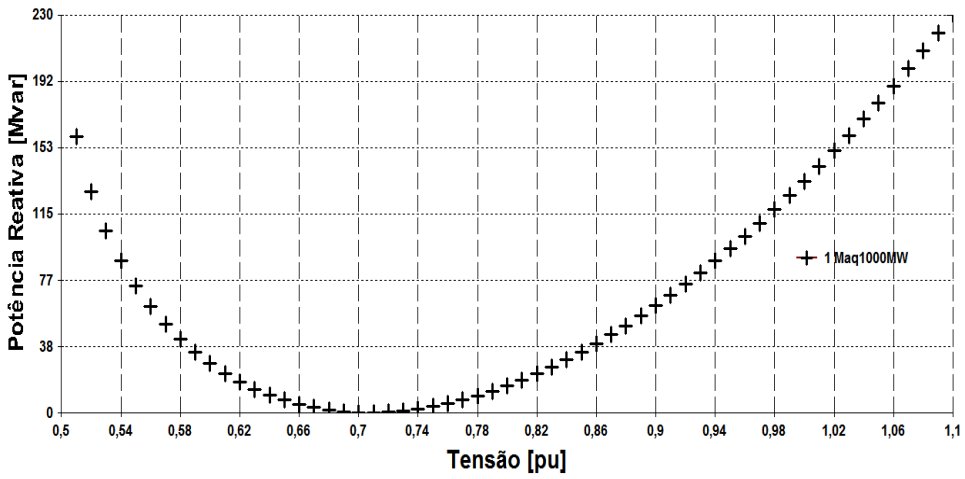


Figura 2.21 - Curva *VQ* Estática da Máquina Polos Salientes Despachando 500 MW

O total do consumo de potência reativa é estabelecido, para o novo ponto, somando-se os fluxos de potência reativa Q_{12} e Q_{21}. O comportamento dessa perda no tempo é dado na Fig. 2.22.

$$Q_{total} = Q_{12} + Q_{21} = \frac{V_1^2 + V_2^2}{X_L} - 2\frac{V_1 V_2}{X_L} cos(\theta_1) = 259{,}90\ Mvar$$

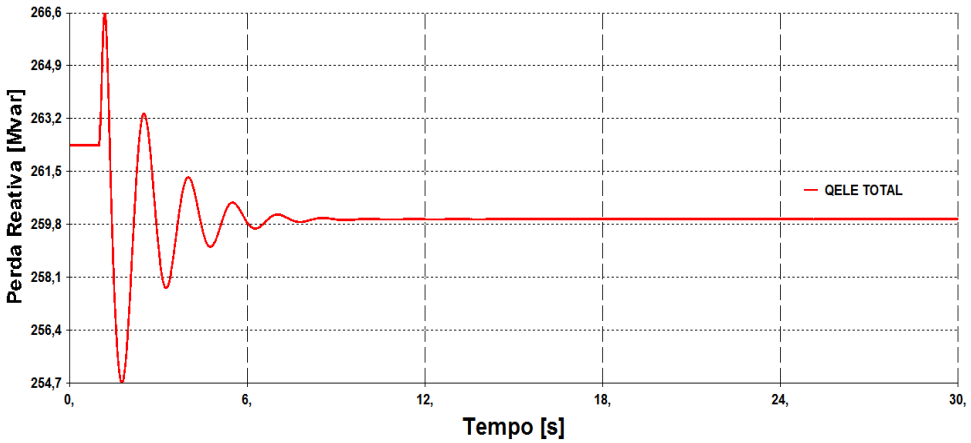


Figura 2.22 – Variação no Tempo do Consumo de Potência Reativa da Rede para o Teste 1.1

A corrente que circula pela linha no novo ponto de equilíbrio é igual a:

$$\dot{I}_{12} = \frac{V_1\angle\theta_1 - V_2\angle\theta_2}{Z_t\angle\alpha_t} \tag{2.38}$$

$$\dot{I}_{12} = \frac{1{,}03\angle 29{,}04° - 1{,}00\angle 0°}{0{,}1\angle 90°} = 5{,}10\angle 11{,}25°\ pu = 5{,}00 + j0{,}99\ pu$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Essa corrente também poderia ser estipulada através da equação da potência aparente como:

$$\dot{I}_{12}^{*} = \frac{\left[\frac{P_{12}}{S_{base}[MVA]} + j\frac{Q_{12}}{S_{base}[MVA]}\right]}{V_1\angle\theta_1} \tag{2.39}$$

$$\dot{I}_{12}^{*} = \frac{\left[\frac{500}{100} + j\frac{160,4}{100}\right]}{1,03\angle 29,04°} = 5,10\angle -11,25°\ pu$$

A verificação da corrente de linha na Fig. 2.23 atesta que a tensão terminal da máquina mais elevada ($V_1 = 1,03\ pu$) reduz a corrente e, por conseguinte, diminui o consumo de potência reativa na rede (da ordem de 2,35 Mvar, segundo Fig. 2.22).

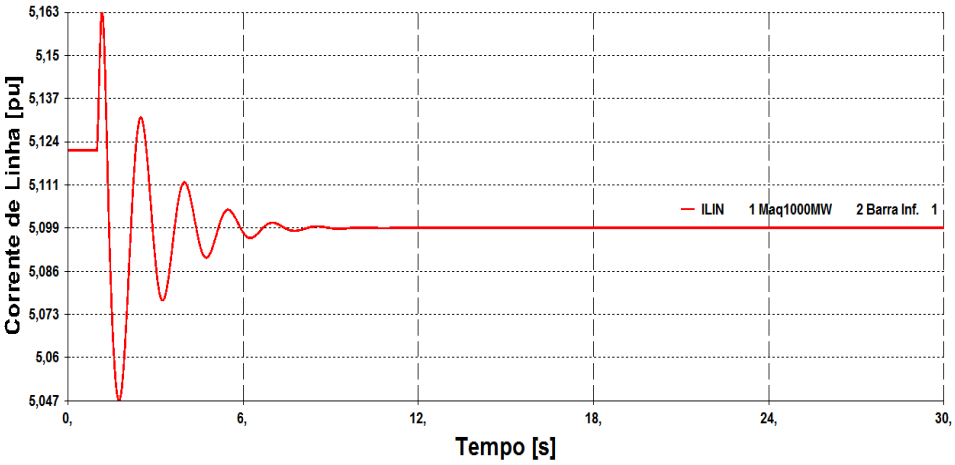


Figura 2.23 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente de Linha no Teste 1.1

A máquina equivalente "Máq1000MW" é composta por oito unidades geradoras iguais e, deste modo, para o novo cenário da operação, a corrente que circula pela armadura de cada unidade vale:

$$I_{armadura} = \frac{\dot{I}_{12}}{n°\ unidades}\left(\frac{S_{base\ sistema}[MVA]}{S_{base\ máquina}[MVA]}\right) \tag{2.40}$$

$$I_{armadura} = \left(\frac{5,10\angle 11,25°}{8}\right)\left(\frac{100}{184}\right) = 0,346\angle 11,25°\ pu = 0,34 + j0,07\ pu$$

O módulo da corrente de armadura para o novo ponto de equilíbrio é constatado através da Fig. 2.24.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

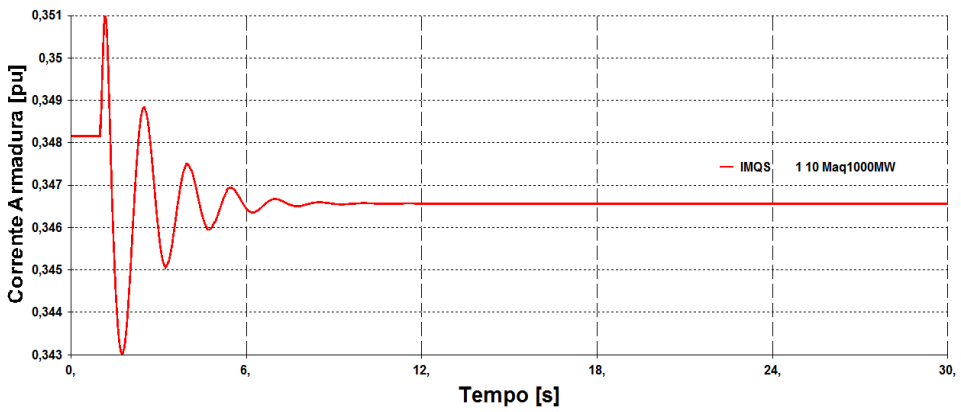


Figura 2.24 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente de Armadura no Teste 1.1

Outra forma de definir a corrente da armadura seria:

$$\dot{I}^*_{armadura} = \frac{\left[\frac{\left(\frac{P_{12}}{n^\circ\, unidades}\right)+j\left(\frac{Q_{12}}{n^\circ\, unidades}\right)}{S_{base\ máquina}[MVA]}\right]}{V_1\angle\theta_1} \tag{2.41}$$

$$\dot{I}^*_{armadura} = \frac{\left[\frac{\left(\frac{500}{8}\right)+j\left(\frac{160,4}{8}\right)}{184}\right]}{1,03\angle 29,04^\circ} = 0,346\angle -11,25^\circ\ pu$$

Em regime permanente, o ângulo da "Máq1000MW" (cujo comportamento dinâmico é mostrado na Fig. 2.25) pode ser encontrado utilizando o Modelo E_q para representação da máquina. Assim, o ângulo de carga é definido por (2.27) como:

$$E_q\angle\delta = \dot{V}_1 + \left(R_a + jX_q\right)\dot{I}_{armadura} = 1,03\angle 29,04^\circ + j0,681(0,346\angle 11,25^\circ)$$

$$E_q\angle\delta = 1,13\angle 40,55^\circ \rightarrow \delta = 40,55^\circ$$

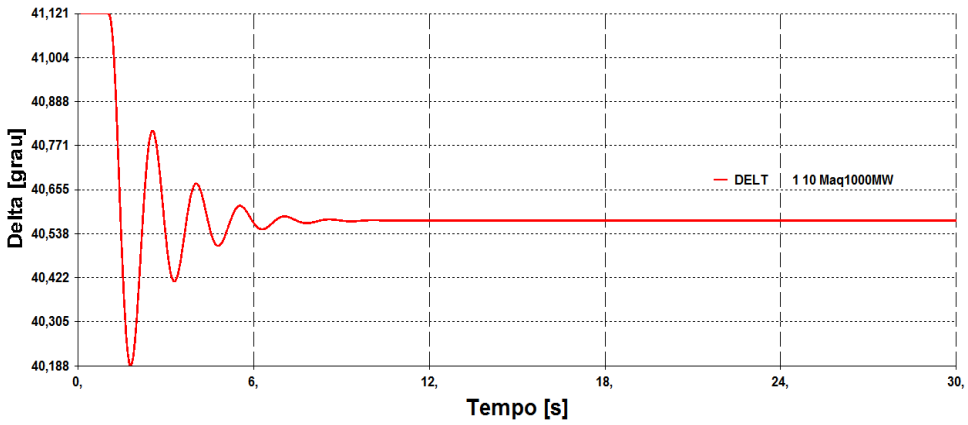


Figura 2.25 – Resposta Dinâmica da Variável Ângulo de Carga δ no Teste 1.1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Para o cálculo das variáveis de estado da máquina em equilíbrio, faz-se necessário conhecer os valores de tensão e de corrente de armadura projetados nos eixos d e q. Essa mudança de eixos é realizada reescrevendo-se (2.35). Assim, a corrente nas coordenadas de Park é dada por:

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen\delta & -cos\delta \\ cos\delta & sen\delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_R \\ i_I \end{bmatrix} \tag{2.42}$$

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen40{,}55° & -cos40{,}55° \\ cos40{,}55° & sen40{,}55° \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}34 \\ 0{,}07 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}170 \\ 0{,}302 \end{bmatrix} pu$$

Esses novos valores de corrente nas coordenadas de Park são verificados nas Figs. 2.26 e 2.27.

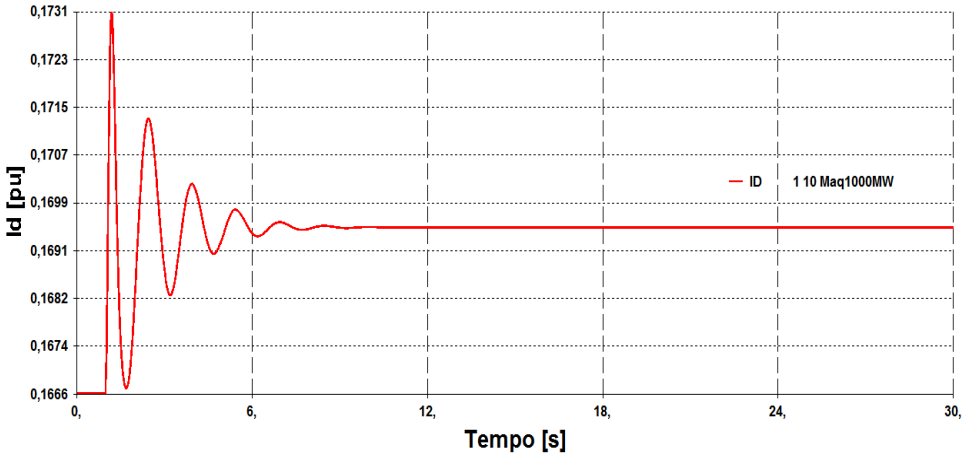


Figura 2.26 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_d no Teste 1.1

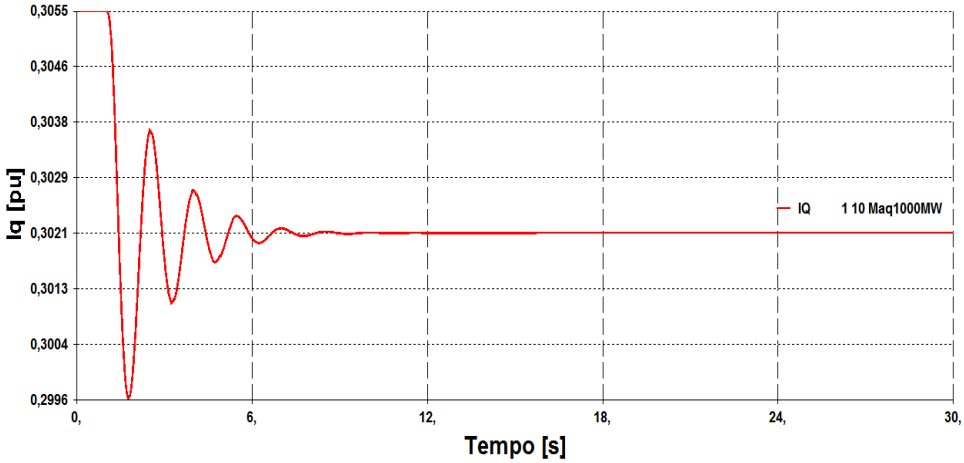


Figura 2.27 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_q no Teste 1.1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

De forma similar, a tensão terminal nas coordenadas de Park é obtida substituindo a tensão fasorial em (2.35) cujos valores são atestados nas Figs. 2.28 e 2.29.

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen\delta & -cos\delta \\ cos\delta & sen\delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_R \\ v_I \end{bmatrix} \tag{2.43}$$

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen40{,}55° & -cos40{,}55° \\ cos40{,}55° & sen40{,}55° \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}90 \\ 0{,}50 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}206 \\ 1{,}010 \end{bmatrix} pu$$

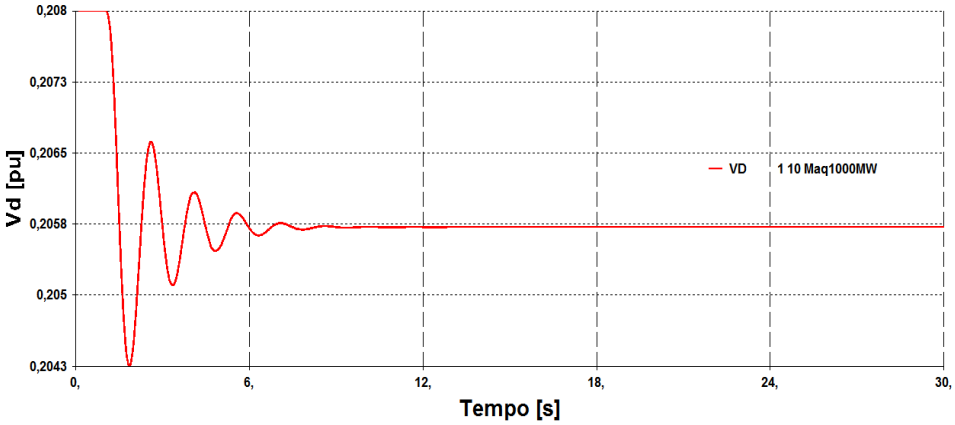


Figura 2.28 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_d no Teste 1.1

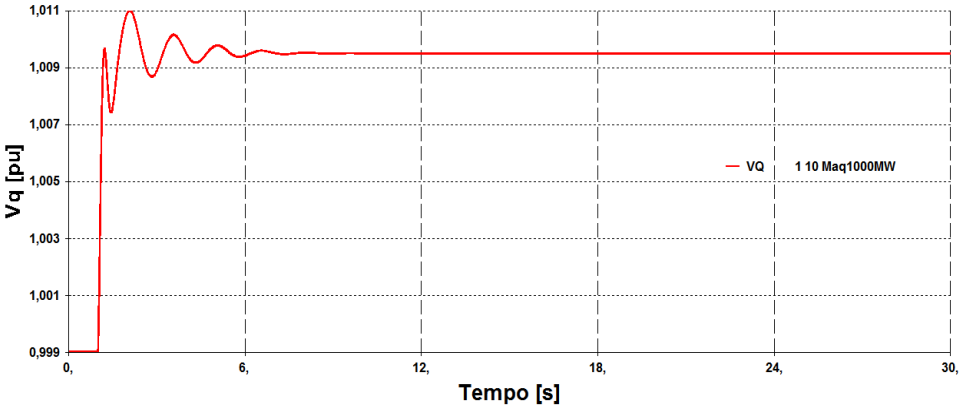


Figura 2.29 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_q no Teste 1.1

Os valores das tensões subtransitórias da máquina projetada nos eixos d e q são encontradas reorganizando as equações elétricas do estator (A.69) e (A.70).

$$E_d'' = v_d - X_q'' i_q + R_a i_d \tag{2.44}$$

$$E_d'' = 0{,}206 - 0{,}288.0{,}302 = 0{,}119\ pu$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$$E_q'' = v_q + X_d'' i_d + R_a i_q \tag{2.45}$$

$$E_q'' = 1{,}010 + 0{,}288.0{,}170 = 1{,}059\ pu$$

Essas grandezas subtransitórias têm seus comportamentos no tempo retratados nas Figs. 2.30 e 2.31.

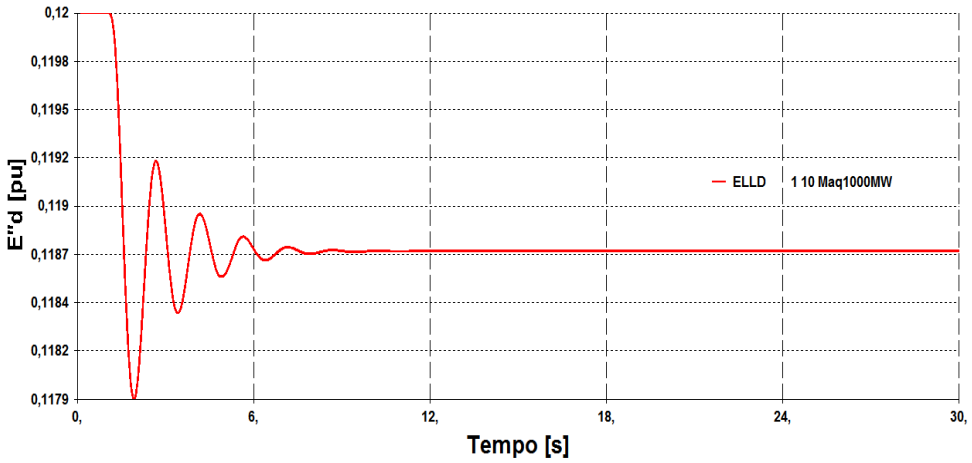


Figura 2.30 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_d'' no Teste 1.1

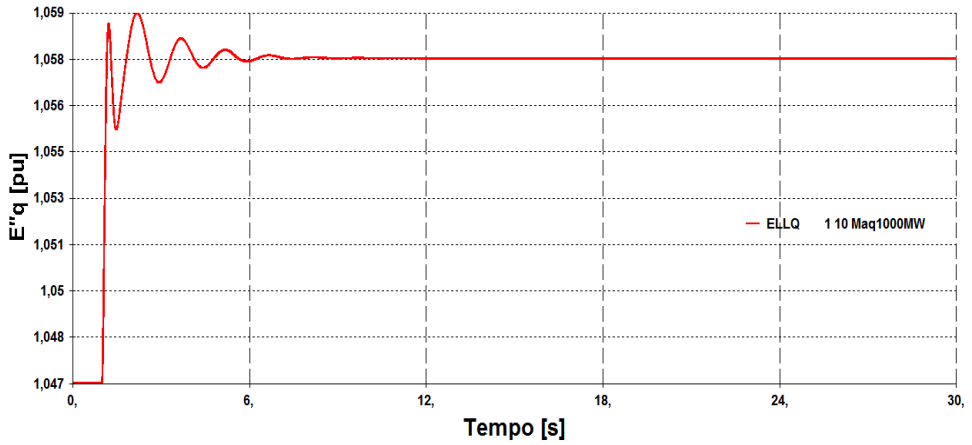


Figura 2.31 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_q'' no Teste 1.1

O fasor da tensão subtransitória da máquina (cuja resposta dinâmica do módulo da variável é dada na Fig. 2.32) é encontrado pela expressão:

$$E'' = E_d'' + jE_q'' = 1{,}064\angle 83{,}59°\ pu \tag{2.46}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

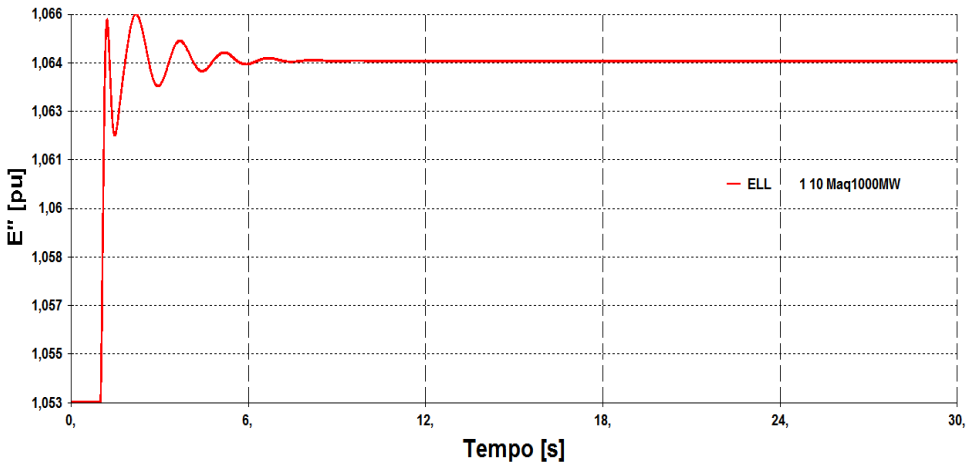


Figura 2.32 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão E'' no Teste 1.1

A tensão transitória da máquina projetada no eixo q é definida por (2.29) e tem a resposta no tempo exibida na Fig. 2.33.

$$E'_q = 1{,}059 \ + (0{,}35 - 0{,}288)0{,}170 = 1{,}069\, pu$$

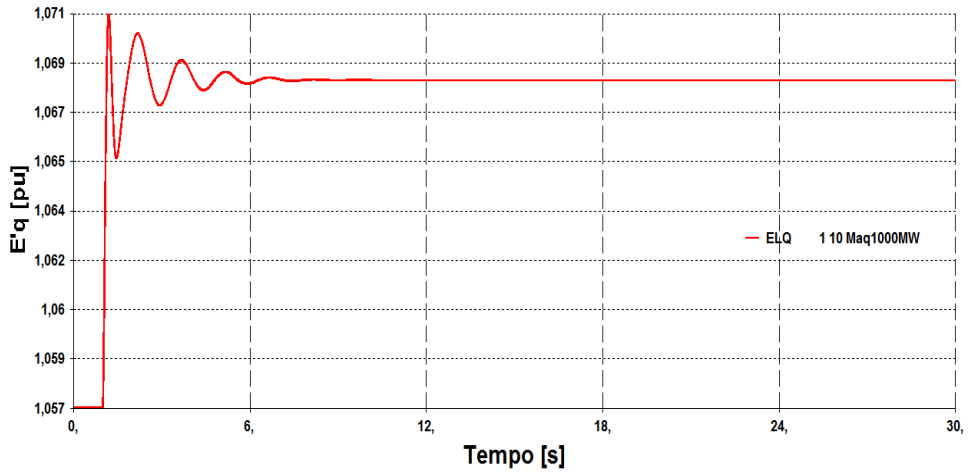


Figura 2.33 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E'_q no Teste 1.1

A equação (2.30) fornece o valor em equilíbrio da tensão de campo da máquina.

$$E_{fd} = -\frac{1{,}138 - 0{,}35}{0{,}35 - 0{,}158}1{,}058 + \frac{1{,}138 - 0{,}158}{0{,}35 - 0{,}158}1{,}069 + \frac{(1{,}138 - 0{,}35)(0{,}288 - 0{,}158)}{0{,}35 - 0{,}158}0{,}170$$
$$+ 0{,}013e^{7{,}92(1{,}069-0{,}8)} = 1{,}312\, pu$$

Esse valor da tensão de campo final é verificado através da análise da Fig. 2.34.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

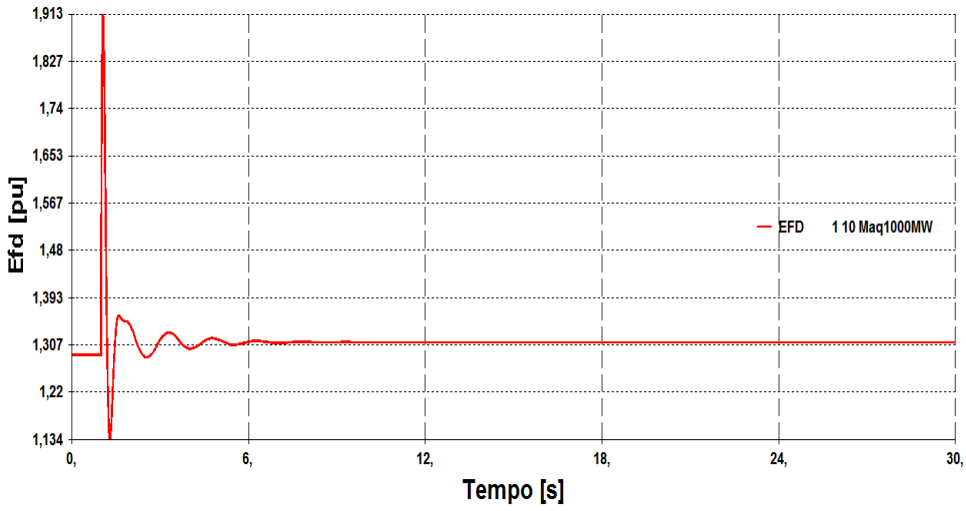


Figura 2.34 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_{fd} no Teste 1.1

Na Fig. 2.35, o eixo vertical representa as variações em % das grandezas V_t, E_{fd} e Q_{ele}. Nela mostra-se que E_{fd} aumenta para o novo valor de V_t indicando relação direta entre essas variáveis de controle da máquina (em outras palavras, o ponto de operação também está no lado direito da curva VE_{fd}).

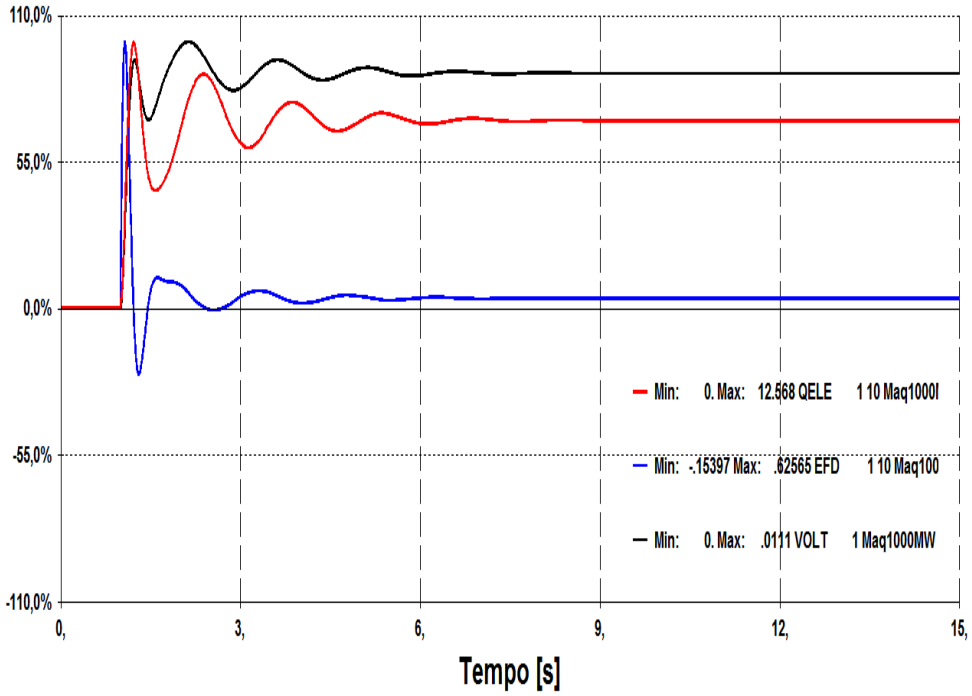


Figura 2.35 - Variação das Grandezas V_t, E_{fd} e Q_{ele} no Teste 1.1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.4.2.2

Sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" com Modelo de Máquina de Polos Saliente e Geração de 1.000 MW (Teste 1.2)

Esse segundo teste ("Teste 1.2") tem as mesmas características de rede e de máquina do "Teste 1.1" sendo que, agora, a máquina está despachando 1.000 MW. Esse estresse do sistema tem como objetivo ganhar sensibilidade em relação ao comportamento do controle. O evento simulado é o mesmo, isto é, aumento de 1% na tensão de referência do gerador e os pontos de operação, inicial e final, são mostrados nas Figs. 2.36 e 2.37.

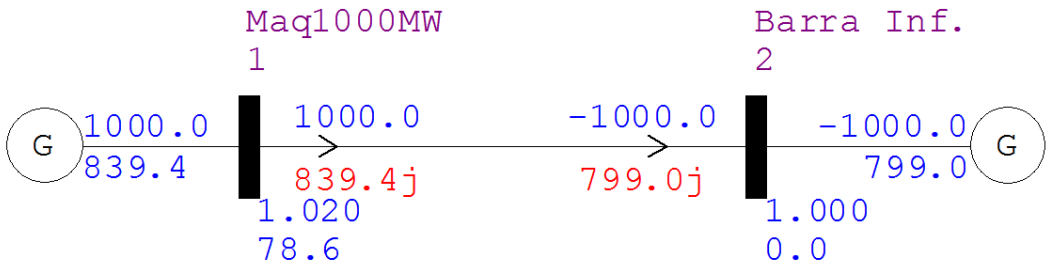


Figura 2.36 - Ponto de Operação Inicial do Teste 1.2

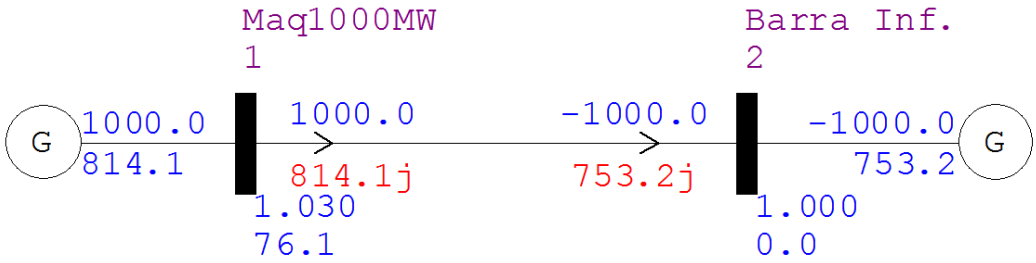


Figura 2.37 - Ponto de Operação Final do Teste 1.2

O ângulo da tensão terminal do gerador para o novo perfil de tensão é encontrado utilizando (2.37). Desta forma, o fasor tensão terminal para o novo ponto em equilíbrio vale:

$$\dot{V}_1 = V_1\angle\theta_1 = 1{,}03\angle 76{,}14°\, pu \;=\; 0{,}25 + j1{,}00\, pu$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Na Fig. 2.38 mostra-se o comportamento do módulo da tensão terminal do gerador frente ao evento.

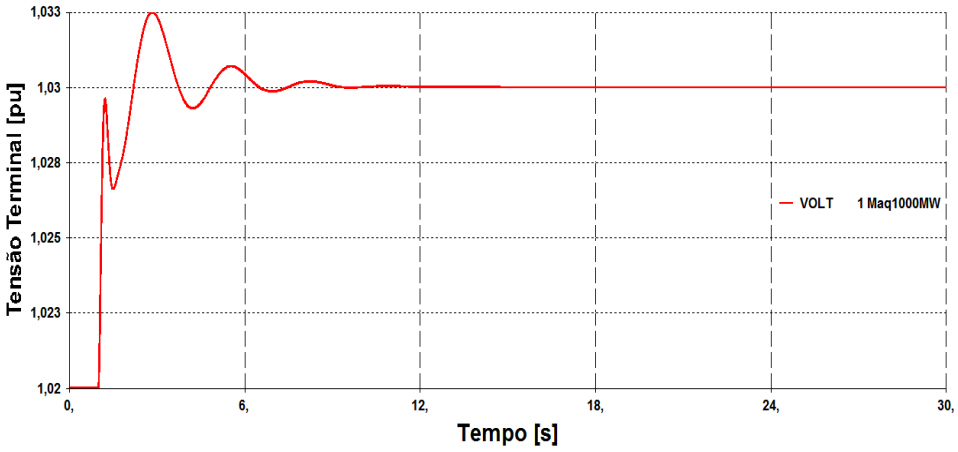


Figura 2.38 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão V_t no Teste 1.2

Os fluxos de potência reativa para o novo ponto são encontrados por (2.15) e (2.17), e são validados pelas Figs. 2.39 e 2.40.

$$Q_{21} = \frac{1{,}00^2}{0{,}1} - \frac{1{,}03.1{,}00}{0{,}1} cos(76{,}14°) = 7{,}5326 \text{ pu de Mvar ou } 753{,}26 \text{ Mvar}$$

$$Q_{12} = \frac{1{,}03^2}{0{,}1} - \frac{1{,}03.1{,}00}{0{,}1} cos(76{,}14°) = 8{,}1416 \text{ pu de Mvar ou } 814{,}16 \text{ Mvar}$$

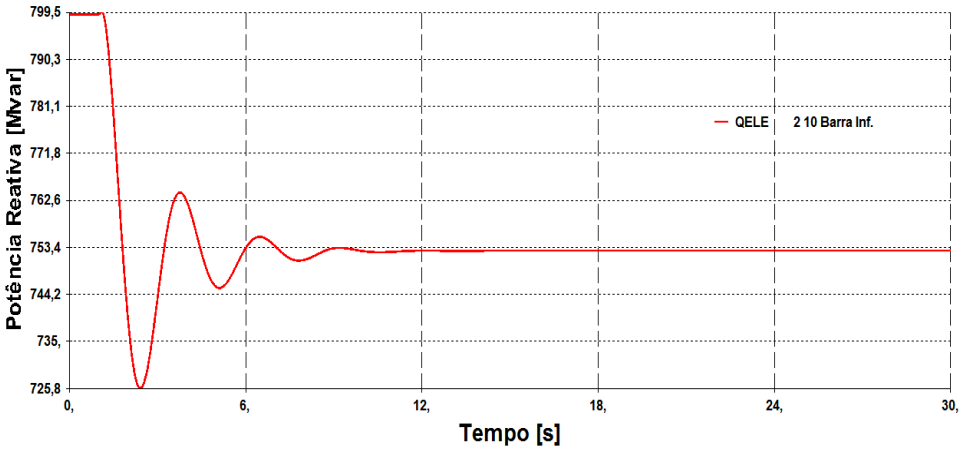


Figura 2.39 – Resposta Dinâmica da Variável Q_{21} no Teste 1.2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

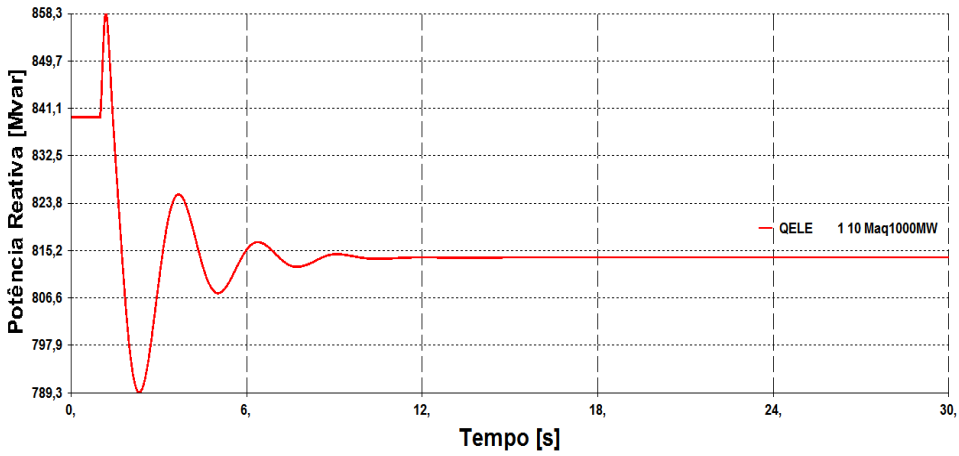


Figura 2.40 – Resposta Dinâmica da Variável Q_{12} no Teste 1.2

Neste teste, o aumento em V_t provocou uma redução em Q_{12} de aproximadamente 25 Mvar, conforme Fig. 2.40. Essa relação inversa entre as variáveis ocorre pelo fato dos pontos com $V_t = 1{,}02\ pu$ e $V_t = 1{,}03\ pu$ estarem na região do lado esquerdo da curva VQ (Fig. 2.41).

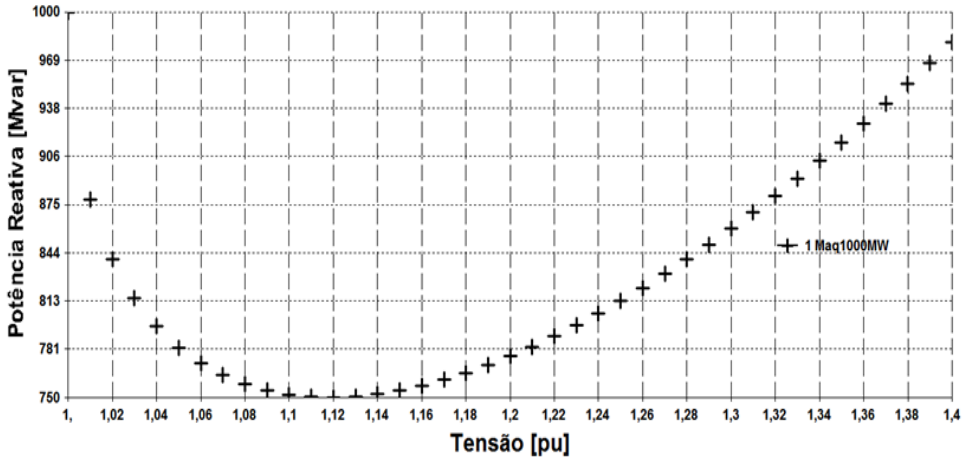


Figura 2.41 - Curva VQ Estática da Máquina Polos Salientes Despachando 1.000 MW

Na Fig. 2.42 exibe-se o comportamento do consumo de potência reativa da rede no tempo que é determinada, para o ponto de operação final, somando-se os fluxos Q_{12} e Q_{21}.

$$Q_{total} = Q_{12} + Q_{21} = \frac{V_1^2 + V_2^2}{X_L} - 2\frac{V_1 V_2}{X_L} cos(\theta_1) = 1.567{,}42 \text{ Mvar}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

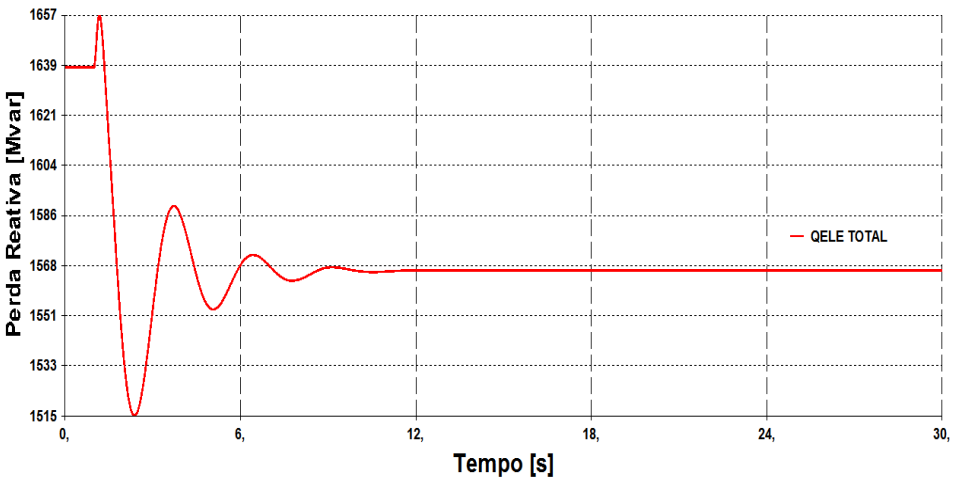


Figura 2.42 – Variação no Tempo do Consumo de Potência Reativa da Rede para o Teste 1.2

A corrente de linha que circulará, ao atingir o regime estacionário, pode ser calculada por (2.38) ou (2.39).

$$\dot{I}_{12} = \frac{1{,}03\angle 76{,}14° - 1{,}00\angle 0°}{0{,}1\angle 90°} = 12{,}52\angle 36{,}99°\ pu = 10{,}00 + j7{,}53\ pu$$

$$\dot{I}_{12}^{*} = \frac{\left[\frac{1000}{100} + j\frac{814{,}16}{100}\right]}{1{,}03\angle 76{,}14°} = 12{,}52\angle -36{,}99°\ pu$$

Verifica-se, novamente, que a tensão terminal da máquina maior ocasiona redução na corrente de linha (Fig. 2.43) e, por isso, o consumo de potência reativa no sistema também diminui (queda de 71 Mvar segundo a Fig. 2.42).

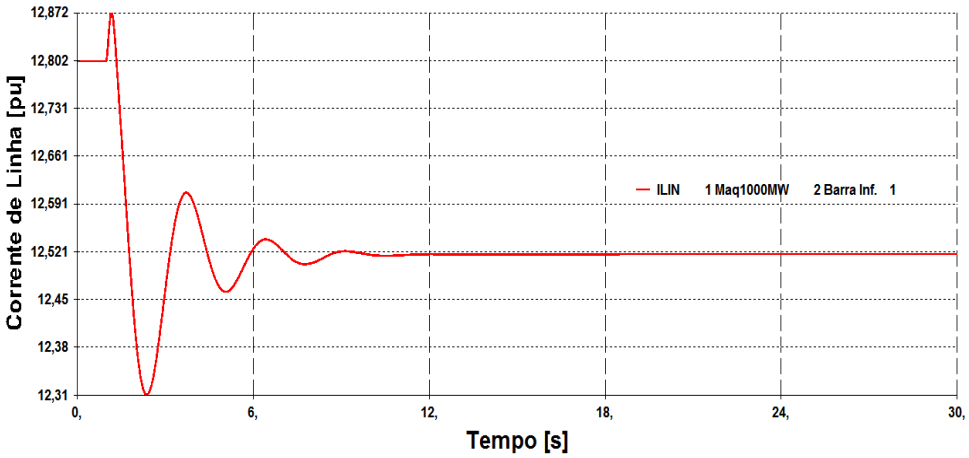


Figura 2.43 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente de Linha do Teste 1.2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A corrente da armadura das unidades geradoras que circulará é dada por (2.40) ou (2.41). Deste modo:

$$I_{armadura} = \left(\frac{12{,}52\angle 36{,}99°}{8}\right)\left(\frac{100}{184}\right) = 0{,}85\angle 36{,}99°\ pu = 0{,}68 + j0{,}51\ pu$$

$$\dot{I}^{*}_{armadura} = \frac{\left[\frac{\left(\frac{1000}{8}\right)+j\left(\frac{814{,}16}{8}\right)}{184}\right]}{1{,}03\angle 76{,}14°} = 0{,}85\angle -36{,}99°\ pu$$

O módulo da corrente de armadura para o novo ponto de equilíbrio é evidenciado através da Fig. 2.44.

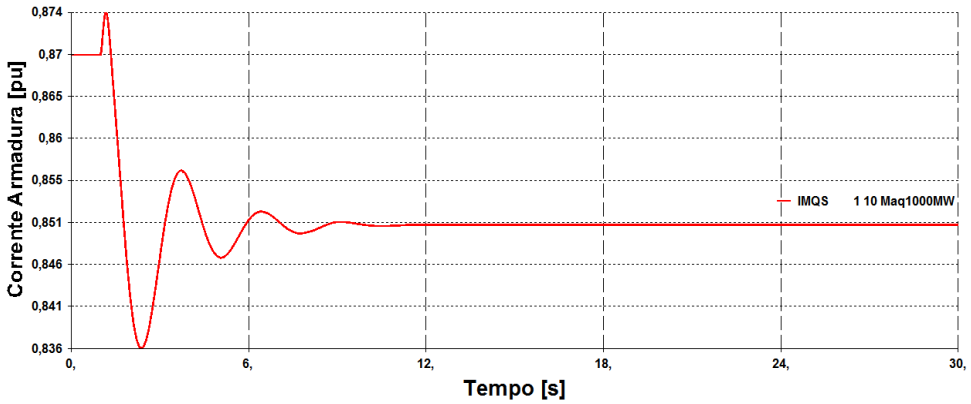


Figura 2.44 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente de Armadura no Teste 1.2

A equação (2.27) estabelece o ângulo da "Máq1000MW" e o comportamento dinâmico da variável é demonstrado na Fig. 2.45.

$$E_q\angle\delta = 1{,}03\angle 76{,}14° + j0{,}681(0{,}85\angle 36{,}99°)$$

$$E_q\angle\delta = 1{,}46\angle 93{,}97° \rightarrow \delta = 93{,}97°$$

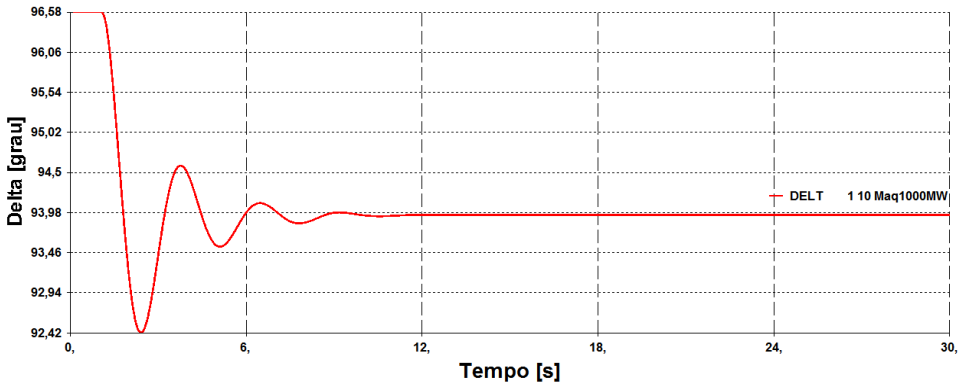


Figura 2.45 – Resposta Dinâmica da Variável Ângulo de Carga δ no Teste 1.2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A corrente e a tensão da armadura projetada nos eixos d e q são definidas por (2.42) e (2.43), respectivamente, e correspondem a:

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen93{,}97° & -cos93{,}97° \\ cos93{,}97° & sen93{,}97° \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}68 \\ 0{,}51 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}713 \\ 0{,}463 \end{bmatrix} pu$$

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen93{,}97° & -cos93{,}97° \\ cos93{,}97° & sen93{,}97° \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}25 \\ 1{,}00 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}316 \\ 0{,}981 \end{bmatrix} pu$$

Os valores estimados anteriormente são ratificados pelas Figs. 2.46 a 2.49.

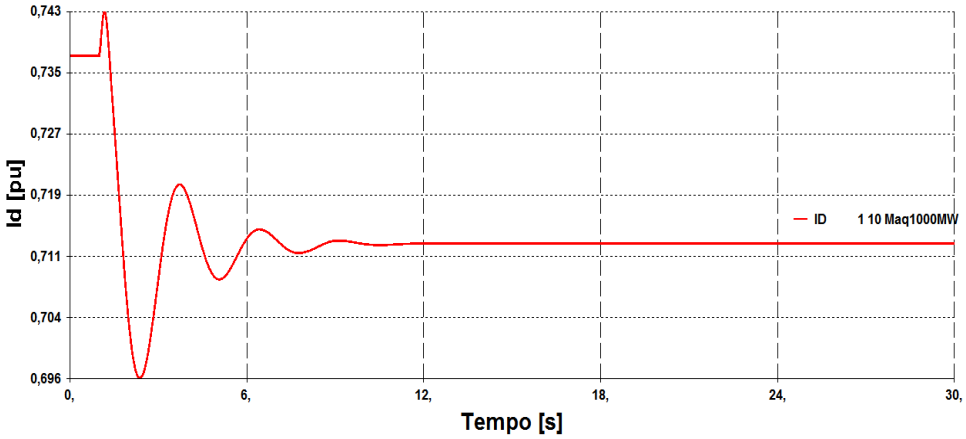


Figura 2.46 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_d no Teste 1.2

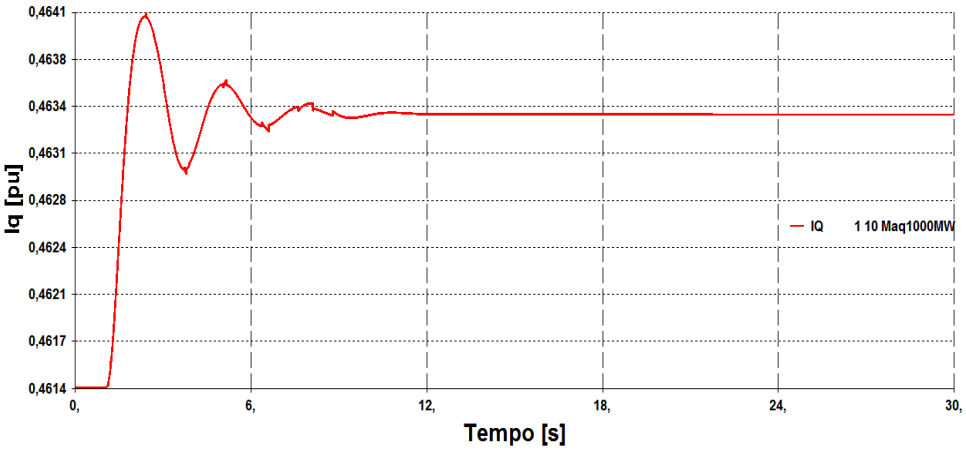


Figura 2.47 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_q no Teste 1.2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

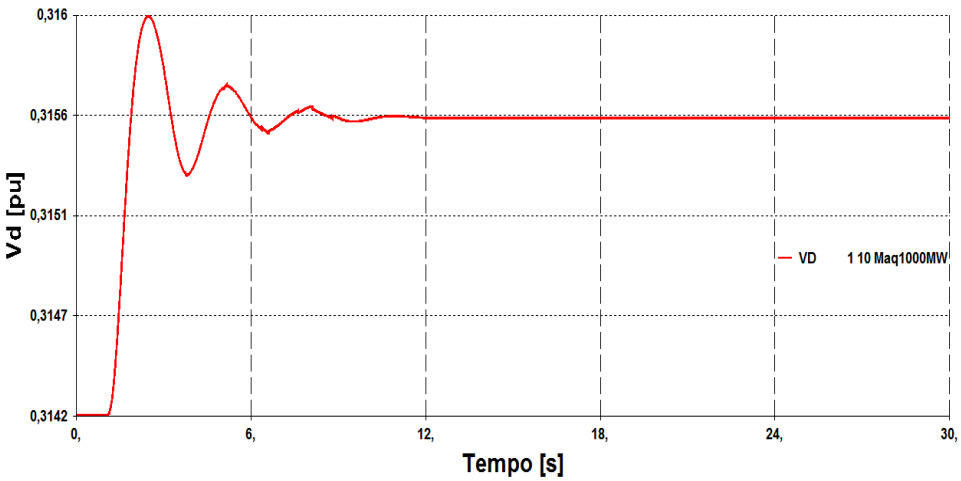


Figura 2.48 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_d no Teste 1.2

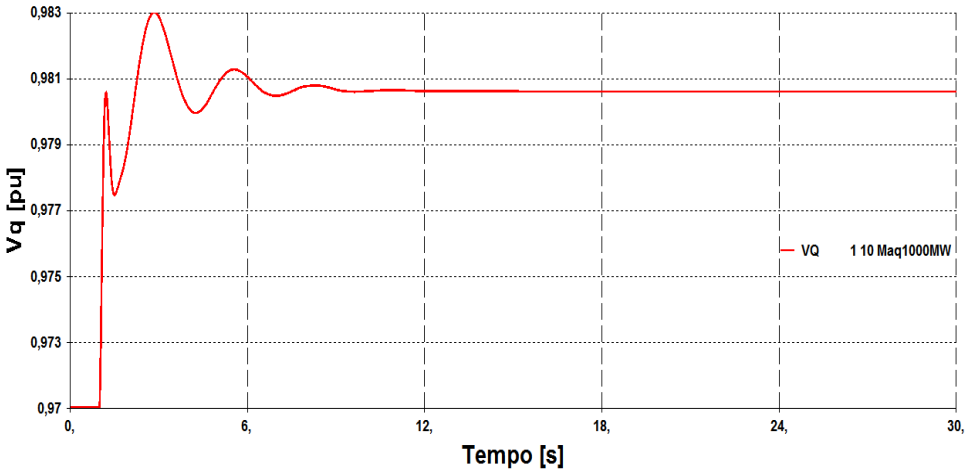


Figura 2.49 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_q no Teste 1.2

Os valores das tensões subtransitórias E_d'', E_q'' e E'' são calculados através de (2.44), (2.45) e (2.46), respectivamente, sendo iguais a:

$$E_d'' = 0{,}316 - 0{,}288.0{,}463 = 0{,}182\ pu$$

$$E_q'' = 0{,}981 + 0{,}288.0{,}713 = 1{,}186\ pu$$

$$E'' = 1{,}20\angle 81{,}23°\ pu$$

As variáveis E_d'', E_q'' e E'' tem seus valores calculados corroborados pelo exame das curvas retratadas nas Figs. 2.50 a 2.52.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

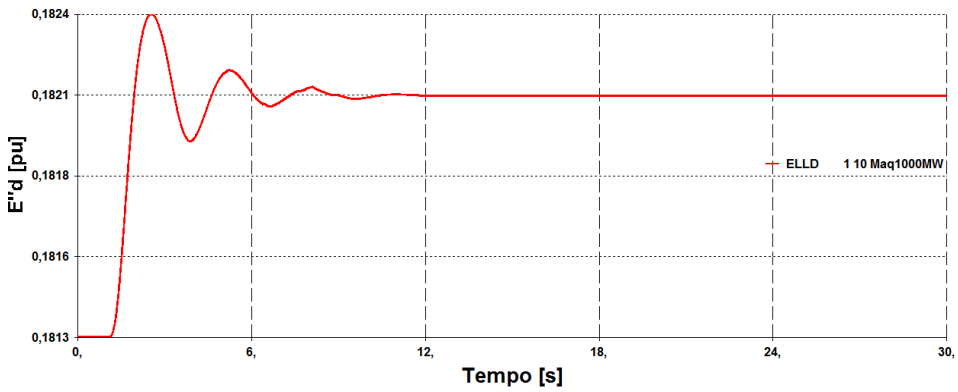


Figura 2.50 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_d'' no Teste 1.2

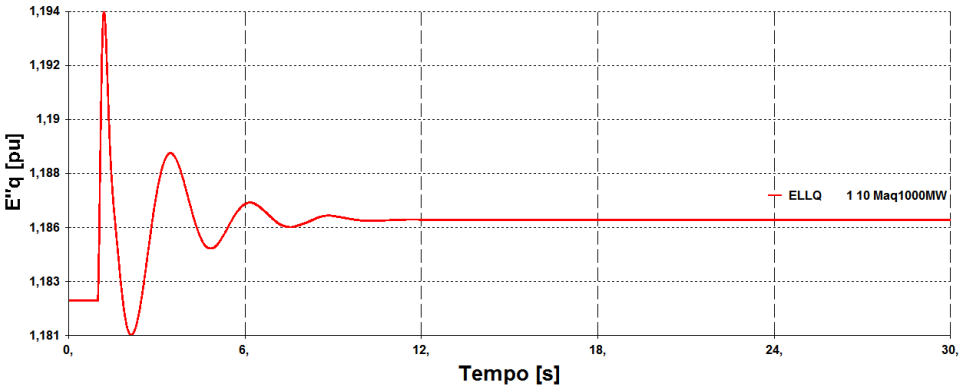


Figura 2.51 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_q'' no Teste 1.2

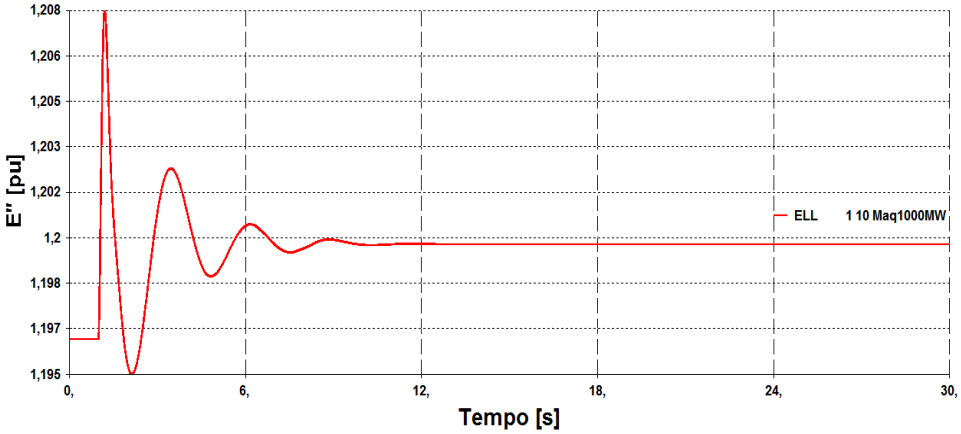


Figura 2.52 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão E'' no Teste 1.2

O valor da tensão transitória E_q' é estabelecido por (2.29) e tem seu comportamento no tempo exposto na Fig. 2.53.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$$E'_q = 1{,}186 + (0{,}35 - 0{,}288)0{,}713 = 1{,}23\ pu$$

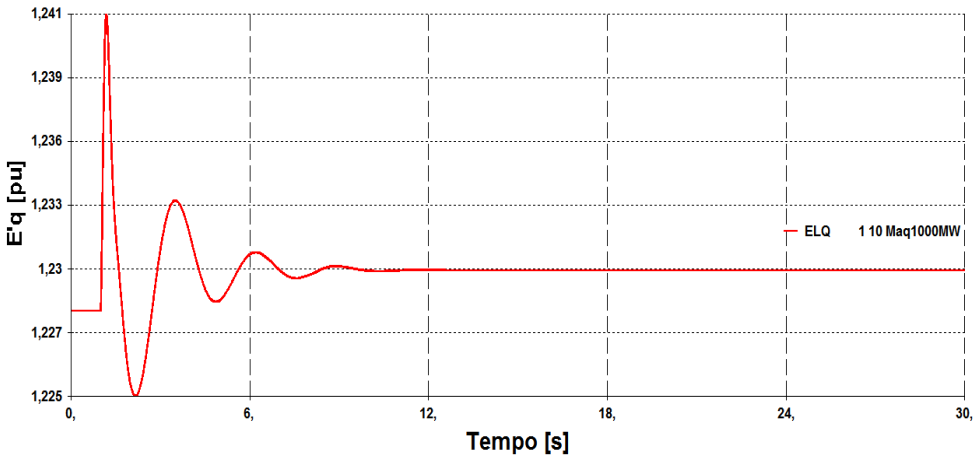


Figura 2.53 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E'_q no Teste 1.2

A equação (2.30) estabelece a tensão de campo da máquina em equilíbrio e na Fig. 2.54 exibe-se o comportamento dinâmico da variável.

$$E_{fd} = -\frac{1{,}138 - 0{,}35}{0{,}35 - 0{,}158}1{,}186 + \frac{1{,}138 - 0{,}158}{0{,}35 - 0{,}158}1{,}23 + \frac{(1{,}138 - 0{,}35)(0{,}288 - 0{,}158)}{0{,}35 - 0{,}158}0{,}713 + 0{,}013e^{7{,}92(1{,}23-0{,}8)} = 2{,}184\ pu$$

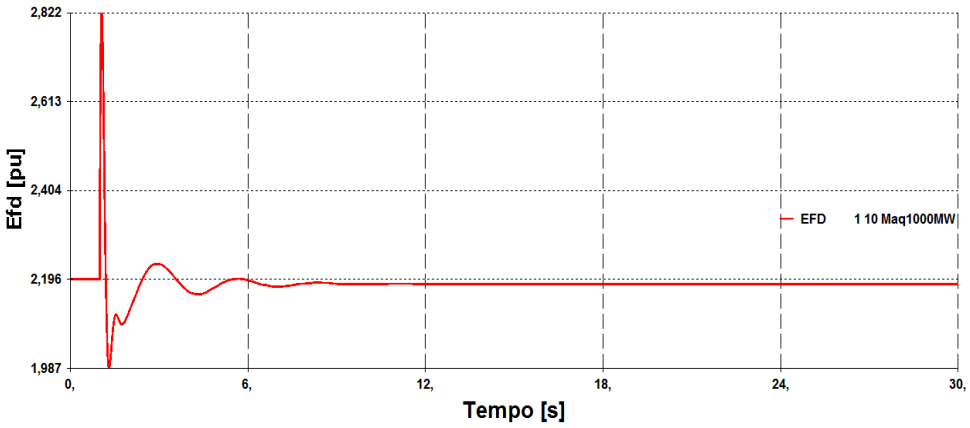


Figura 2.54 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_{fd} no Teste 1.2

Na Fig. 2.55 evidencia-se que o aumento em V_t resultou em E_{fd} menor indicando relação inversa entre essas variáveis de controle (gerador no lado esquerdo da curva VE_{fd}). Esse resultado aponta que o controle responde de forma correta independente do lado de operação da curva VE_{fd}, mesmo próximo do limite de estabilidade estática angular.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

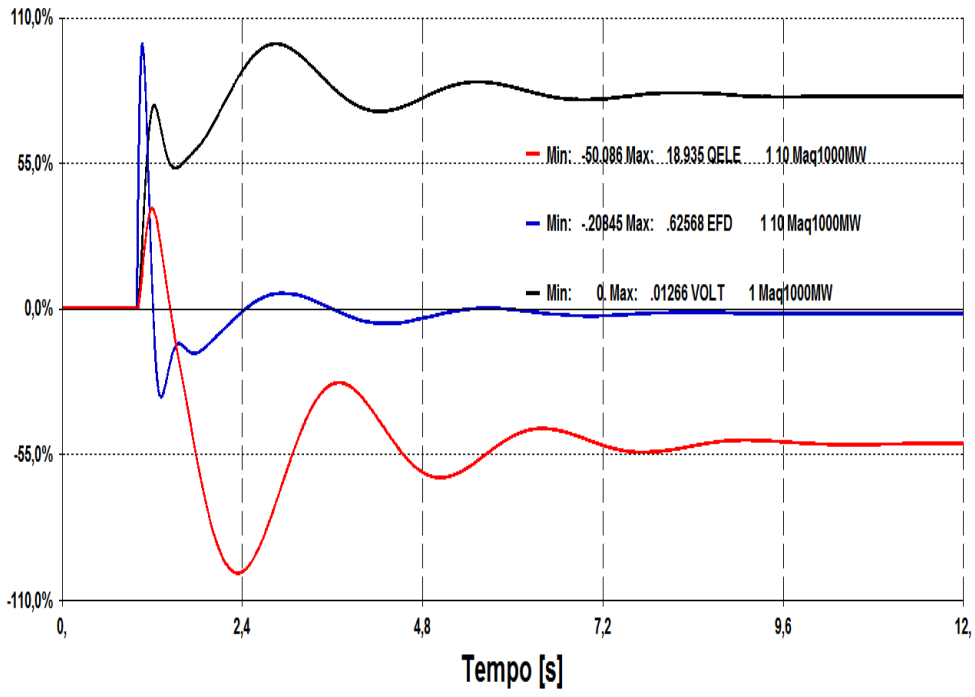


Figura 2.55 - Variação das Grandezas V_t, E_{fd} e Q_{ele} no Teste 1.2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.4.2.3
Conclusão Testes N°1

As simulações com a representação do gerador com máquinas do tipo rotor liso (“Teste 1.3” e “Teste 1.4”) estão no Apêndice B e apresentam resultados qualitativamente iguais aos testes com o gerador formado por máquinas de polos salientes (“Teste 1.1” e “Teste 1.2”).

Os testes com variação da potência gerada mostraram que o aumento em V_t é alcançado com aumento da geração de potência reativa (tensão de campo) quando a máquina está operando no lado direito da curva VQ (curva VE_{fd}) ou redução da geração (tensão de campo) caso a máquina esteja no lado esquerdo da curva VQ (curva VE_{fd}).

A análise do sistema do ponto de vista estático, para todos os testes, mostrou que V_t mais elevada reduz a corrente na linha e, por conseguinte, diminui o consumo de potência reativa no sistema.

Do ponto de vista dinâmico, os testes com a máquina no lado esquerdo das curvas VQ e VE_{fd} (“Teste 1.2” e “Teste 1.4”) apresentou um detalhe importante,

pois, para a tensão terminal subir, a excitação também sobe nos instantes iniciais devido à reposta ao degrau positivo ($V_{ref} - V_t + V_{sad}$) do RAT de primeira ordem. Depois disso, com a redução da corrente de linha e com a rede demandando menos potência reativa, a tensão de campo se acomoda em valor adequado (menor que o valor inicial). Esta constatação é explicada pelo fato do erro de controle, dado pela diferença entre V_{ref} (que é uma constante) e V_t (que é uma função da própria excitação da máquina e da excitação do sistema), ter diminuído. Ou seja, o RAT responde de forma correta porque existem dois fatores influenciando a tensão terminal e isto é comprovado através da observação da equação elétrica do estator em equilíbrio (2.24) em que o fasor $\dot{V}_t$ é diretamente proporcional à corrente de campo, ou excitação da máquina (i_{fd}), e à corrente do estator ($i_d + ji_q$) que é uma função da excitação do sistema.

Essa resposta do controle será analisada para o "Teste 1.2" (máquina de polos saliente) que tem o comportamento no tempo de algumas variáveis da máquina e do sistema expostos na Tab. 2.2. Pela tabela, após o degrau em V_{ref} que ocorre em 1,00 segundo, o sinal de entrada do RAT decai limitando o aumento de E_{fd} que, em 1,07 segundo, atinge o seu maior valor de 2,821 pu.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Tabela 2.2 - Comportamento no Tempo de Algumas Variáveis do Sistema

Tempo [s]	V_t [pu]	v_d [pu]	v_q [pu]	i_{fd} [pu]	Q_{perdas} [Mvar]	Q_{ele} [Mvar]	E_q'' [pu]	E_q' [pu]	i_d [pu]	i_q [pu]	E_{fd} [pu]	V_{sad} [pu]	Entrada do RAT [pu][11]
0,99	1,0200	0,3142	0,9704	2,2407	1638,4	839,4	1,183	1,228	0,737	0,461	2,1958	0,0000	0,0220
1,00	1,0200	0,3142	0,9704	2,2407	1638,4	839,4	1,183	1,228	0,737	0,461	2,1958	0,0000	0,0320
1,01	1,0201	0,3142	0,9704	2,2417	1638,9	839,9	1,183	1,229	0,737	0,461	2,3771	0,0000	0,0319
1,02	1,0203	0,3142	0,9708	2,2441	1639,2	840,1	1,183	1,229	0,737	0,461	2,5219	0,0000	0,0316
1,03	1,0207	0,3142	0,9712	2,2479	1640,1	841,0	1,184	1,230	0,738	0,461	2,6337	-0,0001	0,0312
1,04	1,0212	0,3142	0,9717	2,2525	1641,2	842,0	1,184	1,231	0,738	0,461	2,7163	-0,0001	0,0306
1,05	1,0218	0,3142	0,9723	2,2577	1642,5	843,3	1,185	1,231	0,738	0,461	2,7730	-0,0002	0,0300
1,06	1,0225	0,3142	0,9730	2,2633	1643,9	844,7	1,186	1,232	0,739	0,461	2,8070	-0,0003	0,0292
1,07	1,0231	0,3142	0,9737	2,2690	1645,5	846,1	1,187	1,234	0,739	0,461	2,8210	-0,0004	0,0285
1,08	1,0238	0,3142	0,9744	2,2746	1647,0	847,6	1,187	1,235	0,740	0,461	2,8181	-0,0005	0,0277
1,09	1,0245	0,3142	0,9752	2,2800	1648,5	849,1	1,188	1,236	0,740	0,461	2,8008	-0,0006	0,0268
1,10	1,0252	0,3142	0,9759	2,2850	1650,0	850,5	1,189	1,237	0,741	0,461	2,7718	-0,0007	0,0260
1,15	1,0281	0,3142	0,9789	2,3028	1655,5	856,2	1,193	1,240	0,742	0,461	2,5253	-0,0015	0,0224
1,20	1,0295	0,3143	0,9804	2,3060	1656,8	858,3	1,194	1,241	0,743	0,462	2,2559	-0,0022	0,0202
1,25	1,0297	0,3143	0,9805	2,2982	1653,7	857,0	1,194	1,241	0,742	0,462	2,0718	-0,0029	0,0194
1,30	1,0290	0,3144	0,9798	2,2855	1647,6	853,2	1,193	1,239	0,740	0,462	1,9942	-0,0033	0,0196
1,35	1,0281	0,3144	0,9788	2,2726	1639,8	848,4	1,191	1,236	0,737	0,462	1,9950	-0,0036	0,0202
1,40	1,0273	0,3145	0,9780	2,2620	1631,4	843,4	1,190	1,234	0,734	0,462	2,0330	-0,0039	0,0208
1,45	1,0269	0,3146	0,9775	2,2540	1623,1	838,8	1,188	1,233	0,732	0,462	2,0746	-0,0040	0,0211
1,50	1,0267	0,3147	0,9773	2,2479	1614,8	834,5	1,187	1,232	0,729	0,462	2,1022	-0,0040	0,0212
1,60	1,0269	0,3150	0,9774	2,2378	1598,6	826,5	1,186	1,230	0,724	0,463	2,1095	-0,0040	0,0210
1,70	1,0273	0,3152	0,9777	2,2271	1582,0	818,7	1,185	1,229	0,718	0,463	2,0932	-0,0038	0,0209
1,80	1,0277	0,3154	0,9781	2,2164	1565,8	810,9	1,183	1,227	0,713	0,463	2,0904	-0,0034	0,0209
1,90	1,0281	0,3156	0,9785	2,2072	1550,8	803,9	1,182	1,226	0,708	0,464	2,1023	-0,0027	0,0211
2,00	1,0287	0,3157	0,9791	2,2005	1537,9	798,1	1,182	1,225	0,703	0,464	2,1192	-0,0020	0,0213
2,10	1,0294	0,3158	0,9797	2,1961	1527,8	793,7	1,181	1,225	0,700	0,464	2,1366	-0,0011	0,0215
2,20	1,0301	0,3159	0,9804	2,1939	1520,6	790,8	1,181	1,225	0,697	0,464	2,1539	-0,0002	0,0216
2,30	1,0308	0,3160	0,9811	2,1939	1516,5	789,5	1,182	1,225	0,696	0,464	2,1713	0,0006	0,0218
2,40	1,0314	0,3160	0,9817	2,1958	1515,4	789,5	1,182	1,225	0,696	0,464	2,1878	0,0013	0,0220
2,50	1,0319	0,3160	0,9823	2,1993	1517,1	790,9	1,183	1,226	0,696	0,464	2,2022	0,0020	0,0221
2,60	1,0323	0,3160	0,9827	2,2042	1521,2	793,4	1,184	1,227	0,698	0,464	2,2141	0,0025	0,0222
2,70	1,0325	0,3160	0,9830	2,2099	1527,3	796,7	1,185	1,228	0,700	0,464	2,2228	0,0028	0,0223
2,80	1,0326	0,3159	0,9831	2,2162	1534,8	800,6	1,185	1,229	0,702	0,464	2,2289	0,0030	0,0223
2,90	1,0326	0,3159	0,9832	2,2225	1543,2	804,8	1,186	1,230	0,705	0,464	2,2308	0,0030	0,0223
3,00	1,0325	0,3158	0,9831	2,2284	1551,9	809,0	1,187	1,231	0,708	0,464	2,2304	0,0029	0,0223
3,50	1,0310	0,3154	0,9815	2,2464	1585,2	824,0	1,189	1,233	0,719	0,463	2,2028	0,0010	0,0220
4,00	1,0296	0,3153	0,9801	2,2399	1585,0	822,5	1,187	1,232	0,719	0,463	2,1664	-0,0007	0,0216
4,50	1,0296	0,3155	0,9800	2,2250	1565,2	812,6	1,185	1,229	0,712	0,463	2,1613	-0,0008	0,0216
5,00	1,0304	0,3157	0,9808	2,2196	1553,1	807,4	1,185	1,229	0,708	0,464	2,1803	0,0002	0,0218
6,00	1,0306	0,3156	0,9811	2,2320	1568,3	815,2	1,187	1,231	0,713	0,463	2,1929	0,0006	0,0219
7,00	1,0300	0,3155	0,9805	2,2291	1568,2	814,5	1,186	1,230	0,713	0,463	2,1778	-0,0002	0,0218
8,00	1,0303	0,3156	0,9808	2,2269	1563,3	812,4	1,186	1,230	0,712	0,463	2,1849	0,0002	0,0219
9,00	1,0302	0,3156	0,9807	2,2297	1567,6	814,4	1,186	1,230	0,713	0,463	2,1842	0,0001	0,0218
10,00	1,0301	0,3155	0,9806	2,2285	1566,4	813,8	1,186	1,230	0,713	0,463	2,1833	0,0000	0,0218
11,00	1,0302	0,3156	0,9806	2,2285	1566,2	813,7	1,186	1,230	0,713	0,463	2,1843	0,0000	0,0218
12,00	1,0301	0,3156	0,9806	2,2287	1566,6	813,9	1,186	1,230	0,713	0,463	2,1840	0,0000	0,0218
13,00	1,0301	0,3156	0,9806	2,2286	1566,5	813,8	1,186	1,230	0,713	0,463	2,1840	0,0000	0,0218
14,00	1,0301	0,3156	0,9806	2,2286	1566,5	813,8	1,186	1,230	0,713	0,463	2,1841	0,0000	0,0218
15,00	1,0301	0,3156	0,9806	2,2286	1566,6	813,9	1,186	1,230	0,713	0,463	2,1841	0,0000	0,0218
20,00	1,0301	0,3156	0,9806	2,2286	1566,6	813,9	1,186	1,230	0,713	0,463	2,1841	0,0000	0,0218
25,00	1,0301	0,3156	0,9806	2,2286	1566,6	813,9	1,186	1,230	0,713	0,463	2,1841	0,0000	0,0218
30,00	1,0301	0,3156	0,9806	2,2286	1566,6	813,9	1,186	1,230	0,713	0,463	2,1841	0,0000	0,0218

[11] O modelo de regulador de tensão de primeira ordem utilizado no teste proporciona um erro estacionário grande, porém, na Seção 2.5, estuda-se casos do sistema elétrico brasileiro onde são adotados os controles reais das máquinas e, assim, o erro estacionário é bem menor.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

O módulo da tensão terminal aumenta até 1,23 segundo em razão do aumento em v_q que foi ocasionado pela elevação de i_{fd} (após o degrau em V_{ref}). Este fato pode ser comprovado analisando o comportamento das variáveis v_d e v_q na Tab. 2.2, entre 1,00 e 1,25 segundo, ou rescrevendo (2.25) da forma:

$$V_t = \sqrt{{v_d}^2 + {v_q}^2} = \sqrt{\left(X_q i_q\right)^2 + \left(X_{ad} i_{fd} - X_d i_d\right)^2} \qquad (2.47)$$

Esta equação representa o valor do módulo da tensão terminal da máquina em equilíbrio e é utilizada aqui, de forma aproximada, para interpretar a dinâmica do sistema, supondo-se a trajetória dinâmica como uma sequência de pontos em equilíbrio (conforme a Tab. 2.2).

Para o período entre 1,00 e 1,25 segundo, a corrente i_q apresenta pequena variação e, como a reatância x_d é maior que x_q, (2.47) indica que a tensão v_q tem, em comparação a v_d, maior influência na variação de V_t. Fora isso, essa equação estabelece v_q dependente das correntes i_{fd} e i_d que apresentam, para o intervalo de tempo em análise, variações positivas. O aumento em i_d contribui para redução de v_q e, assim, para esse intervalo, pode-se concluir que o aumento em i_{fd} foi o responsável pelo V_t maior.

A queda do valor de E_{fd}, a partir de 1,07 segundo, provoca redução em i_{fd} e i_d (após 1,185 segundo) constatado nas curvas da Fig. 2.56. Essa redução das correntes resulta em queda no consumo de potência reativa no sistema (Q_{perdas}) (depois de 1,190 segundo) e, como consequência, ocasiona diminuição na potência reativa gerada pela máquina (Q_{ele}) e na tensão V_t (após 1,205 e 1,230 segundo, respectivamente) comprovado através da visualização da Fig. 2.57.

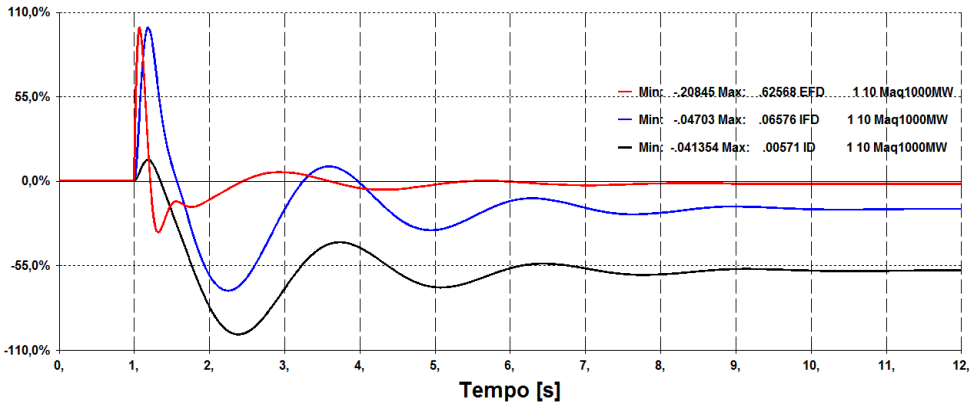


Figura 2.56 – Comparação entre as Respostas Dinâmicas de E_{fd}, i_{fd} e i_d

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

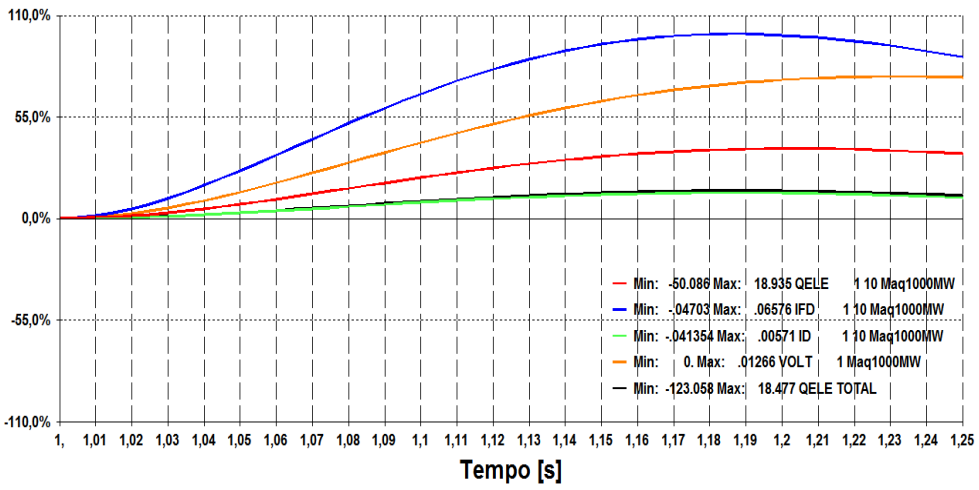


Figura 2.57 – Comparação entre as Respostas Dinâmicas de Q_{ele}, i_{fd}, i_d, V_t e Q_{perdas}

Após 1,26 segundo, em razão da redução em V_t, o sinal de entrada do RAT volta a subir acarretando novo aumento no valor de E_{fd} entre 1,33 e 1,56 segundo. Essa pequena redução em V_t permanece até 1,53 segundo, quando v_q volta a subir em virtude da redução de i_d (pode-se concluir que i_d foi o responsável pelo novo aumento em V_t através de exame de (2.47) e dos valores de i_{fd} e i_d que decaem até 2,26 e 2,39 segundos, respectivamente). Quer dizer, o novo aumento de V_t entre 1,53 e 2,26 segundos pode ser creditado à queda da corrente de linha ou redução da excitação do sistema. A corrente i_{fd} volta a subir após 2,26 segundos, acompanhando o crescimento de E_{fd} depois de 1,77 segundo, e contribui para a continuidade do aumento de V_t até este atingir o seu valor máximo de 1,033 pu em 2,86 segundos.

Esse aumento da tensão terminal leva ao decaimento do sinal de entrada do RAT, a partir de 2,86 segundos, provocando nova redução em E_{fd}. A tensão terminal com valor superior ao valor inicial e a consequente queda no consumo de potência reativa no sistema faz com que, após alguns segundos, as variáveis da máquina E_{fd}, i_{fd}, $i_{armadura}$ e Q_{ele} alcancem o equilíbrio para valores menores que seus respectivos valores iniciais.

Essa condição em regime pode ser definida através das equações de equilíbrio da máquina já calculados na Seção 2.4.2.2. O cálculo realizado das variáveis em equilíbrio E_q'', E_q', i_d e E_{fd} pode ser comprovado, mais uma vez, através da verificação dos valores dessas variáveis na Tab. 2.2 a partir de 12,00

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

segundos (instante em que o ponto de equilíbrio se aproxima, pois V_{sad} vale aproximadamente zero).

Assim, pode-se afirmar que o RAT responde de forma adequada independente do lado de operação nas curvas VQ e VE_{fd}. Em outras palavras, o controle atua de forma correta e contra-intuitiva para as situações especiais e, portanto, essas simulações servem para contra-argumentar os critérios de estabilidade referente à matriz [VCS] e ao método da curva VQ, nos quais é afirmado que, todos os dispositivos de controle de potência reativa são projetados para funcionar satisfatoriamente "apenas" quando um aumento na variável de controle (E_{fd} ou Q) é acompanhado por um aumento em V [1], [3]. Ademais, as equações da máquina em equilíbrio e as simulações no domínio do tempo indicam que os comportamentos em regime permanente e dinâmico são coerentes com o fato do ponto de operação pertencer ao lado esquerdo das curvas e que, havendo capacidade de controle de tensão, o ponto de equilíbrio estático (no lado esquerdo das curvas) pode ser assintoticamente estável contrariando o critério de estabilidade de tensão a pequenas perturbações [1]. Este critério diz que o sistema seria instável do ponto de vista da tensão caso houvesse pelo menos uma barra no sistema onde o módulo da tensão da barra diminui conforme a injeção de potência reativa aumenta, ou seja, o sistema seria instável quando houvesse pelo menos uma barra no sistema com sensibilidade VQ negativa.

Por fim, os resultados encontrados mostram que o estudo das ações de controle do gerador não pode ser restringido a técnicas baseadas em estudos de fluxo de potência (por exemplo, análise da curva VQ ou dos índices de sensibilidade da matriz [VCS]), pois essas técnicas são limitadas por não considerarem aspectos importantes como a dependência no tempo das ações de controle (atuação dos reguladores de tensão e/ou velocidade) e, portanto, deve-se realizar o exame da dinâmica para complementar e verificar os resultados obtidos nas análises em regime permanente.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.4.3
Variação da Resistência da Linha de Transmissão (Testes N° 2)

2.4.3.1
Sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" com Modelo de Máquina de Polos Saliente e Resistência na Linha de Transmissão de 2% (Teste 2.1)

O "Teste 2.1" considera o gerador modelado como uma máquina síncrona de polos salientes (dados de máquina na Seção 2.4.1.1 e dados dos controles associados à máquina na Seção 2.4.1.3) e resistência de 2% na impedância do sistema de transmissão (ou seja, modelo de linha composto apenas pela impedância série igual a $0{,}02 + j0{,}10\,pu$ ou $0{,}10\angle 78{,}69°\,pu$). O ponto de operação inicial do teste está indicado na Fig. 2.58.

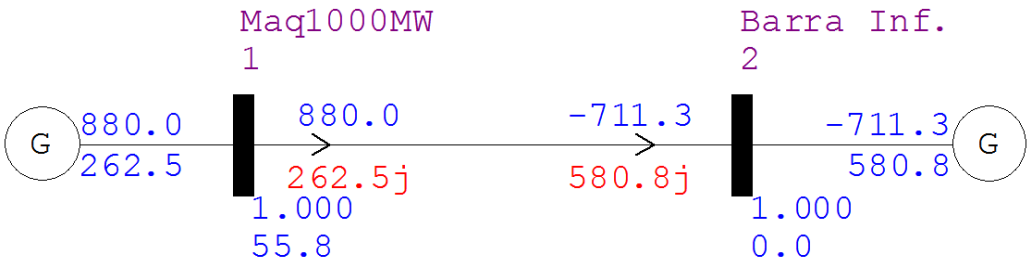


Figura 2.58 - Ponto de Operação Inicial do Teste 2.1

O evento simulado é o mesmo dos testes anteriores, aumento de 1% na tensão de referência do gerador, sendo o ponto de operação final mostrado na Fig. 2.59 e o comportamento da tensão no tempo exibido na Fig. 2.60.

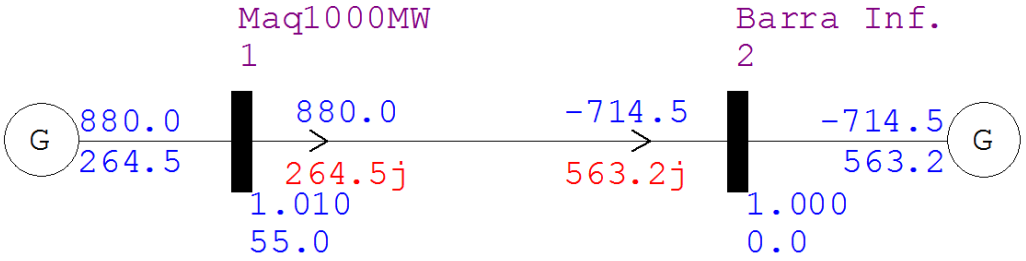


Figura 2.59 - Ponto de Operação Final do Teste 2.1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

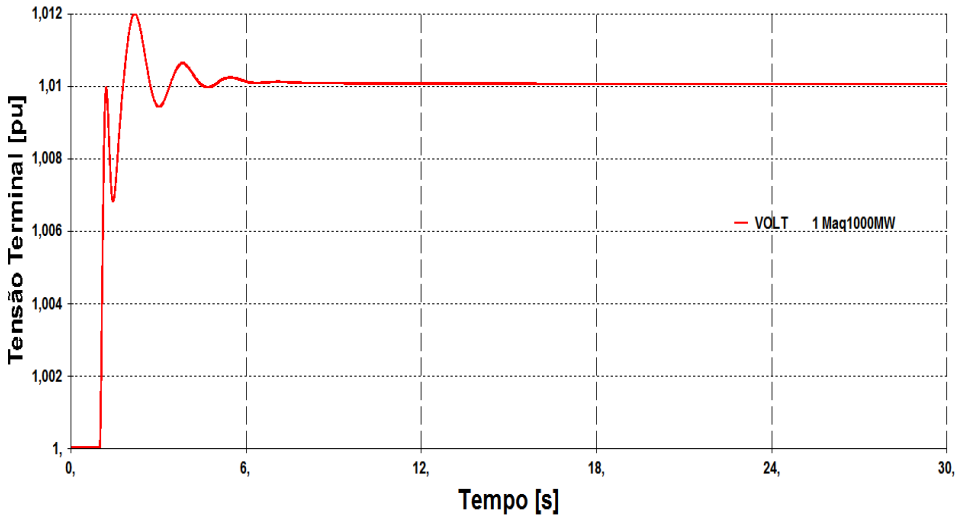


Figura 2.60 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão V_t no Teste 2.1

O ângulo da tensão terminal para o novo perfil de tensão ($V_1 = 1{,}01\ pu$) é encontrado reescrevendo-se (2.9) como:

$$\theta_1 = arccos\left(V_1\, cos(\alpha_t) - \frac{P_{12}Z_t}{V_1}\right) - \alpha_t \qquad (2.48)$$

$$\theta_1 = arccos\left(1{,}01\, cos(78{,}69°) - \frac{8{,}8.0{,}10}{1{,}01}\right) - 78{,}69° = 55{,}00°$$

Logo, o fasor tensão terminal para o ponto final fica igual a:

$$\dot{V}_1 = V_1\angle\theta_1 = 1{,}01\angle 55°\, pu \ = \ 0{,}58 + j0{,}83\, pu$$

O valor total da perda ativa do sistema em razão da resistência da linha é determinado através da soma dos fluxos de potência P_{12} e P_{21}. O fluxo P_{21} é definido por (2.7) e, para o ponto final, corresponde a:

$$P_{21} = \frac{1{,}00^2}{0{,}102} cos(78{,}69°) - \frac{1{,}01.1{,}00}{0{,}102} cos(-55° + 78{,}69°) = -714{,}41\ MW$$

$$P_{total} = P_{12} + P_{21} = 165{,}59\ \text{MW}$$

As grandezas supracitadas têm seus comportamentos no tempo retratados nas Figs. 2.61 e 2.62.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

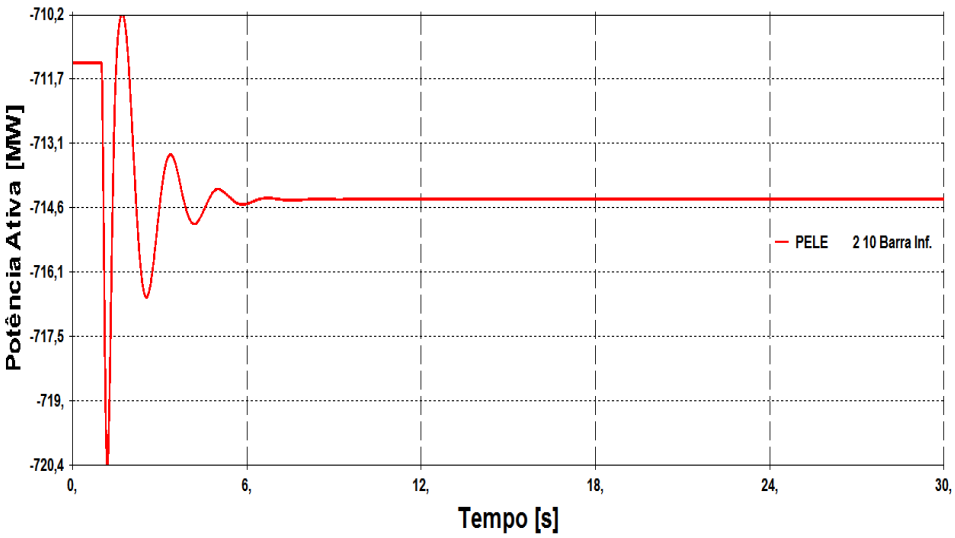


Figura 2.61 – Resposta Dinâmica da Variável Potência P_{21} no Teste 2.1

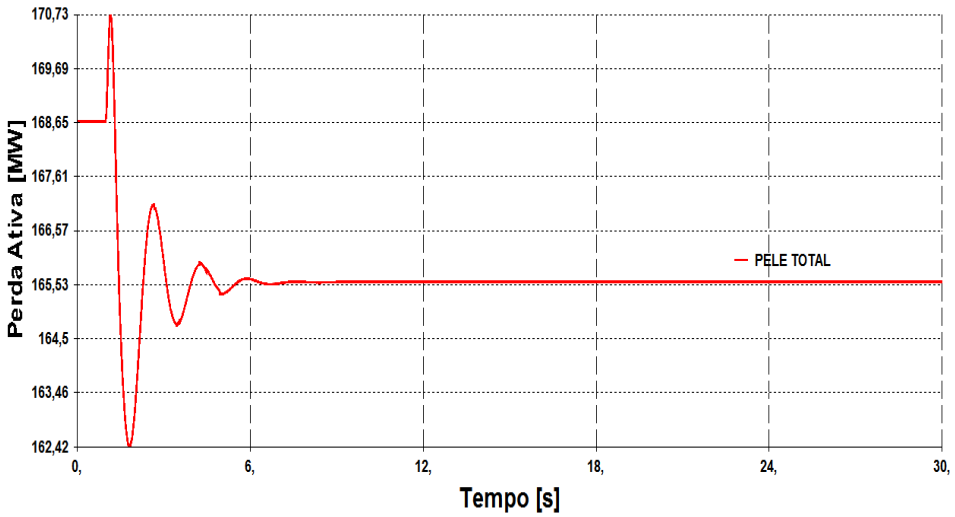


Figura 2.62 – Variação no Tempo da Perda Ativa da Rede para o Teste 2.1

Os valores dos novos fluxos de potência reativa do sistema são encontrados através de (2.8) e (2.10), sendo validados pela análise das Figs. 2.63 a 2.65.

$$Q_{21} = \frac{1{,}00^2}{0{,}102} sen(78{,}69°) - \frac{1{,}01.1{,}00}{0{,}102} sen(-55° + 78{,}69°) = 563{,}35 \text{ Mvar}$$

$$Q_{12} = \frac{1{,}01^2}{0{,}102} sen(78{,}69°) - \frac{1{,}01.1{,}00}{0{,}102} sen(55° + 78{,}69°) = 264{,}55 \text{ Mvar}$$

$$Q_{total} = Q_{12} + Q_{21} = 827{,}90 \text{ Mvar}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

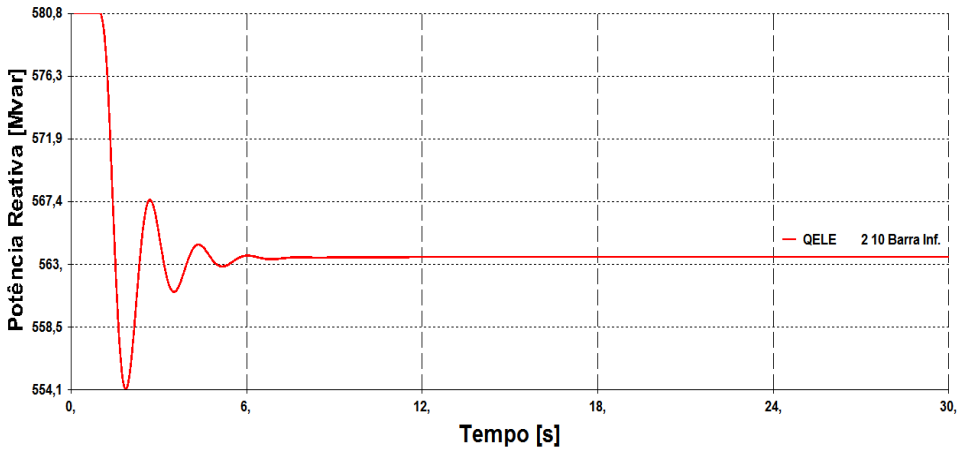


Figura 2.63 – Resposta Dinâmica da Variável Potência Q_{21} no Teste 2.1

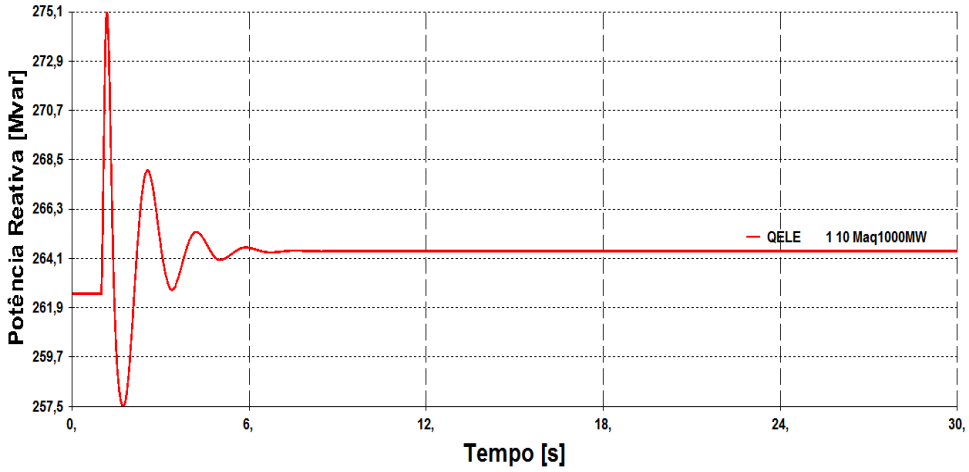


Figura 2.64 – Resposta Dinâmica da Variável Potência Q_{12} no Teste 2.1

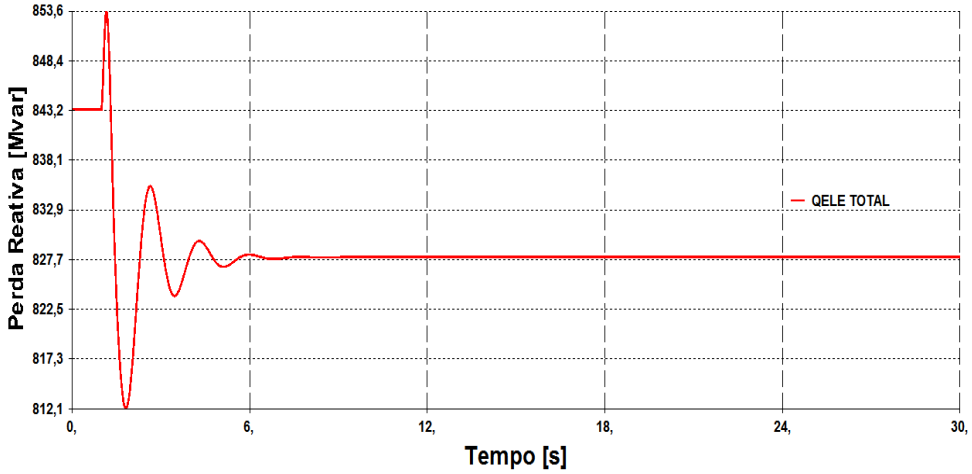


Figura 2.65 – Variação no Tempo do Consumo de Potência Reativa na Rede para o Teste 2.1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

O aumento em V_t provocou um aumento em Q_{12} de aproximadamente 2 Mvar (corroborado pela Fig. 2.64), sendo a relação direta entre essas variáveis justificada pelo fato do gerador operar no lado direito da curva VQ (pontos com $V_t = 1{,}00\ pu$ e $V_t = 1{,}01\ pu$ estão localizados no lado direito da curva da Fig. 2.66).

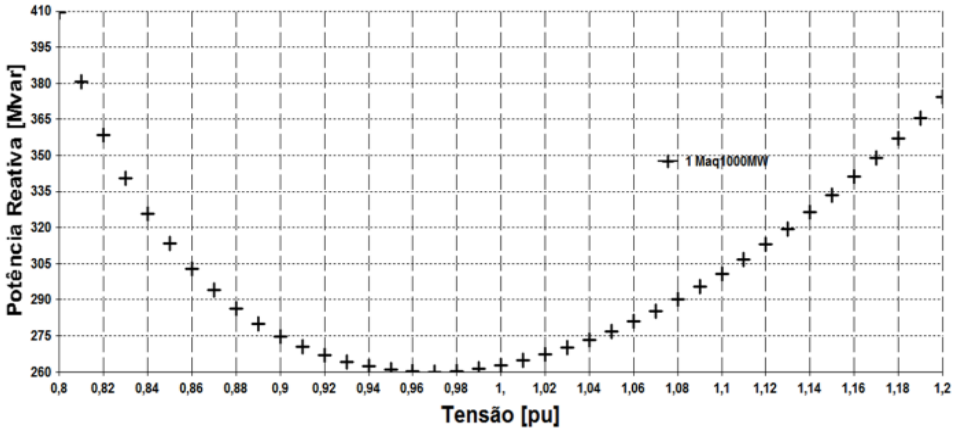


Figura 2.66 - Curva *VQ* Estática da Máquina Polos Salientes e Resistência de 2% na LT

As equações (2.38) e (2.40) estabelecem as correntes que circularão pela linha e pela armadura no novo ponto de equilíbrio e nas Figs. 2.67 e 2.68 confirmam-se os valores estimados.

$$\dot{I}_{12} = \frac{1{,}01\angle 55° - 1{,}00\angle 0°}{0{,}10\angle 78{,}69°} = 9{,}10\angle 38{,}26°\ pu = 7{,}14 + j5{,}64\ pu$$

$$I_{armadura} = \left(\frac{9{,}10\angle 38{,}26°}{8}\right)\left(\frac{100}{184}\right) = 0{,}618\angle 38{,}26°\ pu = 0{,}49 + j0{,}38\ pu$$

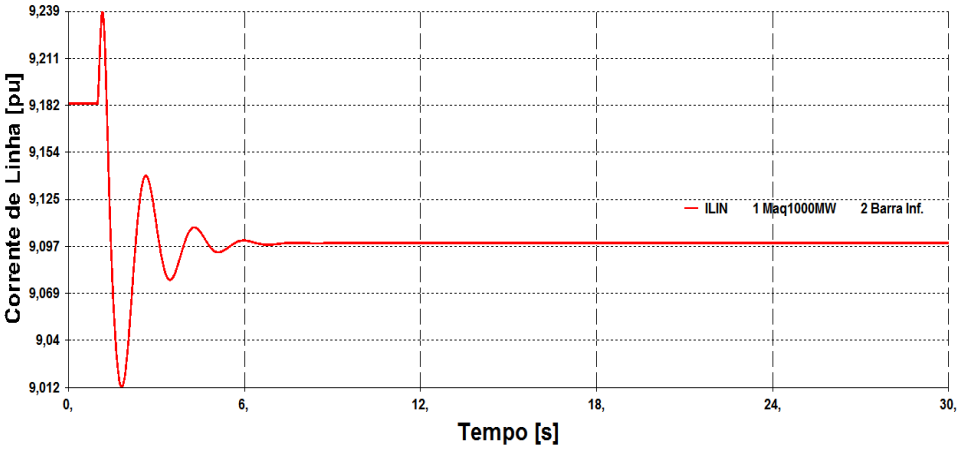


Figura 2.67 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente de Linha no Teste 2.1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

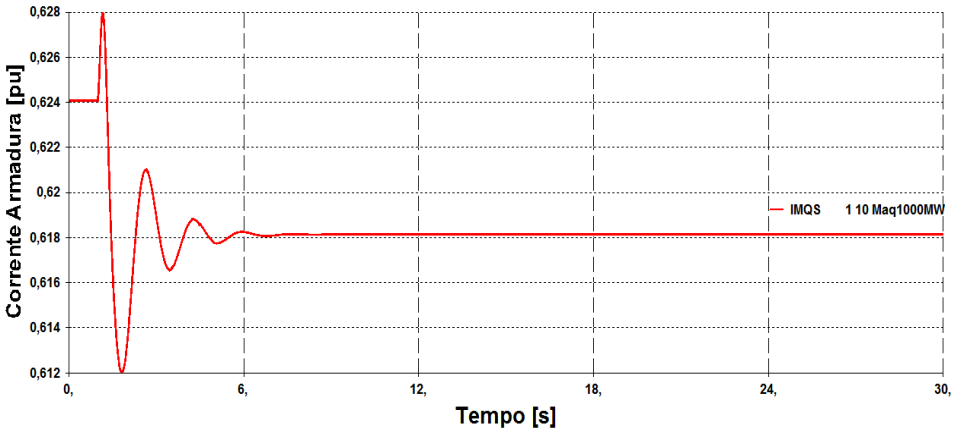


Figura 2.68 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente de Armadura no Teste 2.1

A observação da corrente de linha (Fig. 2.67) demonstra que a tensão terminal da máquina mais elevada reduz a corrente e, por conseguinte, diminuem as perdas ativa e reativa da rede (redução de aproximadamente 3 MW e 15 Mvar de acordo com Figs. 2.62 e 2.65).

Em regime permanente, (2.27) estabelece o valor do ângulo da máquina. Esse valor final é comprovado pela análise da Fig. 2.69.

$$E_q\angle\delta = 1{,}01\angle 55° + j0{,}681(0{,}618\angle 38{,}26°)$$

$$E_q\angle\delta = 1{,}20\angle 74{,}61° \rightarrow \delta = 74{,}61°$$

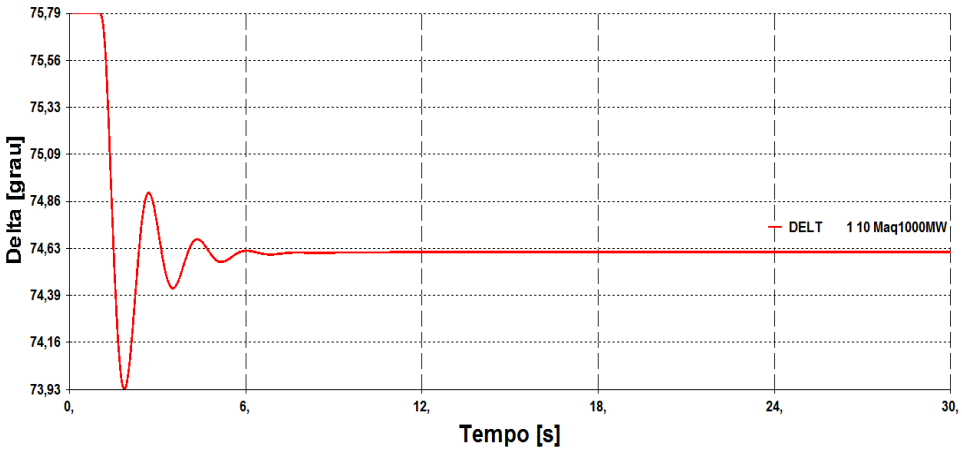


Figura 2.69 – Resposta Dinâmica da Variável Ângulo de Carga δ no Teste 2.1

A corrente e a tensão da armadura projetadas nos eixos da máquina são encontradas por (2.42) e (2.43). Esses valores calculados são confirmados através de inspeção nas Figs. 2.70 a 2.73.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen74{,}61° & -cos74{,}61° \\ cos74{,}61° & sen74{,}61° \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}485 \\ 0{,}382 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}366 \\ 0{,}497 \end{bmatrix} pu$$

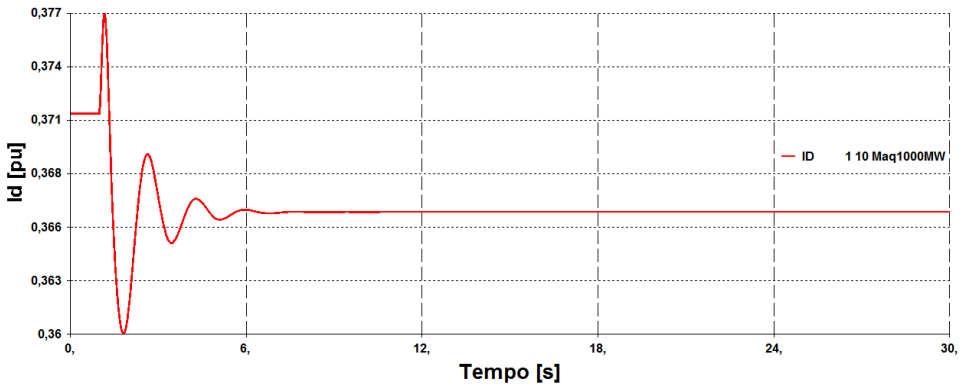


Figura 2.70 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_d no Teste 2.1

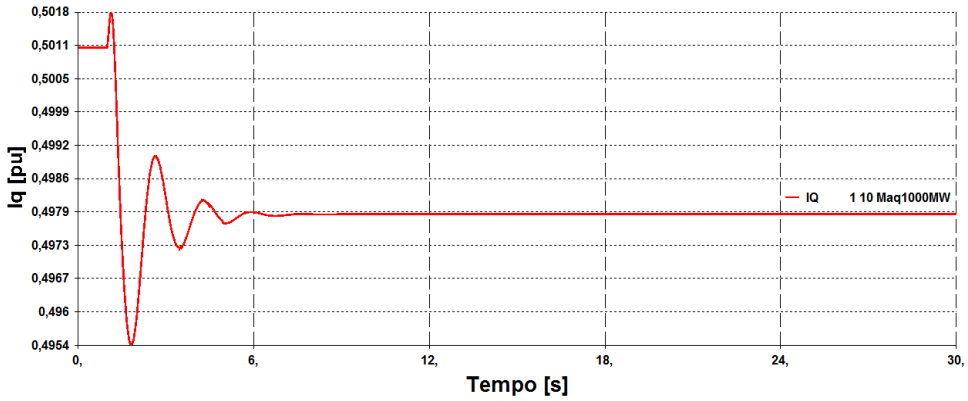


Figura 2.71 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_q no Teste 2.1

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen74{,}61° & -cos74{,}61° \\ cos74{,}61° & sen74{,}61° \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}579 \\ 0{,}827 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}339 \\ 0{,}951 \end{bmatrix} pu$$

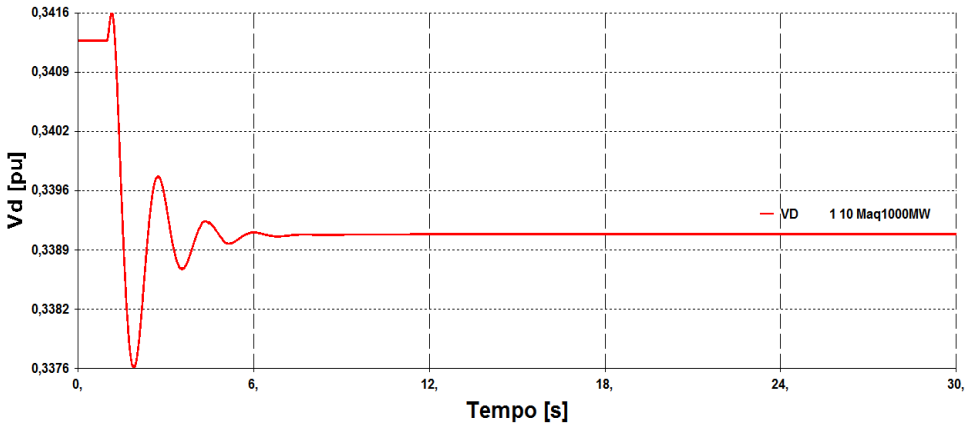


Figura 2.72 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_d no Teste 2.1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

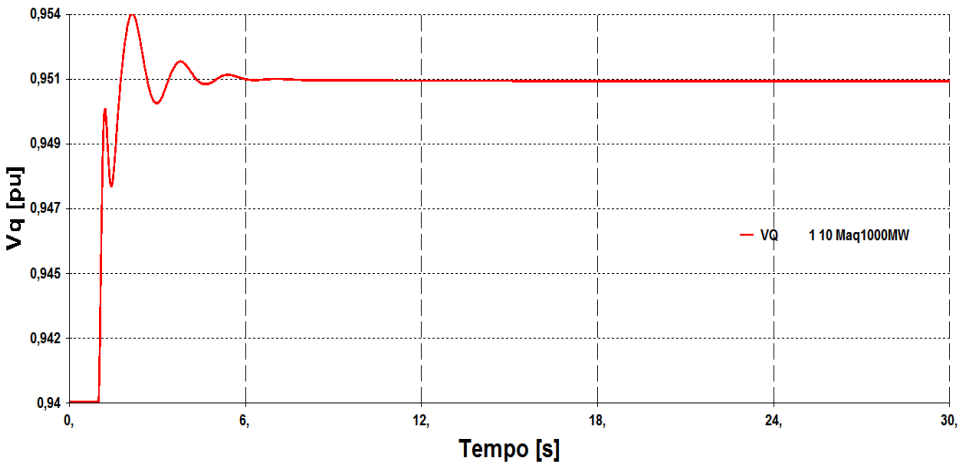


Figura 2.73 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_q no Teste 2.1

Os valores das tensões subtransitórias E_d'', E_q'' e E'' são calculados através de (2.44), (2.45) e (2.46), respectivamente. Esses valores estimados de tensão são corroborados pelo exame da dinâmica retratados nas Figs. 2.74 a 2.76.

$$E_d'' = 0{,}339 - 0{,}288.0{,}497 = 0{,}196\ pu$$

$$E_q'' = 0{,}951 + 0{,}288.0{,}366 = 1{,}056\ pu$$

$$E'' = 1{,}074\angle 79{,}49°\ pu$$

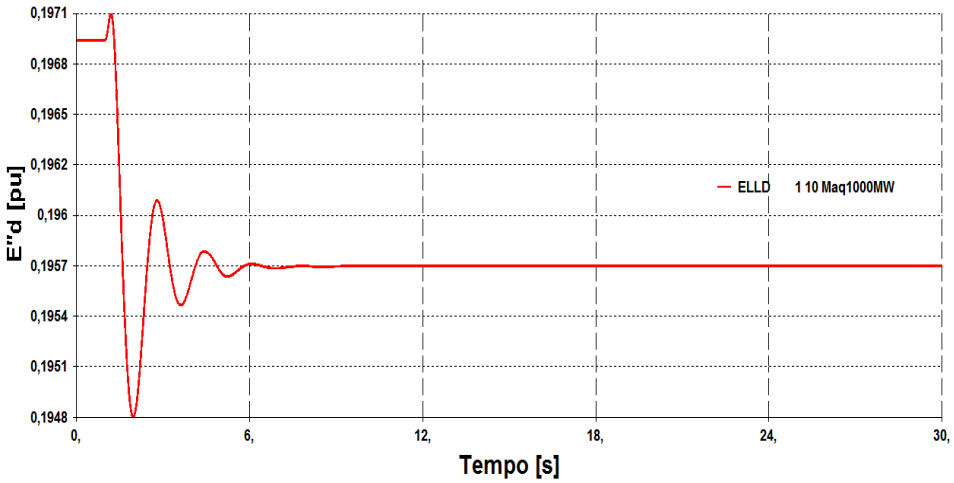


Figura 2.74 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_d'' no Teste 2.1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

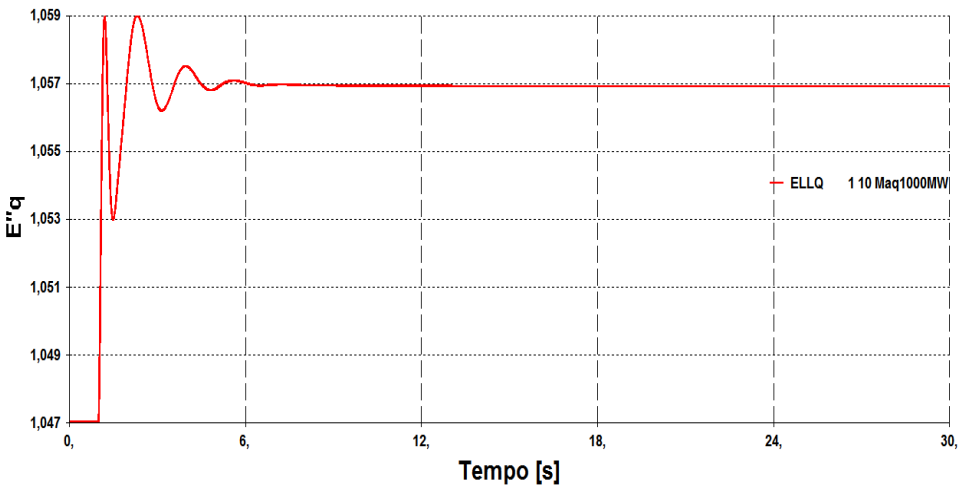


Figura 2.75 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_q'' no Teste 2.1

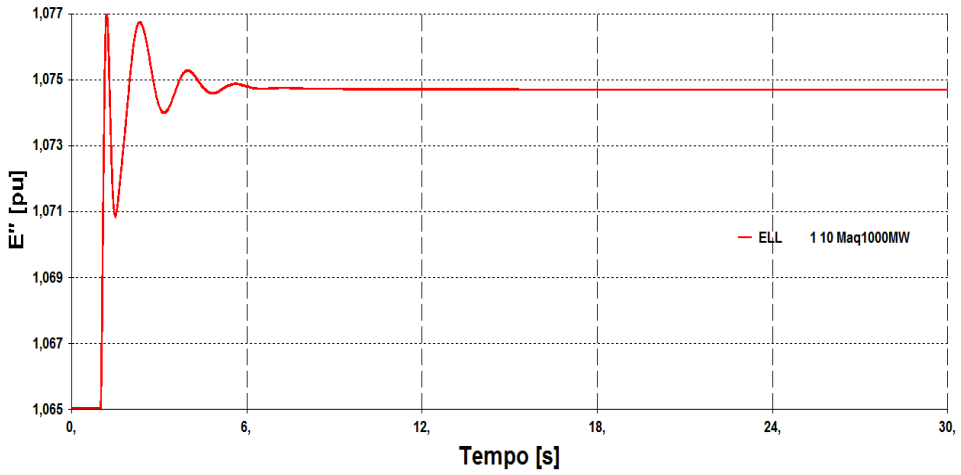


Figura 2.76 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão E'' no Teste 2.1

As tensões em equilíbrio de E_q' e E_{fd} são determinadas através de (2.29) e (2.30), e suas trajetórias dinâmicas são exibidas nas Figs. 2.77 e 2.78.

$$E_q' = 1{,}056 + (0{,}35 - 0{,}288)0{,}366 = 1{,}079\ pu$$

$$E_{fd} = -\frac{1{,}138 - 0{,}35}{0{,}35 - 0{,}158}1{,}056 + \frac{1{,}138 - 0{,}158}{0{,}35 - 0{,}158}1{,}079 + \frac{(1{,}138 - 0{,}35)(0{,}288 - 0{,}158)}{0{,}35 - 0{,}158}0{,}366 + 0{,}013e^{7{,}92(1{,}079-0{,}8)} = 1{,}487\ pu$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

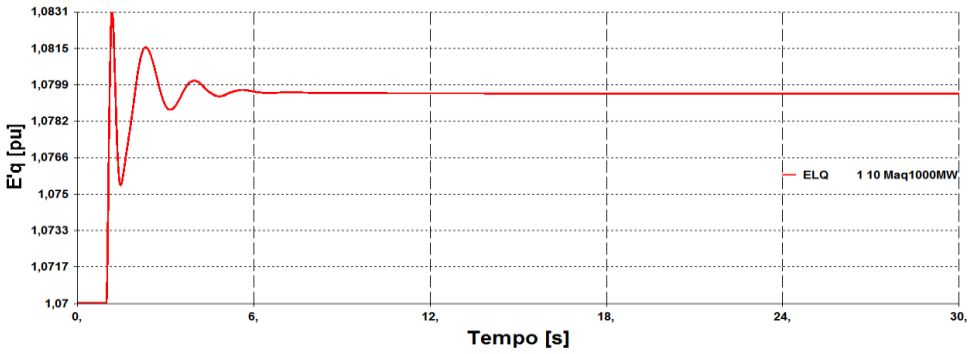


Figura 2.77 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E'_q no Teste 2.1

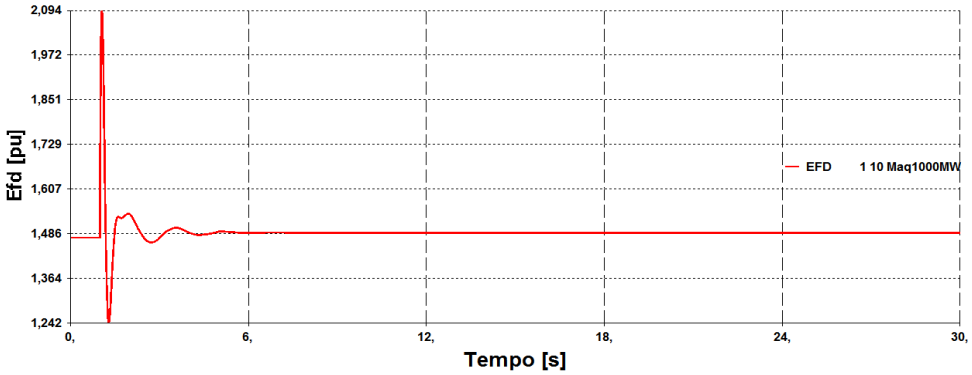


Figura 2.78 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_{fd} no Teste 2.1

Na Fig. 2.79 evidencia-se que a elevação em V_t resulta em E_{fd} maior mostrando relação direta entre essas variáveis de controle da máquina e indicando que o gerador está no lado direito da curva VE_{fd}.

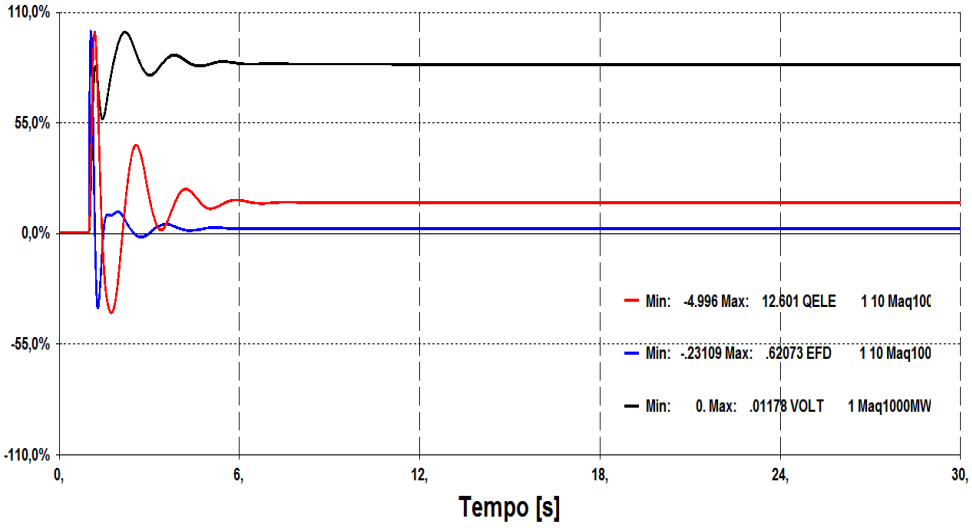


Figura 2.79 – Variação das Grandezas V_t, E_{fd} e Q_{ele} no Teste 2.1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.4.3.2

Sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" com Modelo de Máquina de Polos Saliente, Resistência na LT de 6% e Aumento de 1% na Tensão Terminal (Teste 2.2)

Esse segundo teste ("Teste 2.2") tem a resistência da linha aumentada para 6% e, desta forma, a impedância do sistema de transmissão passa a valer $0{,}06 + j0{,}10\ pu$ ou $0{,}12\angle 59{,}04°\ pu$ (isto é, modelo de linha composto apenas pela impedância série). Os demais dados de máquina e de rede são semelhantes ao "Teste 2.1". O ponto de operação inicial do ensaio é mostrado na Fig. 2.80.

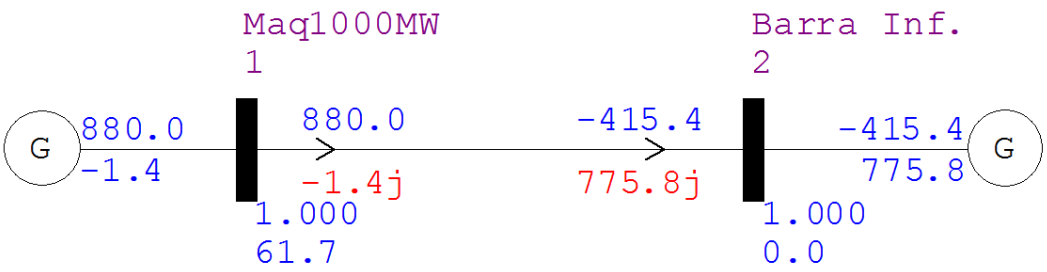


Figura 2.80 - Ponto de Operação Inicial do Teste 2.2

O evento simulado é semelhante aos testes anteriores, sendo o ponto de operação final mostrado na Fig. 2.81 e o comportamento da tensão no tempo exibido na Fig. 2.82.

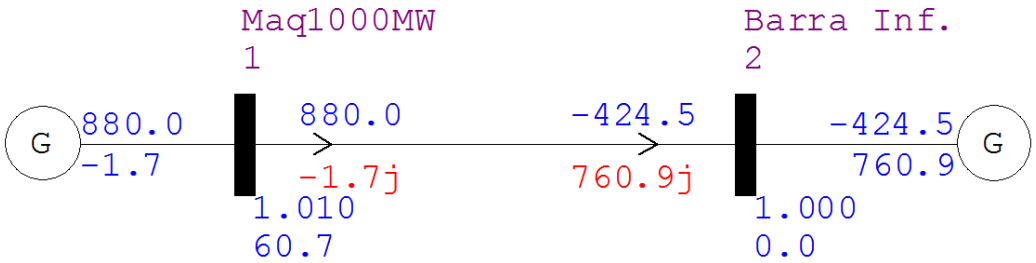


Figura 2.81 - Ponto de Operação Final do Teste 2.2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

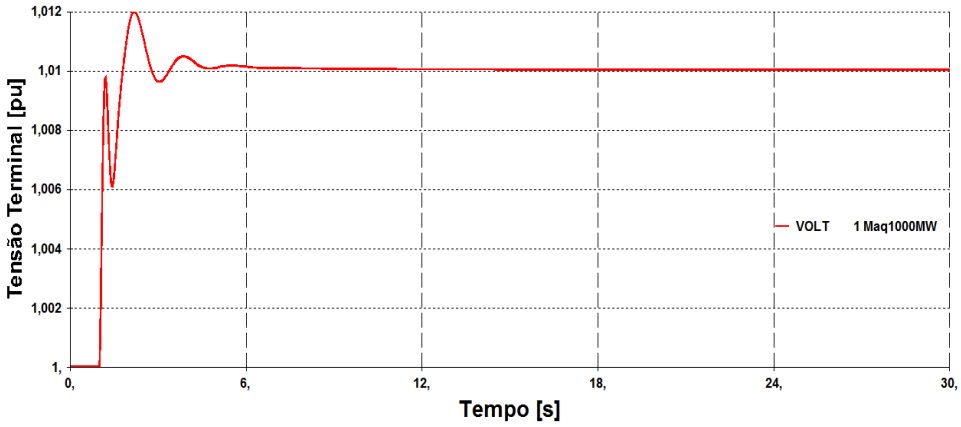


Figura 2.82 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão V_t no Teste 2.2

O ângulo da tensão terminal para o novo perfil de tensão é encontrado através de (2.48).

$$\theta_1 = arccos\left(1{,}01\, cos(59{,}04°) - \frac{8{,}8.0{,}12}{1{,}01}\right) - 59{,}04° = 60{,}71°$$

$$\dot{V}_1 = V_1\angle\theta_1 = 1{,}01\angle 60{,}71°\, pu \;=\; 0{,}49 + j0{,}88\, pu$$

O cálculo do fluxo de potência P_{21} é definido por (2.7) e o valor total da perda ativa do sistema é determinado através da soma dos fluxos P_{12} e P_{21}. O resultado encontrado para as grandezas citadas é verificado nas Figs. 2.83 e 2.84.

$$P_{21} = \frac{1{,}00^2}{0{,}12} cos(59{,}04°) - \frac{1{,}01.1{,}00}{0{,}12} cos(-60{,}71° + 59{,}04°) = -424{,}50 \text{ MW}$$

$$P_{total} = P_{12} + P_{21} = 455{,}50 \text{ MW}$$

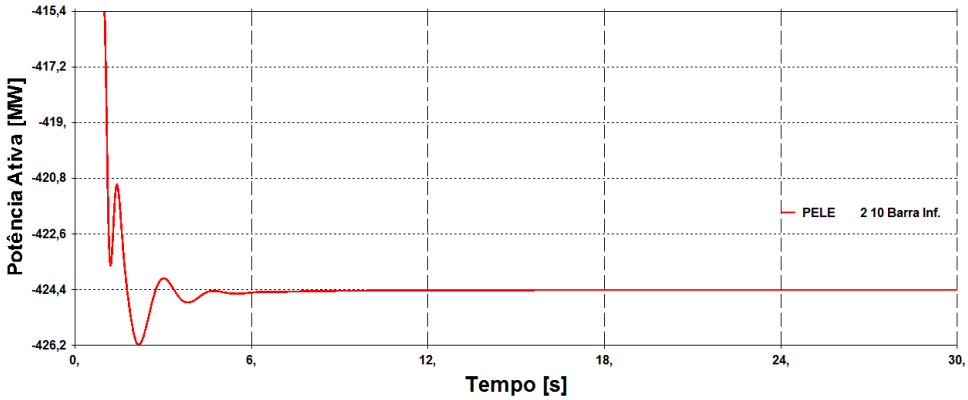


Figura 2.83 – Resposta Dinâmica da Variável Potência P_{21} no Teste 2.2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

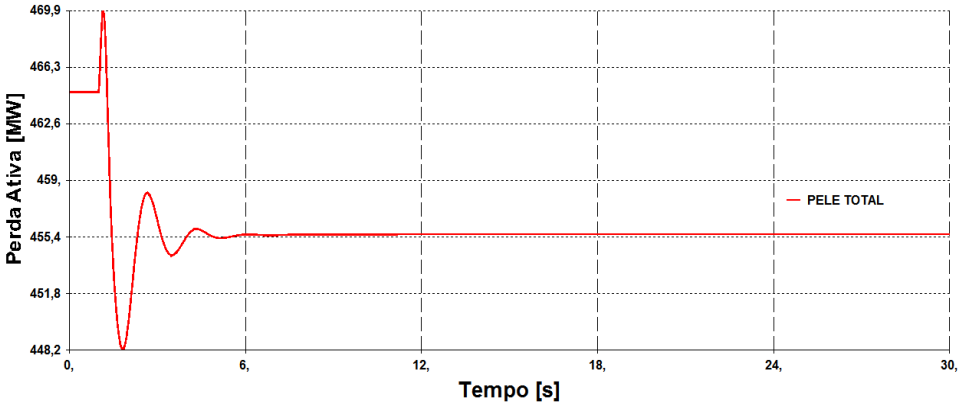


Figura 2.84 – Variação no Tempo da Perda Ativa da Rede para o Teste 2.2

Os fluxos de potência reativa, calculados através de (2.8) e (2.10), e o consumo de potência reativa do sistema são validados pela análise das Figs. 2.85 a 2.87.

$$Q_{21} = \frac{1{,}00^2}{0{,}12} sen(59{,}04°) - \frac{1{,}01.1{,}00}{0{,}12} sen(-60{,}71° + 59{,}04°) = 761{,}02 \text{ Mvar}$$

$$Q_{12} = \frac{1{,}01^2}{0{,}12} sen(59{,}04°) - \frac{1{,}01.1{,}00}{0{,}12} sen(60{,}71° + 59{,}04°) = -1{,}73 \text{ Mvar}$$

$$Q_{total} = Q_{12} + Q_{21} = 759{,}29 \text{ Mvar}$$

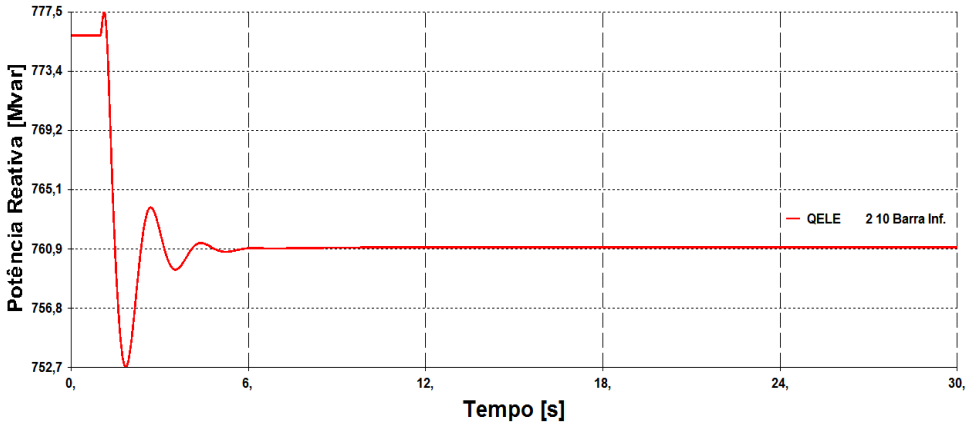


Figura 2.85 – Resposta Dinâmica da Variável Potência Q_{21} no Teste 2.2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

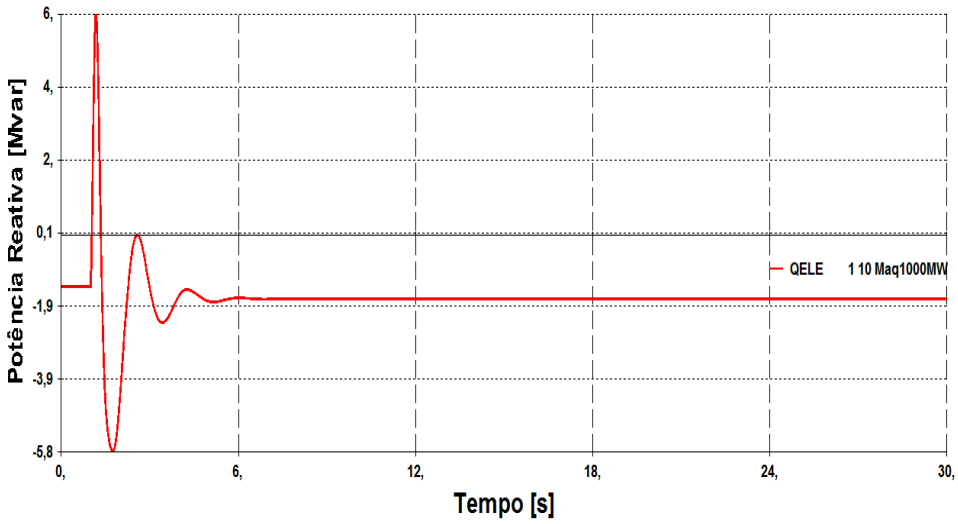


Figura 2.86 – Resposta Dinâmica da Variável Potência Q_{12} no Teste 2.2

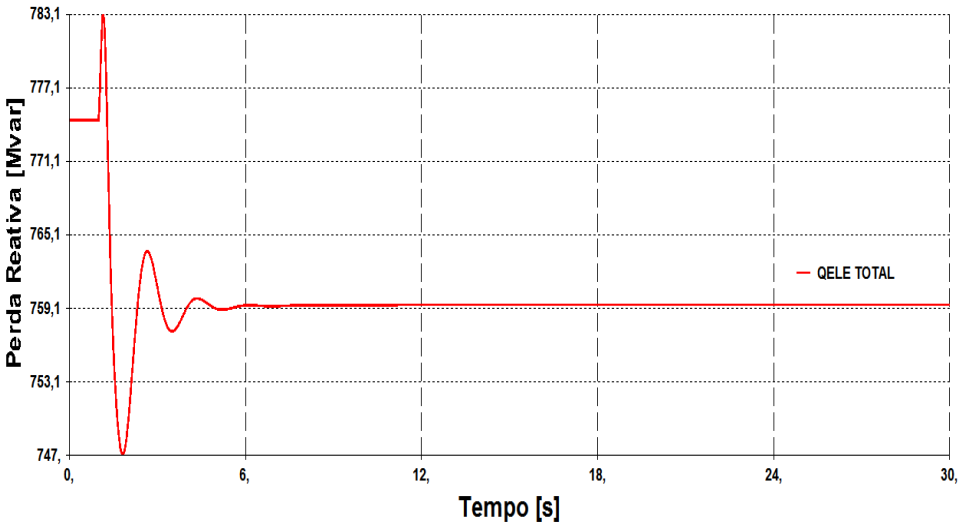


Figura 2.87 – Variação no Tempo do Consumo de Potência Reativa da Rede para o Teste 2.2

As simulações indicam que o aumento da tensão terminal é atingido com o aumento de 0,3 Mvar da potência reativa absorvida pela máquina (verificado na Fig. 2.86). E, mais uma vez, a relação inversa entre essas variáveis da máquina ocorre devido à operação do gerador no lado esquerdo da curva VQ (os pontos com $V_t = 1{,}00\ pu$ e $V_t = 1{,}01\ pu$ estão localizados à esquerda na Fig. 2.88).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

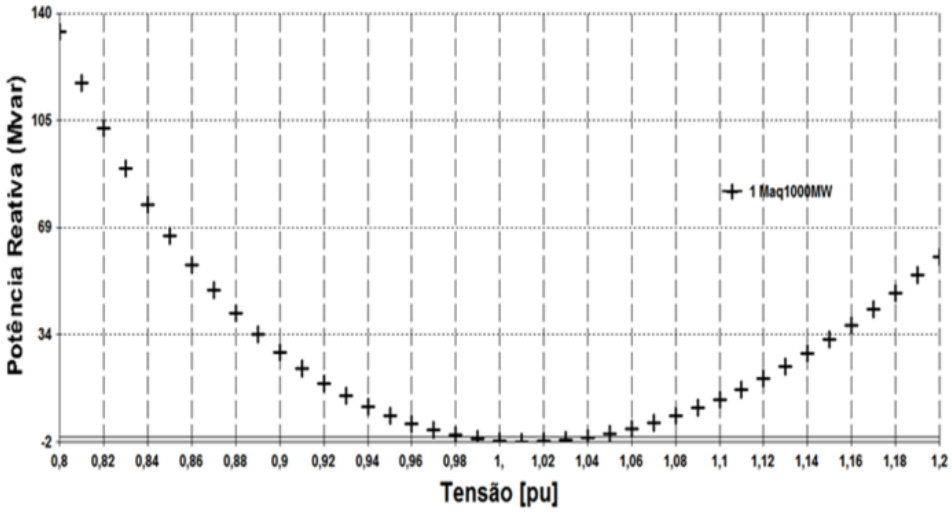


Figura 2.88 - Curva *VQ* Estática da Máquina Polos Salientes e Resistência de 6% na LT

As equações (2.38) e (2.40) definem os valores das correntes de linha e da armadura para o novo ponto de equilíbrio sendo possível comprová-los através de exame das Figs. 2.89 e 2.90.

$$\dot{I}_{12} = \frac{1{,}01\angle 60{,}71° - 1{,}00\angle 0°}{0{,}12\angle 59{,}04°} = 8{,}71\angle 60{,}83°\ pu = 4{,}25 + j7{,}61\ pu$$

$$I_{armadura} = \left(\frac{8{,}71\angle 60{,}83°}{8}\right)\left(\frac{100}{184}\right) = 0{,}59\angle 60{,}83°\ pu = 0{,}29 + j0{,}52\ pu$$

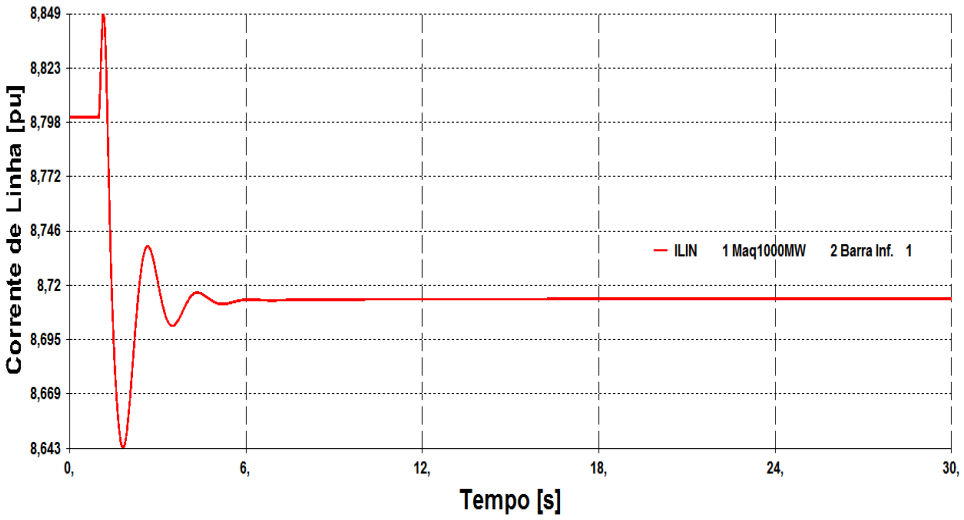


Figura 2.89 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente de Linha no Teste 2.2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

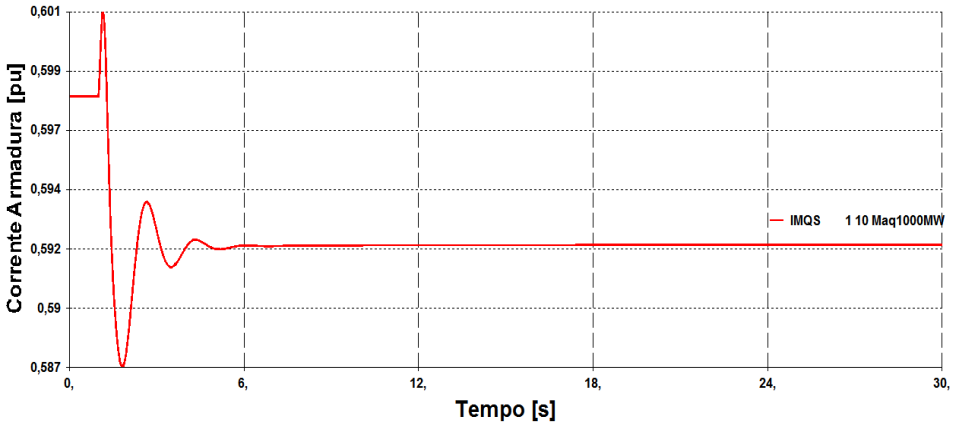


Figura 2.90 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente de Armadura no Teste 2.2

O gráfico da corrente de linha (Fig. 2.89) comprova que a tensão terminal da máquina mais elevada reduz a corrente e, como consequência, diminuem as perdas ativa e reativa do sistema (queda de aproximadamente 9 MW e 15 Mvar, segundo Figs. 2.84 e 2.87).

O ângulo da máquina em regime estacionário é dado por (2.27), onde o valor calculado do ângulo é verificado na Fig. 2.91.

$$E_q\angle\delta = 1{,}01\angle 60{,}71° + j0{,}681(0{,}59\angle 60{,}83°)$$

$$E_q\angle\delta = 1{,}09\angle 82{,}48° \rightarrow \delta = 82{,}48°$$

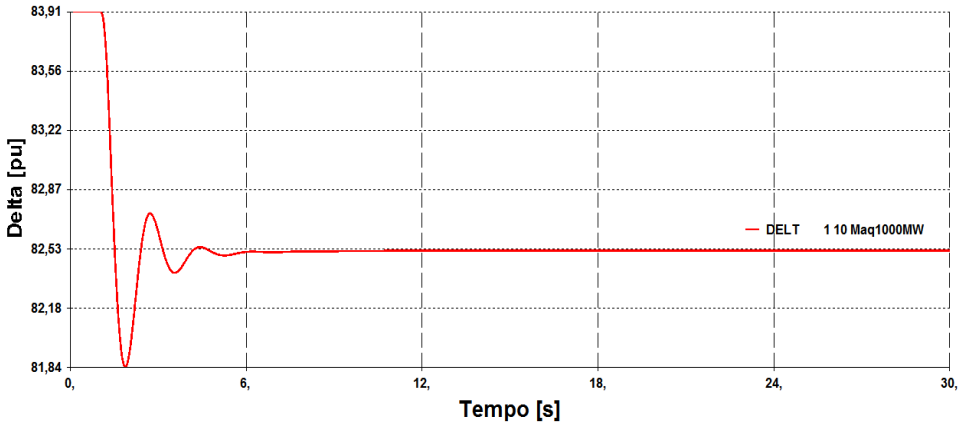


Figura 2.91 – Resposta Dinâmica da Variável Ângulo de Carga δ no Teste 2.2

A corrente e a tensão da armadura são definidas por (2.42) e (2.43). Esses valores estipulados são confirmados através de inspeção nas Figs. 2.92 a 2.95.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen82{,}48° & -cos82{,}48° \\ cos82{,}48° & sen82{,}48° \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}29 \\ 0{,}52 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}220 \\ 0{,}550 \end{bmatrix} pu$$

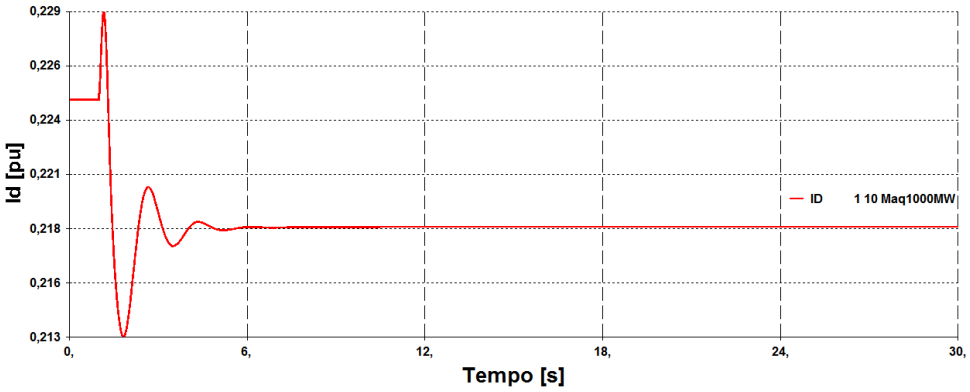


Figura 2.92 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_d no Teste 2.2

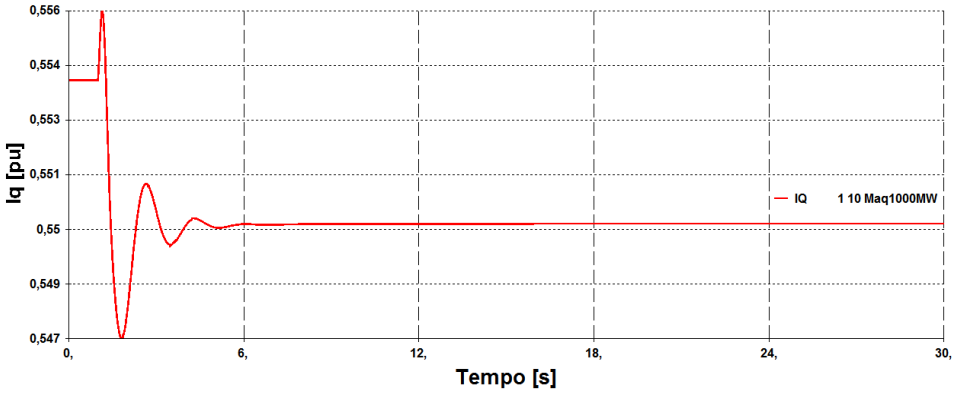


Figura 2.93 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_q no Teste 2.2

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen82{,}48° & -cos82{,}48° \\ cos82{,}48° & sen82{,}48° \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}49 \\ 0{,}88 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}375 \\ 0{,}938 \end{bmatrix} pu$$

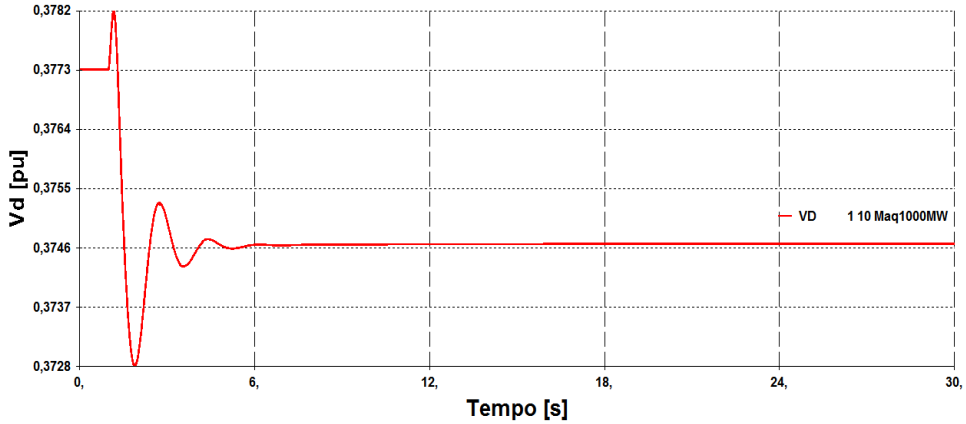


Figura 2.94 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_d no Teste 2.2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

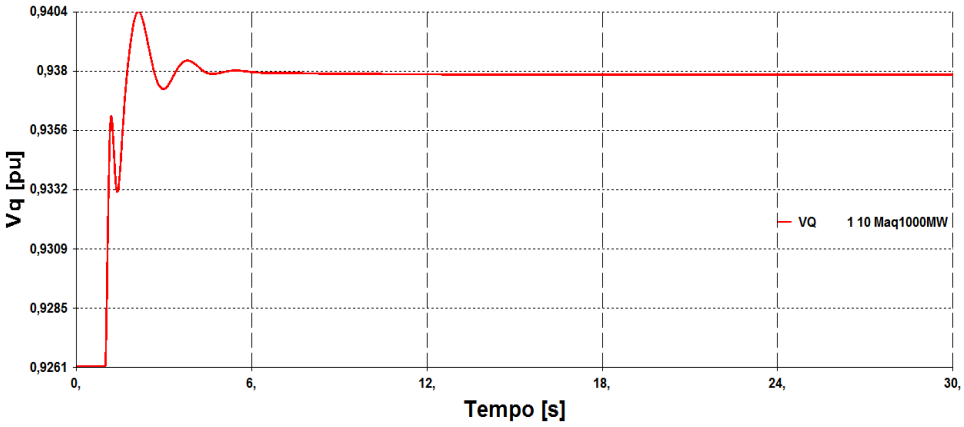


Figura 2.95 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_q no Teste 2.2

Os valores das tensões subtransitórias da máquina são encontrados utilizando (2.44), (2.45) e (2.46). Os cálculos são validados pelas simulações no tempo retratadas nas Figs. 2.96 a 2.98.

$$E_d'' = 0{,}375 - 0{,}288.0{,}550 = 0{,}216\ pu$$

$$E_q'' = 0{,}938 + 0{,}288.0{,}220 = 1{,}001\ pu$$

$$E'' = 1{,}024\angle 72{,}82°\ pu$$

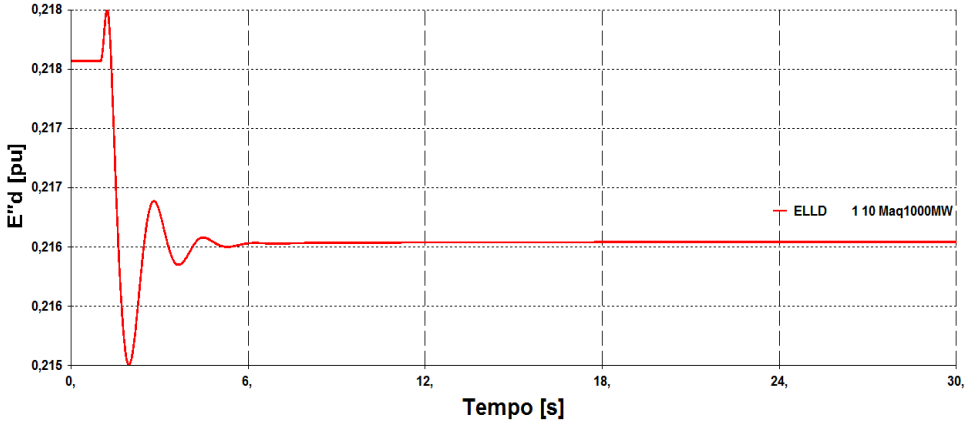


Figura 2.96 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_d'' no Teste 2.2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

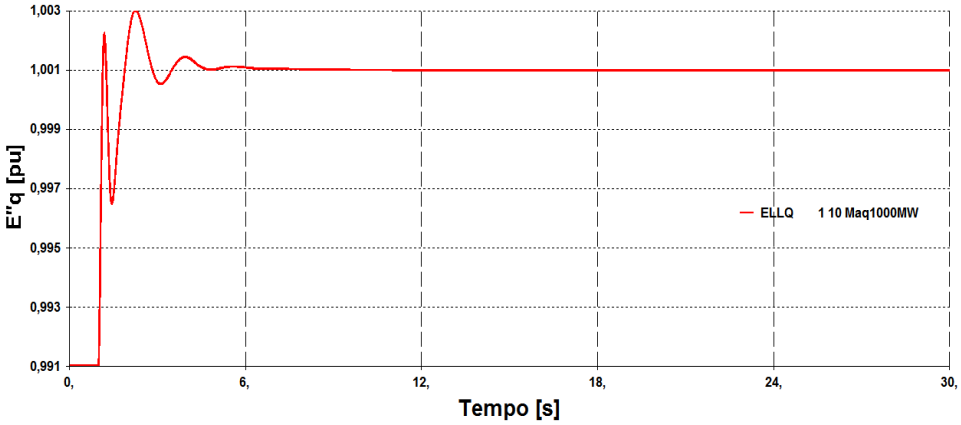


Figura 2.97 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_q'' no Teste 2.2

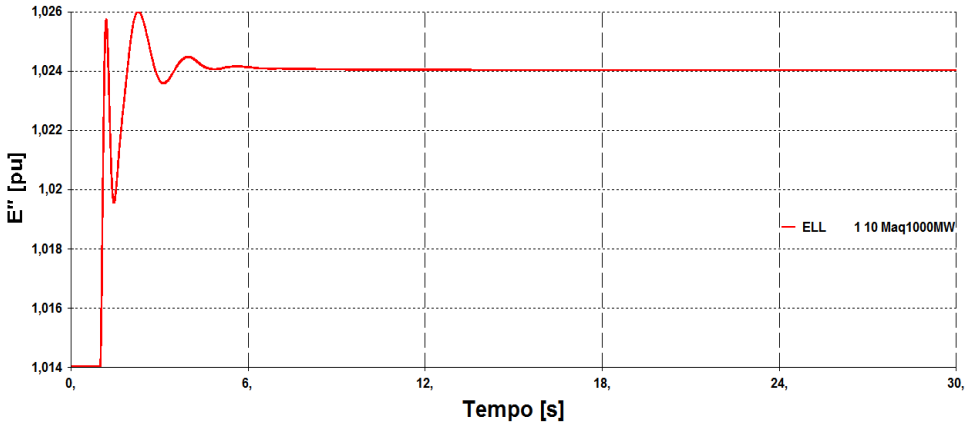


Figura 2.98 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão E'' no Teste 2.2

Por fim, as tensões em equilíbrio de E_q' e E_{fd} são estabelecidas por (2.29) e (2.30), e suas curvas dinâmicas são mostradas nas Figs. 2.99 e 2.100.

$$E_q' = 1{,}001 \ + (0{,}35 - 0{,}288)0{,}220 = 1{,}014\ pu$$

$$E_{fd} = -\frac{1{,}138 - 0{,}35}{0{,}35 - 0{,}158}1{,}001 + \frac{1{,}138 - 0{,}158}{0{,}35 - 0{,}158}1{,}014 + \frac{(1{,}138 - 0{,}35)(0{,}288 - 0{,}158)}{0{,}35 - 0{,}158}0{,}220$$
$$+ 0{,}013e^{7{,}92(1{,}014-0{,}8)} = 1{,}257\ pu$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

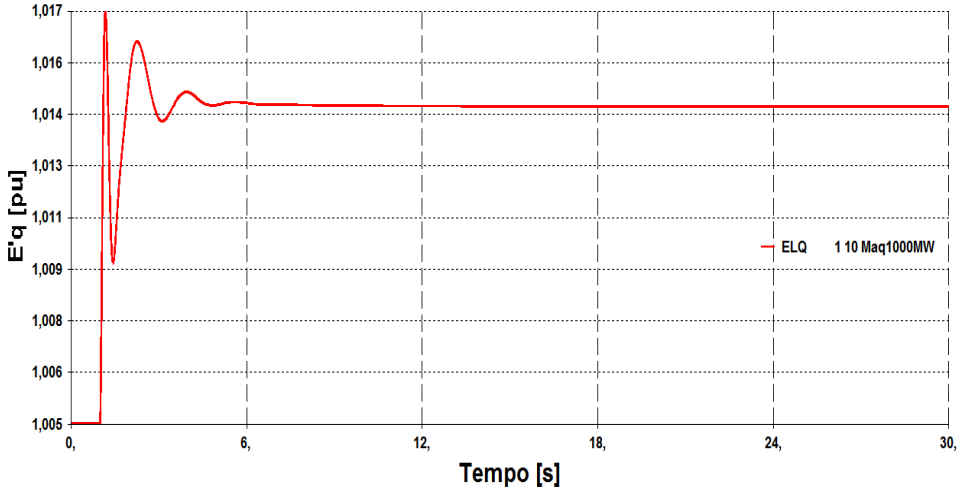


Figura 2.99 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_q' no Teste 2.2

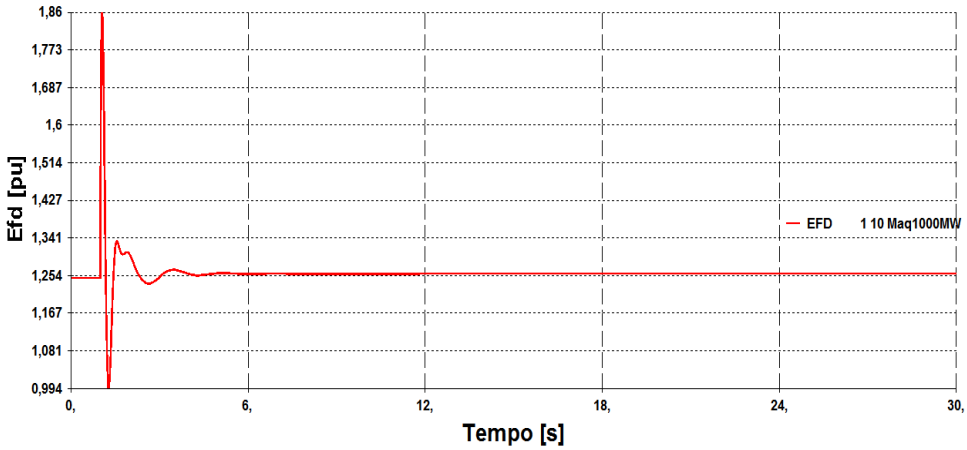


Figura 2.100 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_{fd} no Teste 2.2

Na Fig. 2.101, percebe-se que, embora o "Teste 2.2" tenha o gerador operando no lado esquerdo da curva VQ, a tensão E_{fd} aumenta indicando relação direta entre as variáveis de controle da máquina (quer dizer, gerador no lado direito da curva VE_{fd}).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

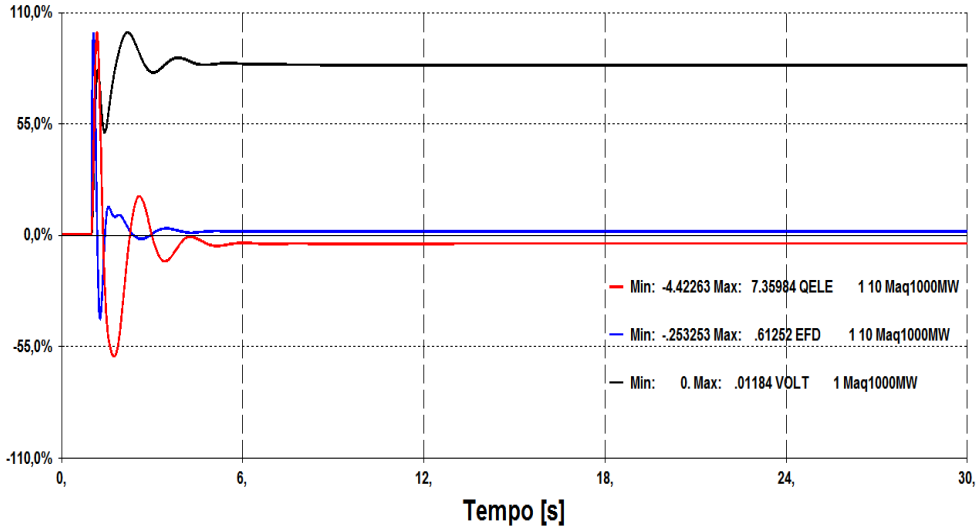


Figura 2.101 – Variação das Grandezas V_t, E_{fd} e Q_{ele} no Teste 2.2

Essa diferença entre as regiões de operação do gerador na curva VQ (lado esquerdo) e na curva VE_{fd} (lado direito) surge porque os pontos de fronteira das curvas ocorrem para diferentes valores de tensão terminal. Isto pode ser ilustrado pelas curvas VQ e VE_{fd} dinâmicas da máquina síncrona (Figs. 2.102 e 2.103) que foram construídas variando-se a tensão terminal de 0,75 pu até 1,25 pu através da implementação de sucessivos incrementos de 1% em V_{ref} (total de 50 incrementos).

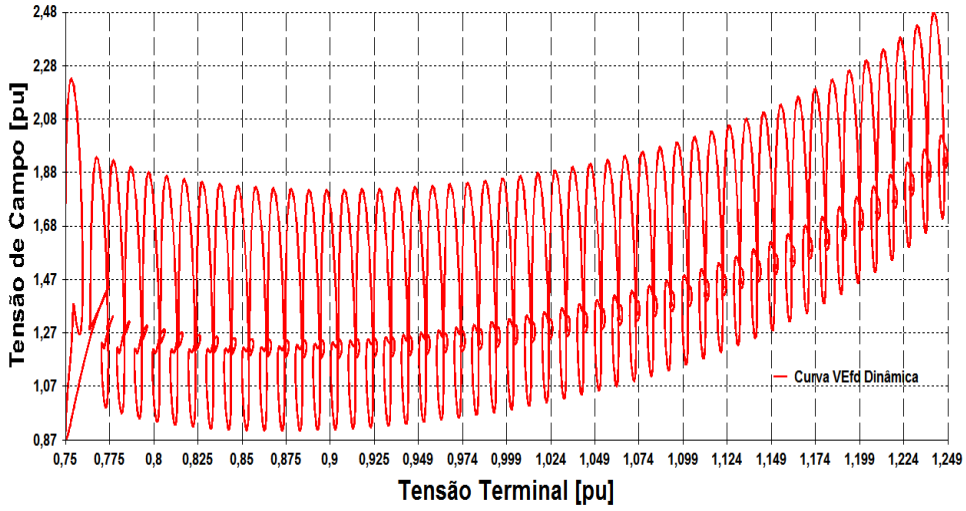


Figura 2.102 - Curva VE_{fd} Dinâmica da Máquina de Polos Salientes

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

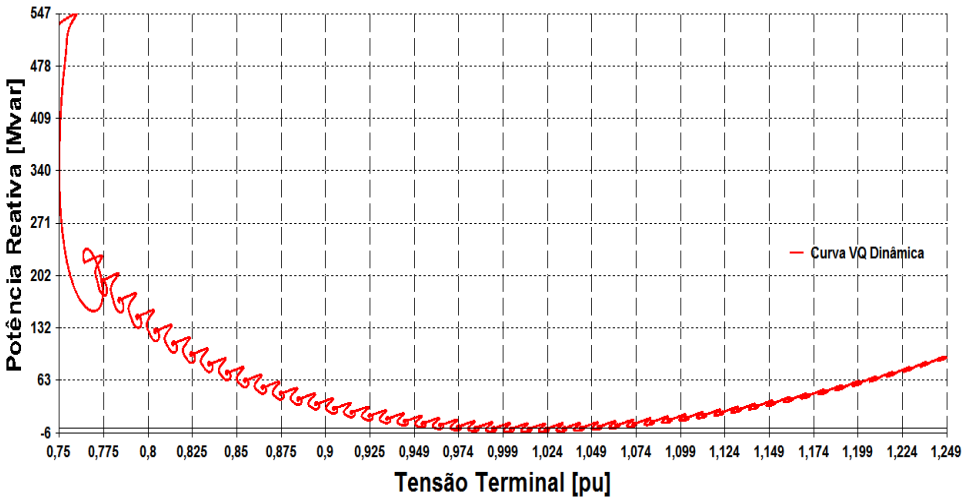


Figura 2.103 - Curva VQ Dinâmica da Máquina de Polos Salientes

A análise das Figs. 2.102 e 2.103 mostra que o ponto de fronteira da curva VE_{fd} ocorre para um valor de tensão terminal menor quando comparado com a fronteira da curva VQ (aproximadamente 0,87 pu e 1,01 pu, respectivamente) e, como o evento do "Teste 2.2" ocorre para valores de tensão terminal situados na região entre os pontos de fronteira das curvas ($V_t^{inicial} = 1{,}00\ pu$ e $V_t^{final} = 1{,}01\ pu$), o aumento da tensão do gerador é alcançado com a redução em Q_{ele} e com o aumento de E_{fd}. Além disso, essas figuras ilustram que a operação do gerador próxima aos pontos de fronteira das curvas VQ e VE_{fd} (limite de estabilidade de tensão) ou a ultrapassagem desses pontos de fronteira não representam problema para o controle.

Resumindo, a comparação entre essas curvas dinâmicas da máquina (Fig. 2.104) mostra a existência de uma região (entre os pontos de fronteira das curvas) onde as variáveis em análise apresentam informações contrárias (uma curva indica relação direta entre as variáveis e a outra curva relação inversa) e, portanto, prova-se que a determinação da relação entre as variáveis de controle do gerador (V_t e E_{fd}) não pode ser estabelecida pela análise das curvas VQ estática e/ou dinâmica da máquina.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

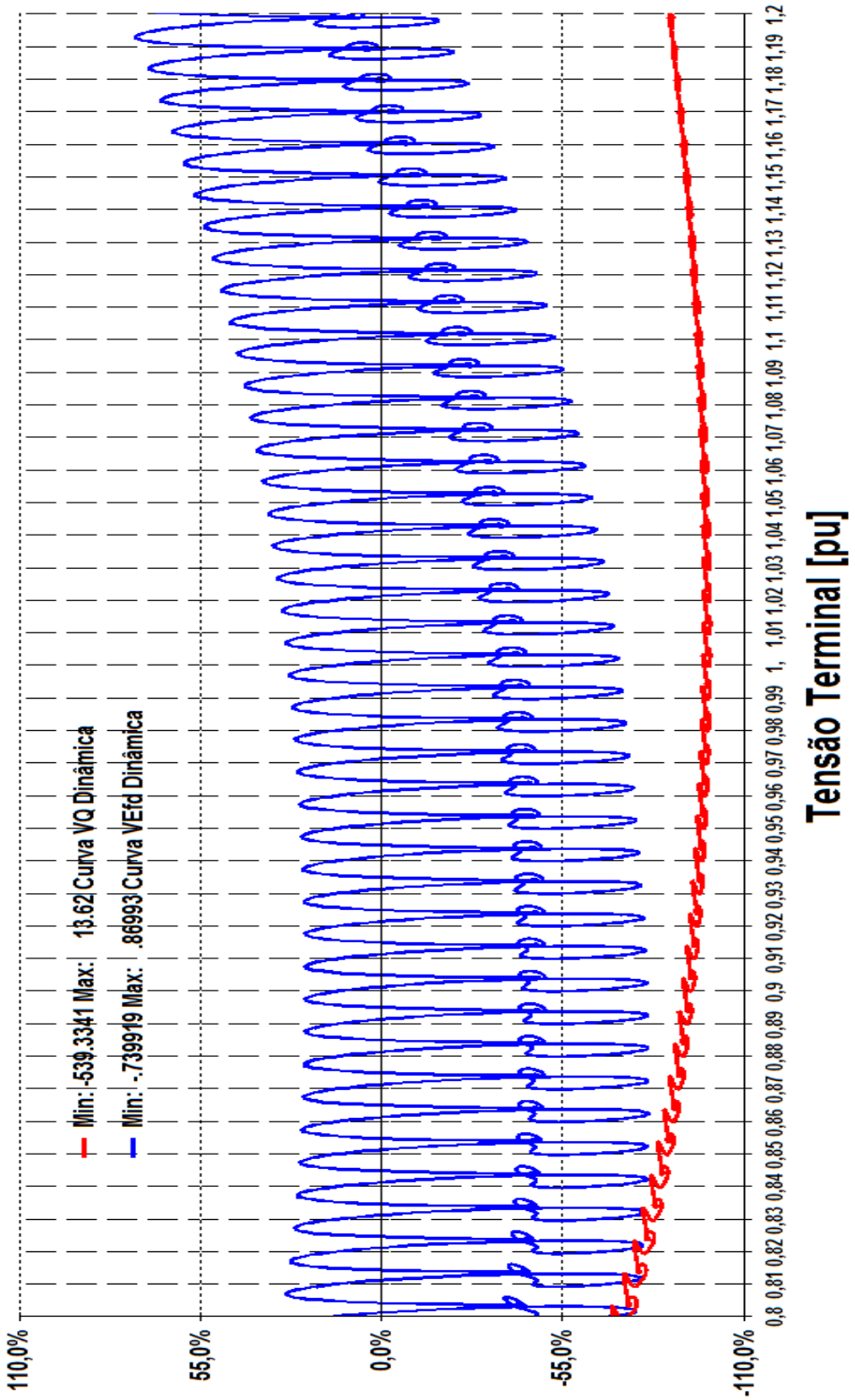


Figura 2.104 – Comparação entre as Curvas VQ e VE_{fd} Dinâmicas da Máquina

2.4.3.3

Sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" com Modelo de Máquina de Polos Saliente, Resistência na LT de 6% e Aumento de 3% na Tensão Terminal (Teste 2.3)

Esse teste tem as mesmas características de rede e de máquina do "Teste 2.2", porém, agora, o evento simulado consiste no aumento de 3% na tensão de referência da máquina sendo o ponto de operação final exposto na Fig. 2.105 e a resposta dinâmica do módulo da tensão exibida na Fig. 2.106.

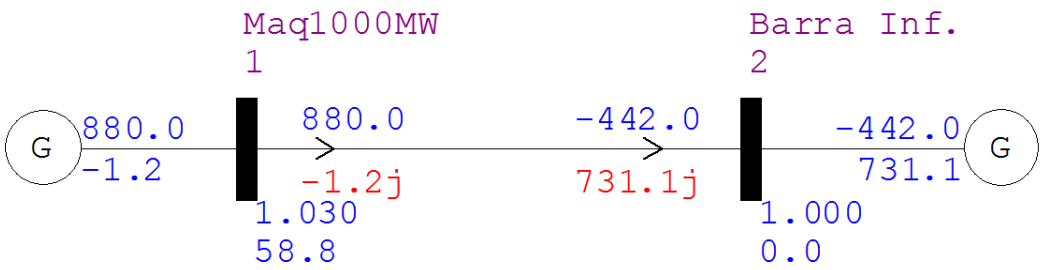


Figura 2.105 - Ponto de Operação Final do Teste 2.3

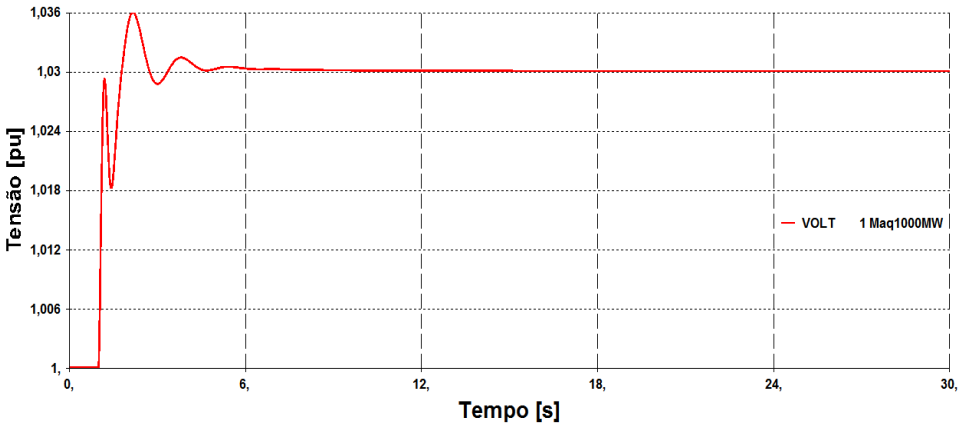


Figura 2.106 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão V_t no Teste 2.3

O ângulo da tensão terminal para o novo perfil de tensão ($V_1 = 1{,}03\ pu$) é determinado por (2.48).

$$\theta_1 = arccos\left(1{,}03\,cos(59{,}04°) - \frac{8{,}8.0{,}12}{1{,}03}\right) - 59{,}04° = 58{,}76°$$

$$\dot{V}_1 = V_1\angle\theta_1 = 1{,}03\angle 58{,}76°\ pu\ =\ 0{,}53 + j0{,}88\ pu$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

As perdas ativa e reativa do sistema são definidas como o somatório dos fluxos na linha, sendo os valores dos fluxos P_{21}, Q_{21} e Q_{12} encontrados por (2.7), (2.8) e (2.10), respectivamente. As variações no tempo das perdas do sistema são verificadas nas Figs. 2.107 e 2.109 e a potência reativa gerada da máquina na Fig. 2.108.

$$P_{21} = \frac{1{,}00^2}{0{,}12} cos(59{,}04°) - \frac{1{,}03.1{,}00}{0{,}12} cos(-58{,}76° + 59{,}04°) = -442{,}15 \text{ MW}$$

$$P_{total} = P_{12} + P_{21} = 437{,}85 \text{ MW}$$

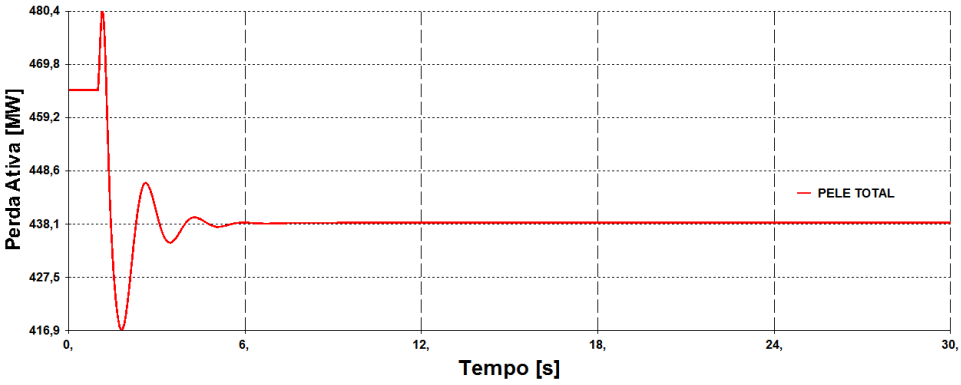


Figura 2.107 – Variação no Tempo da Perda Ativa da Rede para o Teste 2.3

$$Q_{21} = \frac{1{,}00^2}{0{,}12} sen(59{,}04°) - \frac{1{,}03.1{,}00}{0{,}12} sen(-58{,}76° + 59{,}04°) = 731{,}13 \text{ Mvar}$$

$$Q_{12} = \frac{1{,}03^2}{0{,}12} sen(59{,}04°) - \frac{1{,}03.1{,}00}{0{,}12} sen(58{,}76° + 59{,}04°) = -1{,}17 \text{ Mvar}$$

$$Q_{total} = Q_{12} + Q_{21} = 729{,}95 \text{ Mvar}$$

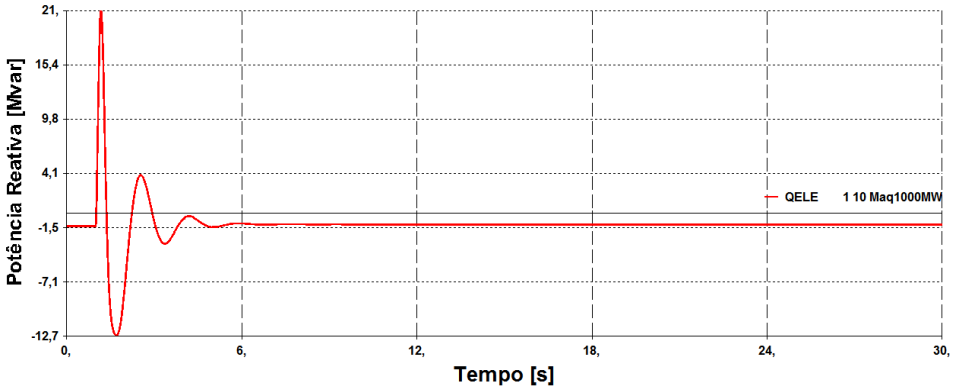


Figura 2.108 – Resposta Dinâmica da Variável Potência Q_{12} no Teste 2.3

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

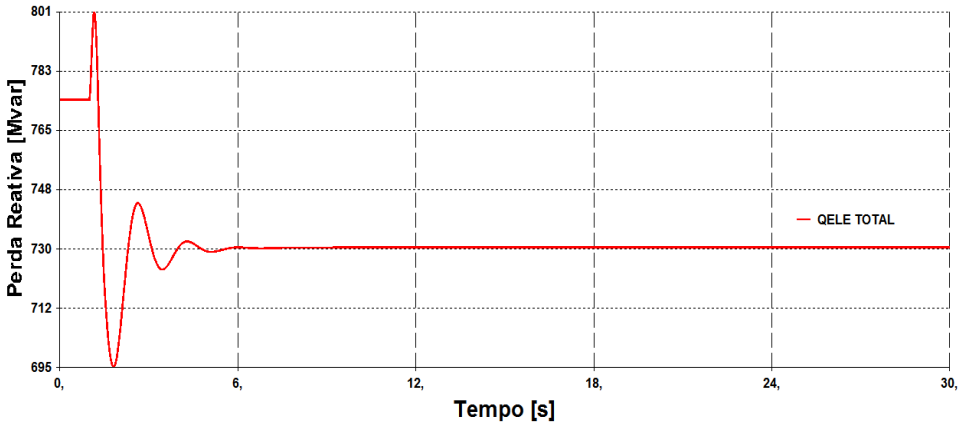


Figura 2.109 – Variação no Tempo do Consumo de Potência Reativa na Rede para o Teste 2.3

O aumento da tensão terminal levou à redução da potência reativa absorvida pela máquina em aproximadamente 0,2 Mvar (Fig. 2.108). Isso significa que, agora, as variáveis tensão e potência reativa da máquina tem relação direta indicando que o novo ponto de operação encontra-se do lado direito da curva VQ (Fig. 2.88). Ou seja, o aumento da tensão terminal em 3% fez o gerador ultrapassar o ponto de fronteira da curva VQ.

Os valores das correntes de linha e da armadura no novo ponto de equilíbrio, calculados por (2.38) e (2.40), são confirmados inspecionando-se as Figs. 2.110 e 2.111.

$$\dot{I}_{12} = \frac{1{,}03\angle 58{,}76° - 1{,}00\angle 0°}{0{,}12\angle 59{,}04°} = 8{,}54\angle 58{,}84°\ pu = 4{,}42 + j7{,}31\ pu$$

$$I_{armadura} = \left(\frac{8{,}54\angle 58{,}84°}{8}\right)\left(\frac{100}{184}\right) = 0{,}58\angle 58{,}84°\ pu = 0{,}30 + j0{,}50\ pu$$

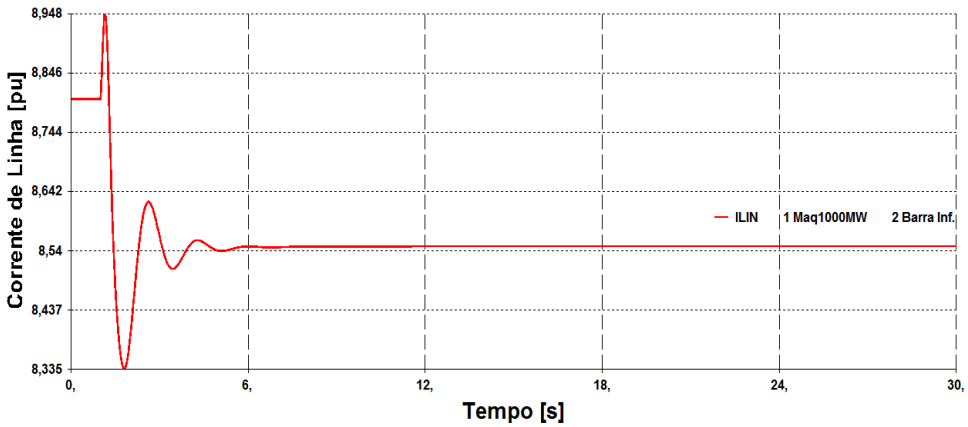


Figura 2.110 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente de Linha no Teste 2.3

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

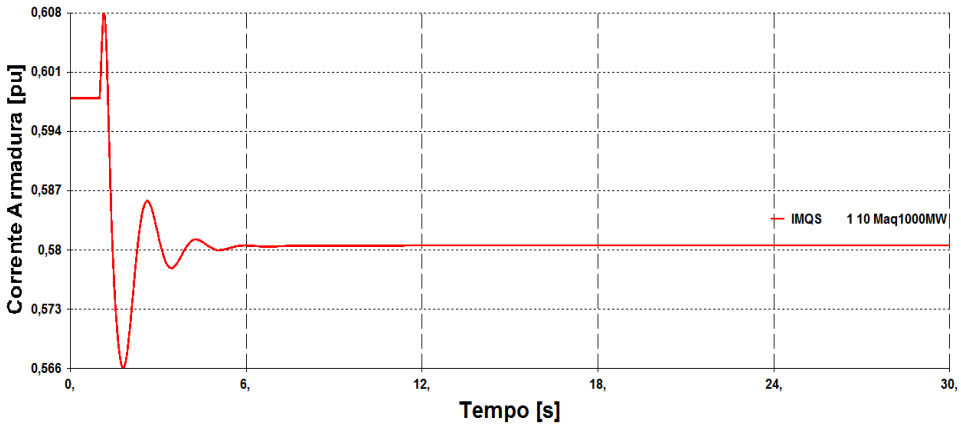


Figura 2.111 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente de Armadura no Teste 2.3

A inspeção da Fig. 2.110 aponta que a tensão terminal da máquina mais elevada proporciona redução na corrente de linha e, por causa disso, as perdas ativa e reativa da rede diminuem (redução de aproximadamente 26 MW e 44 Mvar que são evidenciadas nas Figs. 2.107 e 2.109).

O ângulo da máquina em regime estacionário dado por (2.27) é comprovado pela análise da Fig. 2.112.

$$E_q\angle\delta = 1{,}03\angle 58{,}76° + j0{,}681(0{,}58\angle 58{,}84°)$$

$$E_q\angle\delta = 1{,}10\angle 79{,}75° \rightarrow \delta = 79{,}75°$$

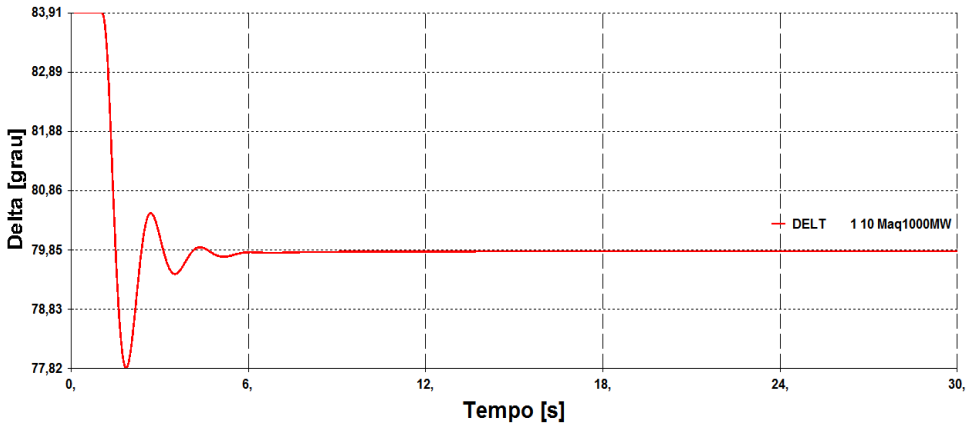


Figura 2.112 – Resposta Dinâmica da Variável Ângulo de Carga δ no Teste 2.3

A corrente e a tensão em coordenadas de Park calculadas por (2.42) e (2.43) são confirmadas através da observação das Figs. 2.113 a 2.116.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen79{,}75° & -cos79{,}75° \\ cos79{,}75° & sen79{,}75° \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}300 \\ 0{,}500 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}206 \\ 0{,}545 \end{bmatrix} pu$$

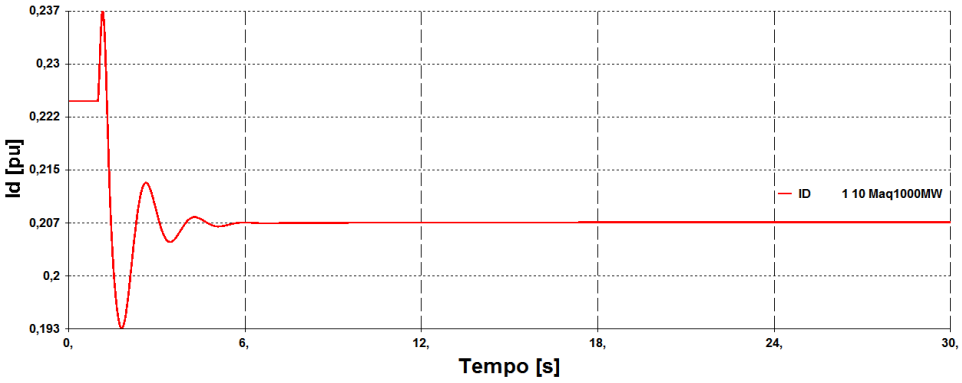


Figura 2.113 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_d no Teste 2.3

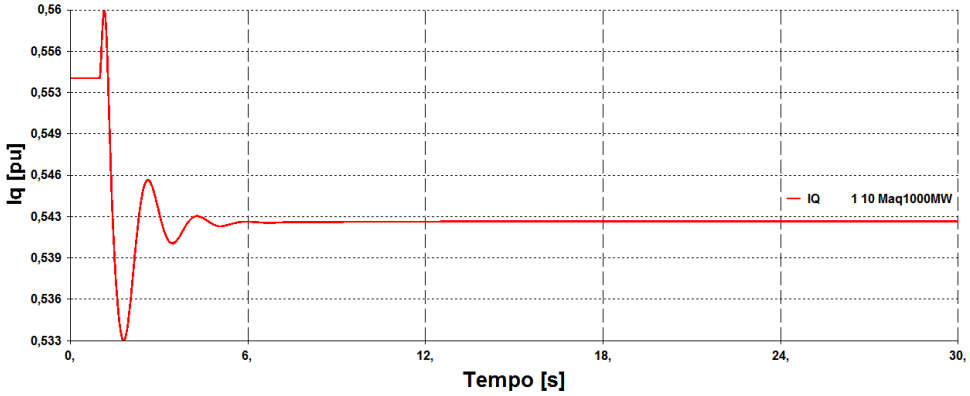


Figura 2.114 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_q no Teste 2.3

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen79{,}75° & -cos79{,}75° \\ cos79{,}75° & sen79{,}75° \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}534 \\ 0{,}881 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}369 \\ 0{,}962 \end{bmatrix} pu$$

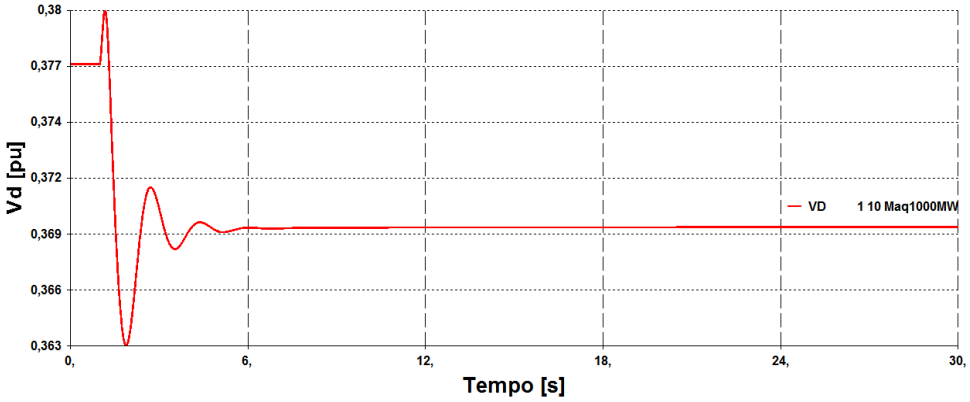


Figura 2.115 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_d no Teste 2.3

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

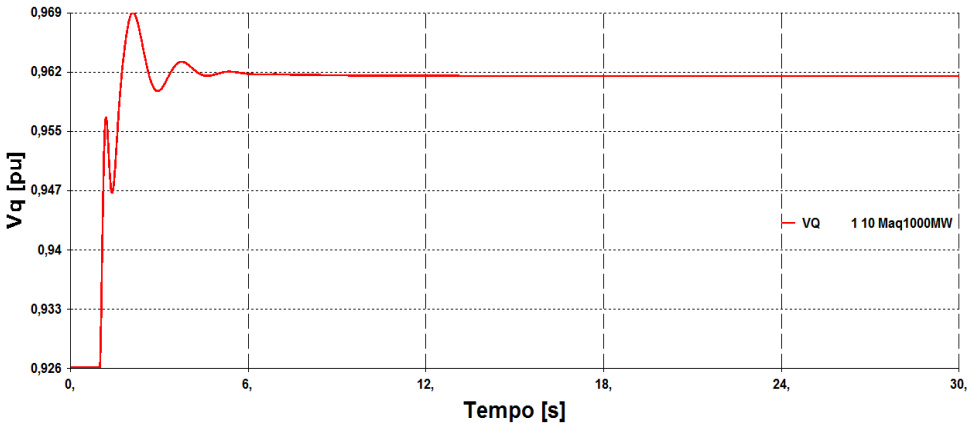


Figura 2.116 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_q no Teste 2.3

Os valores das tensões subtransitórias da máquina são definidas através de (2.44), (2.45) e (2.46), e esses cálculos são corroborados pelas simulações mostradas em Figs. 2.117 a 2.119.

$$E_d'' = 0{,}369 - 0{,}288.0{,}545 = 0{,}213\ pu$$

$$E_q'' = 0{,}962 + 0{,}288.0{,}206 = 1{,}021\ pu$$

$$E'' = 1{,}043\angle 78{,}22°\ pu$$

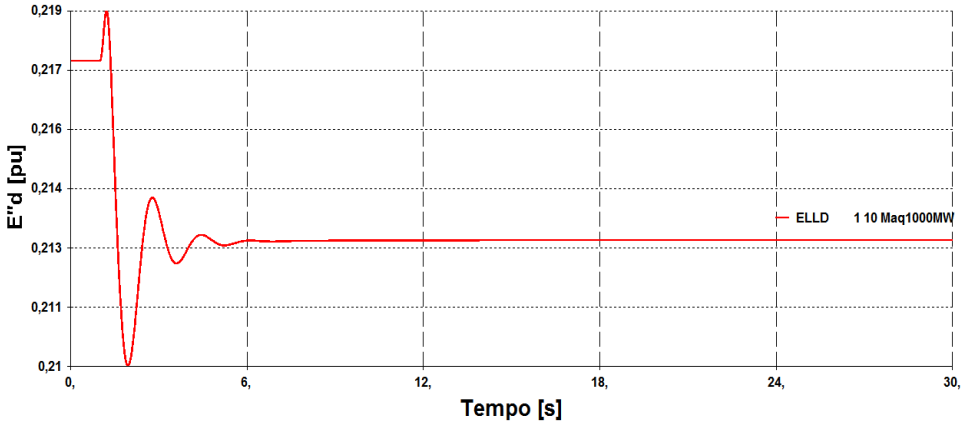


Figura 2.117 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_d'' no Teste 2.3

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

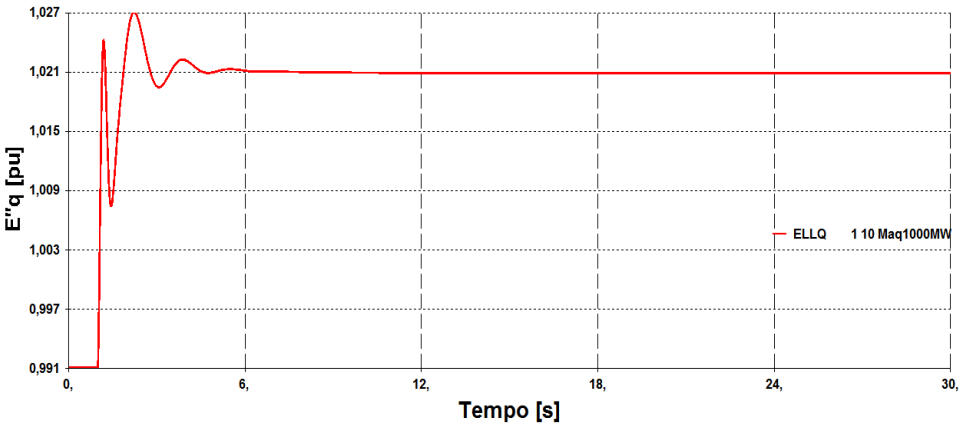


Figura 2.118 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_q'' no Teste 2.3

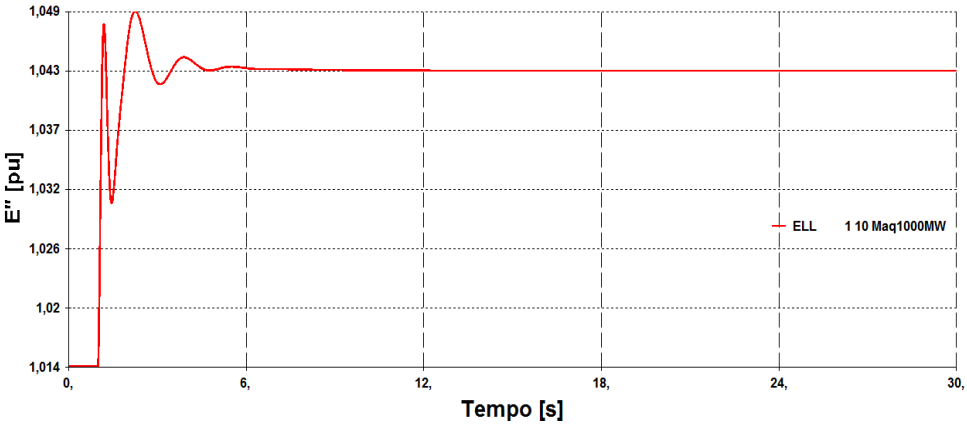


Figura 2.119 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão E'' no Teste 2.3

As tensões em equilíbrio E_q' e E_{fd} são estipuladas através de (2.29) e (2.30), e suas trajetórias dinâmicas mostradas nas Figs. 2.120 e 2.121.

$$E_q' = 1{,}021 \ + (0{,}35 - 0{,}288)0{,}206 = 1{,}034\ pu$$

$$E_{fd} = -\frac{1{,}138 - 0{,}35}{0{,}35 - 0{,}158}1{,}021 \ + \frac{1{,}138 - 0{,}158}{0{,}35 - 0{,}158}1{,}034 + \frac{(1{,}138 - 0{,}35)(0{,}288 - 0{,}158)}{0{,}35 - 0{,}158}0{,}206$$
$$+ 0{,}013e^{7{,}92(1{,}034 - 0{,}8)} = 1{,}281\ pu$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

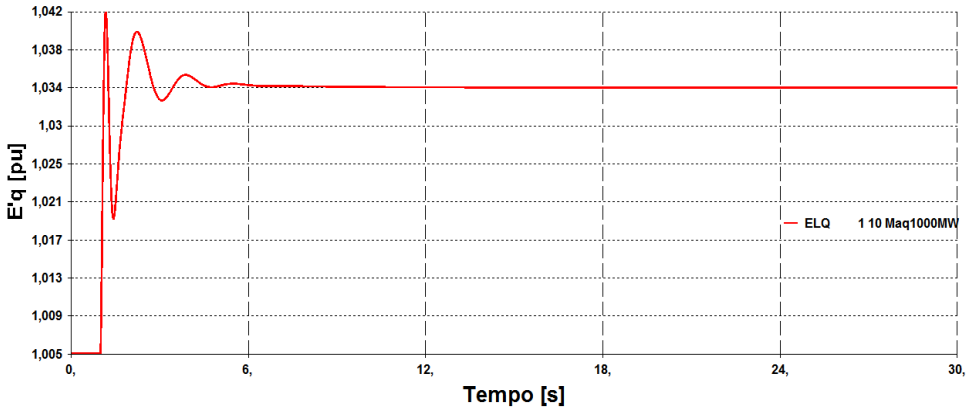


Figura 2.120 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_q' no Teste 2.3

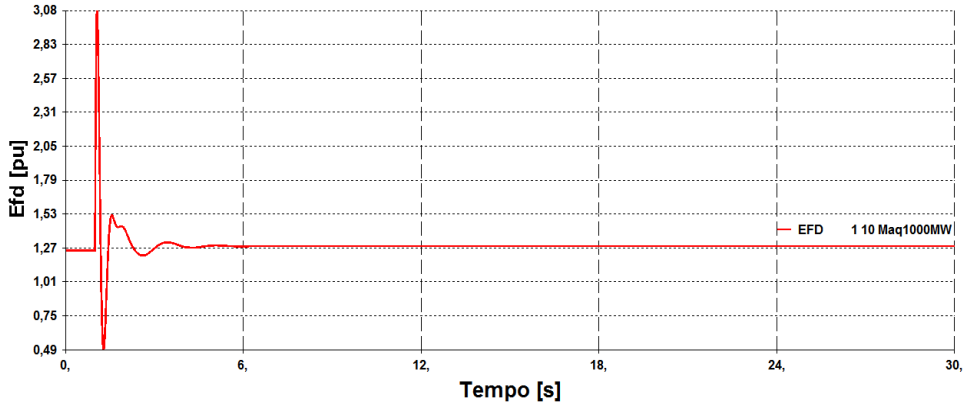


Figura 2.121 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_{fd} no Teste 2.3

Na Fig. 2.122 verifica-se que Q_{ele} aumentou para o novo valor de V_t, isto é, o ponto de fronteira da curva VQ foi ultrapassado (ponto de operação final no lado direito da curva VQ), e evidencia-se que E_{fd} também aumentou mostrando relação direta entre essas variáveis de controle da máquina (lado direito da curva VE_{fd}). Ou seja, os pontos de fronteira das curvas dos geradores não representam o limite de estabilidade de tensão como é definido no critério de estabilidade referente ao método da curva VQ [1].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

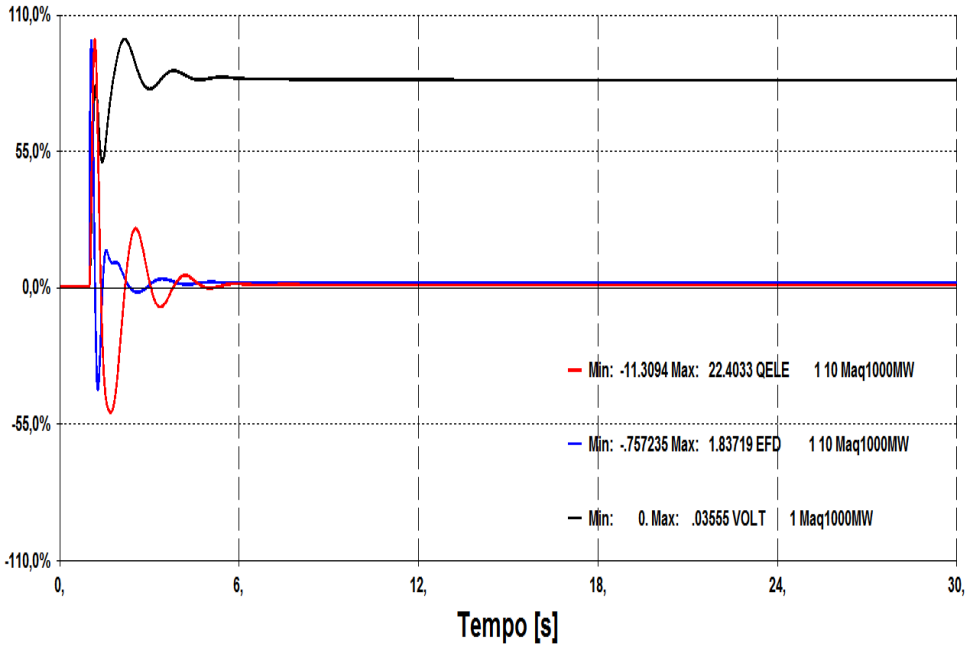


Figura 2.122 – Variação das Grandezas V_t, E_{fd} e Q_{ele} no Teste 2.3

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.4.3.4
Conclusão Testes N°2

Os testes considerando resistência na linha de transmissão apresentam perdas inadmissíveis para a operação usual, contudo o estudo nessa seção tem caráter apenas didático.

A análise estática dos sistemas atesta que, para todos os ensaios realizados, a tensão terminal mais elevada reduziu as perdas ativa e reativa da rede. Por outro lado, as simulações dinâmicas revelaram resultados distintos e importantes quando se analisa o comportamento das variáveis V_t, Q_{ele} e E_{fd}.

O "Teste 2.2" (sistema com a resistência da linha igual a 6% e aumento da tensão terminal em 1%) indica que a tensão maior provoca um aumento na potência reativa absorvida pela máquina. Isso mostra que as variáveis apresentam relação inversa, sendo o fato explicado pela operação do gerador no lado esquerdo da curva VQ. Por outro lado, na Fig. 2.99 verifica-se que a tensão de campo da máquina aumenta para o novo valor de tensão terminal indicando relação direta entre as variáveis de controle da máquina (isto é, gerador operando no lado direito da curva VE_{fd}).

Essa diferença entre as regiões de operação do gerador na curva VQ (lado esquerdo) e na curva VE_{fd} (lado direito) aparece devido aos pontos de fronteira das curvas ocorrerem para diferentes valores de tensão terminal. Na realidade, o ponto de fronteira da curva VE_{fd} ocorre para um valor de tensão terminal menor quando comparado com a fronteira da curva VQ. Assim, prova-se que as curvas não são coincidentes em relação a variável tensão terminal e que há uma região (entre os pontos de fronteira das curvas) onde as variáveis em análise apresentam informações contrárias (uma curva indica relação direta entre as variáveis e a outra curva relação inversa).

No "Teste 2.3" (sistema com a resistência da linha igual a 6% e aumento da tensão terminal em 3%), a tensão mais alta leva à redução da potência reativa absorvida pela máquina e isso significa que, agora, as variáveis tensão e potência reativa tem relação direta indicando que o gerador encontra-se do lado direito da curva VQ. Portanto, a ação para o aumento da tensão terminal em 3% fez o gerador ultrapassar o ponto de fronteira da curva VQ.

Resumindo, os testes N° 1 e N° 2 indicam que existem três resultados possíveis do ponto de vista das variáveis V_t, E_{fd} e Q_{ele}:

a) "Teste 1.2" (máquina despachando 1.000 MW e aumento de 1% em V_{ref}) → gerador operando no lado esquerdo das curvas VQ e VE_{fd},

b) "Teste 2.2" (resistência da linha de 6% e aumento de 1% em V_{ref}) → gerador operando no lado esquerdo da curva VQ e no lado direito da curva VE_{fd},

c) "Teste 2.3" (resistência de 6% e aumento de 3% em V_{ref}) → gerador operando no lado direito das curvas VQ e VE_{fd}.

Visto isso, as simulações indicam que o controle do gerador tem o comportamento adequado independente da região de operação das curvas VQ e VE_{fd}, que a relação entre as variáveis de controle do gerador (V_t e E_{fd}) não pode ser estabelecida apenas pela análise das curvas VQ estática e/ou dinâmica da máquina, e que a operação próxima aos pontos de fronteira das curvas VQ e VE_{fd} ou a ultrapassagem desses pontos de fronteira não representam problema para o controle. Isto é, os pontos de fronteira das curvas dos geradores não representam o limite de estabilidade de tensão como é definido no critério de estabilidade referente ao método da curva VQ [1].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.4.4
Variação da Inércia do Sistema Conectado (Testes N° 3)

No sistema-teste "máquina *versus* barra infinita" a Barra 2 representa um sistema de grande porte e, nestes casos, o ''grande sistema'' é costumeiramente representado por uma barra de referência associado a um modelo de máquina clássico.

Essa barra infinita corresponde ao modelo de um sistema cujo porte é tão maior quando comparado com a máquina sob estudo que se justifica adotar a hipótese de que ela pode ser representada por uma barra cuja frequência e tensão permanecem substancialmente constantes (independentemente da potência que o sistema gera ou absorve ou das perturbações aplicadas).

O estudo de estabilidade também pode envolver o comportamento do gerador conectado, através de um sistema de transmissão, a um sistema de pequeno porte (este sistema é considerado pequeno quando comparado à barra infinita). Para tanto, esse "pequeno sistema" pode ser representado por uma barra de geração (barra PV) associada a um modelo de máquina com inércia finita.

No sistema-teste proposto "Máquina *versus* Sistema de Pequeno Porte", considera-se que a inércia da máquina equivalente ao pequeno sistema (Barra 2) corresponde a três vezes e meia a inércia da máquina conectada à Barra 1 (isto é, o sistema pequeno é composto por 3,5 vezes o número de unidades geradoras da usina chamada "Maq1000MW" conectada à Barra 1). E, fora isso, adotam-se os demais dados de rede, de máquina e de controles do sistema-teste "Máquina *versus* Barra Infinita" com modelo de máquina de polos salientes (semelhante ao "Teste 1.1" e "Teste 1.2").

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.4.4.1

Sistema "Máquina *versus* Sistema de Pequeno Porte" com Modelo de Máquina de Polos Saliente e Geração de 500 MW (Teste 3.1)

Esse primeiro teste ("Teste 3.1") tem as mesmas características do "Teste 1.1", ou seja, máquina despachando 500 MW, resistência da linha nula e evento que consiste no aumento de 1% em V_{ref}. Na Fig. 2.123 mostra-se a resposta dinâmica das variáveis da máquina V_t, E_{fd} e Q_{ele} considerando o evento descrito acima.

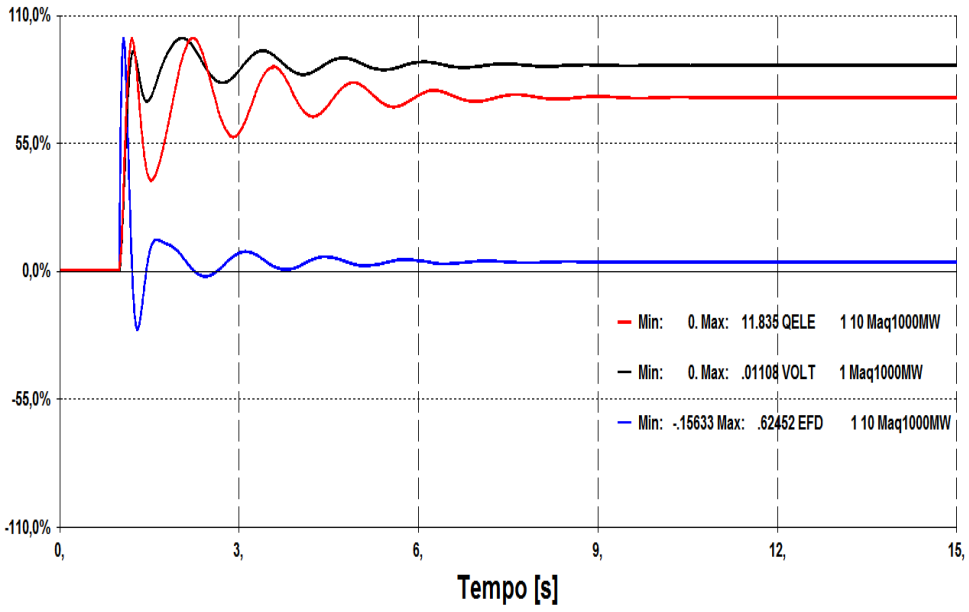


Figura 2.123 - Variação das Grandezas V_t, E_{fd} e Q_{ele} no Teste 3.1

Quando se compara a resposta do "Teste 1.1" (Fig. 2.35) com o "Teste 3.1" (Fig. 2.123), verifica-se que o teste da máquina conectada ao sistema de pequeno porte é menos amortecido, porém os testes apresentam resultados qualitativamente iguais.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.4.4.2

Sistema "Máquina *versus* Sistema de Pequeno Porte" com Modelo de Máquina de Polos Saliente e Geração de 1.000 MW (Teste 3.2)

O segundo teste ("Teste 3.2") tem características semelhantes ao "Teste 1.2", ou seja, máquina despachando 1.000 MW, resistência da linha nula e evento que consiste no aumento de 1% em V_{ref}. As trajetórias dinâmicas das variáveis V_t, E_{fd} e Q_{ele} são mostradas na Fig. 2.124.

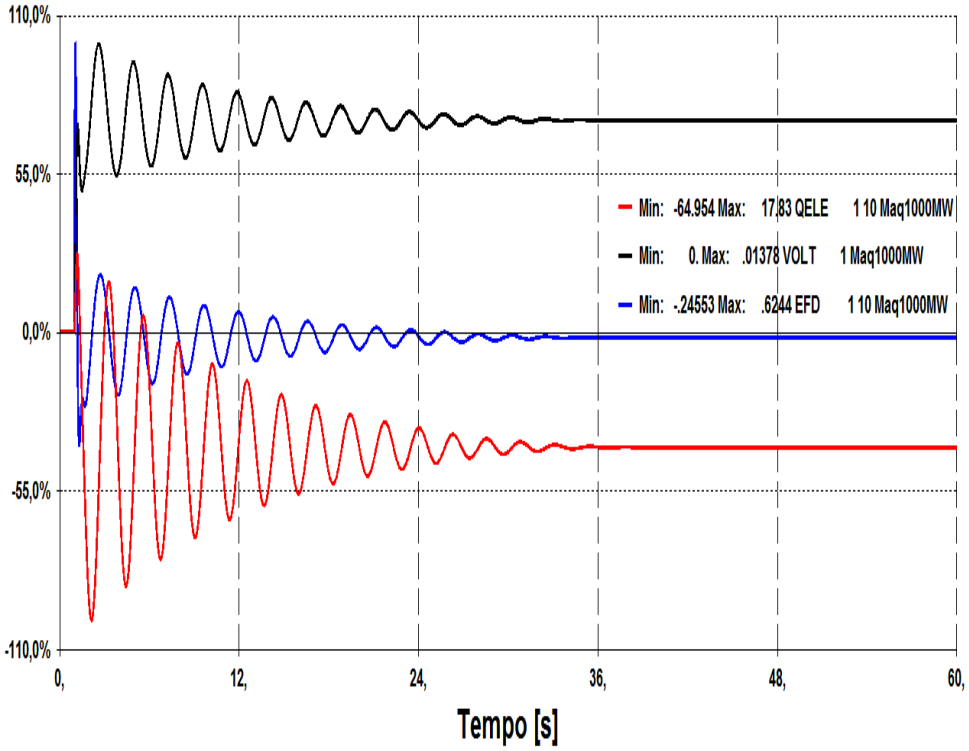


Figura 2.124 - Variação das Grandezas V_t, E_{fd} e Q_{ele} no Teste 3.2

A comparação entre as respostas do "Teste 1.2" (Fig. 2.55) e "Teste 3.2" (Fig. 2.124) indica que o teste da máquina conectada ao sistema de pequeno porte é muito menos amortecido. A acomodação das variáveis no "Teste 3.2" leva aproximadamente 40 segundos, enquanto que, no "Teste 1.2", demora menos de 12 segundos. Ademais, os testes revelam resultados qualitativamente iguais e pequenas diferenças nos valores finais das variáveis.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

As trajetórias dinâmicas da tensão (Fig. 2.125) e da frequência (Fig. 2.126) da Barra 2, como esperado, variam representando o comportamento de um sistema de pequeno porte face a um evento.

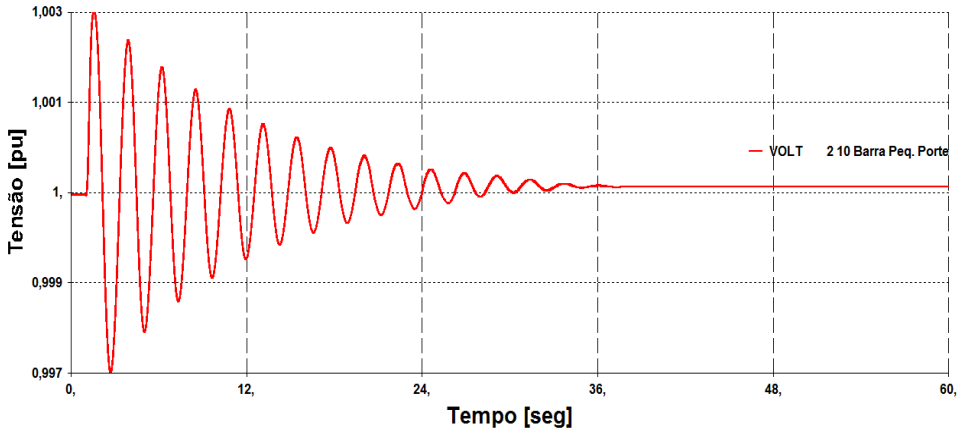


Figura 2.125 - Tensão da Barra 2 com Carga de 1.000 MW

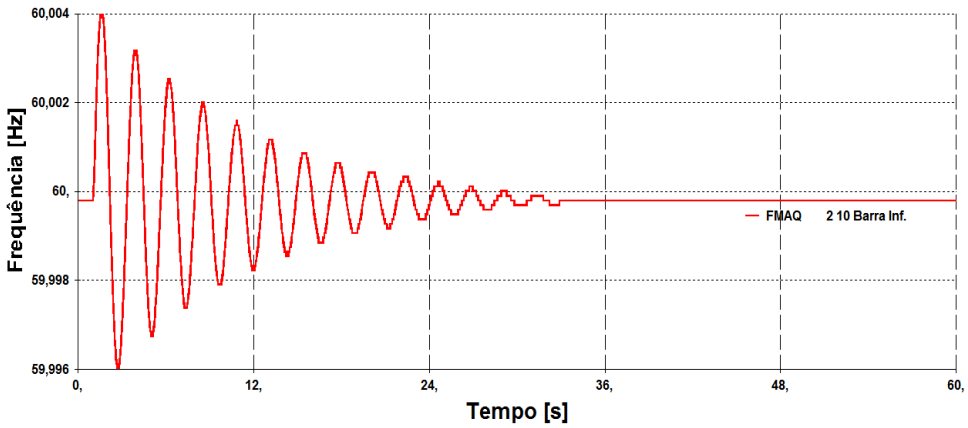


Figura 2.126 - Frequência da Barra 2 com Carga de 1.000 MW

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.4.4.3
Conclusão Testes N°3

As simulações do gerador conectado ao sistema de pequeno porte têm os resultados, qualitativamente, iguais aos resultados encontrados para o mesmo gerador ligado ao sistema de grande porte, ou seja, o controle responde de forma esperada independente da região de operação.

Do ponto de vista estacionário, os valores das variáveis da máquina conectada ao sistema de pequeno e grande porte apresentam pequenas diferenças. Essas diferenças são justificadas pela inclusão da nova máquina, que representa o sistema de pequeno porte, pois, com isso, o novo controle associado a essa nova máquina proporciona um novo valor de erro estacionário.

A análise dinâmica das simulações com o sistema de pequeno porte constata que a inércia menor do sistema (comparado à barra infinita) resulta em maior aceleração da máquina e, por conseguinte, na necessidade de um tempo maior para acomodação das variáveis da máquina. Além disso, como esperado, a tensão e a frequência da Barra 2 variam representando o comportamento do sistema de pequeno porte face a um evento.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.5
Estudo de Caso

Essa seção tem a finalidade de analisar as condições pré-colapso do sistema S/SE/CO do Brasil em 24 de abril de 1997 e determinar a influência de geradores síncronos operando com relação inversa entre suas variáveis de controle no ajuste de tensão do sistema.

Esse blecaute teve como características o fato das unidades geradoras de Itaipu 60 Hz estarem operando com relação inversa entre V e Q, e de não ter registro de perturbação no sistema. Desta maneira, o possível efeito deletério da ação de controle por Itaipu 60 Hz foi apontado em [14] e [18] como uma das causas do blecaute. Nestes trabalhos, considerou-se a hipótese de que esse tipo de colapso, caracterizado por afundamento de tensão, poderia ter o nível de tensão do sistema agravado devido à relação inversa das variáveis conforme o critério de estabilidade a pequenas perturbações. Um evento com características similares ocorreu no dia posterior, 25 de abril de 1997[12].

Ademais, podem-se validar, através desse caso real do sistema brasileiro, os resultados e conclusões encontrados para o sistema-teste fictício com duas barras estudado nas seções anteriores.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

[12] Os eventos similares que ocorreram nos dias 24 e 25 de abril de 1997 no sistema S/SE/CO foram revestidos de condições inéditas no país, particularmente no que se refere ao comportamento da tensão, e fomentaram a criação de uma força tarefa que envolveu profissionais do setor elétrico e da academia em 1997. Na época, não foi possível simular o evento no domínio do tempo porque os programas computacionais utilizados para análise em regime permanente apresentavam problemas de convergência para pontos de operação próximo do blecaute. Este relato foi dado pelo professor Jardim (co-orientador desta tese) que participou da força tarefa e, na época, ocupava o cargo de chefe da divisão de estudos elétricos de Furnas Centrais Elétricas S.A..

2.5.1
Descrição do Blecaute de 24 de Abril de 1997

O esgotamento dos recursos de controle de tensão do sistema Sudeste, notadamente na área São Paulo, tornou-se evidente às 18h15 diante da impossibilidade de manter a tensão na Subestação Conversora CC/CA de Ibiúna em 345 kV. Neste instante, o compensador síncrono nº 3 atingiu o seu limite superior de excitação de campo e a tensão controlada num valor de 331 kV (95,9%). Ocorreram, então, as atuações dos bloqueios por subtensão dos centros da alimentação de cargas essenciais da subestação e a interrupção de CA dos serviços auxiliares seguida da perda do compensador [34], [35].

O sistema encontrava-se operando com indisponibilidade de equipamentos para suporte de potência reativa na área São Paulo, isto é, sem o compensador síncrono n° 2 de Ibiúna (300 Mvar), um banco de capacitores de 200 Mvar em Tijuco Preto e 208 Mvar de capacitores no sistema de transmissão da ELETROPAULO. Inúmeras medidas operativas foram tomadas até às 18h00, seguindo procedimentos e práticas adotadas nos dias anteriores, como por exemplo: o desligamento de reatores manobráveis, a elevação das tensões nas usinas, o aumento do despacho das usinas Henry Borden e Santa Cruz, e a retirada da usina de Itaipu do Controle Automático de Geração (evitando, assim, a sua participação na ponta de carga com consequente comprometimento da tensão no tronco de 765 kV). Não obstante estas ações, as tensões em alguns barramentos da área São Paulo e Minas Gerais se apresentavam, nesta ocasião, abaixo de suas faixas operativas e os compensadores síncronos de Embu-Guaçu e Santo Ângelo operavam próximos de seus limites de sobre-excitação [34].

Por volta de 18h15, a linha de transmissão Campinas-Guarulhos em 345 kV foi desligada para eliminação de sobrecarga nos transformadores 3x150 MVA 345/138 kV em Campinas, conforme previsto nas Instruções de Operação (IO). Com o esgotamento dos recursos para o controle das tensões frente a um processo de crescimento continuado da carga, a operação do sistema buscou ainda remanejar a geração de Itaipu em 150 MW (reduzindo o despacho no lado de 60 Hz e aumentando no de 50 Hz) visando manter a tensão em Ivaiporã. Porém, o desligamento do compensador síncrono n° 3 de Ibiúna agravou as condições de tensão e provocou, logo em seguida, aproximadamente às 18h21, o bloqueio dos

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

polos 3 e 4 do elo CC (Bipolo 2), e o desligamento dos demais compensadores síncronos em Ibiúna (n° 1 e n° 4). A perda de 3.000 MW de geração de potência ativa e de 900 Mvar de potência reativa levaram a um estado operativo com subfrequência e subtensão. Então, aconteceram desligamentos de filtros nas subestações de Ibiúna e Foz do Iguaçu, e diversos outros desligamentos de elementos de 60 Hz. Às 18h45, após o desligamento de vários elementos do sistema, teve início uma nova série de desligamentos de conversores no elo CC, culminando com o desligamento total do mesmo. Este fato associado à perda da usina de Angra (por subfrequência) e de outras unidades geradoras provocou uma subfrequência ainda mais acentuada no sistema interligado de 60 Hz. Assim, foram realizados desligamentos manuais e automáticos de carga afetando as regiões Sudeste, Sul e Centro-Oeste com corte de cerca de 7.600 MW (valor que corresponde a 19% da carga dessas regiões). A recomposição total do sistema foi realizada em cerca de 1 hora e 15 minutos [34], [35].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.5.2
Estudo de Caso – Sistema S/SE/CO às 18h00 em 24 de Abril de 1997

Esse caso corresponde à condição do sistema S/SE/CO alguns minutos antes do blecaute de 24 de abril e é utilizado para determinar se o gerador, operando na região com relação inversa entre suas variáveis de controle, apresenta efeito deletério para o controle de tensão do sistema. Fora isto, pretende-se, através desse sistema real, com representação de 1.758 barras (Tab. 2.3), validar as conclusões encontradas para o sistema simples de duas barras estudado.

Tabela 2.3 - Dados do Sistema S/SE/CO às 18h de Abril de 1997

ELEMENTO	QUANTIDADE
Áreas	23
Barras	1.758
Circuitos (LTs e Trafos)	2.507
Geradores e Compensadores Síncronos[13]	169 (96 modelados)
Transformadores / LTCs	692 / 205
Shunt de Barra (CER, Capacitores e Reatores)	309 (2 compensadores estáticos modelados)
Carga Ativa Total	29.585,0 MW
Carga Reativa Total	13.157,9 Mvar

[13] Os dados de máquinas/controles utilizados nas simulações dinâmicas foram obtidos do banco de dados do ONS disponível em: <http://www.ons.org.br/avaliacao_condicao/casos_eletromecanicos.aspx>.

A modelagem de carga adotada corresponde à representação de carga utilizada nos estudos desenvolvidos pelo Operador Nacional do Sistema Elétrico (ONS) no ano de 2015[14]. Os dados de operação da Usina de Itaipu 60 Hz (Barra 1107) são apresentados na Fig. 2.127.

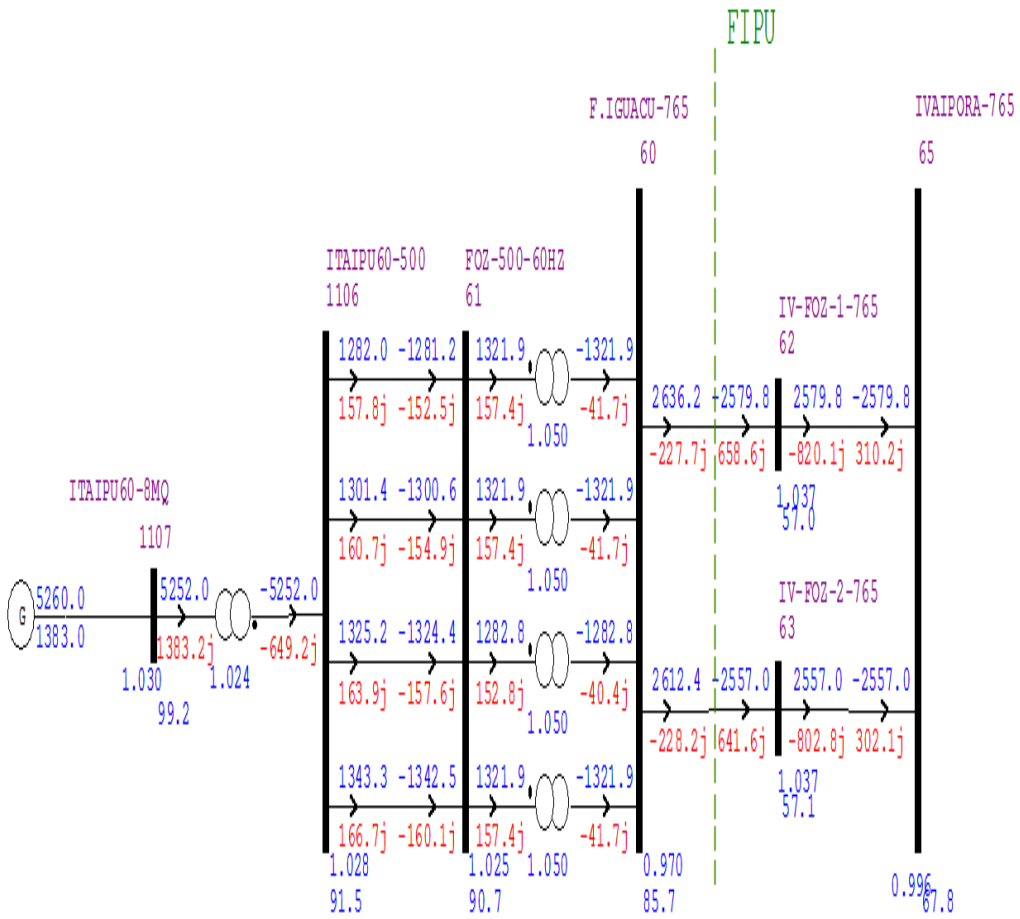


Figura 2.127 - Dados do Despacho de Itaipu 60 Hz

O evento simulado no programa Anatem consiste no aumento de 0,5% na tensão de referência de Itaipu 60 Hz ($V_{1107}^{inicial} = 1{,}030\ pu$ e $V_{1107}^{final} = 1{,}035\ pu$). Na Fig. 2.128 apresenta-se a resposta dinâmica das variáveis da máquina equivalente de Itaipu 60 Hz.

[14] Os modelos de carga usados nas simulações dinâmicas foram conseguidos na base de dados do ONS disponível em: <http://www.ons.org.br/avaliacao_condicao/casos_eletromecanicos.aspx>.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

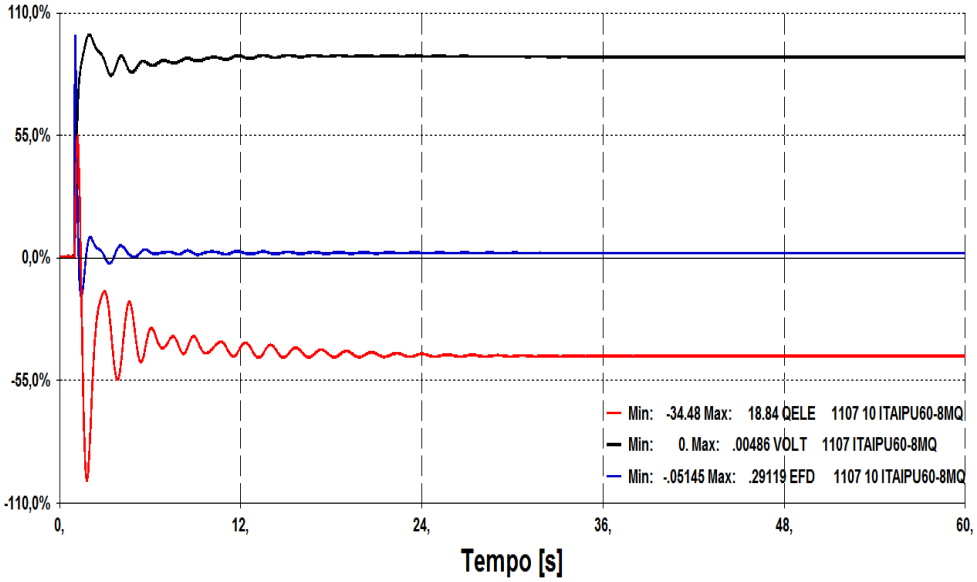


Figura 2.128 - Variações em V_t, E_{fd} e Q_{ele} no Aumento de 0,5% em V_{ref} de Itaipu 60 Hz

O aumento de V_t ocasionou uma redução em Q_{ele} (pontos com $V_t = 1{,}030\ pu$ e $V_t = 1{,}035\ pu$ pertencem ao lado esquerdo da curva VQ da Fig. 2.129) e um aumento em E_{fd} (gerador no lado direito da curva VE_{fd}). Isso indica que, no blecaute de 24 de abril, as unidades geradoras de Itaipu estavam operando na região entre os pontos de fronteira das curvas VQ e VE_{fd} e, portanto, mais uma vez, prova-se que a curva VQ não pode ser utilizada para identificar a relação entre as variáveis de controle da máquina.

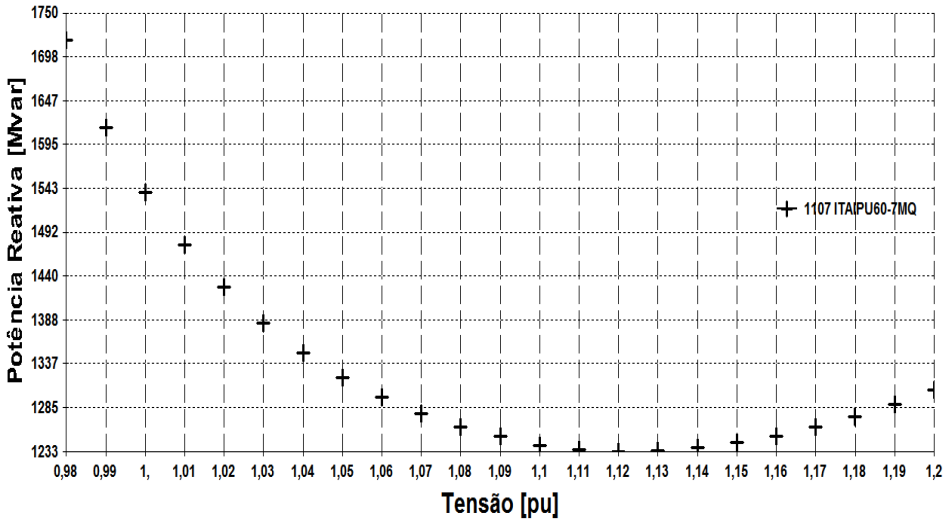


Figura 2.129 - Curva VQ Estática de Itaipu 60Hz

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Outro teste foi realizado considerando mudança no despacho de Itaipu 60 Hz. Agora, Itaipu está gerando 5.450 MW e opera com tensão terminal de 0,995 pu. A simulação no domínio do tempo para o aumento de 1,0% na tensão de referência de Itaipu é dada na Fig. 2.130.

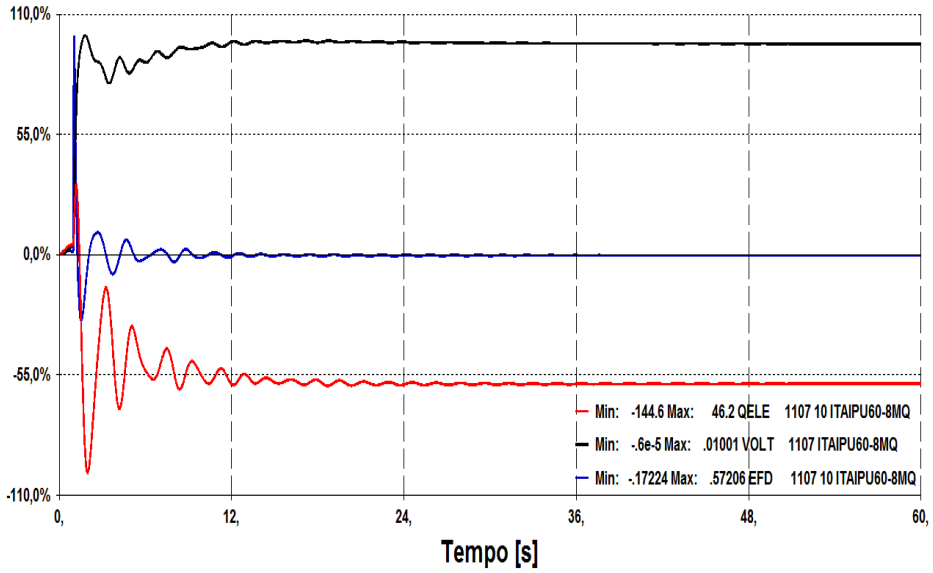


Figura 2.130 - Respostas Dinâmicas com Itaipu Gerando 5.450 MW e Aumento de 1% em V_{ref}

O aumento de V_t ocasionou redução em Q_{ele} e E_{fd} ($E_{fd}^{inicial} = 1{,}989\ pu$ e $E_{fd}^{final} = 1{,}985\ pu$), ou seja, o gerador encontra-se no lado esquerdo das curvas VQ e VE_{fd}, e, conforme esperado, o controle responde de forma correta sem resultar em tensões excessivamente baixas para a operação normal do sistema.

Nesse estudo de caso do sistema elétrico brasileiro, os dados de máquinas e os controles foram obtidos do banco de dados do ONS, e, portanto, são mais realistas. O sistema "máquina *versus* barra infinita", no qual a máquina foi equipada com um regulador de primeira ordem com erro de controle em regime diferente de zero, teve o objetivo somente de demonstrar o comportamento do controle.

Como exemplo, no evento em análise, aumento de 0,01 pu em V_{ref} de Itaipu 60 Hz, o RAT da usina apresenta um erro em regime estacionário da ordem de 0,0004 pu (Fig. 2.131).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

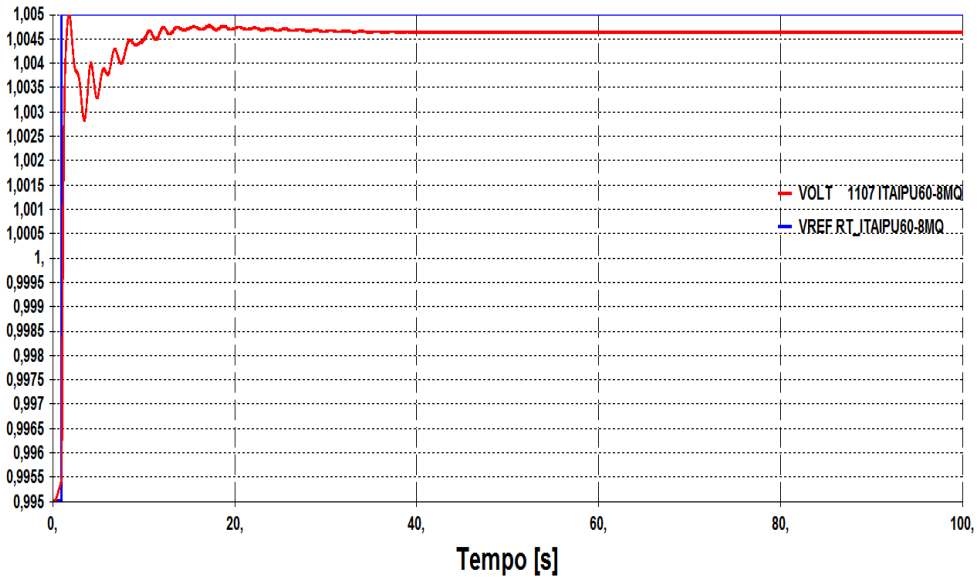


Figura 2.131 – Erro em Regime Estacionário do RAT de Itaipu 60 Hz

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2.5.3
Conclusão do Estudo de Caso

As simulações no domínio do tempo realizadas no sistema S/SE/CO de abril de 1997 apontam que casos de colapso (caracterizados por afundamento de tensão) não podem ter o nível de tensão agravado devido à relação inversa das variáveis de controle dos geradores. Isto porque o comportamento do controle é adequado independente da região de operação (esse resultado não é intuitivo para a operação na região anormal das curvas VxQ, E_{fd}).

2.6
Conclusão

Os testes realizados neste capítulo indicam que os critérios para análise de estabilidade de tensão a pequenas perturbações [1], de estabilidade referente ao método da curva VQ [1] e da matriz [VCS] [3] não devem ser aplicados a barras com tensão controlada por geradores síncronos (compostos por máquinas de polos salientes ou rotor liso), pois:

- a operação com essa(s) barra(s) apresentando relação inversa entre VxQ, E_{fd} pode ser assintoticamente estável e o RAT pode responder de forma adequada (caso haja capacidade suficiente para o controle de tensão), e
- os pontos de fronteira das curvas VxQ, E_{fd} não representam o limite de estabilidade de tensão (visto que, o controle não apresenta problemas em ultrapassá-los).

No Apêndice C investiga-se a existência da ação deletéria dos compensadores síncronos no controle de tensão do sistema e as conclusões encontradas para esses dispositivos são semelhantes às citadas acima. Isto indica que o controle das máquinas síncronas (geradores e compensadores síncronos) responde de forma adequada independente da relação entre suas variáveis de controle.

Os resultados encontrados neste capítulo também mostram que o controle responde de forma correta independente do modelo de carga adotado no sistema. Esta afirmação baseia-se no fato do controle apresentar comportamento adequado nas duas regiões de operação e, por isto, o efeito da ação de controle pelo gerador será sempre adequado independente da variação de potência demandada em função da mudança do perfil de tensão do sistema. Este fato foi confirmado com a simulação de um caso real do sistema elétrico brasileiro onde a carga é modelada por ZIP (isto é, carga modelada com diferentes parcelas de Z - impedância, I - corrente e P - potência constantes).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

3
Análise do Efeito de Limitadores de Sobre-Excitação na Estabilidade do Sistema

3.1
Motivação

Este capítulo tem como objetivo reproduzir o colapso parcial de tensão de 24 de abril de 1997 no sistema S/SE/CO e estudar a influência dos limitadores de sobre-excitação na estabilidade de tensão do sistema, visto que, para este blecaute, constatou-se que o compensador síncrono nº 3 de Ibiúna atingiu o seu limite superior da corrente de campo segundo [6], [34], [35].

Essa análise detalhada da influência dos limitadores é justificada por não haver registro de perturbação no sistema S/SE/CO e por ter sido descartada, no capítulo anterior, a hipótese de efeito deletério da ação de controle de tensão por Itaipu 60 Hz (que operava no lado esquerdo da curva VQ). Além disso, a análise de alguns distúrbios no sistema de transmissão de Itaipu 750 kV realizada em [36] indica que o limitador de sobre-excitação, atuando sob condições de alto carregamento, pode contribuir para o colapso de tensão no sistema.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

3.2
O Fenômeno do Colapso de Tensão devido à Atuação dos Limitadores de Sobre-Excitação das Máquinas

O risco de colapso de tensão exige que o operador do sistema utilize todos os recursos de geração de potência reativa disponíveis para manutenção dos níveis de tensão do sistema. Este fornecimento de potência causa aumento da corrente no circuito de excitação das máquinas, muitas vezes fazendo-as operar no limite de sua capacidade térmica, ou além, por curtos períodos de tempo. Desta maneira, isto é, considerando um cenário com as máquinas operando próximo do limite, uma contingência na rede poderia causar restrição ao nível adequado de potência reativa fazendo os reguladores de tensão das máquinas entrarem em regime de sobre-excitação [37].

Inicialmente, as máquinas continuariam dando suporte de tensão através de fornecimento de potência reativa em nível superior ao valor de regime contínuo. Entretanto, essa capacidade extra no suporte de potência é limitada no tempo segundo a capacidade de sobrecorrente do enrolamento de campo. Assim, passado um intervalo de tempo pré-definido pelo limitador de sobre-excitação, o sinal de tensão de campo passaria a ser limitado, não sendo mais possível regular adequadamente a tensão terminal das máquinas e dar o suporte apropriado de potência reativa ao sistema, o que pode (ou não) resultar em uma condição de colapso de tensão [37].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

3.3
Regulador Automático de Tensão - RAT

O Regulador Automático de Tensão (do inglês *Automatic Voltage Regulator* - AVR) é um dos componentes do sistema de excitação do gerador. Seu principal objetivo é manter a tensão controlada, que pode ser a terminal do gerador, em um valor especificado.

Além da função de controle de tensão, o regulador realiza as funções de controle e proteção, de forma a garantir que os limites de capacidade da máquina e do sistema de excitação não sejam ultrapassados [37].

A função de controle da tensão desempenhada pelo regulador pode fazer a máquina operar injetando ou absorvendo potência reativa do sistema. Antigamente, o processo de controle era manual onde o operador ajustava o reostato de campo da máquina para realizar o controle da tensão. Atualmente, esse controle é automático, ou seja, por malha fechada [37].

Algumas das funções de proteção do regulador são realizadas por controles que limitam a tensão de excitação garantindo que a capacidade de projeto e operacional da máquina não seja violada. Esses limitadores, obviamente, não substituem o sistema de proteção do gerador (relés de proteção), mas procuram evitar que este, em resposta a uma condição transitória extrema, chegue a atuar desconectando a máquina e comprometendo a estabilidade do sistema [38]. Usualmente, três tipos de limitadores são implementados no sistema de excitação [1]:

- o limitador de subexcitação (do inglês *Underexcitation Limiter* – UEL sendo também conhecido por *Minimum Excitation Limiter* – MEL) que atua para manter uma excitação mínima no gerador prevenindo contra a perda de estabilidade ou o aquecimento da região final do núcleo do estator;
- o limitador de sobre-excitação (do inglês *Overexcitation Limiter* – OXL sendo também chamado de *Maximum Excitation Limiter* – MXL) que tem como objetivo evitar o aquecimento anormal resultante de sobrecorrente sustentada no circuito de campo da máquina ou dos enrolamentos do estator; e

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

- o limitador Volt por Hertz (V/Hz) usado para proteger o gerador e o transformador elevador de um fluxo magnético excessivo (devido à baixa frequência e/ou sobretensão) que resulta em sérios problemas de sobreaquecimento.

Esse tema já foi extensamente abordado em publicações do *Institute of Electrical and Electronical Engineers* – IEEE que recomenda, para os estudos de estabilidade do sistema, a utilização dos modelos de sistemas de excitação, de limitadores de sobre-excitação/sobrefluxo e de limitadores de subexcitação conforme apresentado nas referências [39], [40] e [41].

3.4
Limitadores de Sobre-Excitação

Os limitadores de sobre-excitação tem a finalidade de impedir o aquecimento excessivo nos enrolamentos da máquina, isto é, eles podem ser utilizados tanto na proteção do enrolamento do estator (limitando a corrente de armadura) como também do rotor (limitando a corrente de campo). Na prática, verifica-se a utilização de limitadores de sobrecorrente para a proteção do enrolamento do rotor, enquanto que na armadura utiliza-se frequentemente a proteção pela instalação de relés de sobrecorrente. Claramente, é possível afirmar que a utilização de limitadores oferece uma maior possibilidade para a manutenção da estabilidade de tensão, pois podem evitar a atuação de sistemas de proteção que desconectariam a máquina do sistema. Por isto, ultimamente, tem-se notado maior utilização dos limitadores também para limitação de corrente no estator e, em projetos mais apurados, o uso dos dois dispositivos seletivamente instalados para proteção de corrente no estator, ou seja, o relé de sobrecorrente é temporizado com maior atraso para atuar apenas em caso de falha do limitador [42].

O limitador de sobre-excitação que não permite que o ponto de operação do gerador ultrapasse o limite da capacidade térmica do enrolamento de campo (ou limite da corrente de campo mostrado na Fig. 3.1) também é chamado de Limitador de Corrente de Campo – LCC, segundo [43], [44].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

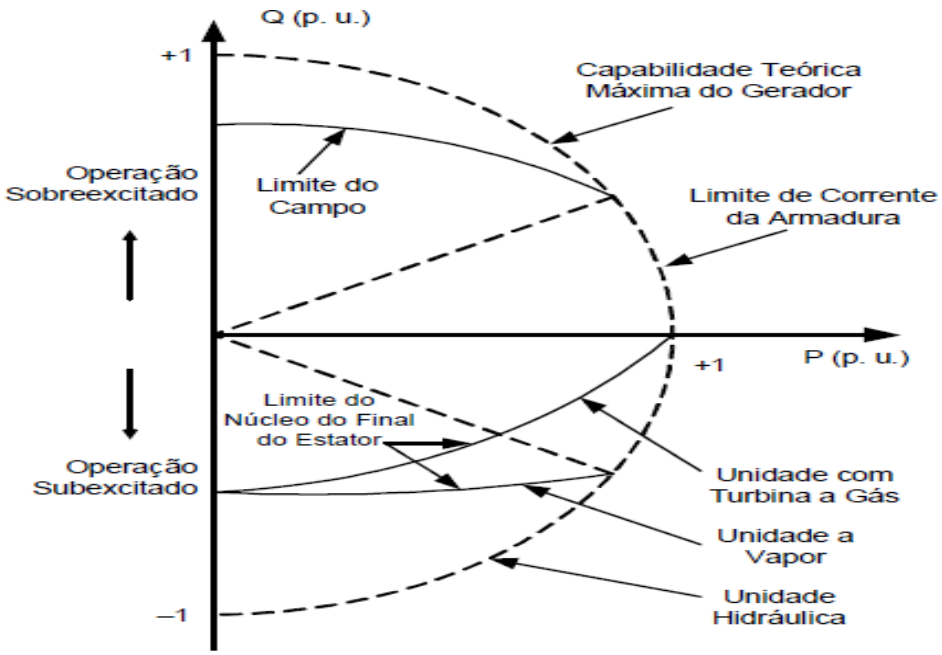


Figura 3.1 – Limites Térmicos Operacionais do Gerador Síncrono [44]

Conforme mencionado, o IEEE abordou esse tema extensamente em [40] onde, de maneira geral, definiu a operação dos limitadores de sobre-excitação em duas categorias: o tipo *takeover* e o tipo soma (*summed*).

3.4.1
Limitador do Tipo *Takeover*

Esses limitadores são também conhecidos como *hard limiters* ou *auctioneering* por assumirem o controle da excitação. Na utilização desse limitador, o sinal de limitação é injetado em um bloco de mínimo valor na saída da malha principal de controle do regulador de tensão. Desta maneira, o sinal de limitação irá sobrepor-se ao sinal de saída da malha principal caso este excursione por valores elevados [40], [42]. Durante a atuação do limitador, o ramo direto de atuação do regulador de tensão geralmente encontra-se em estado de saturação. Assim, devem-se garantir ajustes para que, interrompida a atuação do limitador, o ramo direto de atuação do regulador volte a operar imediatamente, não sendo afetado pelo estado prévio de saturação. Isto deve ser assegurado pela seleção adequada dos parâmetros de limitação na saída do regulador [42].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

3.4.2
Limitador do Tipo Soma

A segunda categoria de limitadores é conhecida como tipo *soft*, porque o sinal de limitação pode ser influenciado por outras entradas (tais como: a tensão de referência, o sinal do estabilizador, ou sinal de outros limitadores) na junção soma da entrada da malha principal de controle do regulador. O desempenho desse limitador depende do seu ganho e dos limites utilizados. Se o ganho do limitador for relativamente grande e os limites forem os mesmos do ramo principal do regulador, esse limitador atuará como se fosse do tipo *takeover*. Caso contrário, a influência das outras entradas no somatório do ramo direto do regulador de tensão será notada [40].

Esses limitadores do tipo soma não exigem sinal de realimentação ou redução de ganho transitório. No entanto, pode ser desejável proporcionar estas características como um meio de estabilização adicional nos modelos [40].

Os limitadores podem ainda ser classificados em duas categorias adicionais, de "tempo definido" e de "tempo inverso". O limitador com característica de tempo definido atua quando a corrente de campo excede um valor de referência fixado para um determinado tempo. Já o limitador com característica de tempo inverso obedece a uma curva de operação que permite a coordenação com a característica da capacidade térmica do enrolamento de campo[15] (Fig. 3.2), ou seja, oferecem um controle mais avançado onde a excitação não é reduzida de forma instantânea [42], [45].

Além disso, os sistemas de excitação que possuem alto valor de tensão de teto podem ter um limitador de corrente adicional que atua instantaneamente limitando a corrente, tipicamente, em 160% do valor da corrente de campo a plena carga [1].

[15] Esta capacidade de sobrecarga do enrolamento de campo obedece normalmente à norma ANSI C50.13-1977.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

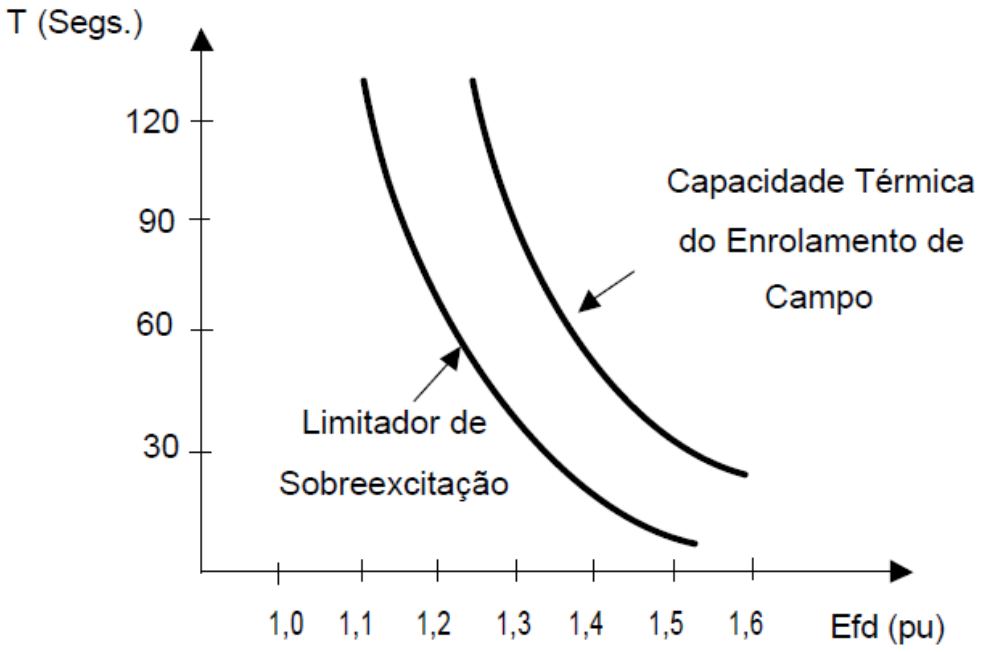


Figura 3.2 – Coordenação do Limitador de Sobre-Excitação com a Capacidade Térmica do Enrolamento de Campo do Gerador [45]

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

3.5
Simulação do Colapso Parcial de Tensão do Sistema S/SE/CO em 24 de Abril de 1997

A simulação computacional desse evento tem como finalidade analisar o efeito do disparo do limitador de sobre-excitação das máquinas de Ibiúna na estabilidade do sistema. Isto porque, conforme descrito no capítulo anterior, esse caso real brasileiro ficou caracterizado por não ter registro de perturbação no sistema e pelo fato do compensador síncrono nº 3 de Ibiúna ter atingido o seu limite superior (ou limite de teto) de corrente de campo.

Para tanto, são realizados dois estudos de casos que diferem pelo tipo de limitador de sobre-excitação implementado no sistema de excitação dos compensadores síncronos de Ibiúna. Um estudo de caso considera o limitador do tipo *takeover* (isto é, utiliza-se o modelo real do sistema de excitação das máquinas de Ibiúna) e, no outro estudo, um modelo de limitador do tipo soma (sendo adotado para as máquinas de Ibiúna o sistema de excitação dos compensadores síncronos de Tijuco Preto). O estudo de caso com o limitador do tipo *takeover* é apresentado na Seção 3.5.1 e o estudo com o limitador do tipo soma é mostrado no Apêndice D. As demais características do sistema de energia são idênticas ao caso apresentado na Seção 2.5.2.

Esses casos possibilitam identificar a causa do evento de 1997 e, de modo suplementar, a existência (ou não) de diferenças no comportamento do sistema devido ao tipo de limitador de sobre-excitação utilizado no sistema de excitação das máquinas de Ibiúna.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

3.5.1
Estudo de Caso com Limitador de Sobre-Excitação do Tipo *Takeover* no Sistema de Excitação das Máquinas de Ibiúna

Este caso utiliza o modelo real do sistema de excitação das máquinas de Ibiúna que possui limitador do tipo *takeover*.

Os diagramas de blocos do sistema de excitação e do limitador de sobre-excitação são apresentados nas Figs. 3.3 e 3.4, respectivamente.

Os valores adotados para os parâmetros do limitador são (em p.u. na base da máquina):

Bloco 43 → $P_1 = 1{,}000$ e $P_2 = -3{,}376$

Bloco 48 → $P_1 = 1{,}000$ e $P_2 = -2{,}329$

Bloco 50 → $T_{se} = 0{,}0167$ e $Zero = 0{,}0000$

Bloco 56 → $A_1 = 999{,}0$ e $A_2 = -999{,}0$

Bloco 57 → $P_1 = 1{,}000$ e $P_2 = -1{,}000$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

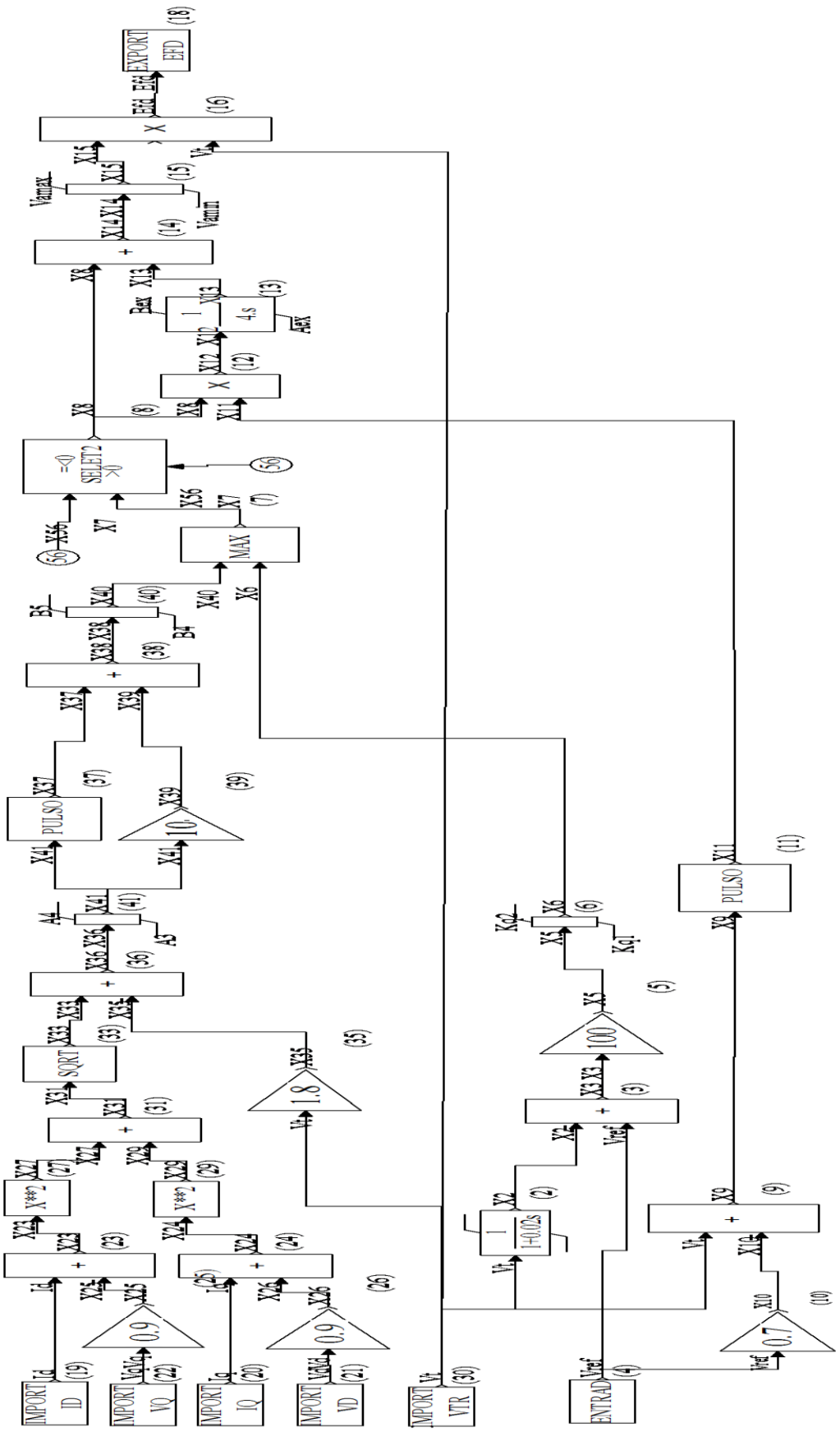


Figura 3.3 – Modelo do Sistema de Excitação das Máquinas de Ibiúna

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

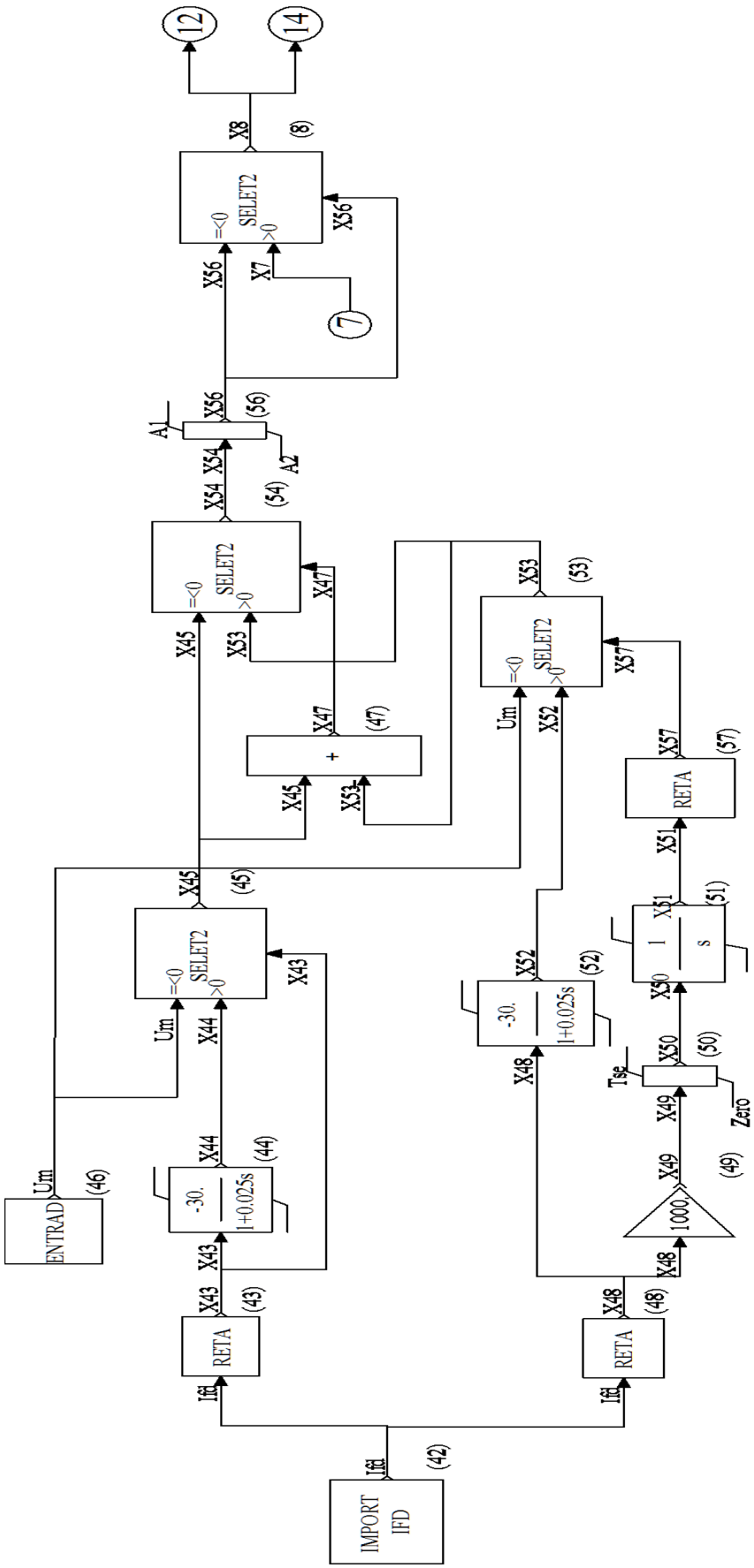


Figura 3.4 – Modelo de Limitador de Sobre-Excitação do Tipo “Takeover”

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

3.5.1.1
Análise do Funcionamento do Limitador de Sobre-Excitação do Tipo *Takeover*

Caso o valor da corrente de campo I_{fd} ultrapasse 2,329 pu (valor máximo da corrente de campo permissível em regime), o Bloco 51 (tipo integrador) atua fazendo uma rampa positiva que parte do valor inicial igual à zero. A saída do integrador alimenta o Bloco 57 (tipo função) que representa uma função do 1° grau (ou reta). A descrição do funcionamento desse bloco é dada na Fig. 3.5 onde o coeficiente angular da reta e o ponto de interseção da reta com o eixo vertical correspondem aos parâmetros P_1 e P_2, respectivamente. Os valores adotados para o Bloco 57 são $P_1 = 1{,}0$ e $P_2 = -1{,}0$, ou seja, o sinal de saída $X_{57}(t)$ equivale a $X_{51}(t) - 1{,}0$.

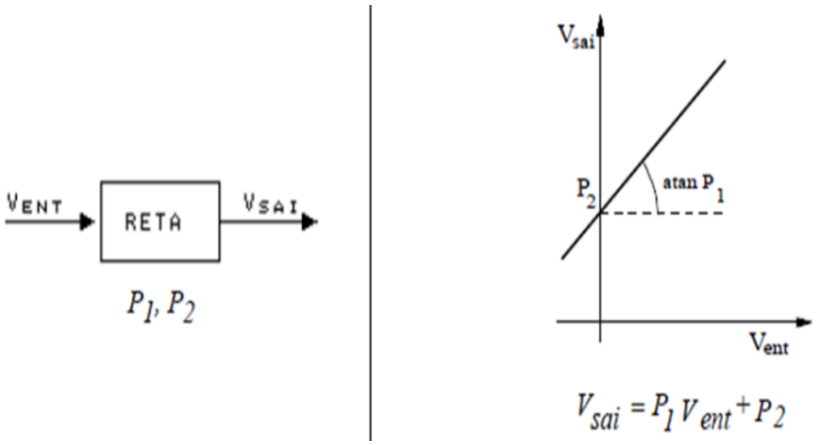


Figura 3.5 – Bloco do Tipo “FUNÇÃO” e Subtipo “RETA” [33]

A saída do Bloco 57 (X_{57}) serve como a entrada V_{ent3} para o Bloco 53 (tipo seletor) que tem a descrição de seu funcionamento dada na Fig. 3.6. As outras entradas do seletor (V_{ent1} e V_{ent2}) correspondem aos sinais Um e X_{52}, nesta ordem. O sinal da saída do Bloco 53 (X_{53}) fica igual ao sinal de entrada X_{52} se $X_{57} > 0$ (neste caso, a entrada V_{ent2} do seletor é habilitada) e corresponde ao sinal de entrada Um se $X_{57} \leq 0$ (caso onde a entrada V_{ent1} está ativada). O sinal X_{52} representa a saída do Bloco 52 (função de 1ª ordem) que é alimentado pelo sinal X_{48} (sendo $X_{48}(t) = I_{fd}(t) - 2{,}329$).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

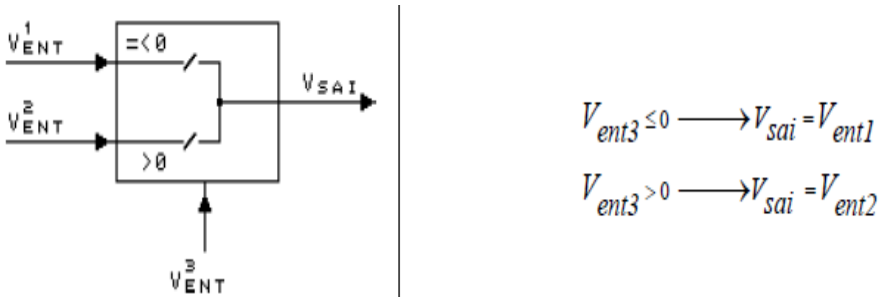


Figura 3.6 – Bloco do Tipo “SELETOR” [33]

A saída X_{53} serve como entrada V_{ent2} para o Bloco 54 (tipo seletor). As outras entradas desse seletor (V_{ent1} e V_{ent3}) correspondem aos sinais X_{45} e X_{47}, nessa ordem. Caso $X_{47} > 0$, a entrada V_{ent1} do seletor é habilitada e o sinal de saída do Bloco 54 (X_{54}) fica igual ao sinal de entrada X_{53}. Essa saída X_{54} serve como entrada para o Bloco 56 (tipo limita). A saída deste bloco (X_{56}) alimenta as entrada V_{ent1} e V_{ent3} do bloco seletor na saída da malha principal de controle do regulador de tensão (Bloco 8), que tem ainda o sinal X_7 associado à entrada V_{ent2}. Caso $X_{54} \leq 0$, a entrada V_{ent1} do seletor é ativada e o sinal de saída do Bloco 8 (X_8) fica igual ao sinal de entrada X_{56}. Isto significa que o sinal de limitação sobrepõe-se a saída da malha do regulador puxando I_{fd} para baixo até este atingir seu valor máximo permissível em regime (canal de atuação temporizada).

O Bloco 43 (tipo função) representa uma reta cujos parâmetros são $P_1 = 1{,}000$ e $P_2 = -3{,}376$. Desta maneira, o sinal de saída do Bloco (X_{43}) excursiona por valores positivos caso I_{fd} seja superior a 3,376 pu (valor de teto da corrente de campo). A saída X_{43} serve como entrada para o Bloco 44 (função de 1ª ordem) e também como V_{ent2} para o Bloco 45 (tipo seletor). O valor positivo do sinal X_{43} faz com que a entrada V_{ent2} do seletor seja habilitada e o sinal de saída do Bloco 45 (X_{45}) fique igual ao sinal de saída do Bloco 44 (X_{44}). Com isso, o sinal de saída da junção soma (X_{47}) excursiona por valores negativos. Por sua vez, o valor negativo do sinal X_{47} (que serve como entrada V_{ent3} do Bloco 54) habilita a entrada V_{ent1} do seletor igualando o sinal de saída do Bloco 54 (X_{54}) ao sinal X_{45}. Por fim, conforme já descrito, o valor não positivo do sinal X_{56}, que alimenta as entradas V_{ent1} e V_{ent3} do Bloco 8, habilita a entrada V_{ent1} do seletor equiparando o sinal de saída do seletor (X_8) ao sinal X_{56}. Ou seja, a saída X_8 diminuirá imediatamente, sem atraso, e a excitação será reduzida garantindo que a corrente I_{fd} não ultrapassará seu valor de teto (canal de atuação instantânea).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

3.5.1.2
Simulação no Domínio do Tempo do Aumento de Carga no Sistema S/SE/CO com Limitador do Tipo *Takeover* em Ibiúna

O evento simulado com o programa Anatem tem o objetivo de acentuar a injeção de potência reativa pelo síncrono de Ibiúna e, portanto, consiste em aumentos sucessivos da carga ativa e reativa do sistema partindo do caso base de 18h00 de 24 de abril de 1997 (apresentado na Seção 2.5.2). Assim, o evento fictício criado é composto das seguintes modificações:

- Tempo 1 segundo = aumento de 1,5% da carga do sistema (parte ativa e reativa)
- Tempo 50 segundos = aumento de 1% da carga do sistema (parte ativa e reativa)
- Tempo 100 segundos = aumento de 1% da carga do sistema (parte ativa e reativa)

O primeiro teste consiste na simulação do evento supondo que o nível de sobre-excitação das máquinas de Ibiúna é limitado, ou seja, é analisado o desempenho do sistema considerando a atuação do limitador das máquinas de Ibiúna. No segundo teste, para efeito comparativo, realiza-se o mesmo evento presumindo que não há restrição para a corrente de campo nessas máquinas.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

1° Teste – Desempenho do Sistema com Atuação do Limitador de Sobre-Excitação das Máquinas de Ibiúna

O controle de tensão em Ibiúna é realizado na barra de alta tensão com 345 kV (Barra 86) sendo o comportamento dessa variável apresentado na Fig. 3.7. A atuação do limitador de sobre-excitação de Ibiúna tem a finalidade de atenuar a tensão de campo que ocorre a partir de $t = 122{,}87$ segundos (conforme Fig. 3.8). Essa atuação do limitador pode ser a causa da perda de estabilidade do sistema (verificada nessas figuras em $t = 177{,}00$ segundos) e, por isso, torna-se necessário analisar cuidadosamente a sequência de eventos que provocaram sua atuação.

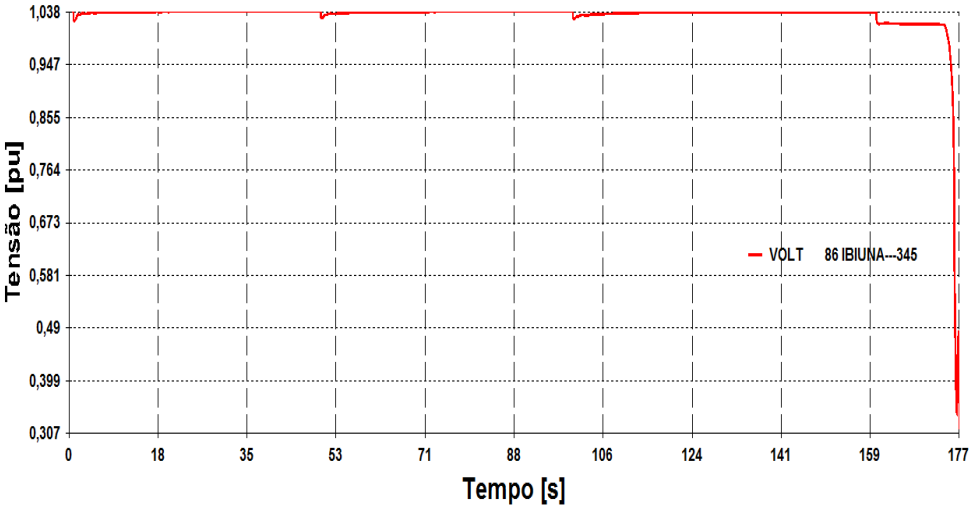


Figura 3.7 – Tensão da Barra de 345 kV de Ibiúna

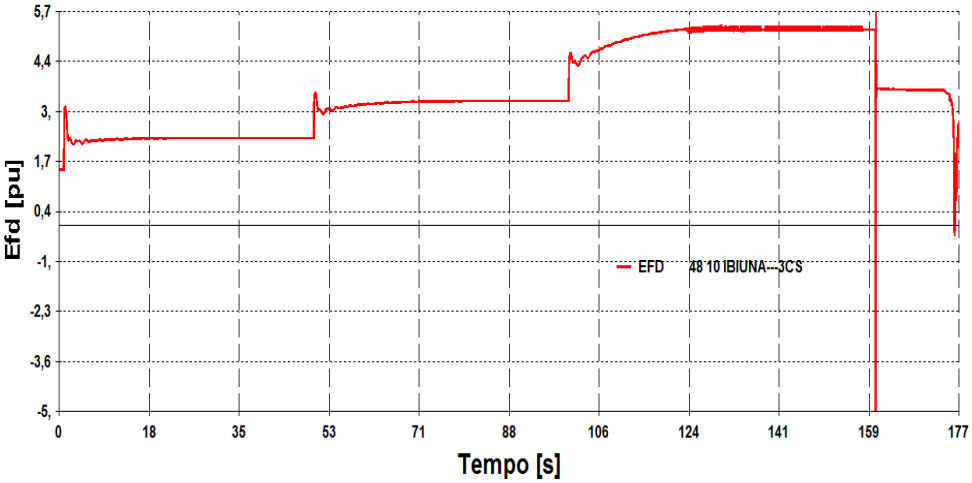


Figura 3.8 – Tensão de Campo das Máquinas de Ibiúna

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Nas figuras a seguir mostram-se as oscilações nas correntes de campo e da armadura do compensador para o evento simulado (Figs. 3.9 e 3.10).

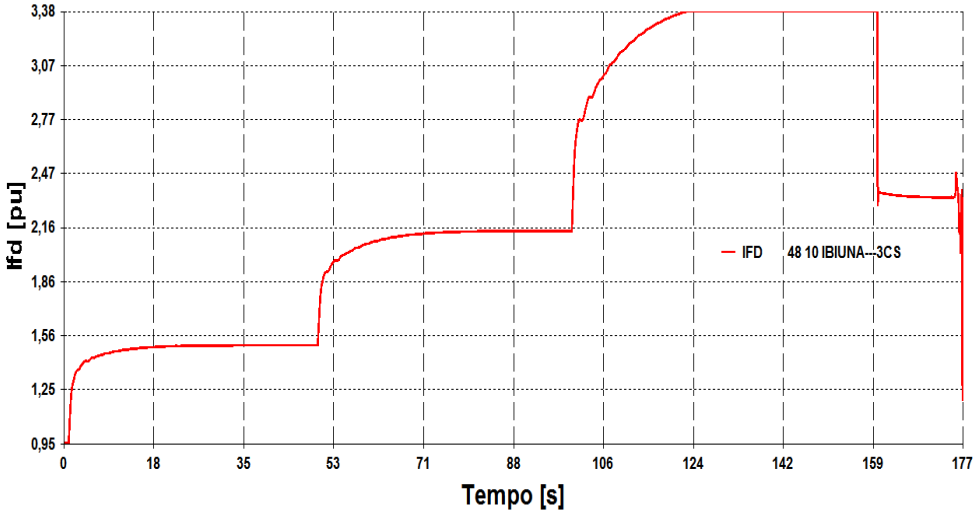


Figura 3.9 – Corrente de Campo das Máquinas de Ibiúna

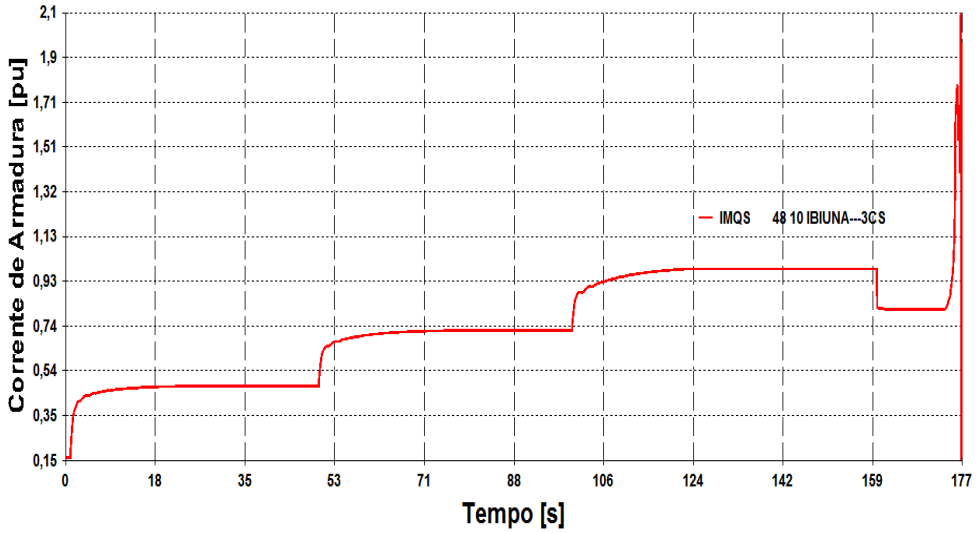


Figura 3.10 – Corrente da Armadura das Máquinas de Ibiúna

A análise do funcionamento do limitador (Seção 3.5.1.1) mostrou que aumentos acima de valores pré-definidos na corrente de campo pode ativar o disparo do sinal de limitação, tanto na função temporizada como na instantânea.

O sinal de limitação é ativado na função instantânea quando a corrente I_{fd} atinge seu valor de teto de 3,376 pu em aproximadamente $t = 122{,}87$ segundos (conforme Fig. 3.11). Isto faz com que X_{43} excursione por valores positivos

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

ativando a entrada associada ao sinal X_{44} do Bloco 45, apresentado na Fig. 3.12. Assim, o sinal de saída do Bloco 45 (X_{45}) assume valores menores que 1,0 fazendo a saída da junção de soma (X_{47}) excursionar por valores negativos. O valor negativo do sinal X_{47} ativa a entrada associada à variável X_{45} do Bloco 54 igualando o sinal de saída do seletor (X_{54}) ao sinal X_{45} (mostrado na Fig. 3.13).

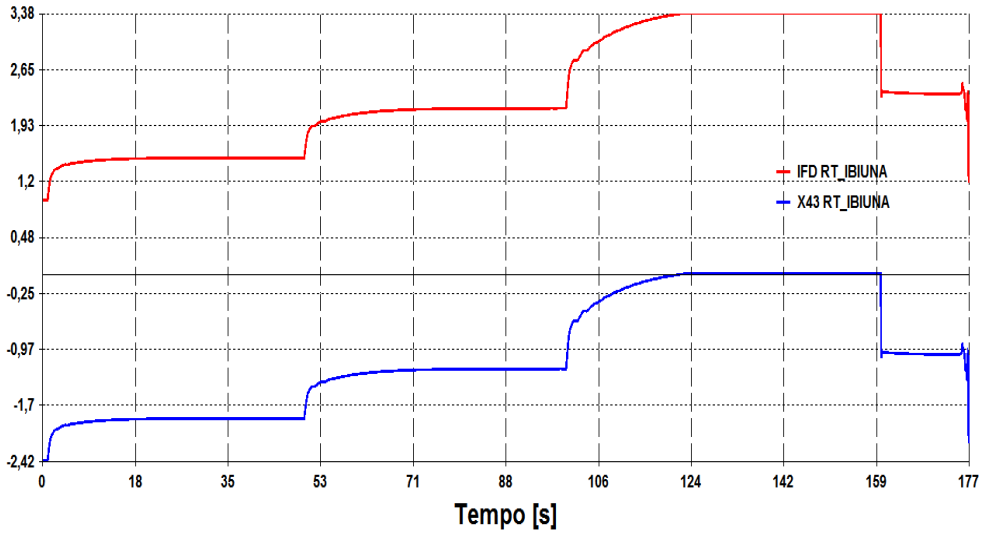


Figura 3.11 – Sinal da Corrente de Campo e Sinal de Saída do Bloco 43 (X_{43})

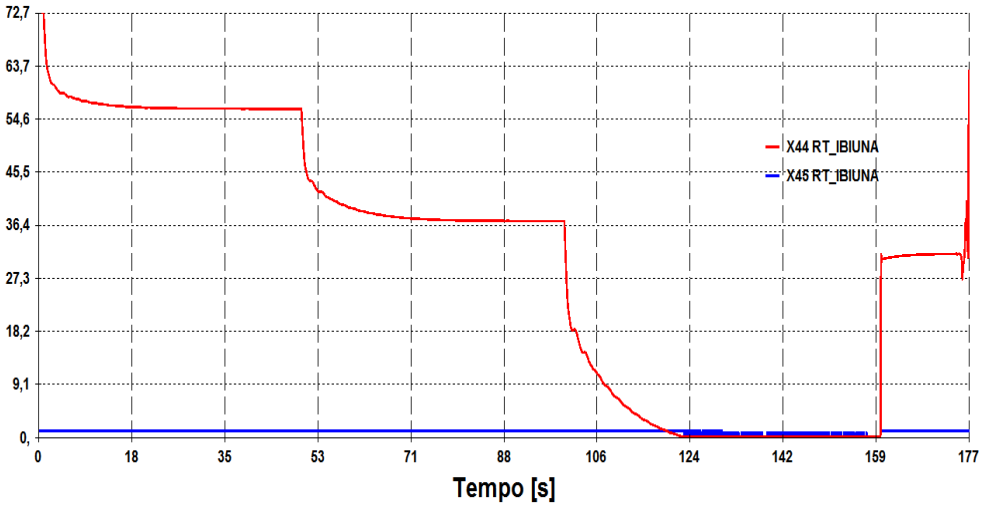


Figura 3.12 – Sinal de Saída dos Blocos 44 (X_{44}) e 45 (X_{45})

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

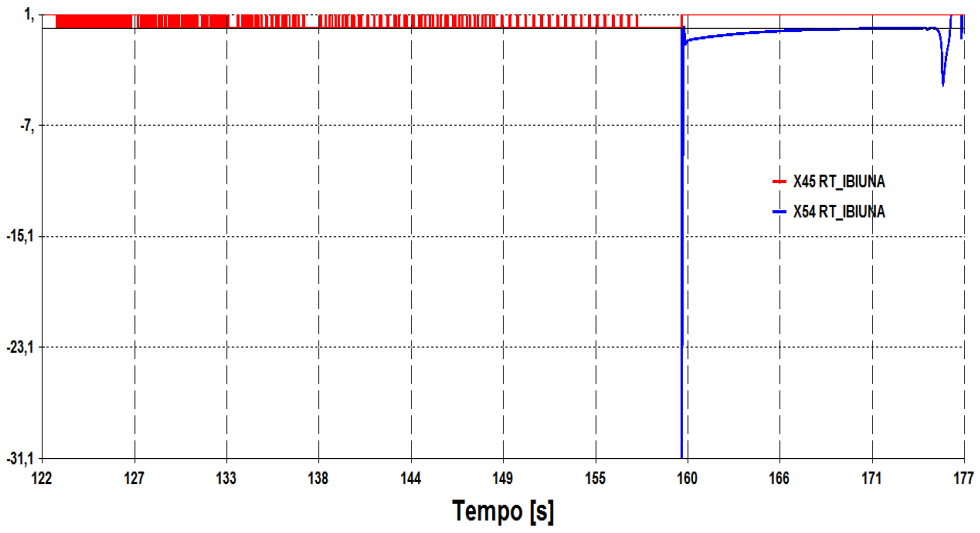


Figura 3.13 – Sinal de Saída dos Blocos 45 (X_{45}) e 54 (X_{54})

Na Fig. 3.14 mostra-se que, para o intervalo $122{,}87 \leq t \leq 160{,}09$ segundos, a saída X_{54} excursiona por valores não positivos e, desta forma, a entrada associada ao sinal X_{56} do Bloco 8 é ativada. Ou seja, o sinal de limitação assume o controle reduzindo imediatamente a excitação e garantindo que a corrente I_{fd} não ultrapassará seu valor de teto (atuação instantânea).

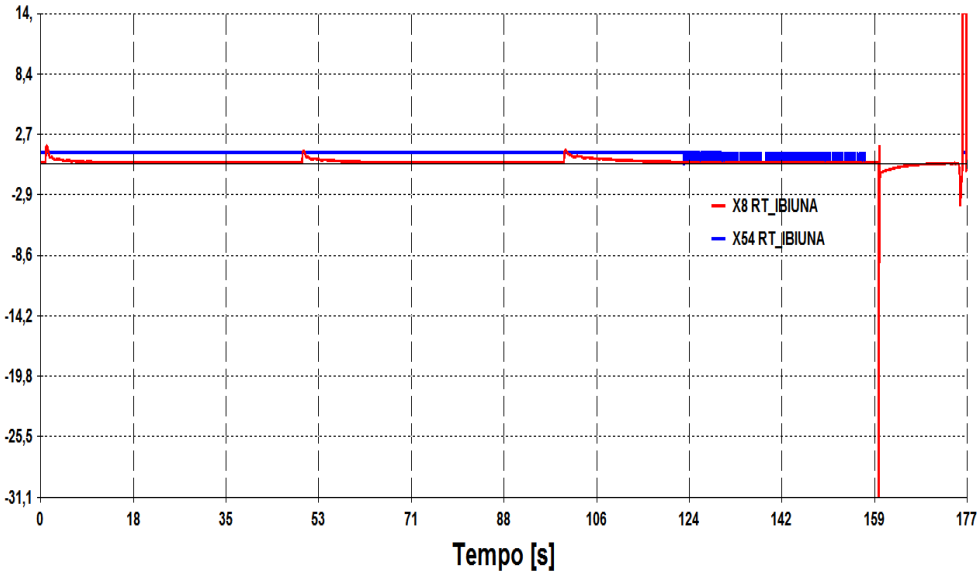


Figura 3.14 – Sinal de Saída dos Blocos 8 (X_8) e 54 (X_{54})

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

O sinal de limitação é ativado na função temporizada quando a corrente I_{fd} ultrapassa seu valor máximo permissível em regime de 2,239 pu em aproximadamente $t = 100{,}22$ segundos (conforme Fig. 3.9). Após isto, o sinal de saída do Bloco 48 (X_{48}) excursiona por valores positivos ativando o integrador (Bloco 51) que atua fazendo uma rampa positiva que parte do valor inicial igual à zero, mostrado na Fig. 3.15. Essa saída X_{48} serve como entrada para o Bloco 57, onde o sinal de saída do Bloco (X_{57}) corresponde a $X_{57}(t) = X_{51}(t) - 1{,}00$ (conforme Fig. 3.16).

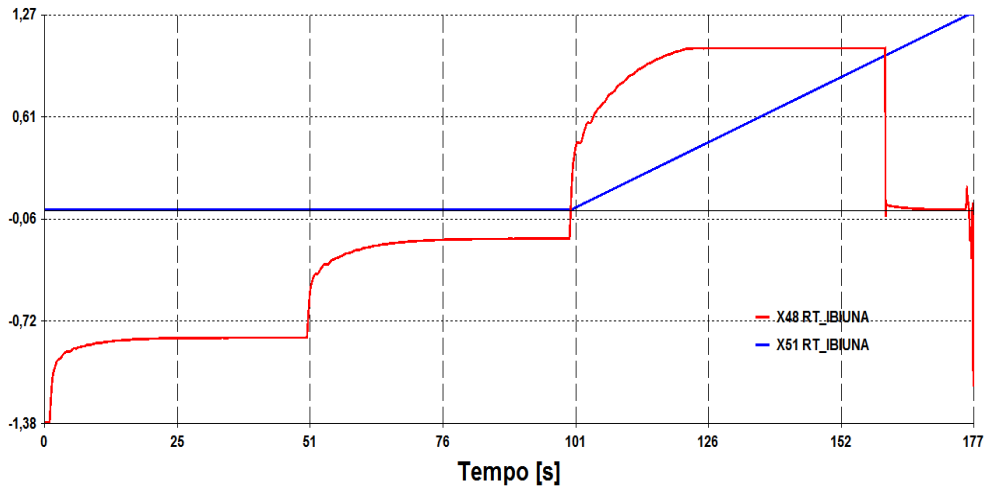


Figura 3.15 – Sinal de Saída dos Blocos 48 (X_{48}) e 51 (X_{51})

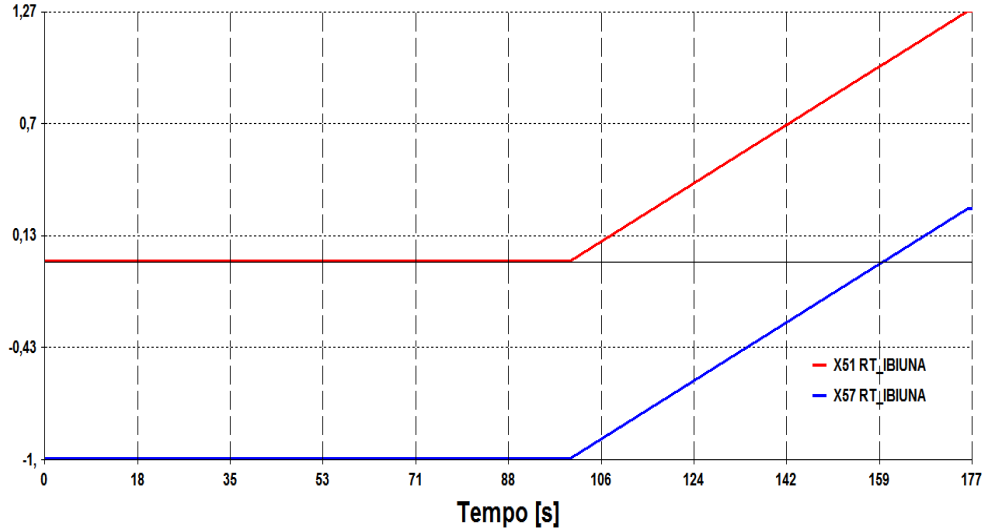


Figura 3.16 – Sinal de Saída dos Blocos 51 (X_{51}) e 57 (X_{57})

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A partir de aproximadamente $t = 160{,}09$ segundos, o sinal X_{57} passa a excursionar por valores positivos ativando a entrada associada ao sinal X_{52} do Bloco 53, conforme Fig 3.17. Com isso, a saída da junção de soma (X_{47}) excursiona por valores positivos (Fig. 3.18) habilitando a entrada associada ao sinal X_{53} do Bloco 54.

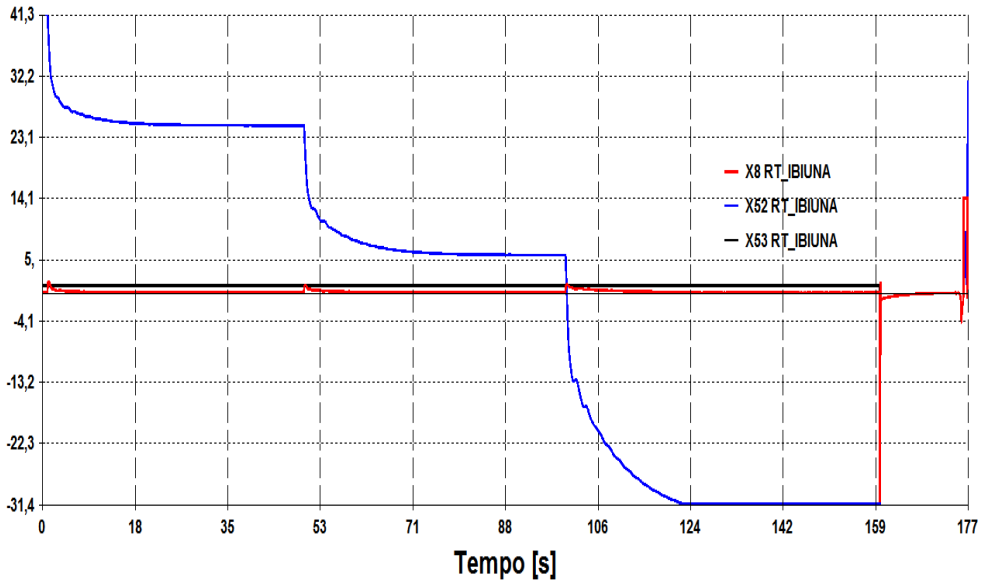


Figura 3.17 – Sinal de Saída dos Blocos 8 (X_8), 52 (X_{52}) e 53 (X_{53})

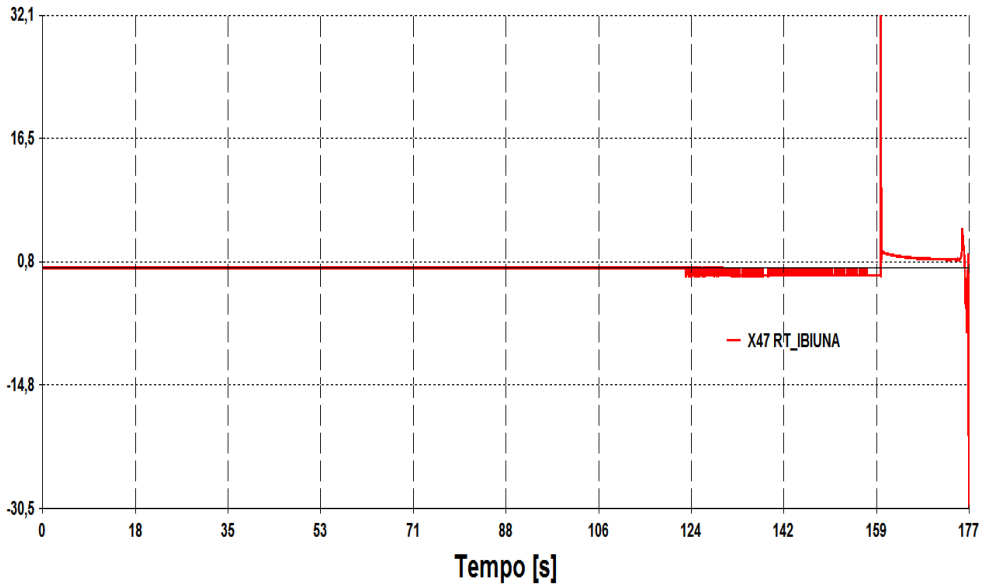


Figura 3.18 – Sinal de Saída do Bloco 47 (X_{47})

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Com $X_{54} \leq 0$, a entrada associada ao sinal X_{56} do Bloco 8 é ativada fazendo com que o sinal de limitação sobreponha-se à saída da malha principal de controle do regulador. A saída X_8 serve como entrada para o Bloco 13 (função de 1ª ordem) e, sendo $X_8 < 0$, o valor do sinal de saída do Bloco 13 (X_{13}) é reduzido puxando I_{fd} para baixo até este atingir seu valor máximo permissível em regime (Fig. 3.19).

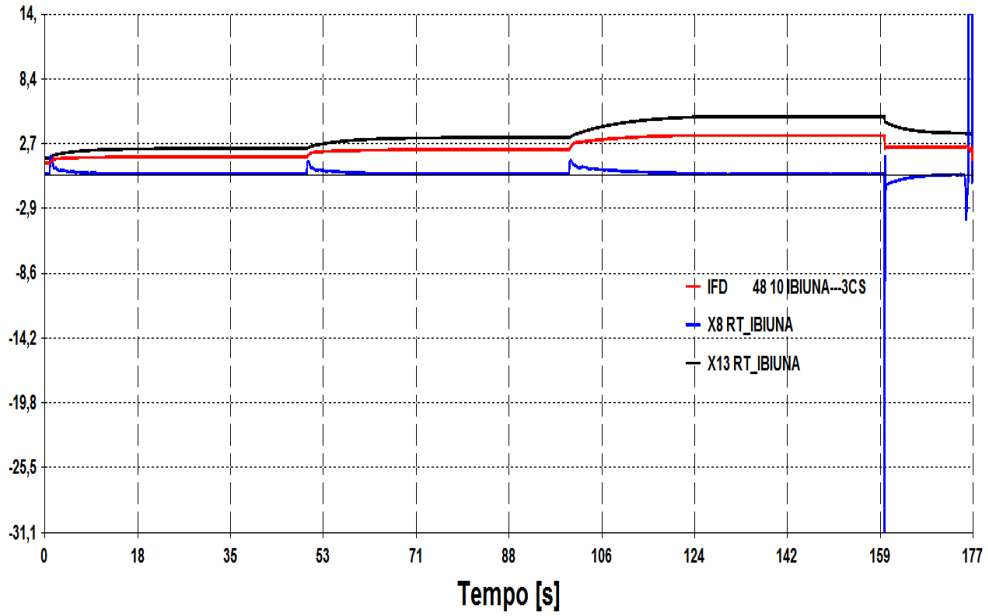


Figura 3.19 – Corrente de Campo e Sinal de Saída dos Blocos 8 (X_8) e 13 (X_{13})

Resumindo, após a ocorrência do terceiro aumento de carga, em torno do instante $t = 122{,}87$ segundos, verifica-se a existência de restrição ao nível de potência reativa gerada (Fig. 3.20) e a atuação da função instantânea do limitador de sobre-excitação provocada por excessiva corrente de campo (situação que prevalece até o instante $t = 160{,}09$ segundos). A partir de então, a atuação da função temporizada do limitador, caracterizada pela ativação da entrada associada ao sinal X_{52} do Bloco 53, puxa a corrente I_{fd} para o seu valor máximo permissível em regime. Isto, por sua vez, limita o sinal de tensão de campo não sendo mais possível regular adequadamente a tensão na barra de alta de Ibiúna (Fig. 3.7) e dar o suporte adequado de potência reativa requerida pelo sistema configurando-se um colapso de tensão. Isto é, a atuação do limitador por excessiva corrente de campo impõe, em dois instantes distintos, restrições ao sistema de excitação da

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

máquina. A primeira, devida à atuação de sua função instantânea, que ocorre em torno de $t = 122{,}87$ segundos; e a segunda, devida à atuação de sua função temporizada, que acontece em $t = 160{,}09$ segundos.

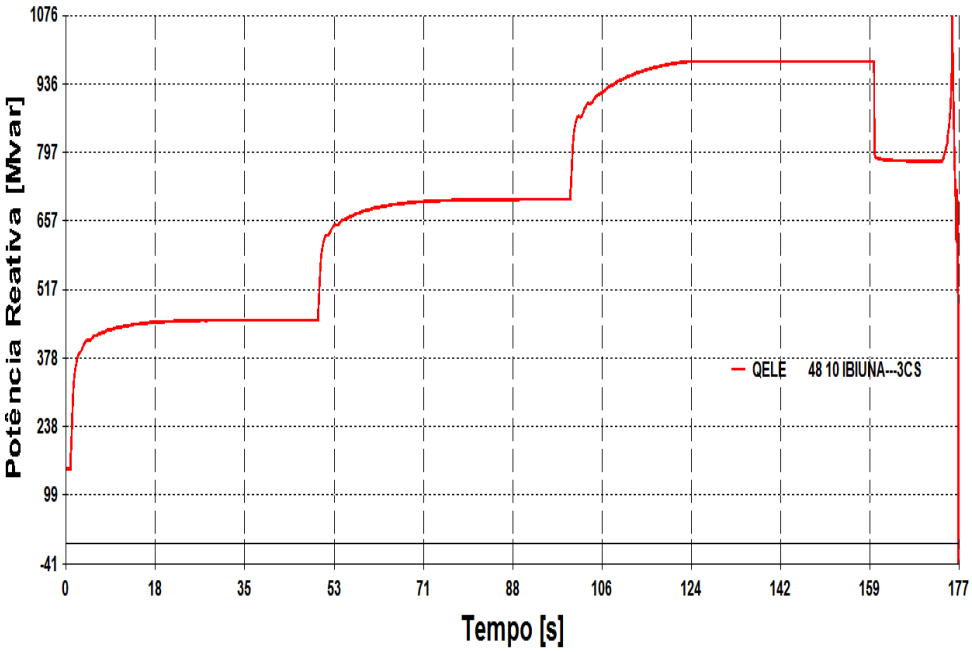


Figura 3.20 – Potência Reativa Gerada em Ibiúna

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2° Teste - Desempenho do Sistema sem Atuação do Limitador de Sobre-Excitação das Máquinas de Ibiúna

Agora, para feito comparativo, analisar-se-á a estabilidade do sistema sem a atuação do limitador de sobre-excitação das máquinas de Ibiúna. Em outras palavras, considera-se que não há restrição para a corrente de campo nessas máquinas. Isto é realizado modificando o limite inferior A_2 do Bloco 56 (tipo limita) para o valor de +0,1, pois, com isto, garante-se que a entrada associada ao sinal de limitação da corrente no Bloco 8 (V_{ent1}) não é ativada.

Desta maneira, simula-se novamente o evento que tem o comportamento das variáveis de Ibiúna (tensão de campo, corrente de campo, tensão terminal e potência reativa gerada) apresentado nas Figs. 3.21 a 3.24.

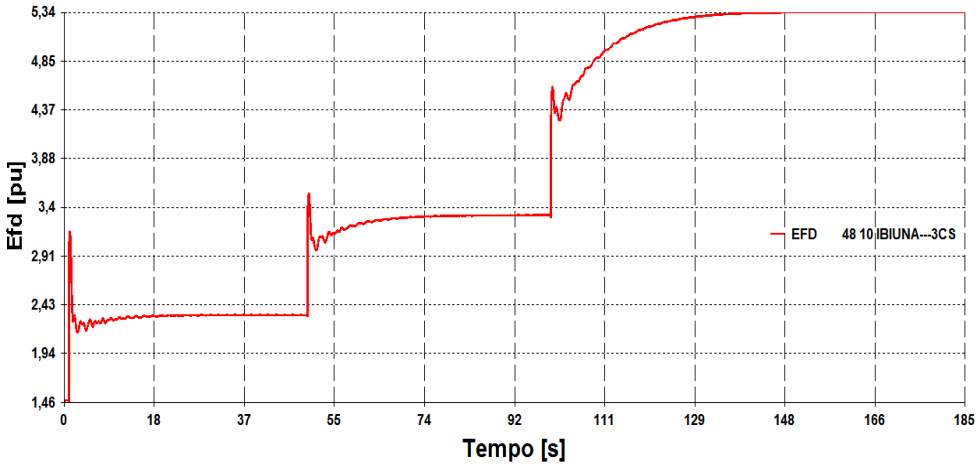


Figura 3.21 – Tensão de Campo de Ibiúna sem Limite de Sobre-Excitação

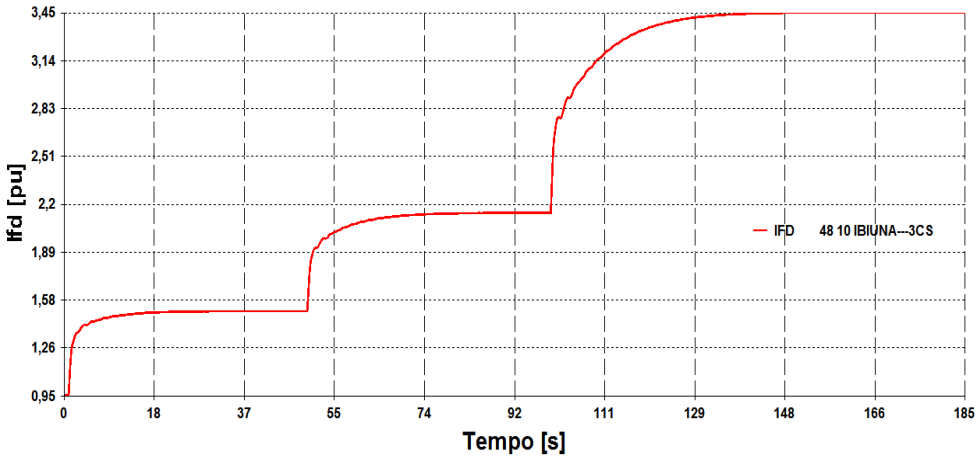


Figura 3.22 – Corrente de Campo de Ibiúna sem Limite de Sobre-Excitação

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

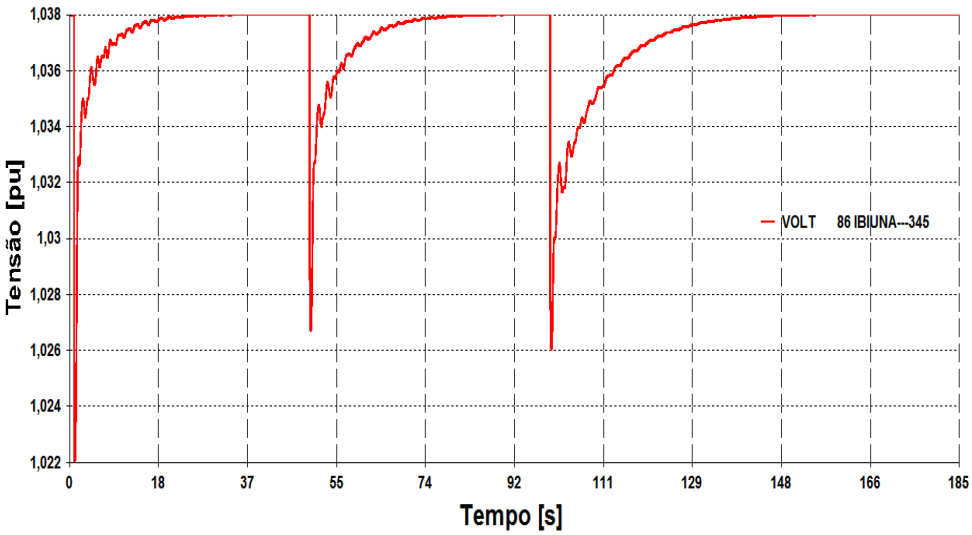


Figura 3.23 – Tensão da Barra de 345 kV de Ibiúna sem Limite de Sobre-Excitação

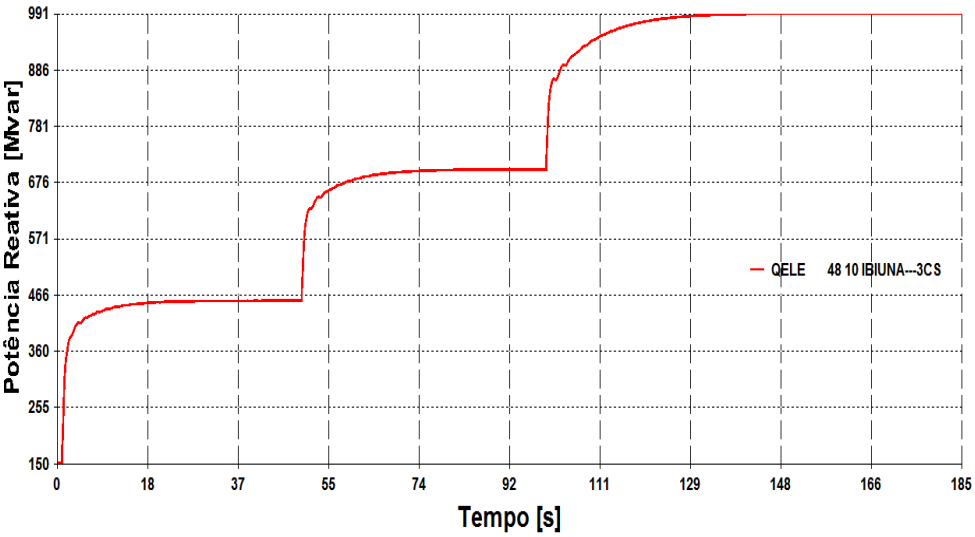


Figura 3.24 – Potência Reativa Gerada em Ibiúna sem Limite de Sobre-Excitação

Os resultados desse teste mostram que o sistema mantém a estabilidade quando não há limitação de corrente nas máquinas de Ibiúna. Portanto, o disparo do limitador, que causa a perda do controle de tensão, foi uma das causas do colapso parcial de tensão de 24 de abril de 1997. Este fato constatado corrobora os registros de Furnas que indicou a atuação do limitador de sobre-excitação do compensador síncrono n° 3 de Ibiúna antes de ocorrer o blecaute, conforme [6], [34], [35].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

3.6
Conclusão

As análises no domínio do tempo do caso de 24 de Abril de 1997 revelaram que o sistema perdeu a estabilidade devido à atuação do limitador de sobre-excitação das máquinas de Ibiúna. Esta afirmação foi comprovada através de simulações com e sem limitação de corrente nas máquinas supracitadas, onde o sistema mostrou-se estável apenas para a situação em que o limitador de corrente não atuou.

O estudo de caso com o limitador do tipo soma nas máquinas de Ibiúna (apresentado no Apêndice D) tem resultados qualitativamente iguais ao caso real com o limitador do tipo *takeover*. Ou seja, para o evento em análise, o sistema perderia a estabilidade independente do tipo de modelo de limitador de sobre-excitação empregado nessas máquinas.

Esses estudos de caso também servem como alerta para que seja evitada a operação das máquinas síncronas próxima aos seus limites, ressaltando-se, em particular, o aspecto da limitação da corrente de campo que leva a perda do controle de tensão. Adicionalmente, comprova-se a importância da análise da perda do controle de tensão nos estudos de planejamento e programação da operação elétrica (além das análises de curto-circuito e das contingências) para que sejam garantidas as metas energéticas (em todos os períodos de carga) e para que seja preservada a segurança do sistema.

Neste capítulo foi visto que o fenômeno da instabilidade de tensão pode ser ocasionado pela atuação do limitador de sobre-excitação. Entretanto, na grande maioria das vezes, essa atuação dos limitadores não apresenta efeito prejudicial na estabilidade do sistema. Por isto, no Capítulo 4 é proposto um critério para identificar se a atuação do limitador pode (ou não) ter como consequência o colapso de tensão.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4
Avaliação do Efeito das Ações de Controle de Tensão no Sistema por Geradores Síncronos

4.1
Motivação

A perda do controle de tensão em barras da rede, devido ao esgotamento dos recursos físicos de geradores, compensadores, LTCs e capacitores chaveáveis, pode ter impacto notável nas condições de estabilidade de tensão. Em outras palavras, a perda do controle de tensão em certa barra da rede pode ter influência considerável na capacidade de transmissão de potência ativa e reativa para barras nas vizinhanças.

A capacidade de transmissão de potência em uma rede é usualmente exposta através da curva com fator de potência constante no plano PV ou SV, também chamada de "curva do nariz" (Fig. 1.3). Esta curva é montada a partir de sucessivos aumentos de carga até chegar-se ao máximo. Caso, em algum ponto dessa sucessão de pontos de equilíbrio, uma barra da rede deixe de ter sua tensão controlada, a curva sofre descontinuidade e o máximo passa a ter outro valor menor. Na pior hipótese, o ponto de operação, onde ocorreu a perda do controle de tensão, passa para a parte inferior da nova curva podendo ocasionar a perda de estabilidade do sistema.

Assim, torna-se fundamental a monitoração dos recursos utilizados para o controle de tensão. Nos estudos de fluxo de carga, por exemplo, atribuem-se limites mínimo e máximo para a potência reativa absorvida e gerada por máquinas síncronas. A cada iteração do algoritmo de solução, o valor da potência reativa é comparado com os limites e, caso seja violado um deles, a potência reativa é fixada nesse limite com a tensão deixando de ser controlada. Nas iterações posteriores é verificada a possibilidade de retornar o controle da tensão e, então, ao final do processo iterativo, a tensão estará no valor especificado apenas caso a potência reativa não viole os limites.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Entretanto, a potência reativa absorvida ou gerada pela máquina é uma consequência dos valores de outras variáveis, inclusive de grandezas da rede, externas à máquina e, portanto, a monitoração da potência reativa não é adequada. Este fato já foi comprovado no Capítulo 2 onde se mostrou que as curvas da máquina nos planos VQ e VE_{fd} não são coincidentes em relação ao eixo da tensão terminal. Ou seja, não é possível relacionar a variável potência reativa (Q), informação disponível no estudo de regime permanente, com a variável real de controle da máquina (E_{fd}).

Visto isso, neste capítulo é proposto um método baseado na utilização de um modelo para representação de máquinas síncronas (tipo polos salientes e rotor liso) que permite incorporar suas variáveis de estado em equilíbrio no problema geral de fluxo de potência (por exemplo, a variável corrente de campo da máquina). Este modelo possibilita estimar os valores da corrente de campo em regime permanente e, consequentemente, identificar a atuação dos limitadores de sobre-excitação que causam a perda do controle de tensão dos geradores. Esta perda do controle pode ainda ocasionar colapsos de tensão conforme mostrado no Capítulo 3.

Ademais, a inclusão do modelo no problema de fluxo de carga possibilita o cálculo de uma matriz de sensibilidades que relaciona as variáveis de controle das máquinas e que favorece a otimização das suas ações para o controle de tensão do sistema (identificando conflito entre os controles e apontando os ajustes de tensão nos geradores que apresentam maior sensibilidade, ou eficácia, para dada ação desejada). Isto mostra que o método proposto é aplicável para análise de eventos que consistem no crescimento da carga durante a operação do sistema, assim como para avaliação de ações de controle de tensão, isto é, mudanças nas tensões de referência por decisão do operador.

Contudo, nem sempre a atuação dos limitadores de sobre-excitação apresenta efeito deletério para a estabilidade do sistema e, por isto, também é proposto um critério que permite prever esse efeito prejudicial dos limitadores na operação do sistema. Este critério é utilizado para as situações onde a atuação de um limitador é inevitável, isto é, quando não há recursos disponíveis no sistema para o controle de tensão.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.2
Representação do Controle de Tensão de Máquinas Síncronas em Regime Estacionário – Modelo E_q

As máquinas síncronas podem ser representadas pelo Modelo E_q em estudos de regime permanente, conforme demonstrado na Seção 2.3.2. Na Fig. 4.1 apresenta-se este modelo de máquina que é composto por uma tensão interna E_q (proporcional à corrente de campo) atrás de uma reatância equivalente de eixo em quadratura do gerador chamada de X_q^{eq}. O ângulo da barra interna q equivale ao ângulo de carga δ. A adoção desse modelo para avaliação do efeito das ações de controle é testada e validada dinamicamente nas seções seguintes.

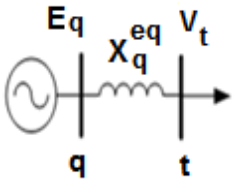


Figura 4.1 – Diagrama Unifilar do Gerador Síncrono

Neste modelo proposto, a tensão interna E_q (ou variável de controle em regime permanente) controla a tensão V_t (ou variável controlada) e, quando a corrente de campo atinge os seus limites (de subexcitação ou de sobre-excitação), V_t deixa de ser controlada.

Os programas de fluxo de carga atuais realizam o controle de tensão nos terminais do gerador, fixando-se o valor desejado de tensão e calculando-se a potência reativa gerada necessária. Ou seja, a tensão interna ou variável de controle em regime estacionário não aparece no problema e, portanto, o efeito da ação do controle de tensão não pode ser verificado com essa ferramenta (por exemplo, não é possível identificar a atuação dos limitadores). No máximo, pode-se estudar a relação entre as variações da potência reativa gerada e a tensão terminal [26].

Outra vantagem da representação de máquinas síncronas através do Modelo E_q é a possibilidade do cálculo das variáveis de estado da máquina em regime permanente, visto que, incorpora-se a variável ângulo de carga no problema de fluxo de potência.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.3
Matriz de Sensibilidades do Controle de Tensão por Máquinas Síncronas[16]

Na Fig. 4.2 mostra-se a representação do gerador pelo Modelo E_q, no qual se deseja manter constante a tensão da barra terminal (barra t). Para tanto, a barra interna (barra q) deve ser do tipo P ou tipo θ e a barra t do tipo PQV, segundo a nomenclatura de barras usada na literatura do problema de fluxo de carga. A barra q será do tipo θ se a barra em questão for definida como a barra de referência angular do sistema [26].

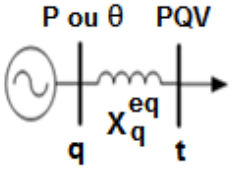


Figura 4.2 – Nomenclatura das Barras do Gerador

Para um sistema multi-nó, a forma geral do sistema das equações linearizadas de fluxo de carga, montado de forma a evidenciar a relação entre a tensão interna E_q e sua respectiva tensão terminal V_t, é dada por:

$$\begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta Q \\ \dots \\ \Delta V_t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & \vdots & B \\ \dots & \dots & \dots \\ C & \vdots & D \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta\theta \\ \Delta V \\ \dots \\ \Delta E_q \end{bmatrix} \tag{4.1}$$

Em (4.1), a matriz [A] é exatamente igual à matriz Jacobiana tradicional, a matriz [B] tem elementos não-nulos $\frac{\partial P_{q,t}}{\partial E_q}$ e $\frac{\partial Q_t}{\partial E_q}$, a matriz [C] possui elementos não-nulos $\frac{\partial V_t}{\partial V_t} = 1$ e todos os elementos da matriz [D] são nulos. Se P_q e Q_q são variáveis, como ocorre para barras de referência, consequentemente não há linhas para estas grandezas em (4.1). Os erros das equações de controle das máquinas são dados por:

$$\Delta V_t = V_t^{esp} - V_t^{calc} \tag{4.2}$$

[16] *Generator Voltage Control Sensitivity Matrix* (ou simplesmente matriz [GVCS])

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Como o objetivo é analisar as variações de tensão entre a barra interna e a barra terminal do gerador em um ponto de operação, variações de carga não fazem parte do problema. Assim, faz-se $\Delta P = \Delta Q = 0$ em (4.1) que resulta em:

$$\Delta V_t = [GVCS].\Delta E_q \tag{4.3}$$

onde:

$$[GVCS] = [D] - [C].[A]^{-1}.[B] \tag{4.4}$$

Essa redução do sistema de equações é válida devido ao princípio da superposição aplicável a todos os sistemas lineares.

Os elementos da diagonal da matriz $[GVCS]$ são os índices de relação entre as grandezas de determinado gerador, enquanto que os termos fora da diagonal traduzem a interação entre os diversos geradores do sistema e as tensões controladas.

A matriz $[GVCS]$ também possibilita obter os valores dos parâmetros de controle ΔE_q, a partir dos valores das novas tensões ΔV_t. Isto é possível resolvendo (4.3) como um sistema do tipo $b = [A].x$ [26].

O valor positivo de um elemento da diagonal da matriz $[GVCS]$ sugere que a barra controlada, relacionada a este elemento, está na região de operação com relação usual entre a grandeza de controle e a tensão controlada (lado direito da curva VE_q), enquanto que o valor negativo de um elemento da diagonal da matriz $[GVCS]$ sugere que a barra controlada está na região de operação com relação não usual entre as grandezas do gerador (lado esquerdo da curva VE_q) [46].

O valor positivo fora da diagonal da matriz $[GVCS]$ indica que a relação entre a grandeza de controle e a grandeza controlada em barras diferentes é direta (ou seja, não há conflito entre os controles dos geradores envolvidos), enquanto que o valor negativo sugere uma relação inversa entre essas grandezas de barras diferentes (indicando conflito entre os geradores relacionados) [46].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.4
Avaliação Numérica da Matriz $[GVCS]$

Esta seção tem o propósito de testar a eficácia da matriz $[GVCS]$ na definição do incremento da variável de controle dos geradores (ΔE_q) para alcançar um novo perfil de tensão terminal desejado (ΔV_t). Para isto, utiliza-se o sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" do Capítulo 2 e do Apêndice B.

Os testes nesse sistema de duas barras cobrem as possibilidades de operação do gerador com relação direta e inversa entre VxQ, E_{fd}. Além disso, consideram-se cenários com o gerador formado por máquinas de polos salientes e rotor liso. Posteriormente, na Seção 4.6, realiza-se a avaliação da matriz em um sistema multimáquinas com 24 barras.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.4.1
Sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" com Modelo de Máquina de Polos Salientes e Geração de 500 MW (Teste 1.1)

Este sistema-teste tem as mesmas características (de rede e de máquinas) do sistema da Seção 2.4.2.1 (denominado "Teste 1.1"), no qual, o gerador é modelado como uma máquina de polos salientes. O Modelo E_q dessa máquina síncrona de polos salientes (chamada "Máq1000MW") consiste em: uma barra interna (Barra 3), uma reatância equivalente de eixo em quadratura (X_q^{eq}) e uma barra terminal (Barra 1), conforme ilustrado na Fig. 4.3.

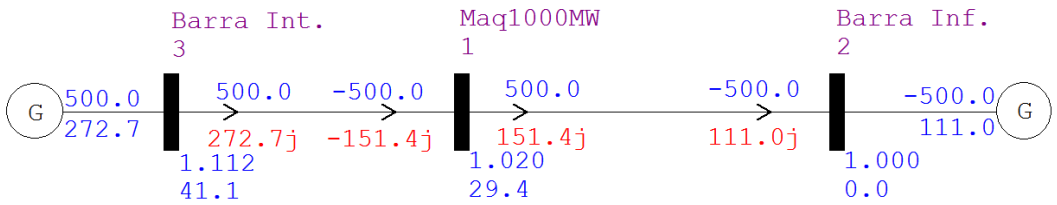


Figura 4.3 – Ponto de Operação Inicial do Sistema MBINF com Modelo E_q para Representação da Máquina de Polos Salientes

A reatância X_q^{eq} deve ser compatibilizada com a base do sistema (caso a máquina tenha valor de base diferente do sistema) e com o número de unidades geradoras que formam a máquina equivalente (caso a usina seja formada por mais de uma unidade geradora). Para isso, deve-se utilizar a relação:

$$X_q^{eq} = \frac{X_q}{n° \; de \; unidades} \frac{S_{base\ sist}}{S_{base\ máq}} \tag{4.5}$$

Com isso, o valor de X_q^{eq} para a "Máq1000MW" corresponde a:

$$X_q^{eq} = \frac{0{,}681}{8} \frac{100}{184} = 0{,}046264 \; pu \; ou \; 4{,}63\%$$

Na Tab. 4.1 mostram-se os dados da rede e o ponto de operação inicial supondo o modelo de máquina E_q desenvolvido anteriormente.

Tabela 4.1 - Ponto Inicial com Máquina de Polos Salientes e Despacho de 500 MW

BARRAS		TENSÃO		GERAÇÃO		CARGA	
N°	Tipo	V [pu]	Ang [°]	P_g [MW]	Q_g [Mvar]	P_d [MW]	Q_d [Mvar]
1	PQV	1,020	29,35	-	-	-	-
2	$V\theta$	1,000	-	-500,0	111,0	-	-
3	P	1,112	41,13	500,0	272,7	-	-

LINHA		RESISTÊNCIA [%]	REATÂNCIA [%]	SUSCEPTÂNCIA [%]
De	Para			
1	2	0,00	10,00	0,00
MÁQUINA		RESISTÊNCIA [%]	REATÂNCIA [%]	SUSCEPTÂNCIA [%]
De	Para			
1	3	0,00	4,63	0,00

BARRAS		P_{km} [MW]	Q_{km} [Mvar]
k	m		
1	2	500,0	151,4
1	3	-500,0	-151,4
2	1	-500,0	111,0
3	1	500,0	272,7
PERDAS		ATIVA [MW]	REATIVA [Mvar]
TOTAL		-	383,8

O sistema de equações linearizadas de fluxo de carga que representa o sistema-teste com o controle de tensão realizado pelo gerador conectado à Barra 1 é dado por:

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$$\begin{bmatrix} \Delta P_1 \\ \Delta P_3 \\ \Delta Q_1 \\ \cdots \\ \Delta V_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial P_1}{\partial \theta_1} & \frac{\partial P_1}{\partial \theta_3} & \frac{\partial P_1}{\partial V_1} & \vdots & \frac{\partial P_1}{\partial E_3} \\ \frac{\partial P_3}{\partial \theta_1} & \frac{\partial P_3}{\partial \theta_3} & \frac{\partial P_3}{\partial V_1} & \vdots & \frac{\partial P_3}{E_3} \\ \frac{\partial Q_1}{\partial \theta_1} & \frac{\partial Q_1}{\partial \theta_3} & \frac{\partial Q_1}{\partial V_1} & \vdots & \frac{\partial Q_1}{\partial E_3} \\ \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots \\ 0 & 0 & 1 & \vdots & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta \theta_1 \\ \Delta \theta_3 \\ \Delta V_1 \\ \cdots \\ \Delta E_3 \end{bmatrix} \tag{4.6}$$

onde:

$$\Delta V_1 = V_1^{esp} - V_1^{calc}$$

Esse sistema de equações pode ser reescrito para evidenciar a relação entre E_q e V_t desconsiderando as variações de carga, ou seja, fazendo $\Delta P_1 = \Delta P_3 = \Delta Q_1 = 0$ em (4.6). Assim, a matriz $[GVCS]$ para o ponto de operação em análise (Tab. 4.1) fica:

$$\Delta V_1 = [0{,}7910].\Delta E_3 \tag{4.7}$$

Invertendo-se (4.7):

$$\Delta E_3 = [1{,}2642].\Delta V_1 \tag{4.8}$$

Agora, consegue-se prever a variação da tensão interna da máquina para uma determinada mudança na tensão terminal do gerador. Assim, a variação da tensão interna para o aumento da tensão terminal em 1,0%, evento similar ao "Teste 1.1", corresponde a:

$$\Delta E_3 = [1{,}2642].0{,}01 = 0{,}0126\, pu$$

Supondo esta variação, a tensão interna do gerador para o novo ponto de operação é igual a:

$$E_3^{final} = E_3^{inicial} + \Delta E_3 = 1{,}1120 + 0{,}0126 = 1{,}1246\, pu$$

O ponto de operação, com o novo valor de tensão terminal, é apresentado na Tab. 4.2 e ilustrado na Fig. 4.4, nas quais, verificam-se a aplicabilidade da matriz $[GVCS]$ na estimação desse novo perfil de tensão desejado. No entanto, a matriz de sensibilidades, que é baseada nas equações linearizadas de fluxo de carga, torna a afirmação anterior válida apenas para ajustes em V_t envolvendo

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

pequenas variações em E_q (ΔE_q pequeno). Grandes variações em E_q resultariam em elevado erro na previsão da tensão interna da máquina (E_q^{final}).

Uma forma de reduzir esse erro seria adotar a estratégia de linearização por partes no método proposto. Isto transformaria o cálculo do incremento ΔE_q em um processo iterativo, onde esse incremento seria dividido e, portanto, implementado em partes. Com isso, os valores da matriz $[GVCS]$ e do próprio incremento seriam atualizados/corrigidos a cada novo ponto de operação estabelecido.

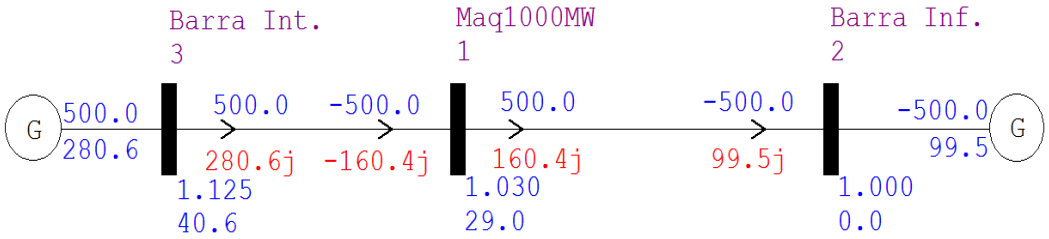


Figura 4.4 – Ponto de Operação Final do Sistema MBINF com Modelo E_q para Representação da Máquina de Polos Salientes

Tabela 4.2 - Ponto Final com Máquina de Polos Salientes e Despacho de 500 MW

BARRAS		TENSÃO		GERAÇÃO		CARGA	
N°	Tipo	V [pu]	Ang [°]	P_g [MW]	Q_g [Mvar]	P_d [MW]	Q_d [Mvar]
1	PQV	1,030	29,04	-	-	-	-
2	$V\theta$	1,000	-	-500,0	99,5	-	-
3	P	1,125	40,56	500,0	280,7	-	-

BARRAS		P_{km} [MW]	Q_{km} [Mvar]
k	m		
1	2	500,0	160,4
1	3	-500,0	-160,4
2	1	-500,0	99,5
3	1	500,0	280,7
PERDAS		ATIVA [MW]	REATIVA [Mvar]
TOTAL		-	380,2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.4.2
Sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" com Modelo de Máquina de Polos Salientes e Geração de 1.000 MW (Teste 1.2)

Nesse teste, o gerador tem o despacho de potência ativa aumentado para 1.000 MW (assim como o "Teste 1.2" da Seção 2.4.2.2). Os demais dados de rede e de máquinas do sistema são semelhantes à seção anterior. O ponto de operação inicial é apresentado na Tab. 4.3 e a equação montada para evidenciar a relação entre E_q e V_t equivale a:

$$\Delta V_1 = [-1{,}1742].\Delta E_3 \tag{4.9}$$

Tabela 4.3 - Ponto Inicial com Máquina de Polos Salientes e Despacho de 1.000 MW

BARRAS		TENSÃO		GERAÇÃO		CARGA	
N°	Tipo	V [pu]	Ang [°]	P_g [MW]	Q_g [Mvar]	P_d [MW]	Q_d [Mvar]
1	PQV	1,020	78,64	-	-	-	-
2	$V\theta$	1,000	-	-1.000,0	799,0	-	-
3	P	1,473	96,58	1.000,0	1.598,0	-	-

BARRAS		P_{km} [MW]	Q_{km} [Mvar]
k	m		
1	2	1.000,0	839,4
1	3	-1.000,0	-839,4
2	1	-1.000,0	799,0
3	1	1.000,0	1.598,0
PERDAS		Ativa [MW]	Reativa [Mvar]
TOTAL		-	2.397,0

O aumento da tensão terminal do gerador em 1,0%, evento similar ao "Teste 1.2", requer uma variação na tensão interna da máquina, determinada por (4.9), igual a:

$$\Delta E_3 = \frac{\Delta V_1}{-1{,}1742} = \frac{0{,}01}{-1{,}1742} = -0{,}0085\ pu$$

Logo, a tensão interna para o novo ponto de operação corresponde a:

$$E_3^{final} = E_3^{inicial} + \Delta E_3 = 1{,}4727 - 0{,}0085 = 1{,}4642\ pu$$

Na Tab. 4.4 apresenta-se o novo ponto de operação em que, mais uma vez, constata-se a serventia da técnica na definição do índice que relaciona as variáveis de controle do gerador.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Tabela 4.4 - Ponto Final com Máquina de Polos Salientes e Despacho de 1.000 MW

BARRAS		TENSÃO		GERAÇÃO		CARGA	
N°	Tipo	V [pu]	Ang [°]	P_g [MW]	Q_g [Mvar]	P_d [MW]	Q_d [Mvar]
1	PQV	1,030	76,14	-	-	-	-
2	$V\theta$	1,000	-	-1.000,0	753,2	-	-
3	P	1,464	93,97	1.000,0	1.539,8	-	-

BARRAS		P_{km} [MW]	Q_{km} [Mvar]
k	m		
1	2	1.000,0	814,1
1	3	-1.000,0	-814,1
2	1	-1.000,0	753,2
3	1	1.000,0	1.539,8
PERDAS		Ativa [MW]	Reativa [Mvar]
TOTAL		-	2.293,0

4.4.3

Sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" com Modelo de Máquina de Rotor Liso e Geração de 500 MW (Teste 1.3)

Este sistema-teste tem as mesmas características (rede e máquinas) do sistema do Apêndice B.3 (denominado de "Teste 1.3"). O gerador é modelado como uma máquina de rotor liso, onde a máquina equivalente (chamada "Máq1000MW") é composta por 14 unidades geradoras. Desta forma, a reatância X_q^{eq} calculada através de (4.5) fica igual a:

$$X_q^{eq} = \frac{2{,}23}{14}\frac{100}{100} = 0{,}1593\ pu\ ou\ 15{,}93\%$$

O ponto de operação inicial, supondo o modelo de máquina E_q com a reatância calculada acima, é dado na Tab. 4.5 e ilustrado na Fig. 4.5. Assim, para este ponto, a relação entre as variáveis de controle da máquina fica:

$$\Delta V_1 = [0{,}6981].\Delta E_3 \tag{4.10}$$

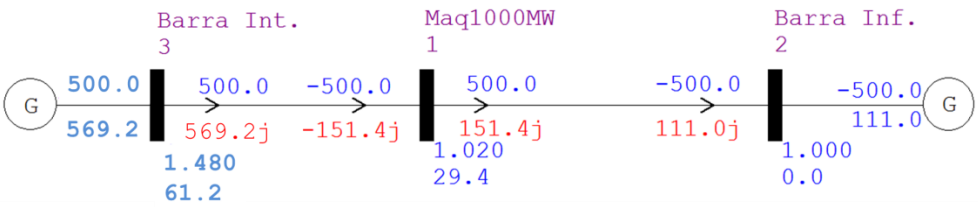


Figura 4.5 – Ponto de Operação Inicial do Sistema MBINF com Modelo E_q para Representação da Máquina de Rotor Liso

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Tabela 4.5 - Ponto Inicial com Máquina de Rotor liso e Despacho de 500 MW

BARRAS		TENSÃO		GERAÇÃO		CARGA	
N°	Tipo	V [pu]	Ang [°]	P_g [MW]	Q_g [Mvar]	P_d [MW]	Q_d [Mvar]
1	PQV	1,020	29,35	-	-	-	-
2	$V\theta$	1,000	-	-500,0	111,0	-	-
3	P	1,480	61,22	500,0	569,2	-	-

LINHA		RESISTÊNCIA [%]	REATÂNCIA [%]	SUSCEPTÂNCIA [%]
De	Para			
1	2	0,00	10,00	0,00
MÁQUINA		RESISTÊNCIA [%]	REATÂNCIA [%]	SUSCEPTÂNCIA [%]
De	Para			
1	3	0,00	15,93	0,00

BARRAS		P_{km} [MW]	Q_{km} [Mvar]
k	m		
1	2	500,0	151,4
1	3	-500,0	-151,4
2	1	-500,0	111,0
3	1	500,0	569,2
PERDAS		Ativa [MW]	Reativa [Mvar]
TOTAL		-	680,2

Para o evento similar ao "Teste 1.3", que consiste no aumento de 1,0% da tensão terminal, a variação na tensão interna da máquina dado por (4.10) equivale a:

$$\Delta E_3 = \frac{\Delta V_1}{0{,}6981} = \frac{0{,}01}{0{,}6981} = 0{,}0143\, pu$$

$$E_3^{final} = E_3^{inicial} + \Delta E_3 = 1{,}4793 + 0{,}0143 = 1{,}4936\, pu$$

O novo ponto de operação é apresentado na Tab. 4.6 e ilustrado na Fig. 4.6, nas quais, novamente, comprova-se a utilidade da técnica na definição do incremento da variável de controle do gerador.

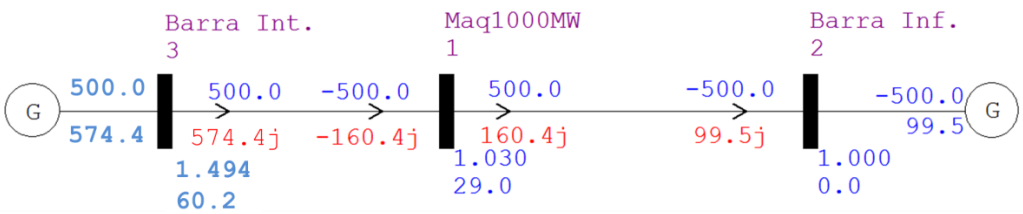


Figura 4.6 – Ponto de Operação Final do Sistema MBINF com Modelo E_q para Representação da Máquina de Rotor Liso

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Tabela 4.6 - Ponto Final com Máquina de Rotor liso e Despacho de 500 MW

BARRAS		TENSÃO		GERAÇÃO		CARGA	
N°	Tipo	V [pu]	Ang [°]	P_g [MW]	Q_g [Mvar]	P_d [MW]	Q_d [Mvar]
1	PQV	1,030	29,04	-	-	-	-
2	$V\theta$	1,000	-	-500,0	99,5	-	-
3	P	1,494	60,22	500,0	574,4	-	-

BARRAS		P_{km} [MW]	Q_{km} [Mvar]
k	m		
1	2	500,0	160,4
1	3	-500,0	-160,4
2	1	-500,0	99,5
3	1	500,0	574,4
PERDAS		Ativa [MW]	Reativa [Mvar]
TOTAL		-	673,9

4.4.4

Sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" com Modelo de Máquina de Rotor Liso e Geração de 1.000 MW (Teste 1.4)

Esse último teste tem o despacho de potência ativa do gerador aumentado para 1.000 MW (assim como o "Teste 1.4" do Apêndice B.4). Os demais dados de rede e de máquinas do sistema são semelhantes à seção anterior. A equação montada para evidenciar a relação entre E_q e V_t do ponto de operação inicial (Tab. 4.7) corresponde a:

$$\Delta V_1 = [-0{,}1989].\Delta E_3 \tag{4.11}$$

Tabela 4.7 - Ponto Inicial com Máquina de Rotor liso e Despacho de 1.000 MW

BARRAS		TENSÃO		GERAÇÃO		CARGA	
N°	Tipo	V [pu]	Ang [°]	P_g [MW]	Q_g [Mvar]	P_d [MW]	Q_d [Mvar]
1	PQV	1,020	78,64	-	-	-	-
2	$V\theta$	1,000	-	-1.000,0	799,0	-	-
3	P	2,806	112,46	1.000,0	3.449,4	-	-

BARRAS		P_{km} [MW]	Q_{km} [Mvar]
k	m		
1	2	1.000,0	839,4
1	3	-1.000,0	-839,4
2	1	-1.000,0	799,0
3	1	1.000,0	3.449,4
PERDAS		Ativa [MW]	Reativa [Mvar]
TOTAL		-	4.248,4

A variação na tensão interna da máquina dado por (4.11) para um evento similar ao "Teste 1.4" vale:

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$$\Delta E_3 = \frac{\Delta V_1}{-0{,}2315} = \frac{0{,}01}{-0{,}2315} = -0{,}0432\ pu$$

$$E_3^{final} = E_3^{inicial} + \Delta E_3 = 2{,}8058 - 0{,}0432 = 2{,}7626\ pu$$

A aplicação da técnica é, outra vez, confirmada através da verificação do novo ponto de operação (Tab. 4.8).

Tabela 4.8 - Ponto Final com Máquina de Rotor liso e Despacho de 1.000 MW

BARRAS		TENSÃO		GERAÇÃO		CARGA	
N°	Tipo	V [pu]	Ang [°]	P_g [MW]	Q_g [Mvar]	P_d [MW]	Q_d [Mvar]
1	PQV	1,030	76,14	-	-	-	-
2	$V\theta$	1,000	-	-1.000,0	753,2	-	-
3	P	2,763	110,18	1.000,0	3.310,9	-	-

BARRAS		P_{km} [MW]	Q_{km} [Mvar]
k	m		
1	2	1.000,0	814,1
1	3	-1.000,0	-814,1
2	1	-1.000,0	753,2
3	1	1.000,0	3.310,9
PERDAS		Ativa [MW]	Reativa [Mvar]
TOTAL		-	4.064,1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.4.5
Conclusão

Os testes realizados mostraram que a matriz $[GVCS]$, composta por índices que relacionam as variáveis de controle do gerador em regime estacionário, pode ser utilizada na definição do incremento ΔE_q para alcançar um valor de V_t desejado.

No entanto, o fato dessa matriz ser baseada nas equações linearizadas de fluxo de carga, torna esta conclusão válida apenas para ajustes em V_t envolvendo pequenas variações em E_q (ΔE_q pequeno). Uma maneira de reduzir o erro na estimação de E_q^{final}, ocasionado pela linearização do sistema, seria adotar a estratégia de linearização por partes no método proposto.

4.5
Estimação da Corrente de Campo em Regime Permanente

Após o cálculo do novo ponto de operação, consegue-se verificar a possibilidade de atuação dos limitadores de sobre-excitação por meio do cálculo das correntes de campo das máquinas.

A utilização do Modelo E_q facilita o cálculo das variáveis de estado da máquina em regime permanente porque a variável ângulo de carga é incorporada no problema de fluxo de potência. Assim, conforme demonstrado na Seção 2.4.2 e no Apêndice B, a tensão $E_{fd}^{equilíbrio}$ e as demais variáveis de estado da máquina em equilíbrio são estimadas através das equações de movimento do rotor em equilíbrio (Seção 2.3.3) e das equações elétricas do estator (Seção 2.3.2).

Nas Figs. A.19 e A.21 apresentam-se os diagramas para as equações de eixo direto das máquinas de polos salientes e de rotor liso, respectivamente. Nestas verifica-se que a derivada da tensão transitória das máquinas projetada no eixo q é dada por:

$$\frac{dE_q'}{dt} = \frac{1}{T_{d0}'}\left[E_{fd} - E_i\right] = \frac{1}{T_{d0}'}\left[E_{fd} - X_{ad}I_{fd}\right] \tag{4.12}$$

sendo E_i uma grandeza proporcional I_{fd} que é denominada força magnetomotriz interna do campo ou excitação.

Assim, quando o equilíbrio é alcançado $\left(\frac{dE_q'}{dt} = 0\right)$, a corrente I_{fd} torna-se proporcional à tensão $E_{fd}^{equilíbrio}$. Em outras palavras, conhecendo-se $E_{fd}^{equilíbrio}$, a corrente I_{fd} é determinada pela seguinte relação:

$$I_{fd}^{fina} = \frac{E_{fd}^{equilíbrio}}{X_{ad}} = \frac{E_{fd}^{equilíbrio}}{X_d - X_l} \tag{4.13}$$

O limitador de sobre-excitação não atuará caso a variável I_{fd}^{final} seja menor ou igual ao valor máximo da corrente de campo permissível em regime permanente ($I_{fd}^{final} \leq I_{fd}^{max}$).

Os valores finais da tensão de campo dos Testes 1.1, 1.2, 1.3 e 1.4 foram calculados em Seção 2.4.2.1, Seção 2.4.2.2, Apêndice B.3 e Apêndice B.4, respectivamente. Foram encontrados os seguintes valores para $E_{fd}^{equilíbrio}$: 1,312

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

pu, 2,184 pu, 1,530 pu, 2,860 pu. Assim, a corrente I_{fd}^{final} para os testes supracitados são definidas por (4.13) como:

$$I_{fd}^{teste1.1} = \frac{1{,}312}{1{,}138 - 0{,}158} = 1{,}338\ pu$$

$$I_{fd}^{teste1.2} = \frac{2{,}184}{1{,}138 - 0{,}158} = 2{,}229\ pu$$

$$I_{fd}^{teste1.3} = \frac{1{,}530}{2{,}340 - 0{,}168} = 0{,}704\ pu$$

$$I_{fd}^{teste1.4} = \frac{2{,}860}{2{,}340 - 0{,}168} = 1{,}317\ pu$$

Esses valores calculados para I_{fd}^{final} são confirmados através da simulação do evento no tempo (Figs. 4.7 a 4.10), onde as pequenas diferenças entre os valores de I_{fd}^{final} (calculado e simulado) são atribuídas ao erro estacionário dos controles das máquinas.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

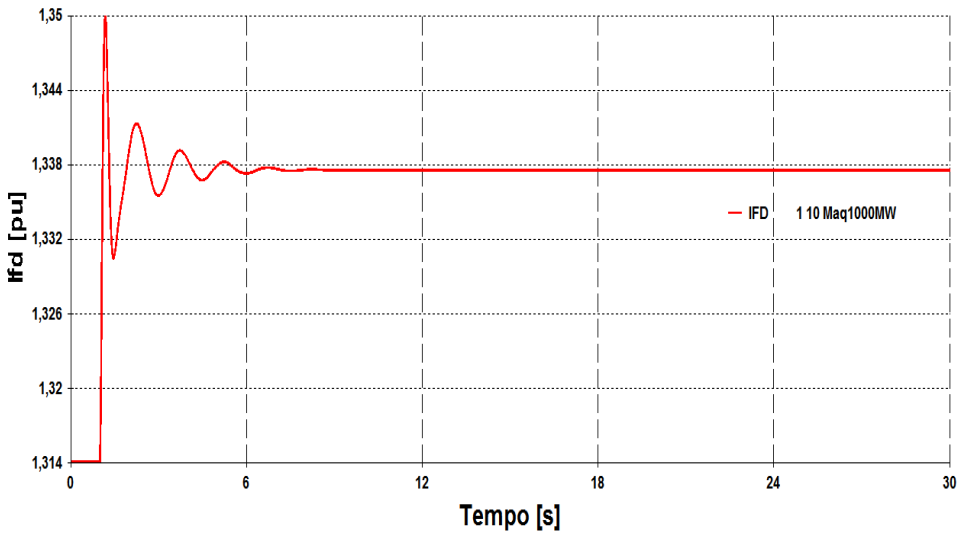


Figura 4.7 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente I_{fd} no Teste 1.1

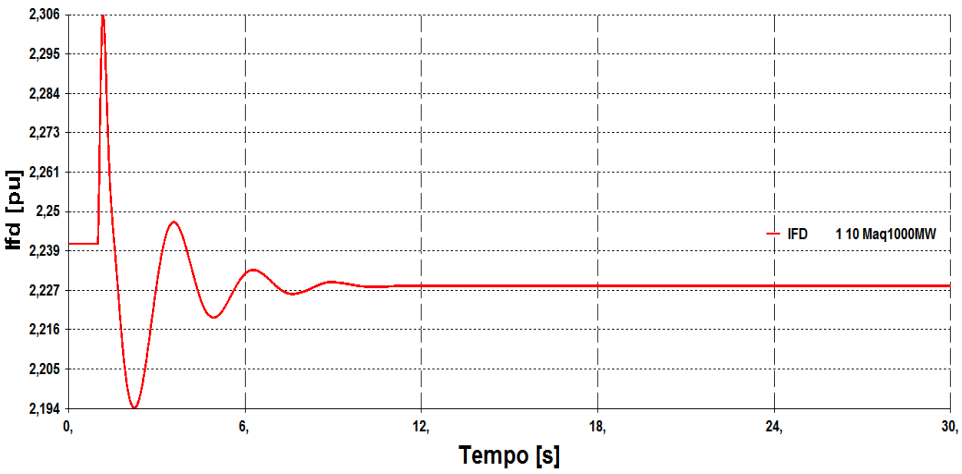


Figura 4.8 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente I_{fd} no Teste 1.2

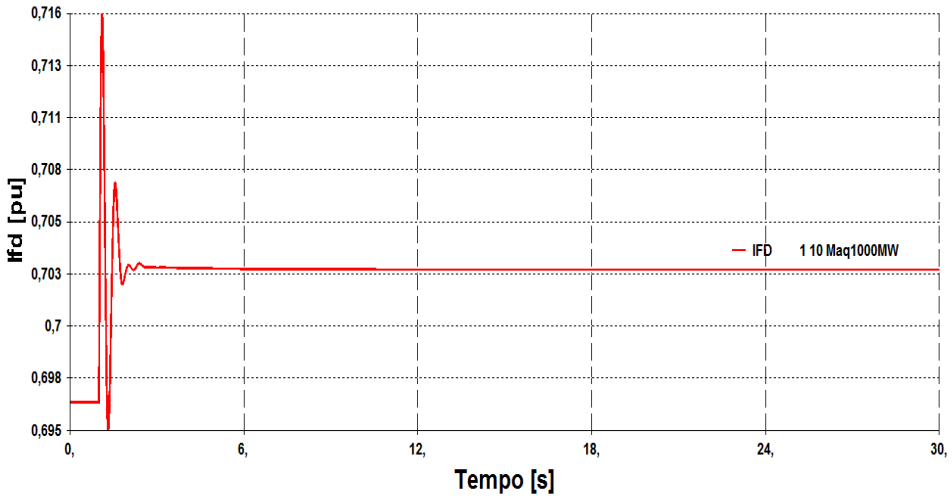


Figura 4.9 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente I_{fd} no Teste 1.3

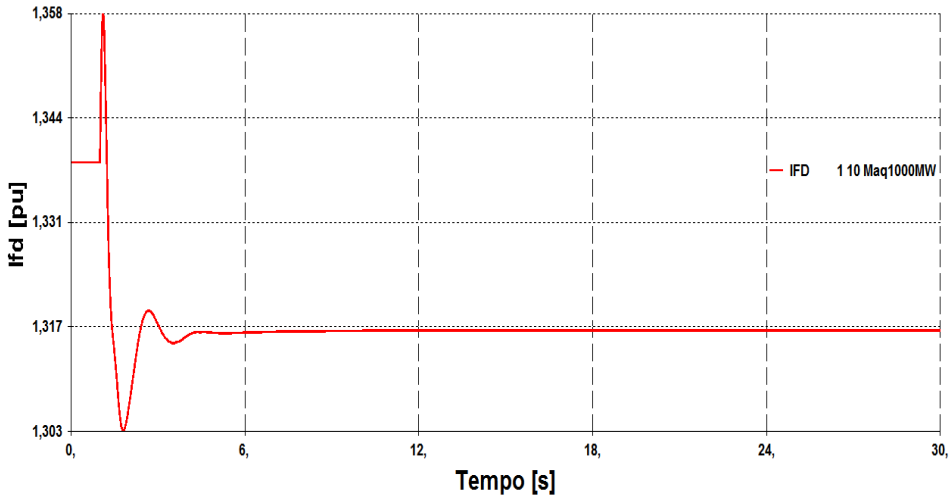


Figura 4.10 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente I_{fd} no Teste 1.4

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.5.1
Conclusão

A representação de máquinas síncronas através do Modelo E_q permite incorporar a variável ângulo de carga no problema de fluxo de potência. Assim, a tensão $E_{fd}^{equilíbrio}$ é determinada através das equações de movimento do rotor em equilíbrio (Seção 2.3.3) e das equações elétricas do estator (Seção 2.3.2), associadas ao novo ponto de operação.

Os testes realizados na Seção 4.5 mostraram que, em equilíbrio, a corrente I_{fd} é proporcional a tensão E_{fd}. Assim, é possível estimar a atuação dos limitadores de sobre-excitação das máquinas através do simples cálculo do fluxo de carga. Esta verificação da atuação dos limitadores pode ser aplicada na análise de eventos que consistem, por exemplo, em crescimento da carga durante a operação do sistema.

No Apêndice E é mostrado que a tensão interna (E_q) não corresponde à $E_{fd}^{equilíbrio}$ pelo fato do Modelo E_q desconsiderar os efeitos da saliência e da saturação magnética da máquina. Esse erro do modelo é compensado adotando fatores de correção para a saliência (ΔSAL) e saturação (ΔSAT) no cálculo de E_q. Em outras palavras, existem duas formas de calcular a tensão de campo em equilíbrio.

A tensão de campo em equilíbrio da máquina de polos salientes (representada com um enrolamento de campo e dois enrolamentos amortecedores) pode ser definida pela equação de $E_{fd}^{equilíbrio}$ (2.30) ou pela equação de E_q que considera os fatores de correção (E.8). Da mesma forma, a máquina de rotor liso (representada por um enrolamento de campo e três enrolamentos amortecedores) tem a tensão de campo em regime permanente calculada por (2.34) ou (E.10).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.6
Método Proposto para Ajuste de Tensão Considerando os Limites de Sobre-Excitação dos Geradores Síncronos

O método proposto tem a finalidade de avaliar, em regime permanente, o efeito das ações de geradores para o controle de tensão do sistema e, para tanto, ele deve ser capaz de estimar as variações nas tensões do sistema e de identificar a atuação dos limitadores de sobre-excitação que causam a perda do controle de tensão das máquinas.

Este método é baseado na incorporação da variável corrente de campo (em equilíbrio) no problema geral de fluxo de potência. Esta inclusão da variável é realizada através da representação das máquinas pelo Modelo E_q, que permite prever o valor da corrente de campo pela simples solução do problema de fluxo de carga (o uso do modelo para estimação dessas correntes já foi testado na Seção 4.5 e no Apêndice E). Além disso, a adoção do Modelo E_q permite calcular uma matriz de sensibilidades do controle de tensão, que relaciona as variáveis de controle e controladas dos geradores (a aplicabilidade da matriz foi testada para um sistema fictício de duas barras na Seção 4.4). Essa matriz é usada para encontrar um novo perfil de tensão para o sistema e/ou identificar a existência de conflito entre os controles dos geradores. Em outras palavras, a matriz permite apontar os ajustes na tensão dos geradores que apresentam maior sensibilidade, ou eficácia, para dada ação desejada.

A aplicabilidade do método na determinação das mudanças desejadas no perfil de tensão é testada a seguir por meio de exemplos no sistema-teste de 24 barras do IEEE (Fig. 4.11).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.6.1

Sistema-Teste de 24 Barras IEEE

Esse sistema-teste é do tipo hidrotérmico e foi criado a partir do sistema de 24 barras do IEEE. A configuração do sistema é apresentada na Fig. 4.11, na qual, os onze geradores estão representados pelo Modelo E_q.

Para as simulações dinâmicas, as barras de geração do sistema-teste têm, associados a elas, modelos de máquinas que correspondem a modelos reais do sistema elétrico brasileiro[17], conforme descrito na Tab. 4.9.

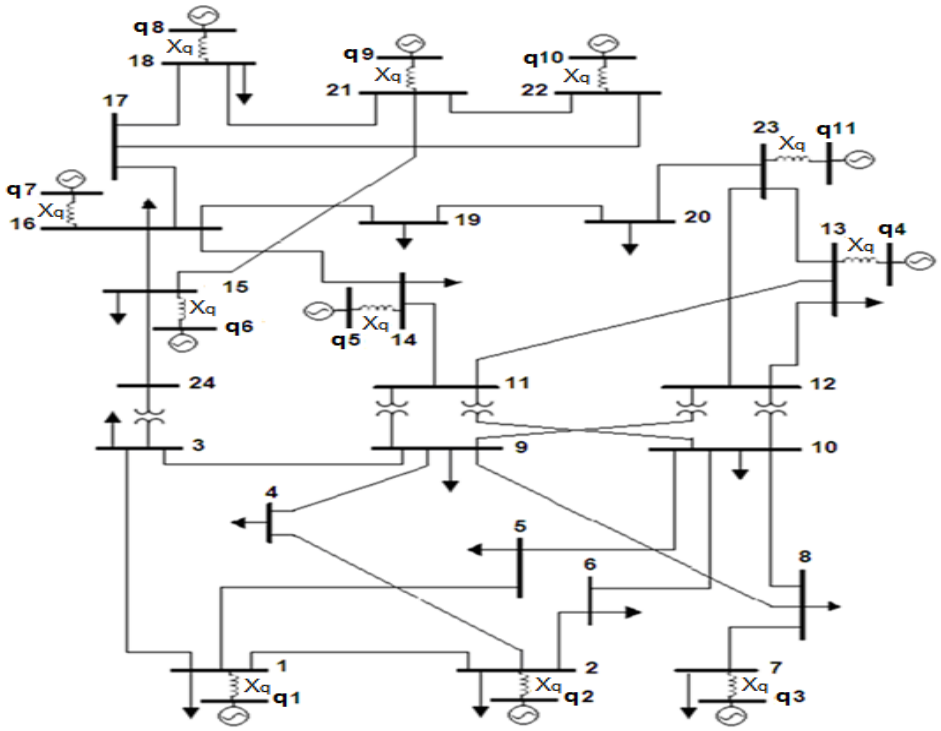


Figura 4.11 - Diagrama Unifilar do Sistema-Teste de 24 Barras IEEE

Tabela 4.9 – Modelos de Máquinas Associados às Barras de Geração do Sistema-Teste

N° BARRA	MODELO DE MÁQUINA ADOTADO	N° DE UNIDADES GERADORAS
1	UTE Santa Cruz 19 kV	3
2	UHE Taquaruçu	5
7	UHE Corumbá	3
13	UHE Itumbiara	6
14	Compensador Síncrono de Tijuco Preto	1
15	UHE Serra da Mesa	3
16	UHE Capivara	4
18	UTE Cuiabá – Gás	2
21	UHE Salto Osório 1 a 4	4
22	UTE Luís Carlos Prestes A – Gás	2
23	UHE Jaguara	4

[17] Os modelos de máquinas/controles utilizados nas simulações dinâmicas foram obtidos no sítio eletrônico do ONS: <http://www.ons.org.br/avaliacao_condicao/casos_eletromecanicos.aspx>.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

O modelo de carga adotado consiste em 100% potência constante para as partes ativa e reativa das cargas.

Os dados de rede do sistema (dados de barra e de linha) são apresentados nas Tabs. 4.10 e 4.11, nesta ordem.

Tabela 4.10 - Dados de Barra do Sistema-Teste de 24 Barras

BARRAS		TENSÃO		GERAÇÃO		CARGA		*SHUNT*
N°	Tipo	V [pu]	Ang [°]	P_g [MW]	Q_g [Mvar]	P_d [MW]	Q_d [Mvar]	Q [Mvar]
1	PQV	1,000	-36,2	-	-	220,0	80,0	-
2	PQV	1,000	-36,5	-	-	230,0	80,0	-
3	PQ	0,932	-24,7	-	-	160,0	40,0	-
4	PQ	0,941	-37,7	-	-	150,0	10,0	-
5	PQ	0,966	-40,2	-	-	170,0	10,0	-
6	PQ	1,019	-43,8	-	-	270,0	80,0	-100,0
7	PQV	1,000	-33,3	-	-	100,0	40,0	-
8	PQ	0,965	-36,6	-	-	180,0	10,0	-
9	PQ	0,955	-28,8	-	-	100,0	10,0	-
10	PQ	0,984	-35,5	-	-	200,0	90,0	-
11	PQ	0,967	-22,9	-	-	-	-	-
12	PQ	0,968	-21,4	-	-	-	-	-
13	PQV	1,000	-14,8	-	-	950,0	350,0	-
14	PQV	1,000	-15,5	-	-	194,0	80,0	-
15	PQV	1,000	-0,20	-	-	60,0	15,0	-
16	PQV	1,000	-4,00	-	-	200,0	50,0	-
17	PQ	0,999	1,00	-	-	-	-	-
18	PQV	1,000	3,00	-	-	383,0	90,0	-
19	PQ	0,976	-10,0	-	-	300,0	80,0	-
20	PQ	0,984	-11,7	-	-	300,0	75,0	-
21	PQV	1,000	5,30	-	-	-	-	-
22	PQV	1,000	6,70	-	-	-	-	-
23	PQV	1,000	-10,8	-	-	-	-	-
24	PQ	0,945	-9,0	-	-	-	-	-
$q1$	P	1,460	-8,9	280,0	349,0	-	-	-
$q2$	P	1,111	-22,7	270,0	158,4	-	-	-
$q3$	P	1,147	-18,3	200,0	140,1	-	-	-
$q4$	θ	1,133	0,00	1.223,5	795,5	-	-	-
$q5$	P	1,817	-15,5	-	445,7	-	-	-
$q6$	P	1,065	8,00	350,0	184,8	-	-	-
$q7$	P	1,216	12,6	450,0	404,6	-	-	-
$q8$	P	1,954	45,3	320,0	577,4	-	-	-
$q9$	P	1,119	39,0	660,0	340,8	-	-	-
$q10$	P	1,315	61,5	128,0	115,8	-	-	-
$q11$	P	1,274	11,9	380,0	346,1	-	-	-

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Tabela 4.11 - Dados de Linha do Sistema-Teste de 24 Barras

DE	PARA	RESISTÊNCIA [%]	REATÂNCIA [%]	SUSCEPTÂNCIA [%]	TAPE [pu]
1	2	0,26	1,39	46,11	-
1	3	5,46	21,12	5,72	-
2	6	4,97	19,20	5,20	-
4	2	3,28	12,67	3,43	-
4	9	2,68	10,37	2,81	-
5	1	2,18	8,45	2,29	-
5	10	2,28	8,83	2,39	-
7	8	1,59	6,14	1,66	-
8	9	4,27	16,51	4,47	-
8	10	4,27	16,51	4,47	-
9	3	3,08	11,90	3,22	-
10	6	1,39	6,05	245,9	-
11	9	0,23	8,39	-	1,00
11	10	0,23	8,39	-	1,00
12	9	0,23	8,39	-	1,00
12	10	0,23	8,39	-	1,00
12	23	1,24	9,66	20,30	-
13	11	5,46	21,12	5,72	-
13	12	0,61	4,76	9,99	-
13	23	5,46	21,12	5,72	-
14	11	0,54	4,18	8,79	-
14	16	0,50	3,89	8,18	-
15	16	0,22	1,73	3,64	-
17	16	0,33	2,59	5,45	-
18	17	0,18	1,44	3,03	-
18	21	0,16	1,29	5,45	-
19	16	0,30	2,31	4,85	-
20	19	0,26	1,98	8,33	-
20	23	0,14	1,08	4,55	-
21	15	0,32	2,45	10,30	-
22	17	1,35	10,53	22,12	-
22	21	0,87	6,78	14,24	-
24	3	0,23	8,39	-	-
24	15	0,67	5,19	10,91	-
$q1$	1	-	23,87[18]	-	-
$q2$	2	-	9,82[19]	-	-
$q3$	7	-	14,87[20]	-	-
$q4$	13	-	2,37[21]	-	-
$q5$	14	-	33,33[22]	-	-
$q6$	15	-	4,31[23]	-	-
$q7$	16	-	7,73[24]	-	-
$q8$	18	-	41,05[25]	-	-
$q9$	21	-	9,40[26]	-	-
$q10$	22	-	84,00[27]	-	-
$q11$	23	-	12,94[28]	-	-

[18] Reatância síncrona de *eixo em quadratura equivalente da UTE Santa Cruz 19 kV*
[19] Reatância síncrona de *eixo em quadratura equivalente da UHE Taquaruçu*
[20] Reatância síncrona de *eixo em quadratura equivalente da UHE Corumbá*
[21] Reatância síncrona de *eixo em quadratura equivalente da UHE Itumbiara*
[22] Reatância síncrona de *eixo em quadratura equivalente do Compensador Síncrono de Tijuco Preto*
[23] Reatância síncrona de *eixo em quadratura equivalente da UHE Serra da Mesa*
[24] Reatância síncrona de *eixo em quadratura equivalente da UHE Capivara*
[25] Reatância síncrona de *eixo em quadratura equivalente da UTE Cuiabá - Gás*
[26] Reatância síncrona de *eixo em quadratura equivalente da UHE Salto Osório 1 a 4*
[27] Reatância síncrona de *eixo em quadratura equivalente da UTE Luís Carlos Prestes A - Gás*
[28] Reatância síncrona de eixo em quadratura equivalente da UHE Jaguara

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

O sistema de equações lineares construído para representar o sistema-teste em análise é dado por:

$$
\begin{bmatrix}
\Delta P_1 \\ \vdots \\ \Delta P_{24} \\ \Delta P_{q1} \\ \Delta P_{q2} \\ \Delta P_{q3} \\ \Delta P_{q5} \\ \vdots \\ \Delta P_{q11} \\ \Delta Q_1 \\ \vdots \\ \Delta Q_{24} \\ \Delta V_1 \\ \Delta V_2 \\ \Delta V_7 \\ \Delta V_{13} \\ \Delta V_{14} \\ \Delta V_{15} \\ \Delta V_{16} \\ \Delta V_{18} \\ \Delta V_{21} \\ \Delta V_{22} \\ \Delta V_{23}
\end{bmatrix}
=
\begin{bmatrix}
\frac{\partial P_1}{\partial \theta_1} & \cdots & \frac{\partial P_1}{\partial \theta_{24}} & \frac{\partial P_1}{\partial \theta_{q1}} & \frac{\partial P_1}{\partial \theta_{q2}} & \frac{\partial P_1}{\partial \theta_{q3}} & \frac{\partial P_1}{\partial \theta_{q5}} & \cdots & \frac{\partial P_1}{\partial \theta_{q11}} & \frac{\partial P_1}{\partial V_1} & \cdots & \frac{\partial P_1}{\partial V_{24}} & \frac{\partial P_1}{\partial E_{q1}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
\vdots & \ddots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\
\frac{\partial P_{24}}{\partial \theta_1} & \cdots & \frac{\partial P_{24}}{\partial \theta_{24}} & \frac{\partial P_{24}}{\partial \theta_{q1}} & \frac{\partial P_{24}}{\partial \theta_{q2}} & \frac{\partial P_{24}}{\partial \theta_{q3}} & \frac{\partial P_{24}}{\partial \theta_{q5}} & \cdots & \frac{\partial P_{24}}{\partial \theta_{q11}} & \frac{\partial P_{24}}{\partial V_1} & \cdots & \frac{\partial P_{24}}{\partial V_{24}} & \frac{\partial P_{24}}{\partial E_{q1}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
\frac{\partial P_{q1}}{\partial \theta_1} & \cdots & \frac{\partial P_{q1}}{\partial \theta_{24}} & \frac{\partial P_{q1}}{\partial \theta_{q1}} & \frac{\partial P_{q1}}{\partial \theta_{q2}} & \frac{\partial P_{q1}}{\partial \theta_{q3}} & \frac{\partial P_{q1}}{\partial \theta_{q5}} & \cdots & \frac{\partial P_{q1}}{\partial \theta_{q11}} & \frac{\partial P_{q1}}{\partial V_1} & \cdots & \frac{\partial P_{q1}}{\partial V_{24}} & \frac{\partial P_{q1}}{\partial E_{q1}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
\frac{\partial P_{q2}}{\partial \theta_1} & \cdots & \frac{\partial P_{q2}}{\partial \theta_{24}} & \frac{\partial P_{q2}}{\partial \theta_{q1}} & \frac{\partial P_{q2}}{\partial \theta_{q2}} & \frac{\partial P_{q2}}{\partial \theta_{q3}} & \frac{\partial P_{q2}}{\partial \theta_{q5}} & \cdots & \frac{\partial P_{q2}}{\partial \theta_{q11}} & \frac{\partial P_{q2}}{\partial V_1} & \cdots & \frac{\partial P_{q2}}{\partial V_{24}} & 0 & \frac{\partial P_{q2}}{\partial E_{q2}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
\frac{\partial P_{q3}}{\partial \theta_1} & \cdots & \frac{\partial P_{q3}}{\partial \theta_{24}} & \frac{\partial P_{q3}}{\partial \theta_{q1}} & \frac{\partial P_{q3}}{\partial \theta_{q2}} & \frac{\partial P_{q3}}{\partial \theta_{q3}} & \frac{\partial P_{q3}}{\partial \theta_{q5}} & \cdots & \frac{\partial P_{q3}}{\partial \theta_{q11}} & \frac{\partial P_{q3}}{\partial V_1} & \cdots & \frac{\partial P_{q3}}{\partial V_{24}} & 0 & 0 & \frac{\partial P_{q3}}{\partial E_{q3}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
\frac{\partial P_{q5}}{\partial \theta_1} & \cdots & \frac{\partial P_{q5}}{\partial \theta_{24}} & \frac{\partial P_{q5}}{\partial \theta_{q1}} & \frac{\partial P_{q5}}{\partial \theta_{q2}} & \frac{\partial P_{q5}}{\partial \theta_{q3}} & \frac{\partial P_{q5}}{\partial \theta_{q5}} & \cdots & \frac{\partial P_{q5}}{\partial \theta_{q11}} & \frac{\partial P_{q5}}{\partial V_1} & \cdots & \frac{\partial P_{q5}}{\partial V_{24}} & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial P_{q5}}{\partial E_{q5}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
\vdots & \ddots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\
\frac{\partial P_{q11}}{\partial \theta_1} & \cdots & \frac{\partial P_{q11}}{\partial \theta_{24}} & \frac{\partial P_{q11}}{\partial \theta_{q1}} & \frac{\partial P_{q11}}{\partial \theta_{q2}} & \frac{\partial P_{q11}}{\partial \theta_{q3}} & \frac{\partial P_{q11}}{\partial \theta_{q5}} & \cdots & \frac{\partial P_{q11}}{\partial \theta_{q11}} & \frac{\partial P_{q11}}{\partial V_1} & \cdots & \frac{\partial P_{q11}}{\partial V_{24}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial P_{q11}}{\partial E_{q11}} \\
\frac{\partial Q_1}{\partial \theta_1} & \cdots & \frac{\partial Q_1}{\partial \theta_{24}} & \frac{\partial Q_1}{\partial \theta_{q1}} & \frac{\partial Q_1}{\partial \theta_{q2}} & \frac{\partial Q_1}{\partial \theta_{q3}} & \frac{\partial Q_1}{\partial \theta_{q5}} & \cdots & \frac{\partial Q_1}{\partial \theta_{q11}} & \frac{\partial Q_1}{\partial V_1} & \cdots & \frac{\partial Q_1}{\partial V_{24}} & \frac{\partial Q_1}{\partial E_{q1}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
\vdots & \ddots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\
\frac{\partial Q_{24}}{\partial \theta_1} & \cdots & \frac{\partial Q_{24}}{\partial \theta_{24}} & \frac{\partial Q_{24}}{\partial \theta_{q1}} & \frac{\partial Q_{24}}{\partial \theta_{q2}} & \frac{\partial Q_{24}}{\partial \theta_{q3}} & \frac{\partial Q_{24}}{\partial \theta_{q5}} & \cdots & \frac{\partial Q_{24}}{\partial \theta_{q11}} & \frac{\partial Q_{24}}{\partial V_1} & \cdots & \frac{\partial Q_{24}}{\partial V_{24}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 1 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0
\end{bmatrix}
\cdot
\begin{bmatrix}
\Delta \theta_1 \\ \vdots \\ \Delta \theta_{24} \\ \Delta \theta_{q1} \\ \Delta \theta_{q2} \\ \Delta \theta_{q3} \\ \Delta \theta_{q5} \\ \vdots \\ \Delta \theta_{q11} \\ \Delta V_1 \\ \vdots \\ \Delta V_{24} \\ \Delta E_{q1} \\ \Delta E_{q2} \\ \Delta E_{q3} \\ \Delta E_{q4} \\ \Delta E_{q5} \\ \Delta E_{q6} \\ \Delta E_{q7} \\ \Delta E_{q8} \\ \Delta E_{q9} \\ \Delta E_{q10} \\ \Delta E_{q11}
\end{bmatrix}
\tag{4.14}
$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

onde:

$$\Delta V_1 = V_1^{esp} - V_1^{calc}$$

$$\Delta V_2 = V_2^{esp} - V_2^{calc}$$

$$\Delta V_7 = V_7^{esp} - V_7^{calc}$$

$$\Delta V_{13} = V_{13}^{esp} - V_{13}^{calc}$$

$$\Delta V_{14} = V_{14}^{esp} - V_{14}^{calc}$$

$$\Delta V_{15} = V_{15}^{esp} - V_{15}^{calc}$$

$$\Delta V_{16} = V_{16}^{esp} - V_{16}^{calc}$$

$$\Delta V_{18} = V_{18}^{esp} - V_{18}^{calc}$$

$$\Delta V_{21} = V_{21}^{esp} - V_{21}^{calc}$$

$$\Delta_{22} = V_{22}^{esp} - V_{22}^{calc}$$

$$\Delta V_{23} = V_{23}^{esp} - V_{23}^{calc}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.6.2
Estudo de Caso no Sistema-Teste de 24 Barras IEEE

4.6.2.1
Aumento de 0,5% na Tensão da Barra de Carga 3

Esse primeiro ensaio tem o objetivo de estabelecer a melhor ação de controle por um gerador do sistema que faça a tensão na barra de carga 3 aumentar em 0,5% e que os limitadores de sobre-excitação dos geradores não atuem.

Para tanto, primeiro, deve-se substituir os valores das Tabs. 4.10 e 4.11 em (4.14). Após isto, a variação da tensão na Barra 3 pode ser determinada considerando $\Delta P_1 = \cdots = \Delta P_{24} = \Delta P_{q1} = \cdots = \Delta P_{q11} = \Delta Q_1 = \Delta Q_2 = \Delta Q_4 =$

$\cdots = \Delta Q_{24} = 0$ no sistema de equações calculado anteriormente. Assim, o sistema é reduzido para evidenciar a relação entre as variáveis das máquinas síncronas (V_t e E_q) e as grandezas da barra de carga em análise (Q_3 e V_3). O sistema de equações reduzido[29] para o teste em análise corresponde a:

$$\begin{bmatrix} \Delta V_1 \\ \Delta V_2 \\ \Delta V_7 \\ \Delta V_{13} \\ \Delta V_{14} \\ \Delta V_{15} \\ \Delta V_{16} \\ \Delta V_{18} \\ \Delta V_{21} \\ \Delta V_{22} \\ \Delta V_{23} \\ \Delta Q_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}260 & 0{,}499 & 0{,}103 & 0{,}334 & 0{,}039 & 0{,}123 & 0{,}099 & 0{,}021 & 0{,}074 & 0{,}013 & 0{,}078 & 0{,}492 \\ 0{,}225 & 0{,}554 & 0{,}103 & 0{,}333 & 0{,}039 & 0{,}123 & 0{,}098 & 0{,}021 & 0{,}074 & 0{,}013 & 0{,}078 & 0{,}460 \\ 0{,}067 & 0{,}150 & 0{,}653 & 0{,}319 & 0{,}037 & 0{,}118 & 0{,}094 & 0{,}020 & 0{,}070 & 0{,}013 & 0{,}074 & 0{,}314 \\ 0{,}032 & 0{,}072 & 0{,}047 & 0{,}968 & 0{,}027 & 0{,}103 & 0{,}081 & 0{,}017 & 0{,}062 & 0{,}011 & 0{,}085 & 0{,}179 \\ 0{,}055 & 0{,}122 & 0{,}080 & 0{,}384 & 0{,}136 & 0{,}355 & 0{,}283 & 0{,}059 & 0{,}212 & 0{,}038 & 0{,}136 & 0{,}368 \\ 0{,}021 & 0{,}047 & 0{,}031 & 0{,}181 & 0{,}043 & 0{,}536 & 0{,}244 & 0{,}068 & 0{,}264 & 0{,}044 & 0{,}098 & 0{,}266 \\ 0{,}029 & 0{,}065 & 0{,}043 & 0{,}249 & 0{,}060 & 0{,}428 & 0{,}344 & 0{,}072 & 0{,}257 & 0{,}046 & 0{,}136 & 0{,}275 \\ 0{,}025 & 0{,}055 & 0{,}036 & 0{,}209 & 0{,}050 & 0{,}474 & 0{,}287 & 0{,}132 & 0{,}412 & 0{,}071 & 0{,}114 & 0{,}266 \\ 0{,}023 & 0{,}050 & 0{,}033 & 0{,}192 & 0{,}046 & 0{,}472 & 0{,}262 & 0{,}105 & 0{,}444 & 0{,}070 & 0{,}104 & 0{,}255 \\ 0{,}025 & 0{,}055 & 0{,}036 & 0{,}211 & 0{,}051 & 0{,}484 & 0{,}289 & 0{,}111 & 0{,}428 & 0{,}161 & 0{,}115 & 0{,}270 \\ 0{,}038 & 0{,}085 & 0{,}056 & 0{,}434 & 0{,}047 & 0{,}282 & 0{,}225 & 0{,}047 & 0{,}169 & 0{,}030 & 0{,}338 & 0{,}267 \\ -1{,}973 & -4{,}097 & -1{,}920 & -6{,}976 & -1{,}006 & -6{,}195 & -3{,}591 & -0{,}874 & -3{,}285 & -0{,}566 & -2{,}093 & 9{,}028 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta E_{q1} \\ \Delta E_{q2} \\ \Delta E_{q3} \\ \Delta E_{q4} \\ \Delta E_{q5} \\ \Delta E_{q6} \\ \Delta E_{q7} \\ \Delta E_{q8} \\ \Delta E_{q9} \\ \Delta E_{q10} \\ \Delta E_{q11} \\ \Delta V_3 \end{bmatrix} \tag{4.15}$$

[29] O sistema de equações reduzido é calculado através de algoritmo desenvolvido em ambiente MATLAB (versão R2012b).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Visto que se deseja descobrir uma maneira de aumentar a tensão da Barra 3 em função da variação da tensão terminal de uma única máquina do sistema, torna-se conveniente inverter (4.15) para evidenciar a contribuição de cada máquina do sistema na variação da tensão da Barra 3. Assim, a nova matriz $[GVCS]$ fica igual a:

$$\begin{bmatrix} \Delta E_{q1} \\ \Delta E_{q2} \\ \Delta E_{q3} \\ \Delta E_{q4} \\ \Delta E_{q5} \\ \Delta E_{q6} \\ \Delta E_{q7} \\ \Delta E_{q8} \\ \Delta E_{q9} \\ \Delta E_{q10} \\ \Delta E_{q11} \\ \Delta V_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 17{,}175 & -15{,}638 & -0{,}308 & -0{,}540 & -0{,}545 & -0{,}514 & -0{,}032 & -0{,}003 & 0{,}003 & 0{,}000 & -0{,}229 & -0{,}072 \\ -7{,}047 & 8{,}229 & -0{,}149 & -0{,}258 & -0{,}251 & -0{,}074 & -0{,}002 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & -0{,}104 & -0{,}010 \\ -0{,}199 & -0{,}220 & 1{,}633 & -0{,}293 & -0{,}284 & -0{,}086 & -0{,}002 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & -0{,}118 & -0{,}011 \\ -0{,}054 & -0{,}057 & -0{,}044 & 1{,}222 & -0{,}131 & -0{,}031 & 0{,}000 & 0{,}000 & -0{,}001 & 0{,}000 & -0{,}233 & -0{,}004 \\ -0{,}792 & -0{,}804 & -0{,}617 & -1{,}873 & 12{,}253 & -0{,}514 & -8{,}887 & 0{,}009 & 0{,}009 & 0{,}004 & -0{,}565 & -0{,}055 \\ -0{,}086 & -0{,}030 & -0{,}026 & -0{,}050 & -0{,}063 & 5{,}290 & -2{,}478 & -0{,}013 & -1{,}763 & -0{,}002 & -0{,}028 & -0{,}019 \\ -0{,}012 & 0{,}001 & 0{,}001 & 0{,}006 & -1{,}875 & -4{,}375 & 10{,}093 & -1{,}723 & 0{,}000 & -0{,}237 & -1{,}397 & -0{,}002 \\ -0{,}005 & 0{,}000 & 0{,}001 & 0{,}003 & 0{,}007 & -0{,}092 & -6{,}855 & 31{,}683 & -23{,}716 & -1{,}731 & 0{,}003 & -0{,}001 \\ 0{,}001 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & -0{,}001 & -3{,}157 & -0{,}004 & -6{,}044 & 10{,}850 & -1{,}161 & 0{,}000 & 0{,}000 \\ -0{,}001 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}001 & 0{,}002 & -0{,}021 & -1{,}482 & -2{,}714 & -7{,}136 & 10{,}932 & 0{,}001 & 0{,}000 \\ -0{,}115 & -0{,}117 & -0{,}090 & -1{,}196 & -0{,}188 & -0{,}073 & -2{,}326 & 0{,}001 & 0{,}001 & 0{,}000 & 4{,}310 & -0{,}008 \\ 0{,}293 & 0{,}088 & 0{,}072 & 0{,}129 & 0{,}138 & 0{,}468 & 0{,}019 & 0{,}002 & -0{,}002 & 0{,}001 & 0{,}059 & 0{,}064 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta V_1 \\ \Delta V_2 \\ \Delta V_7 \\ \Delta V_{13} \\ \Delta V_{14} \\ \Delta V_{15} \\ \Delta V_{16} \\ \Delta V_{18} \\ \Delta V_{21} \\ \Delta V_{22} \\ \Delta V_{23} \\ \Delta Q_3 \end{bmatrix} \tag{4.16}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A verificação da última linha da matriz de sensibilidades em (4.16) mostra que a variação da tensão do gerador conectado à Barra 15 (ΔV_{15}) apresenta maior influência para uma variação na tensão da Barra 3 (ΔV_3) e que o gerador da Barra 21 está em conflito com os demais controles (pois apresenta sensibilidade negativa). Portanto, o gerador 15 é escolhido para modificar a tensão na Barra 3.

Além disso, considera-se que as demais tensões terminais são mantidas constantes ($\Delta V_1 = \Delta V_2 = \Delta V_7 = \Delta V_{13} = \Delta V_{16} = \Delta V_{18} = \Delta V_{21} = \Delta V_{22} = \Delta V_{23} = 0$) e que não existe variação na carga da Barra 3 ($\Delta Q_3 = 0$). Desta maneira, (4.16) pode ser reduzido para:

$$\Delta V_3 = [0{,}4680].\Delta V_{15} \tag{4.17}$$

Invertendo-se (4.17):

$$\Delta V_{15} = [2{,}1368].\Delta V_3 \tag{4.18}$$

Finalmente, pode-se definir a variação na tensão terminal do gerador 15 fazendo $\Delta V_3 = 0{,}005\ pu$ em (4.18). Assim:

$$\Delta V_{15} = [2{,}1368].0{,}005 = 0{,}011\ pu$$

As variações das tensões internas das máquinas (ΔE_q) podem ser estimadas assumindo $\Delta V_{15} = 0{,}0107\ pu$ e $\Delta V_1 = \Delta V_2 = \Delta V_7 = \Delta V_{13} = \Delta V_{16} = \Delta V_{18} = \Delta V_{21} = \Delta V_{22} = \Delta V_{23} = \Delta Q_3 = 0$ em (4.16). Desta forma:

$$\begin{bmatrix} \Delta E_{q1} \\ \Delta E_{q2} \\ \Delta E_{q3} \\ \Delta E_{q4} \\ \Delta E_{q5} \\ \boldsymbol{\Delta E_{q6}} \\ \Delta E_{q7} \\ \Delta E_{q8} \\ \Delta E_{q9} \\ \Delta E_{q10} \\ \Delta E_{q11} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -0{,}5138 \\ -0{,}0743 \\ -0{,}0857 \\ -0{,}0309 \\ -0{,}5137 \\ \mathbf{5{,}2896} \\ -4{,}3745 \\ -0{,}0917 \\ -3{,}1575 \\ -0{,}0214 \\ -0{,}0734 \end{bmatrix} . [0{,}0110\ ] = \begin{bmatrix} -0{,}0057 \\ -0{,}0008 \\ -0{,}0009 \\ -0{,}0003 \\ -0{,}0057 \\ \mathbf{0{,}0582} \\ -0{,}0481 \\ -0{,}0010 \\ -0{,}0347 \\ -0{,}0002 \\ -0{,}0008 \end{bmatrix} pu \tag{4.19}$$

A análise de (4.19) indica que a tensão interna E_{q6} (variável do gerador conectado à Barra 15) irá aumentar ($\Delta E_{q6} > 0$) e, portanto, o limitador de sobre-excitação deste gerador pode atuar para a ação de controle em análise.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

O novo ponto de operação supondo o ajuste na tensão do gerador da Barra 15 é dado na Tab. 4.12, em que, verifica-se o aumento desejado de 0,5% na tensão da Barra 3 e as variações nas tensões internas das máquinas conforme calculado em (4.19).

Tabela 4.12 - Ponto de Operação com Aumento de 0,5% na Tensão da Barra 3

BARRAS		TENSÃO		GERAÇÃO		CARGA		*SHUNT*
N°	Tipo	V [pu]	Ang [°]	P_g [MW]	Q_g [Mvar]	P_d [MW]	Q_d [Mvar]	Q [Mvar]
1	PQV	1,000	-36,1	-	-	220,0	80,0	-
2	PQV	1,000	-36,4	-	-	230,0	80,0	-
3	PQ	0,937	-24,6	-	-	160,0	40,0	-
4	PQ	0,942	-37,6	-	-	150,0	10,0	-
5	PQ	0,966	-40,1	-	-	170,0	10,0	-
6	PQ	1,019	-43,7	-	-	270,0	80,0	-100,0
7	PQV	1,000	-33,2	-	-	100,0	40,0	-
8	PQ	0,966	-36,6	-	-	180,0	10,0	-
9	PQ	0,956	-28,8	-	-	100,0	10,0	-
10	PQ	0,984	-35,4	-	-	200,0	90,0	-
11	PQ	0,968	-22,9	-	-	-	-	-
12	PQ	0,968	-21,4	-	-	-	-	-
13	PQV	1,000	-14,8	-	-	950,0	350,0	-
14	PQV	1,000	-15,6	-	-	194,0	80,0	-
15	PQV	1,011	-0,36	-	-	60,0	15,0	-
16	PQV	1,000	-4,07	-	-	200,0	50,0	-
17	PQ	0,999	0,91	-	-	-	-	-
18	PQV	1,000	2,92	-	-	383,0	90,0	-
19	PQ	0,976	-10,0	-	-	300,0	80,0	-
20	PQ	0,984	-11,7	-	-	300,0	75,0	-
21	PQV	1,000	5,20	-	-	-	-	-
22	PQV	1,000	6,58	-	-	-	-	-
23	PQV	1,000	-10,8	-	-	-	-	-
24	PQ	0,954	-9,1	-	-	-	-	-
$q1$	P	1,454	-8,7	280,0	344,8	-	-	-
$q2$	P	1,110	-22,6	270,0	157,4	-	-	-
$q3$	P	1,146	-18,2	200,0	139,3	-	-	-
$q4$	θ	1,133	0,00	1.223,2	793,7	-	-	-
$q5$	P	1,812	-15,6	-	441,2	-	-	-
$q6$	P	1,123	7,27	350,0	315,0	-	-	-
$q7$	P	1,168	13,3	450,0	321,5	-	-	-
$q8$	P	1,953	45,2	320,0	576,8	-	-	-
$q9$	P	1,084	40,1	660,0	304,4	-	-	-
$q10$	P	1,315	61,4	128,0	115,7	-	-	-
$q11$	P	1,273	11,9	380,0	345,2	-	-	-

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

O cálculo do novo ponto de operação permite, agora, determinar as tensões de campo das máquinas em regime permanente utilizando:

i. as equações de movimento do rotor em equilíbrio e as equações elétricas do estator (esses cálculos são semelhantes aos realizados na Seção 2.4.2 e no Apêndice B), ou

ii. os fatores de correção para saliência e saturação magnética nos valores calculados de E_q (conforme apresentado no Apêndice E).

Os fatores de correção devido à saturação magnética das máquinas do sistema-teste são:

$$\Delta SAT_{Santa\ Cruz} = \frac{E_q''}{|E''|} 0{,}032 e^{8{,}120(|E''|-0{,}8)}$$

$$\Delta SAT_{Taquaruçu} = 0{,}062 e^{4{,}160(|E_q'|-0{,}8)}$$

$$\Delta SAT_{Corumbá} = 0{,}027 e^{7{,}104(|E_q'|-0{,}8)}$$

$$\Delta SAT_{Itumbiara} = 0{,}017 e^{10{,}125(|E_q'|-0{,}8)}$$

$$\Delta SAT_{Tijuco\ Preto} = 0{,}060 e^{4{,}350(|E_q'|-0{,}8)}$$

$$\Delta SAT_{Serra\ da\ Mesa} = 0{,}042 e^{4{,}887(|E_q'|-0{,}8)}$$

$$\Delta SAT_{Capivara} = 0{,}007 e^{10{,}952(|E_q'|-0{,}8)}$$

$$\Delta SAT_{Cuiabá} = \frac{E_q''}{|E''|} 0{,}026 e^{7{,}116(|E''|-0{,}8)}$$

$$\Delta SAT_{Salto\ Osório} = 0{,}032 e^{7{,}108(|E_q'|-0{,}8)}$$

$$\Delta SAT_{Prestes} = \frac{E_q''}{|E''|} 0{,}024 e^{7{,}468(|E''|-0{,}8)}$$

$$\Delta SAT_{Jaguara} = 0{,}050 e^{5{,}910(|E_q'|-0{,}8)}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Assim, os valores das tensões de campo para o novo ponto de operação valem[30]:

$$\begin{bmatrix} E_{fd1}^{calc} \\ E_{fd2}^{calc} \\ E_{fd3}^{calc} \\ E_{fd4}^{calc} \\ E_{fd5}^{calc} \\ \boldsymbol{E_{fd6}^{calc}} \\ E_{fd7}^{calc} \\ E_{fd8}^{calc} \\ E_{fd9}^{calc} \\ E_{fd10}^{calc} \\ E_{fd11}^{calc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1{,}694 \\ 1{,}354 \\ 1{,}396 \\ 1{,}413 \\ 2{,}909 \\ \mathbf{1{,}327} \\ 1{,}419 \\ 2{,}141 \\ 1{,}347 \\ 1{,}454 \\ 1{,}791 \end{bmatrix} pu \tag{4.20}$$

Os valores das correntes de campo do novo ponto de equilíbrio são encontrados através de (4.13).

$$\begin{bmatrix} I_{fd1}^{calc} \\ I_{fd2}^{calc} \\ I_{fd3}^{calc} \\ I_{fd4}^{calc} \\ I_{fd5}^{calc} \\ \boldsymbol{I_{fd6}^{calc}} \\ I_{fd7}^{calc} \\ I_{fd8}^{calc} \\ I_{fd9}^{calc} \\ I_{fd10}^{calc} \\ I_{fd11}^{calc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1{,}694}{1{,}863-0{,}209} \\ \frac{1{,}354}{0{,}850-0{,}180} \\ \frac{1{,}396}{0{,}930-0{,}168} \\ \frac{1{,}413}{0{,}730-0{,}190} \\ \frac{2{,}909}{1{,}700-0{,}175} \\ \boldsymbol{\frac{1{,}327}{0{,}934-0{,}220}} \\ \frac{1{,}419}{0{,}764-0{,}180} \\ \frac{2{,}141}{1{,}607-0{,}100} \\ \frac{1{,}347}{1{,}260-0{,}166} \\ \frac{1{,}454}{1{,}672-0{,}132} \\ \frac{1{,}791}{0{,}975-0{,}124} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1{,}024 \\ 2{,}021 \\ 1{,}832 \\ 2{,}617 \\ 1{,}908 \\ \mathbf{1{,}859} \\ 2{,}430 \\ 1{,}421 \\ 1{,}231 \\ 0{,}944 \\ 2{,}105 \end{bmatrix} pu \tag{4.21}$$

O valor máximo da corrente de campo permissível em regime do gerador conectado a Barra 15 é 2,830 pu e, conforme (4.21), o valor previsto da corrente

[30] As tensões de campo foram calculadas utilizando as equações em equilíbrio (equações de movimento do rotor em equilíbrio e as equações elétricas do estator) e os fatores de correção em E_q através de algoritmo desenvolvido em ambiente MATLAB (versão R2012b). As duas formas de cálculo de E_{fd} apresentam resultados idênticos.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

de campo desse gerador (I_{fd6}^{calc}) vale 1,859 pu. Desta maneira, estima-se que o limitador da máquina não atuará para a ação de controle em análise.

A viabilidade do método é testada comparando os resultados com a simulação dinâmica do evento. Na Fig. 4.12 apresenta-se o comportamento no tempo da corrente I_{fd6} que corresponde a corrente de campo do gerador conectado à Barra 15. Além disso, nas Figs. 4.13 e 4.14 mostram-se o comportamento das variáveis tensão da Barra 3 (porque o intuito da ação de controle era aumentar a tensão nesta barra em 0,5%) e tensão da Barra 15 (pois o evento simulado consistiu no aumentou de 1,1% na tensão terminal desse gerador).

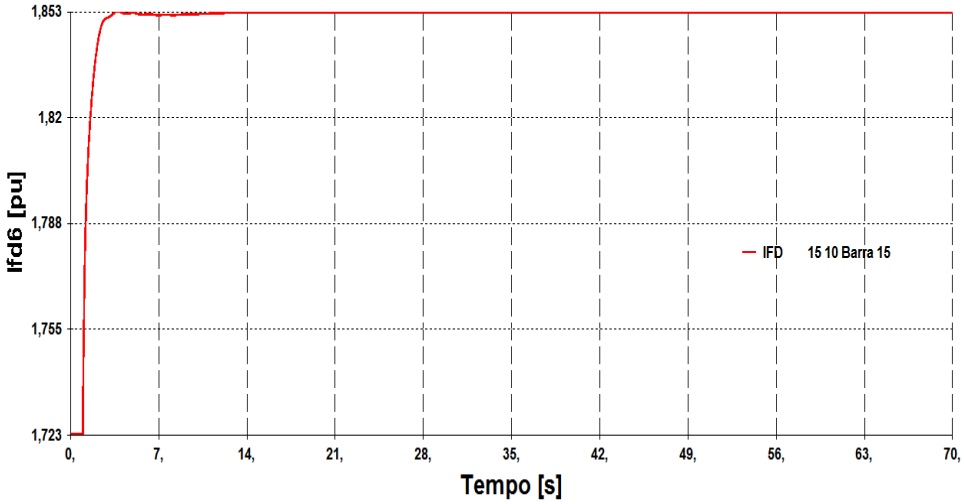


Figura 4.12 – Variação de I_{fd6} no Teste para Aumento de 0,5% na Tensão da Barra 3

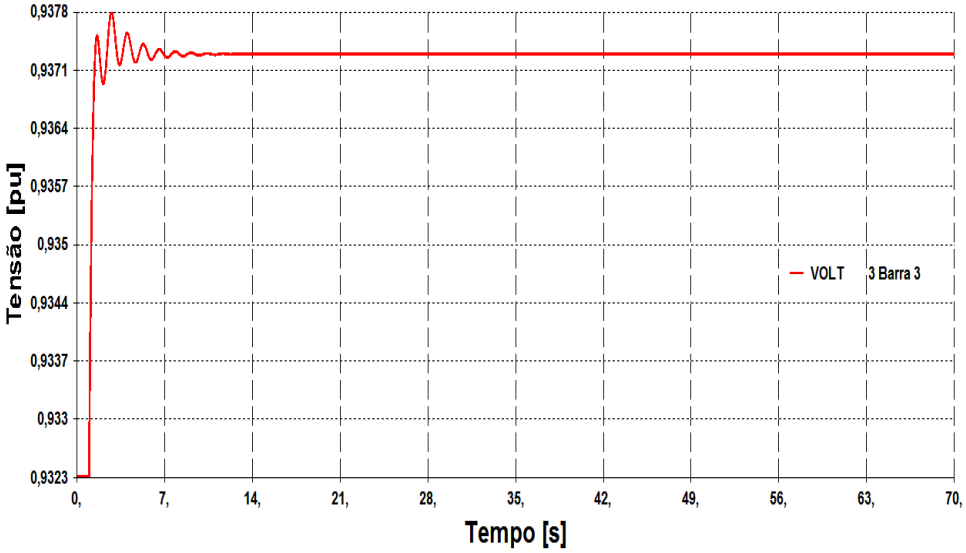


Figura 4.13 – Variação de V_3 no Teste para Aumento de 0,5% na Tensão da Barra 3

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

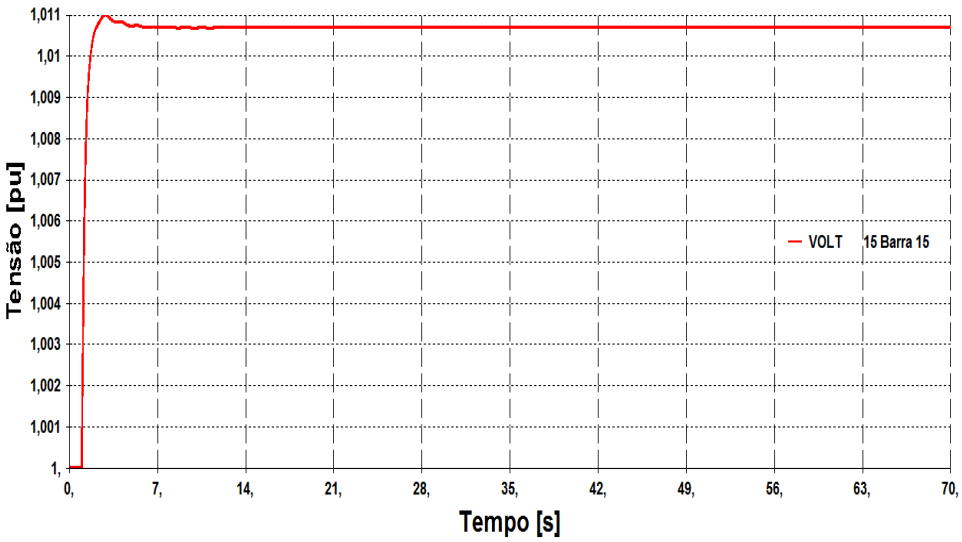


Figura 4.14 – Variação de V_{15} no Teste para Aumento de 0,5% na Tensão da Barra 3

Os valores finais das variáveis simuladas no tempo apresentam pequenas diferenças quando comparados com seus valores calculados pelo método proposto (estas diferenças são pequenas em relação ao evento simulado que consistiu no aumento de 1,1 % na tensão terminal do gerador da Barra 15). Essas diferenças são atribuídas ao erro em regime estacionário dos controles das máquinas e em decorrência da linearização do sistema para determinação dos incrementos através da matriz $[GVCS]$. Fora isto, a simulação no tempo mostra que o objetivo de aumento em 0,5% na tensão da Barra 3 é alcançado com o aumento de 1,1% (variação prevista pela matriz de sensibilidades) na tensão terminal do gerador conectado à Barra 15.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.6.2.2
Aumento de 1,0% na Tensão das Barras de Carga 3, 4 e 9

Nesse segundo ensaio, o propósito é estabelecer o melhor conjunto de ações de controle por geradores do sistema que faça as tensões nas barras de carga 3, 4 e 9 aumentar em 1,0% e que os limitadores de sobre-excitação dos geradores não atuem.

Para o ponto de operação inicial, o sistema montado para evidenciar a relação entre as variáveis das máquinas síncronas E_q e V_t e as grandezas V_t e Q_t das barras de carga corresponde a:

$$
\begin{bmatrix} \Delta E_{q1} \\ \Delta E_{q2} \\ \Delta E_{q3} \\ \Delta E_{q4} \\ \Delta E_{q5} \\ \Delta E_{q6} \\ \Delta E_{q7} \\ \Delta E_{q8} \\ \Delta E_{q9} \\ \Delta E_{q10} \\ \Delta E_{q11} \\ \Delta V_3 \\ \Delta V_4 \\ \Delta V_9 \end{bmatrix}
=
\begin{bmatrix}
17{,}175 & -15{,}638 & -0{,}308 & -0{,}540 & -0{,}545 & -0{,}514 & -0{,}032 & -0{,}003 & 0{,}003 & 0{,}000 & -0{,}229 & -0{,}072 & -0{,}018 & -0{,}030 \\
-7{,}047 & 8{,}229 & -0{,}149 & -0{,}258 & -0{,}251 & -0{,}074 & -0{,}002 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & -0{,}104 & -0{,}010 & -0{,}057 & -0{,}020 \\
-0{,}199 & -0{,}220 & 1{,}633 & -0{,}293 & -0{,}284 & -0{,}086 & -0{,}002 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & -0{,}118 & -0{,}011 & -0{,}013 & -0{,}024 \\
-0{,}054 & -0{,}057 & -0{,}044 & 1{,}222 & -0{,}131 & -0{,}031 & 0{,}000 & 0{,}000 & -0{,}001 & 0{,}000 & -0{,}233 & -0{,}004 & -0{,}004 & -0{,}006 \\
-0{,}792 & -0{,}804 & -0{,}617 & -1{,}873 & 12{,}253 & -0{,}514 & -8{,}887 & 0{,}009 & 0{,}009 & 0{,}004 & -0{,}565 & -0{,}055 & -0{,}049 & -0{,}088 \\
-0{,}086 & -0{,}030 & -0{,}026 & -0{,}050 & -0{,}063 & 5{,}290 & -2{,}478 & -0{,}013 & -1{,}763 & -0{,}002 & -0{,}028 & -0{,}019 & -0{,}003 & -0{,}005 \\
-0{,}012 & 0{,}001 & 0{,}001 & 0{,}006 & -1{,}875 & -4{,}375 & 10{,}093 & -1{,}723 & 0{,}000 & -0{,}237 & -1{,}397 & -0{,}002 & 0{,}000 & 0{,}000 \\
-0{,}005 & 0{,}000 & 0{,}001 & 0{,}003 & 0{,}007 & -0{,}092 & -6{,}855 & 31{,}683 & -23{,}716 & -1{,}731 & 0{,}003 & -0{,}001 & 0{,}000 & 0{,}000 \\
0{,}001 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & -0{,}001 & -3{,}157 & -0{,}004 & -6{,}044 & 10{,}850 & -1{,}161 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 \\
-0{,}001 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}001 & 0{,}002 & -0{,}021 & -1{,}482 & -2{,}714 & -7{,}136 & 10{,}932 & 0{,}001 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 \\
-0{,}115 & -0{,}117 & -0{,}090 & -1{,}196 & -0{,}188 & -0{,}073 & -2{,}326 & 0{,}001 & 0{,}001 & 0{,}000 & 4{,}310 & -0{,}008 & -0{,}007 & -0{,}013 \\
0{,}293 & 0{,}088 & 0{,}072 & 0{,}129 & 0{,}138 & 0{,}468 & 0{,}019 & 0{,}002 & -0{,}002 & 0{,}001 & 0{,}059 & 0{,}064 & 0{,}009 & 0{,}016 \\
0{,}076 & 0{,}577 & 0{,}091 & 0{,}158 & 0{,}155 & 0{,}074 & 0{,}003 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}064 & 0{,}010 & 0{,}074 & 0{,}021 \\
0{,}126 & 0{,}194 & 0{,}153 & 0{,}266 & 0{,}260 & 0{,}124 & 0{,}005 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}109 & 0{,}017 & 0{,}020 & 0{,}036
\end{bmatrix}
\cdot
\begin{bmatrix} \Delta V_1 \\ \Delta V_2 \\ \Delta V_7 \\ \Delta V_{13} \\ \Delta V_{14} \\ \Delta V_{15} \\ \Delta V_{16} \\ \Delta V_{18} \\ \Delta V_{21} \\ \Delta V_{22} \\ \Delta V_{23} \\ \Delta Q_3 \\ \Delta Q_4 \\ \Delta Q_9 \end{bmatrix}
\tag{4.22}
$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Considerando $\Delta Q_3 = \Delta Q_4 = \Delta Q_9 = 0$ em (4.22), as variações de tensão nas barras de carga (Barras 3, 4 e 9) podem ser encontradas como:

$$\begin{bmatrix} \Delta V_1 & \Delta V_2 & \Delta V_7 & \Delta V_{13} & \Delta V_{14} & \Delta V_{15} & \Delta V_{16} & \Delta V_{18} & \Delta V_{21} & \Delta V_{22} & \Delta V_{23} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta V_3 \\ \Delta V_4 \\ \Delta V_9 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}293 & 0{,}088 & 0{,}072 & 0{,}129 & 0{,}138 & 0{,}468 & 0{,}019 & 0{,}002 & -0{,}002 & 0{,}001 & 0{,}059 \\ 0{,}076 & 0{,}577 & 0{,}091 & 0{,}158 & 0{,}155 & 0{,}074 & 0{,}003 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}064 \\ 0{,}126 & 0{,}194 & 0{,}153 & 0{,}266 & 0{,}260 & 0{,}124 & 0{,}005 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}109 \end{bmatrix} \tag{4.23}$$

O propósito do teste é aumentar as tensões das barras de carga 3, 4 e 9 em 1,0%. Para isto, pode-se determinar a solução dos mínimos quadrados de (4.23) fazendo $\Delta V_3 = \Delta V_4 = \Delta V_9 = 0{,}01\ pu$. Assim:

$$\begin{bmatrix} \Delta V_1 \\ \boldsymbol{\Delta V_2} \\ \Delta V_7 \\ \boldsymbol{\Delta V_{13}} \\ \Delta V_{14} \\ \boldsymbol{\Delta V_{15}} \\ \Delta V_{16} \\ \Delta V_{18} \\ \Delta V_{21} \\ \Delta V_{22} \\ \Delta V_{23} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}000 \\ \mathbf{0{,}009} \\ 0{,}000 \\ \mathbf{0{,}025} \\ 0{,}000 \\ \mathbf{0{,}013} \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \end{bmatrix} pu \tag{4.24}$$

Após definir a solução que minimiza o problema, os incrementos ΔE_q são encontrados através da substituição de ΔV_t (calculados anteriormente) em (4.22),

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

na qual, assume-se que não há variação de carga ($\Delta Q_3 = \Delta Q_4 = \Delta Q_9 = 0$). Deste modo:

$$\begin{bmatrix} \Delta E_{q1} \\ \Delta E_{q2} \\ \Delta E_{q3} \\ \Delta E_{q4} \\ \Delta E_{q5} \\ \Delta E_{q6} \\ \Delta E_{q7} \\ \Delta E_{q8} \\ \Delta E_{q9} \\ \Delta E_{q10} \\ \Delta E_{q11} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 17{,}175 & -15{,}638 & -0{,}308 & -0{,}540 & -0{,}545 & -0{,}514 & -0{,}032 & -0{,}003 & 0{,}003 & 0{,}000 & -0{,}229 \\ -7{,}047 & 8{,}229 & -0{,}149 & -0{,}258 & -0{,}251 & -0{,}074 & -0{,}002 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & -0{,}104 \\ -0{,}199 & -0{,}220 & 1{,}633 & -0{,}293 & -0{,}284 & -0{,}086 & -0{,}002 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & -0{,}118 \\ -0{,}054 & -0{,}057 & -0{,}044 & 1{,}222 & -0{,}131 & -0{,}031 & 0{,}000 & 0{,}000 & -0{,}001 & 0{,}000 & -0{,}233 \\ -0{,}792 & -0{,}804 & -0{,}617 & -1{,}873 & 12{,}253 & -0{,}514 & -8{,}887 & 0{,}009 & 0{,}009 & 0{,}004 & -0{,}565 \\ -0{,}086 & -0{,}030 & -0{,}026 & -0{,}050 & -0{,}063 & 5{,}290 & -2{,}478 & -0{,}013 & -1{,}763 & -0{,}002 & -0{,}028 \\ -0{,}012 & 0{,}001 & 0{,}001 & 0{,}006 & -1{,}875 & -4{,}375 & 10{,}093 & -1{,}723 & 0{,}000 & -0{,}237 & -1{,}397 \\ -0{,}005 & 0{,}000 & 0{,}001 & 0{,}003 & 0{,}007 & -0{,}092 & -6{,}855 & 31{,}683 & -23{,}716 & -1{,}731 & 0{,}003 \\ 0{,}001 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & -0{,}001 & -3{,}157 & -0{,}004 & -6{,}044 & 10{,}850 & -1{,}161 & 0{,}000 \\ -0{,}001 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}001 & 0{,}002 & -0{,}021 & -1{,}482 & -2{,}714 & -7{,}136 & 10{,}932 & 0{,}001 \\ -0{,}115 & -0{,}117 & -0{,}090 & -1{,}196 & -0{,}188 & -0{,}073 & -2{,}326 & 0{,}001 & 0{,}001 & 0{,}000 & 4{,}310 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}000 \\ 0{,}009 \\ 0{,}000 \\ 0{,}025 \\ 0{,}000 \\ 0{,}013 \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -0{,}157 \\ 0{,}065 \\ -0{,}010 \\ 0{,}030 \\ -0{,}061 \\ 0{,}066 \\ -0{,}056 \\ -0{,}001 \\ -0{,}040 \\ -0{,}001 \\ -0{,}032 \end{bmatrix} \tag{4.25}$$

A análise de (4.25) sugere que as tensões internas E_{q2}, E_{q4} e E_{q6} (variáveis dos geradores conectados às Barras 2, 13 e 15) irão aumentar e, portanto, os limitadores de sobre-excitação desses geradores podem atuar para a ação de controle em análise. Originalmente, os geradores das Barras 2 e 13 não tinham limitadores de sobre-excitação. Então, para este teste, foi adotado o modelo de RAT da Barra 15 (UHE Serra da Mesa) para as máquinas supracitadas. O valor

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

máximo da corrente de campo permissível em regime permanente dos geradores conectado às Barras 2 e 13 corresponde a 2,300 pu e 2,900 pu, respectivamente.

O novo ponto de operação considerando o ajuste na tensão dos geradores das Barras 2, 13 e 15 é dado na Tab. 4.13, na qual, verificam-se os aumentos de tensão desejados nas barras de carga e as variações nas tensões internas das máquinas conforme calculado em (4.25).

Tabela 4.13 - Ponto de Operação com Aumento de 1,0% na Tensão das Barras 3, 4 e 9

BARRAS		TENSÃO		GERAÇÃO		CARGA		*SHUNT*
N°	Tipo	V [pu]	Ang [°]	P_g [MW]	Q_g [Mvar]	P_d [MW]	Q_d [Mvar]	Q [Mvar]
1	PQV	1,000	-34,5	-	-	220,0	80,0	-
2	PQV	1,009	-35,0	-	-	230,0	80,0	-
3	PQ	0,942	-23,3	-	-	160,0	40,0	-
4	PQ	0,951	-36,1	-	-	150,0	10,0	-
5	PQ	0,971	-38,6	-	-	170,0	10,0	-
6	PQ	1,031	-42,2	-	-	270,0	80,0	-100,0
7	PQV	1,000	-31,7	-	-	100,0	40,0	-
8	PQ	0,970	-35,1	-	-	180,0	10,0	-
9	PQ	0,965	-27,5	-	-	100,0	10,0	-
10	PQ	0,994	-34,0	-	-	200,0	90,0	-
11	PQ	0,975	-21,7	-	-	-	-	-
12	PQ	0,982	-20,3	-	-	-	-	-
13	PQV	1,025	-14,1	-	-	950,0	350,0	-
14	PQV	1,000	-14,4	-	-	194,0	80,0	-
15	PQV	1,013	0,78	-	-	60,0	15,0	-
16	PQV	1,000	-2,91	-	-	200,0	50,0	-
17	PQ	0,999	2,06	-	-	-	-	-
18	PQV	1,000	4,07	-	-	383,0	90,0	-
19	PQ	0,976	-8,87	-	-	300,0	80,0	-
20	PQ	0,984	-10,6	-	-	300,0	75,0	-
21	PQV	1,000	6,35	-	-	-	-	-
22	PQV	1,000	7,73	-	-	-	-	-
23	PQV	1,000	-9,72	-	-	-	-	-
24	PQ	0,958	-7,89	-	-	-	-	-
$q1$	P	1,302	-3,60	280,0	241,9	-	-	-
$q2$	P	1,178	-22,1	270,0	233,2	-	-	-
$q3$	P	1,137	-16,5	200,0	131,4	-	-	-
$q4$	θ	1,163	0,00	1.222,7	828,0	-	-	-
$q5$	P	1,757	-14,4	-	399,1	-	-	-
$q6$	P	1,132	8,34	350,0	335,8	-	-	-
$q7$	P	1,159	14,6	450,0	307,3	-	-	-
$q8$	P	1,952	46,4	320,0	576,7	-	-	-
$q9$	P	1,078	41,5	660,0	298,2	-	-	-
$q10$	P	1,315	62,6	128,0	115,7	-	-	-
$q11$	P	1,242	13,6	380,0	311,0	-	-	-

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Desta maneira, os valores das tensões de campo das máquinas para o novo ponto de operação correspondem a:

$$\begin{bmatrix} E_{fd1}^{calc} \\ \boldsymbol{E_{fd2}^{calc}} \\ E_{fd3}^{calc} \\ \boldsymbol{E_{fd4}^{calc}} \\ E_{fd5}^{calc} \\ \boldsymbol{E_{fd6}^{calc}} \\ E_{fd7}^{calc} \\ E_{fd8}^{calc} \\ E_{fd9}^{calc} \\ E_{fd10}^{calc} \\ E_{fd11}^{calc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1{,}489 \\ \mathbf{1{,}476} \\ 1{,}377 \\ \mathbf{1{,}517} \\ 2{,}771 \\ \mathbf{1{,}346} \\ 1{,}433 \\ 2{,}141 \\ 1{,}337 \\ 1{,}450 \\ 1{,}715 \end{bmatrix} pu \tag{4.26}$$

Os valores das correntes de campo do novo ponto de equilíbrio são calculados através de (4.13), ou seja:

$$\begin{bmatrix} I_{fd1}^{calc} \\ \boldsymbol{I_{fd2}^{calc}} \\ I_{fd3}^{calc} \\ \boldsymbol{I_{fd4}^{calc}} \\ I_{fd5}^{calc} \\ \boldsymbol{I_{fd6}^{calc}} \\ I_{fd7}^{calc} \\ I_{fd8}^{calc} \\ I_{fd9}^{calc} \\ I_{fd10}^{calc} \\ I_{fd11}^{calc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1{,}489}{1{,}863-0{,}209} \\ \boldsymbol{\frac{1{,}476}{0{,}850-0{,}180}} \\ \frac{1{,}377}{0{,}930-0{,}168} \\ \boldsymbol{\frac{1{,}517}{0{,}730-0{,}190}} \\ \frac{2{,}771}{1{,}700-0{,}175} \\ \boldsymbol{\frac{1{,}346}{0{,}934-0{,}220}} \\ \frac{1{,}433}{0{,}764-0{,}180} \\ \frac{2{,}141}{1{,}607-0{,}100} \\ \frac{1{,}337}{1{,}260-0{,}166} \\ \frac{1{,}450}{1{,}672-0{,}132} \\ \frac{1{,}715}{0{,}975-0.124} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}900 \\ \mathbf{2{,}203} \\ 1{,}807 \\ \mathbf{2{,}809} \\ 1{,}817 \\ \mathbf{1{,}885} \\ 2{,}454 \\ 1{,}420 \\ 1{,}222 \\ 0{,}941 \\ 2{,}015 \end{bmatrix} pu \tag{4.27}$$

O valor máximo da corrente de campo permissível em regime estacionário dos geradores conectados às Barras 2, 13 e 15 vale 2,300 pu, 2,900 pu e 2,830 pu, respectivamente. A análise de (4.27) indica que o valor previsto da corrente de campo desses geradores (I_{fd2}^{calc}, I_{fd4}^{calc} e I_{fd6}^{calc}) é igual a 2,203 pu, 2,809 pu e 1,885 pu. Desta maneira, estima-se que os limitadores dessas máquinas não atuarão para a ação de controle em análise.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A aplicabilidade do método é testada, mais uma vez, comparando-se os resultados calculados com a simulação dinâmica do evento. Este consiste nas seguintes variações de tensão terminal em $t = 1\,s$: $\Delta V_2 = 0{,}009\,pu$, $\Delta V_{13} = 0{,}025\,pu$ e $\Delta V_{15} = 0{,}013\,pu$. Nas Figs. 4.15 a 4.23 apresentam-se o comportamento no tempo das variáveis: corrente de campo das máquinas que tiveram variações positivas; tensão terminal dos geradores conectados às Barras 2, 13 e 15; e tensão das Barras de carga 3, 4 e 9.

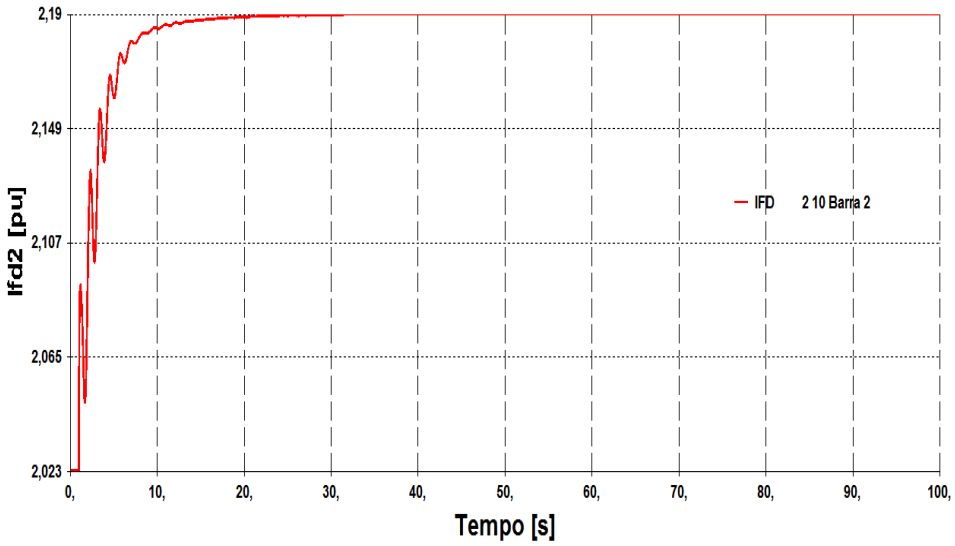


Figura 4.15 – Variação de I_{fd2} no Teste Aumento de 1,0% na Tensão das Barras 3, 4 e 9

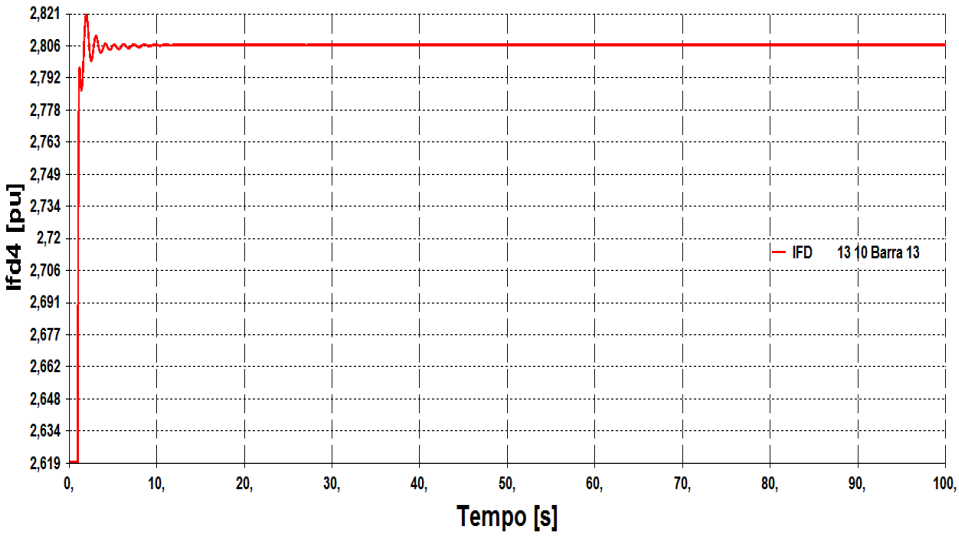


Figura 4.16 – Variação de I_{fd4} no Teste Aumento de 1,0% na Tensão das Barras 3, 4 e 9

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

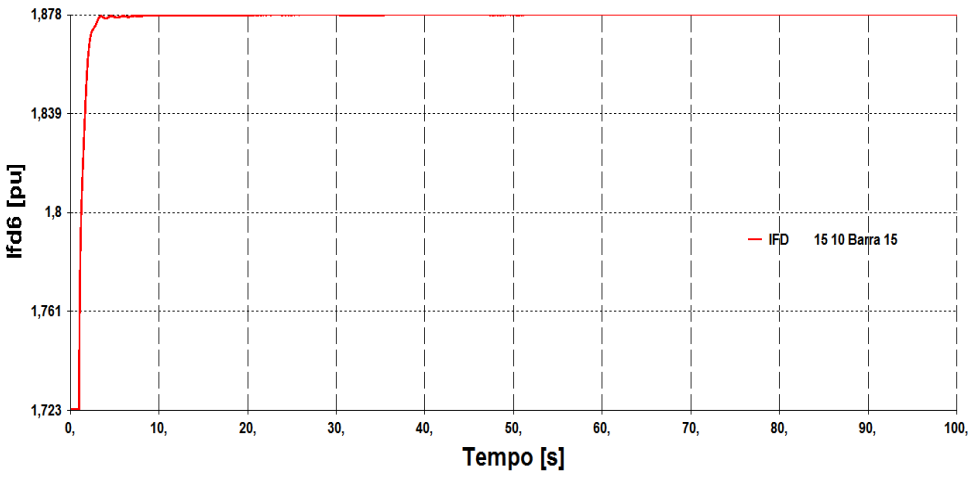


Figura 4.17 – Variação de I_{fd6} no Teste Aumento de 1,0% na Tensão das Barras 3, 4 e 9

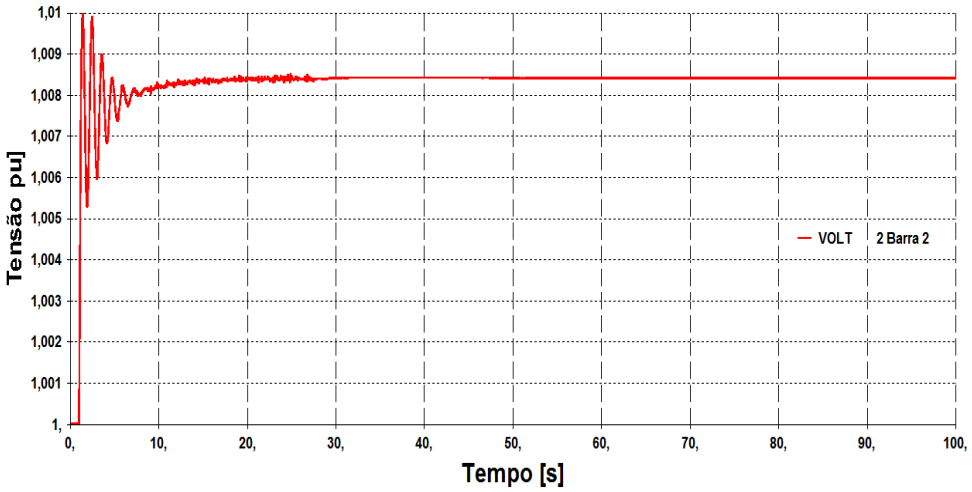


Figura 4.18 – Variação de V_2 no Teste Aumento de 1,0% na Tensão das Barras 3, 4 e 9

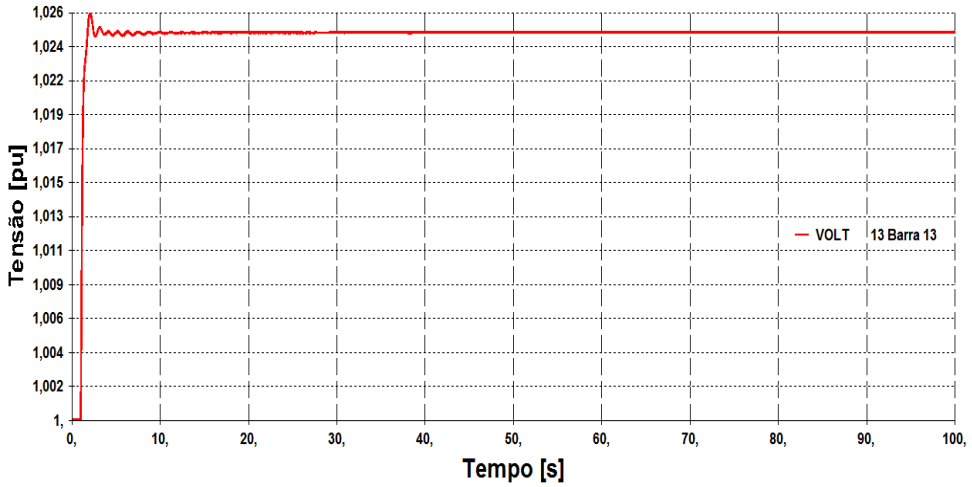


Figura 4.19 – Variação de V_{13} no Teste Aumento de 1,0% na Tensão das Barras 3, 4 e 9

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

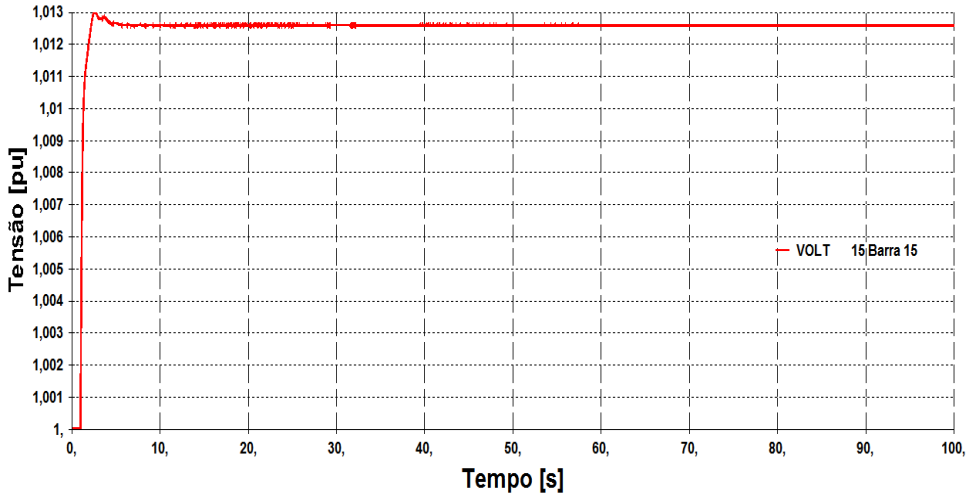


Figura 4.20 – Variação de V_{15} no Teste Aumento de 1,0% na Tensão das Barras 3, 4 e 9

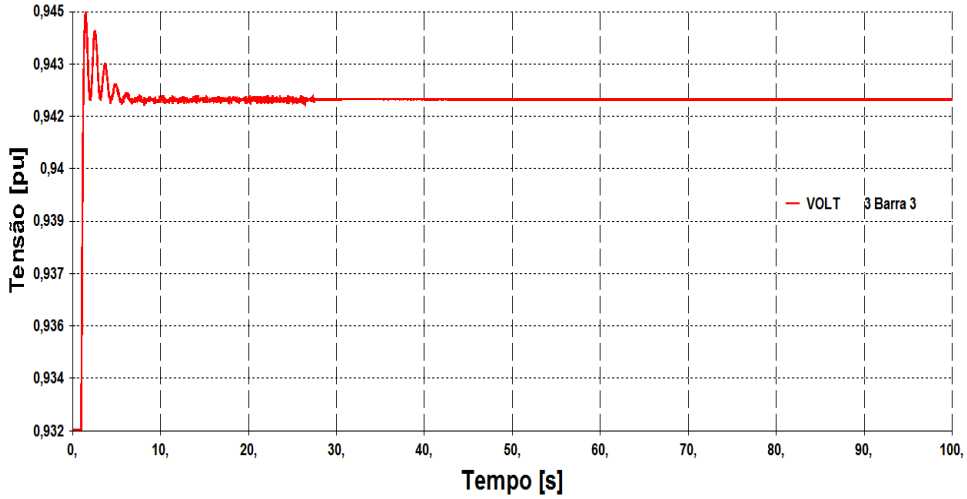


Figura 4.21 – Variação de V_3 no Teste Aumento de 1,0% na Tensão das Barras 3, 4 e 9

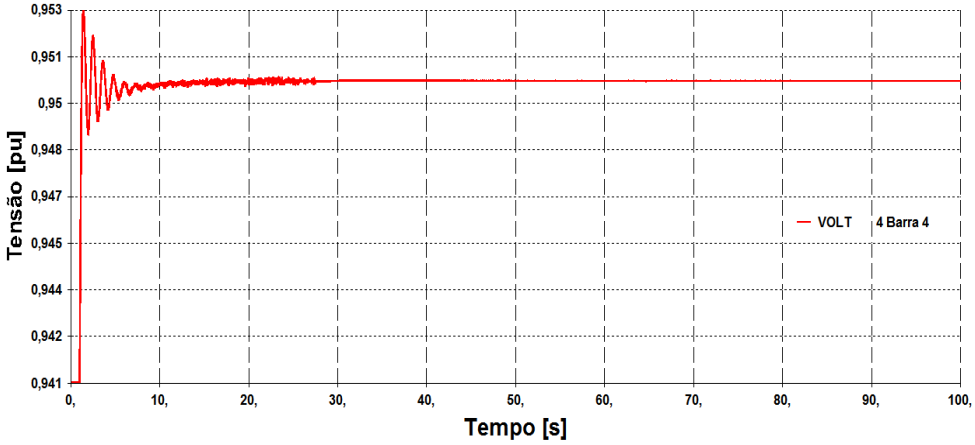


Figura 4.22 – Variação de V_4 no Teste Aumento de 1,0% na Tensão das Barras 3, 4 e 9

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

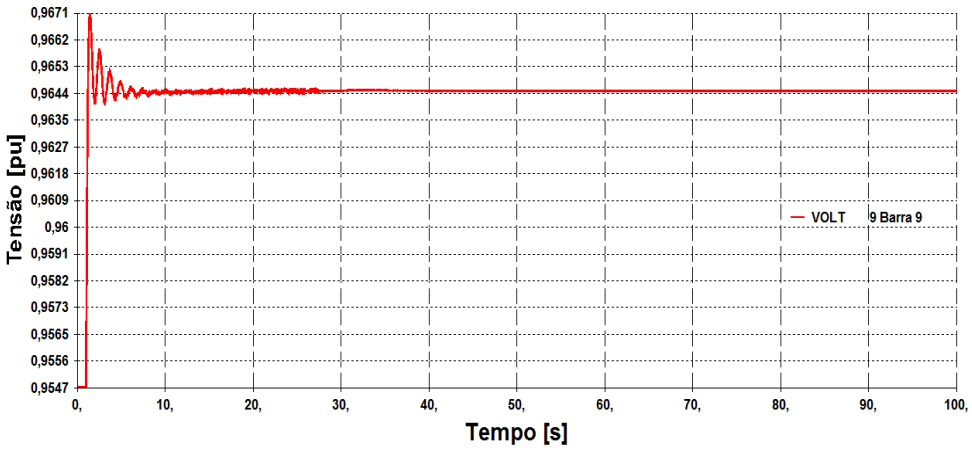


Figura 4.23 – Variação de V_9 no Teste Aumento de 1,0% na Tensão das Barras 3, 4 e 9

A simulação no tempo indica que o propósito de aumento em 1,0% na tensão das Barras 3, 4 e 9 é atingido com os ajustes na tensão terminal dos geradores determinados pela matriz de sensibilidades.

Novamente, os valores finais das variáveis simuladas no tempo apresentam pequenas diferenças quando comparados com seus valores calculados (estas diferenças são pequenas em relação ao tamanho das variações nas tensões terminais dos geradores) devido ao erro estacionário dos controles e em decorrência da linearização do sistema para determinação dos incrementos através da matriz $[GVCS]$.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.6.2.3
Aumento de 1,0% na Tensão das Barras 3, 4 e 9 Considerando a Operação de Máquinas com a Corrente de Campo Próxima do Limite

Esse terceiro teste tem a mesma finalidade da seção anterior, isto é, estabelecer o melhor conjunto de ações de controle por geradores do sistema que faça as tensões nas barras de carga 3, 4 e 9 aumentar em 1,0% e que os limitadores de sobre-excitação dos geradores não atuem. Porém, para este teste, o valor máximo de corrente de campo permissível em regime permanente das máquinas conectadas à Barra 15 foi reduzido para 1,730 pu. Isto significa que este gerador está operando próximo ao valor máximo de corrente no ponto de operação inicial e que, portanto, é conveniente considerar constante sua tensão interna para garantir que o limitador não atuará na implementação do ajuste de tensão desejado

(embora a corrente de campo esteja quase no limite, o RAT continua controlando a tensão terminal).

Assumindo $\Delta Q_3 = \Delta Q_4 = \Delta Q_9 = 0$ em (4.22), as variações de tensão nas barras de carga em análise (Barras 3, 4 e 9) e a variação da tensão interna do gerador conectado à Barra 15 (ΔE_{q6}) podem ser encontradas como:

$$\begin{bmatrix} \Delta E_{q6} \\ \Delta V_3 \\ \Delta V_4 \\ \Delta V_9 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -0{,}086 & -0{,}030 & -0{,}026 & -0{,}050 & -0{,}063 & -2{,}478 & -0{,}013 & -1{,}763 & -0{,}002 & -0{,}028 & 5{,}290 \\ 0{,}293 & 0{,}088 & 0{,}072 & 0{,}129 & 0{,}138 & 0{,}019 & 0{,}002 & -0{,}002 & 0{,}001 & 0{,}059 & 0{,}468 \\ 0{,}076 & 0{,}577 & 0{,}091 & 0{,}158 & 0{,}155 & 0{,}003 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}064 & 0{,}074 \\ 0{,}126 & 0{,}194 & 0{,}153 & 0{,}266 & 0{,}260 & 0{,}005 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}109 & 0{,}124 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta V_1 \\ \Delta V_2 \\ \Delta V_7 \\ \Delta V_{13} \\ \Delta V_{14} \\ \Delta V_{16} \\ \Delta V_{18} \\ \Delta V_{21} \\ \Delta V_{22} \\ \Delta V_{23} \\ \Delta V_{15} \end{bmatrix} \tag{4.28}$$

O objetivo do teste é aumentar as tensões das barras de carga (Barras 3, 4 e 9) em 1,0% considerando a restrição na corrente de campo da máquina conectada à Barra 15 (isto é, supondo $\Delta E_{q6} = 0$). Para isto, pode-se determinar a solução dos

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

mínimos quadrados de (4.28) assumindo $\Delta V_3 = \Delta V_4 = \Delta V_9 = 0{,}01\ pu$ e $\Delta E_{q6} = 0$. Deste modo:

$$\begin{bmatrix} \Delta \boldsymbol{V_1} \\ \Delta \boldsymbol{V_2} \\ \Delta V_7 \\ \Delta \boldsymbol{V_{13}} \\ \Delta V_{14} \\ \Delta V_{16} \\ \Delta V_{18} \\ \Delta V_{21} \\ \Delta V_{22} \\ \Delta V_{23} \\ \Delta \boldsymbol{V_{15}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0,021} \\ \mathbf{0,009} \\ 0{,}000 \\ \mathbf{0,021} \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \\ \mathbf{0,001} \end{bmatrix} pu \tag{4.29}$$

Após definir a solução que minimiza o problema, os incrementos ΔE_q são encontrados substituindo ΔV_t (previstos anteriormente) em (4.22), na qual, assume-se que não há variação de carga ($\Delta Q_3 = \Delta Q_4 = \Delta Q_9 = 0$). Assim:

$$\begin{bmatrix} \Delta E_{q1} \\ \Delta E_{q2} \\ \Delta E_{q3} \\ \Delta E_{q4} \\ \Delta E_{q5} \\ \Delta E_{q6} \\ \Delta E_{q7} \\ \Delta E_{q8} \\ \Delta E_{q9} \\ \Delta E_{q10} \\ \Delta E_{q11} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 17{,}175 & -15{,}638 & -0{,}308 & -0{,}540 & -0{,}545 & -0{,}514 & -0{,}032 & -0{,}003 & 0{,}003 & 0{,}000 & -0{,}229 \\ -7{,}047 & 8{,}229 & -0{,}149 & -0{,}258 & -0{,}251 & -0{,}074 & -0{,}002 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & -0{,}104 \\ -0{,}199 & -0{,}220 & 1{,}633 & -0{,}293 & -0{,}284 & -0{,}086 & -0{,}002 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & -0{,}118 \\ -0{,}054 & -0{,}057 & -0{,}044 & 1{,}222 & -0{,}131 & -0{,}031 & 0{,}000 & 0{,}000 & -0{,}001 & 0{,}000 & -0{,}233 \\ -0{,}792 & -0{,}804 & -0{,}617 & -1{,}873 & 12{,}253 & -0{,}514 & -8{,}887 & 0{,}009 & 0{,}009 & 0{,}004 & -0{,}565 \\ -0{,}086 & -0{,}030 & -0{,}026 & -0{,}050 & -0{,}063 & 5{,}290 & -2{,}478 & -0{,}013 & -1{,}763 & -0{,}002 & -0{,}028 \\ -0{,}012 & 0{,}001 & 0{,}001 & 0{,}016 & -1{,}875 & -4{,}375 & 10{,}093 & -1{,}723 & 0{,}000 & -0{,}237 & -1{,}397 \\ -0{,}005 & 0{,}000 & 0{,}001 & 0{,}003 & 0{,}007 & -0{,}092 & -6{,}855 & 31{,}683 & -23{,}716 & -1{,}731 & 0{,}003 \\ 0{,}001 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}000 & -0{,}001 & -3{,}157 & -0{,}004 & -6{,}044 & 10{,}850 & -1{,}161 & 0{,}000 \\ -0{,}001 & 0{,}000 & 0{,}000 & 0{,}001 & 0{,}002 & -0{,}021 & -1{,}482 & -2{,}714 & -7{,}136 & 10{,}932 & 0{,}001 \\ -0{,}115 & -0{,}117 & -0{,}090 & -1{,}196 & -0{,}188 & -0{,}073 & -2{,}326 & 0{,}001 & 0{,}001 & 0{,}000 & 4{,}310 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}021 \\ 0{,}009 \\ 0{,}000 \\ 0{,}021 \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \\ 0{,}000 \\ 0{,}001 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}220 \\ -0{,}084 \\ -0{,}012 \\ 0{,}024 \\ -0{,}063 \\ 0{,}000 \\ -0{,}003 \\ 0{,}000 \\ -0{,}002 \\ 0{,}000 \\ -0{,}028 \end{bmatrix} \tag{4.30}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A inspeção de (4.30) sugere que as tensões internas E_{q1} e E_{q4} (variáveis dos geradores conectados às Barras 1 e 13) irão aumentar e, portanto, os limitadores de sobre-excitação desses geradores podem atuar para a ação de controle em questão. Além disso, esta análise indica que a tensão interna E_{q6}, do gerador conectado à Barra 15, não mudará (este gerador já operava próximo do valor máximo da corrente de campo antes do evento).

Inicialmente, os geradores das Barras 1 e 13 não tinham limitadores de sobre-excitação. Então, para este teste, foi adotado o modelo de RAT da Barra 15 (UHE Serra da Mesa) para as máquinas supracitadas. O valor máximo da corrente de campo permissível em regime estacionário dos geradores conectado às Barras 1 e 13 corresponde a 1,300 pu e 2,900 pu, respectivamente.

O novo ponto de operação é encontrado implementando os ajustes nas tensões terminais dos geradores determinados em (4.29) (isto é: $\Delta V_1 = 0{,}021\ pu$, $\Delta V_2 = 0{,}009\ pu$, $\Delta V_{13} = 0{,}021\ pu$ e $\Delta V_{15} = 0{,}001\ pu$). Este novo ponto é dado na Tab. 4.14, na qual, verificam-se os aumentos de tensão desejados nas barras de carga e as variações nas tensões internas das máquinas conforme calculado em (4.30). Deve-se destacar que o ajuste do perfil de tensão foi alcançado com a tensão interna E_{q6} constante ($\Delta E_{q6} = 0$), isto é, não houve perda do controle de tensão.

Desta forma, os valores finais das tensões de campo das máquinas para o novo ponto de operação correspondem a:

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{E_{fd1}^{calc}} \\ E_{fd2}^{calc} \\ E_{fd3}^{calc} \\ \boldsymbol{E_{fd4}^{calc}} \\ E_{fd5}^{calc} \\ \boldsymbol{E_{fd6}^{calc}} \\ E_{fd7}^{calc} \\ E_{fd8}^{calc} \\ E_{fd9}^{calc} \\ E_{fd10}^{calc} \\ E_{fd11}^{calc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{2,042} \\ 1{,}198 \\ 1{,}373 \\ \mathbf{1,496} \\ 2{,}766 \\ \mathbf{1,230} \\ 1{,}525 \\ 2{,}142 \\ 1{,}408 \\ 1{,}454 \\ 1{,}724 \end{bmatrix} pu \tag{4.31}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Tabela 4.14 - Ponto de Operação com Aumento de 1,0% na Tensão das Barras 3, 4 e 9 e com Restrição de Corrente de Campo do Gerador Conectado à Barra 15

BARRAS		TENSÃO		GERAÇÃO		CARGA		*SHUNT*
N°	Tipo	V [pu]	Ang [°]	P_g [MW]	Q_g [Mvar]	P_d [MW]	Q_d [Mvar]	Q [Mvar]
1	PQV	1,021	-35,0	-	-	220,0	80,0	-
2	PQV	1,009	-35,2	-	-	230,0	80,0	-
3	PQ	0,942	-23,6	-	-	160,0	40,0	-
4	PQ	0,951	-36,3	-	-	150,0	10,0	-
5	PQ	0,984	-38,8	-	-	170,0	10,0	-
6	PQ	1,034	-42,3	-	-	270,0	80,0	-100,0
7	PQV	1,000	-31,9	-	-	100,0	40,0	-
8	PQ	0,970	-35,3	-	-	180,0	10,0	-
9	PQ	0,965	-27,7	-	-	100,0	10,0	-
10	PQ	0,998	-34,2	-	-	200,0	90,0	-
11	PQ	0,975	-21,9	-	-	-	-	-
12	PQ	0,981	-20,5	-	-	-	-	-
13	PQV	1,021	-14,2	-	-	950,0	350,0	-
14	PQV	1,000	-14,6	-	-	194,0	80,0	-
15	PQV	1,001	0,72	-	-	60,0	15,0	-
16	PQV	1,000	-3,10	-	-	200,0	50,0	-
17	PQ	0,999	1,92	-	-	-	-	-
18	PQV	1,000	3,94	-	-	383,0	90,0	-
19	PQ	0,976	-9,05	-	-	300,0	80,0	-
20	PQ	0,984	-10,8	-	-	300,0	75,0	-
21	PQV	1,000	6,24	-	-	-	-	-
22	PQV	1,000	7,61	-	-	-	-	-
23	PQV	1,000	-9,91	-	-	-	-	-
24	PQ	0,950	-8,13	-	-	-	-	-
$q1$	P	1,685	-12,1	280,0	525,2	-	-	-
$q2$	P	1,027	-20,4	270,0	54,1	-	-	-
$q3$	P	1,135	-16,7	200,0	129,9	-	-	-
$q4$	θ	1,157	0,00	1.223,1	817,5	-	-	-
$q5$	P	1,755	-14,6	-	397,3	-	-	-
$q6$	P	1,065	8,86	350,0	183,4	-	-	-
$q7$	P	1,213	13,6	450,0	399,7	-	-	-
$q8$	P	1,953	46,2	320,0	577,3	-	-	-
$q9$	P	1,117	40,0	660,0	338,8	-	-	-
$q10$	P	1,315	62,4	128,0	115,8	-	-	-
$q11$	P	1,246	13,3	380,0	314,8	-	-	-

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Os valores das correntes de campo do novo ponto de equilíbrio calculados através de (4.13) e valem:

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{I_{fd1}^{calc}} \\ I_{fd2}^{calc} \\ I_{fd3}^{calc} \\ \boldsymbol{I_{fd4}^{calc}} \\ I_{fd5}^{calc} \\ \boldsymbol{I_{fd6}^{calc}} \\ I_{fd7}^{calc} \\ I_{fd8}^{calc} \\ I_{fd9}^{calc} \\ I_{fd10}^{calc} \\ I_{fd11}^{calc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\frac{2{,}042}{1{,}863-0{,}209}} \\ \frac{1{,}198}{0{,}850-0{,}180} \\ \frac{1{,}373}{0{,}930-0{,}168} \\ \boldsymbol{\frac{1{,}496}{0{,}730-0{,}190}} \\ \frac{2{,}766}{1{,}700-0{,}175} \\ \boldsymbol{\frac{1{,}230}{0{,}934-0{,}220}} \\ \frac{1{,}525}{0{,}764-0{,}180} \\ \frac{2{,}142}{1{,}607-0{,}100} \\ \frac{1{,}408}{1{,}260-0{,}166} \\ \frac{1{,}454}{1{,}672-0{,}132} \\ \frac{1{,}724}{0{,}975-0.124} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{1,234} \\ 1{,}788 \\ 1{,}802 \\ \boldsymbol{2,770} \\ 1{,}814 \\ \boldsymbol{1,723} \\ 2{,}611 \\ 1{,}421 \\ 1{,}287 \\ 0{,}944 \\ 2{,}026 \end{bmatrix} pu \tag{4.32}$$

O valor máximo da corrente de campo permissível em regime permanente dos geradores conectados às Barras 1, 13 e 15 vale 1,300 pu, 2,900 pu e 1,730 pu, nesta ordem. A análise de (4.32) mostra que o valor previsto da corrente de campo desses geradores (I_{fd1}^{calc}, I_{fd4}^{calc} e I_{fd6}^{calc}) é igual a 1,234 pu, 2,770 pu e 1,723 pu. Portanto, estima-se que os limitadores dessas máquinas não atuarão para a ação de controle em questão.

A aplicabilidade do método é testada, mais uma vez, comparando-se os resultados calculados com a simulação dinâmica do evento. Este consiste nas seguintes variações de tensão terminal em $t = 1\,s$: $\Delta V_1 = 0{,}021\,pu$, $\Delta V_2 = 0{,}009\,pu$, $\Delta V_{13} = 0{,}021\,pu$ e $\Delta V_{15} = 0{,}001\,pu$. Nas Figs. 4.24 a 4.32 apresentam-se o comportamento no tempo das variáveis: corrente de campo das máquinas conectadas às Barras 1, 13 e 15; tensão terminal dos geradores conectados às Barras 1, 2 e 13; e tensão das Barras de carga 3, 4 e 9.

Outra vez, as pequenas diferenças existentes entre os resultados da simulação e do cálculo ocorrem devido ao erro estacionário dos controles e pela linearização do sistema para determinação dos incrementos através da matriz $[GVCS]$.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

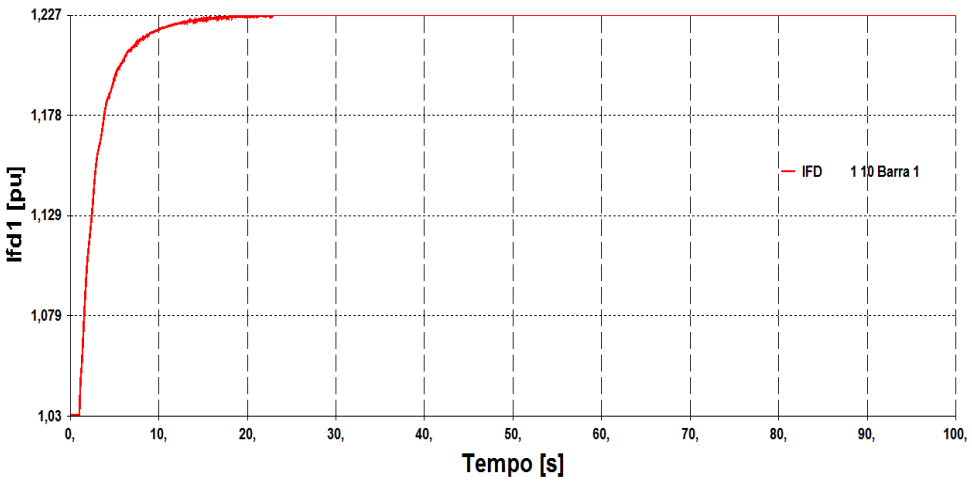


Figura 4.24 – Variação de I_{fd1} no Teste que Considera Restrição em I_{fd6}

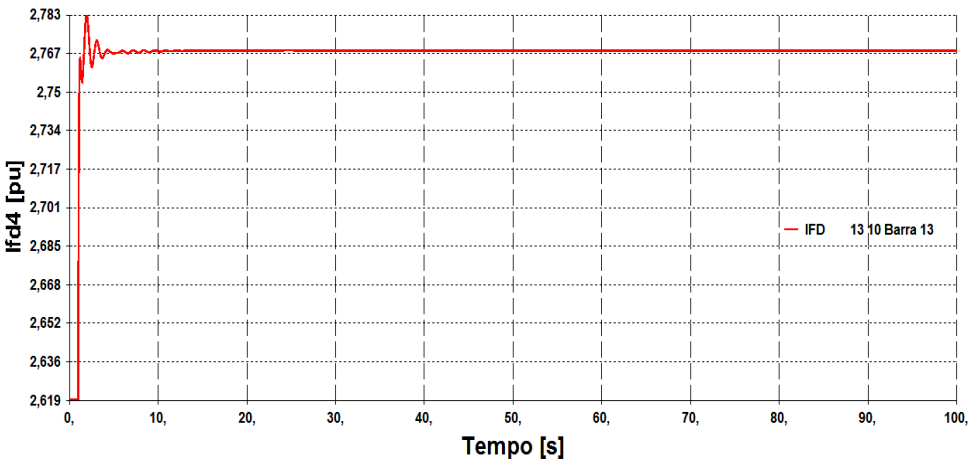


Figura 4.25 – Variação de I_{fd4} no Teste que Considera Restrição em I_{fd6}

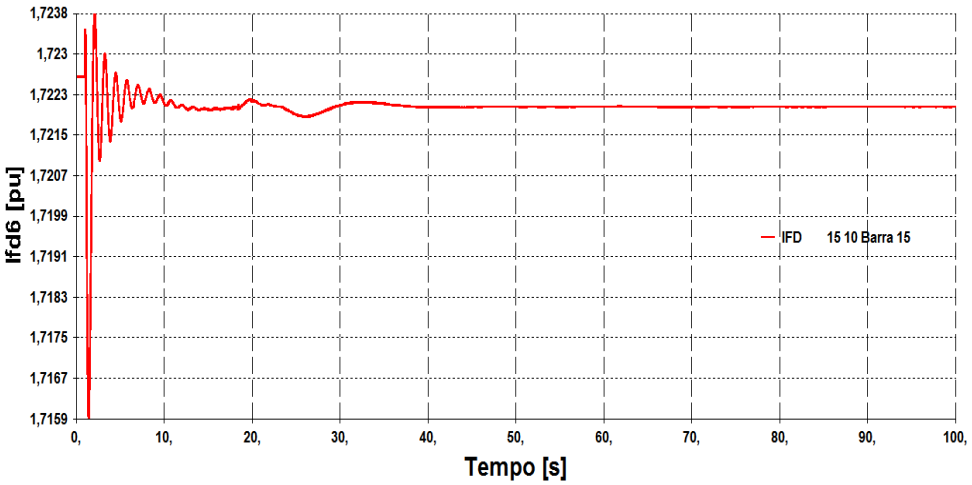


Figura 4.26 – Variação de I_{fd6} no Teste que Considera Restrição em I_{fd6}

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

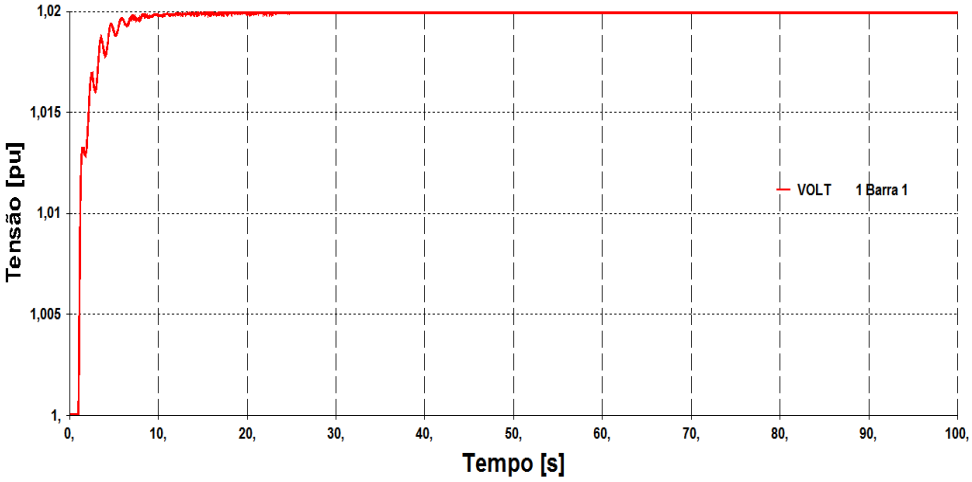


Figura 4.27 – Variação de V_1 no Teste que Considera Restrição em I_{fd6}

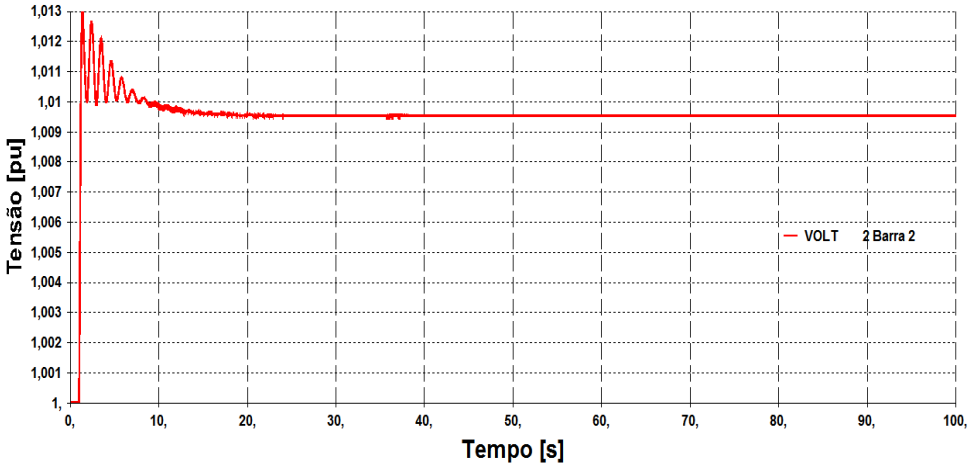


Figura 4.28 – Variação de V_2 no Teste que Considera Restrição em I_{fd6}

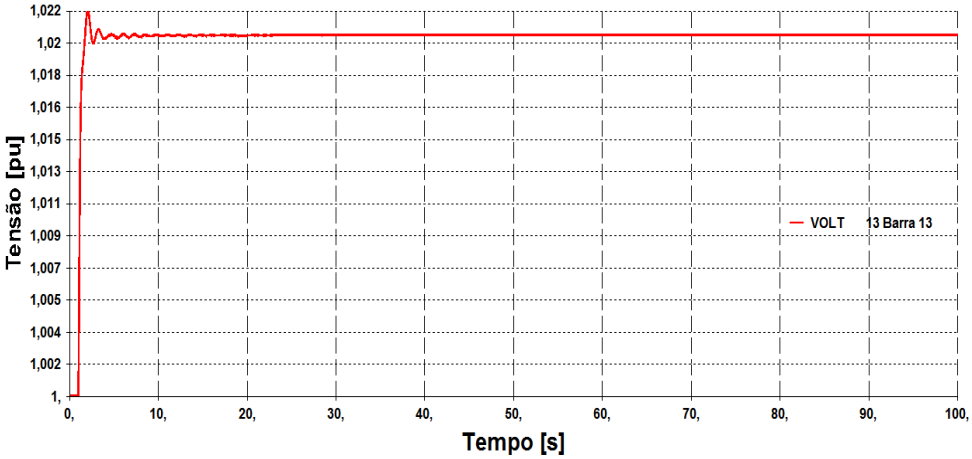


Figura 4.29 – Variação de V_{13} no Teste que Considera Restrição em I_{fd6}

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

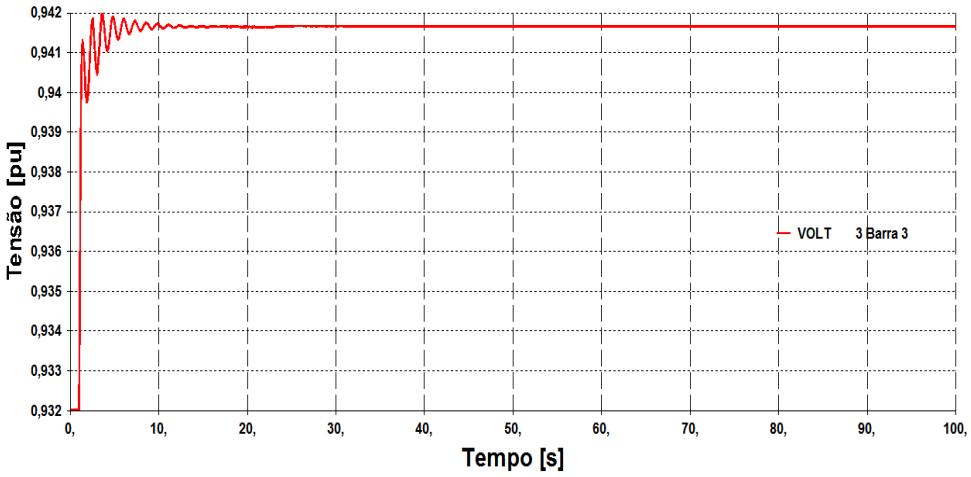


Figura 4.30 – Variação de V_3 no Teste que Considera Restrição em I_{fd6}

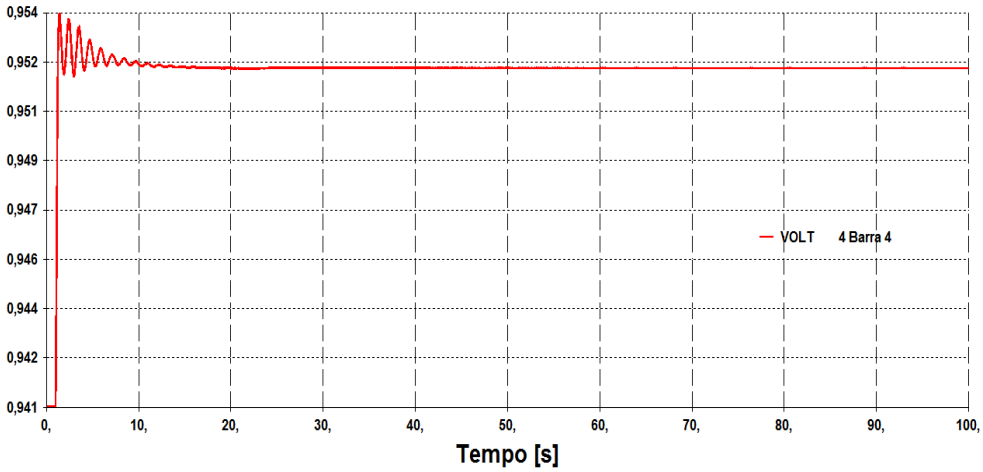


Figura 4.31 – Variação de V_4 no Teste que Considera Restrição em I_{fd6}

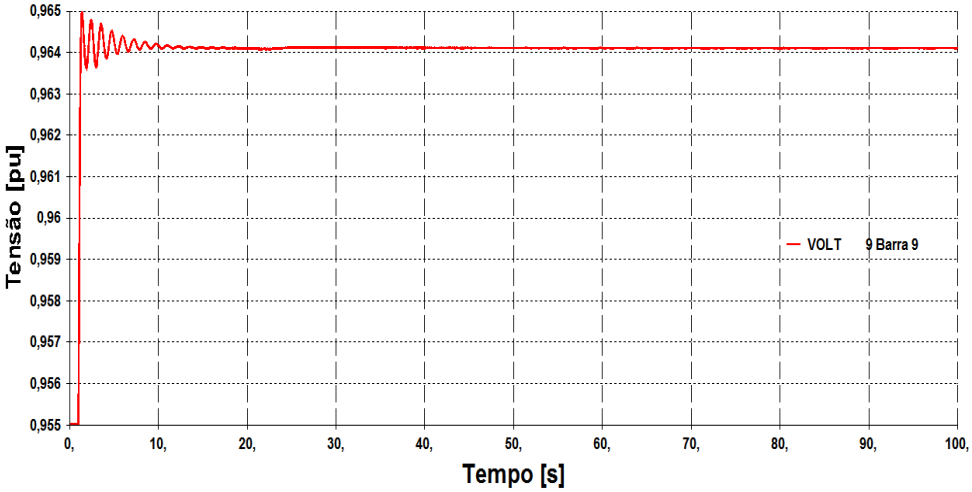


Figura 4.32 – Variação de V_9 no Teste que Considera Restrição em I_{fd6}

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.6.3
Conclusão do Método Proposto

As simulações dinâmicas do estudo de caso validam o uso do método proposto (descrito na Fig. 4.33) para a avaliação, em regime permanente, do efeito das ações de geradores para o controle de tensão do sistema e, consequentemente, para a estimação do valor da corrente de campo das máquinas.

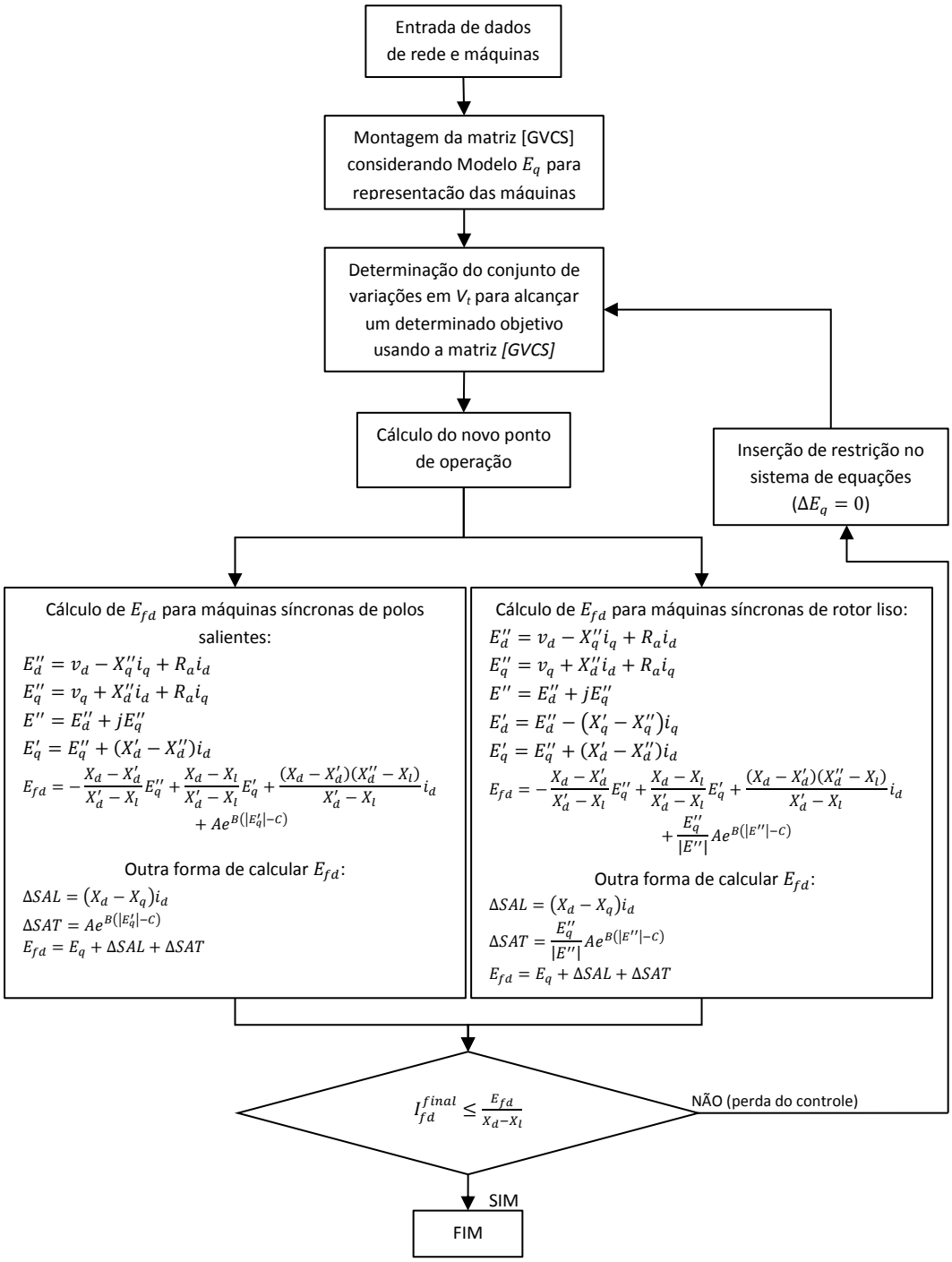


Figura 4.33 – Fluxograma do Método Proposto

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.7
Critério para Identificação do Problema de Estabilidade de Tensão

O problema de estabilidade de tensão no sistema pode ser provocado pela atuação de limitadores de sobre-excitação de máquinas síncronas, conforme já mostrado no Capítulo 3. Contudo, na grande maioria das vezes, a atuação desses limitadores não apresenta efeito deletério para a estabilidade do sistema. Por isto, nesta seção é proposto um critério que permite identificar esse efeito prejudicial dos limitadores na operação elétrica (em tempo real).

A existência de uma máxima carga que pode ser alimentada pela rede de transmissão é a manifestação mais conhecida do problema de estabilidade de tensão. Porém, atualmente, sabe-se que o problema também se manifesta pela existência de uma máxima injeção de potência ativa e reativa na rede [47]. Portanto, o problema da estabilidade, causado pela máxima injeção ou absorção de potência, pode ser previsto através do cálculo da potência máxima que as máquinas conseguem entregar à carga para um dado fator de potência. Ou seja, considera-se que o colapso de tensão está próximo de ocorrer quando o valor da potência máxima gerada/absorvida de uma máquina é menor que o valor da potência demandada a ela pelo sistema.

Este critério baseado na potência máxima das máquinas é utilizado para as situações onde a atuação de um limitador de sobre-excitação é inevitável, isto é, quando não há recursos disponíveis no sistema para o controle de tensão.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.7.1
Equações de Fluxo de Potência Ativa e Reativa Injetada na Barra Terminal do Gerador

As equações elétricas das potências ativa e reativa na barra terminal do gerador (Barra t) são elaboradas considerando a notação do diagrama unifilar do gerador apresentado na Fig. 4.34.

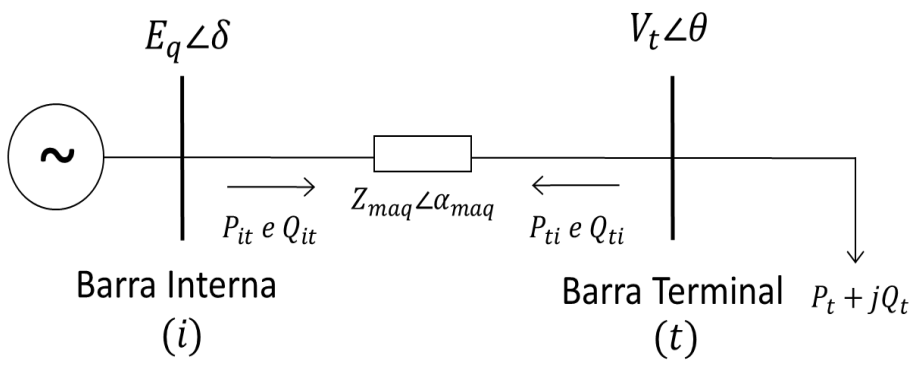


Figura 4.34 – Diagrama Unifilar da Máquina

Conforme a notação da Fig. 4.34, a potência aparente e a corrente no circuito que fluem da Barra t para Barra i são determinadas como:

$$\dot{S}_{ti}^* = P_{ti} - jQ_{ti} = \dot{V}_t^* . \dot{I}_{ti} \tag{4.33}$$

$$\dot{I}_{ti} = \left(\frac{V_t\angle\theta - E_q\angle\delta}{Z_{maq}\angle\alpha_{maq}}\right) \tag{4.34}$$

onde:

$$\dot{V}_t^* = V_t\angle -\theta \tag{4.35}$$

Substituindo-se (4.34) e (4.35) em (4.33):

$$\dot{S}_{ti}^* = \dot{V}_t^* . \dot{I}_{ti} = (V_t\angle -\theta)\left(\frac{V_t\angle\theta - E_q\angle\delta}{Z_{maq}\angle\alpha_{maq}}\right)$$

$$S_{ti}^* = \frac{V_t^2\angle(-\theta+\theta)}{Z_{maq}\angle\alpha_{maq}} - \frac{V_t E_q\angle(-\theta+\delta)}{Z_{maq}\angle\alpha_{maq}}$$

$$\dot{S}_{ti}^* = \frac{V_t^2}{Z_{maq}}\angle\left(-\alpha_{maq}\right) - \frac{V_t E_q}{Z_{maq}}\angle\left(-\theta+\delta-\alpha_{maq}\right) \tag{4.36}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Recorrendo à identidade de Euller, reescreve-se (4.36) como:

$$\dot{S}_{ti}^{*} = \frac{V_t^2}{Z_{maq}} cos(-\alpha_{maq}) + j\frac{V_t^2}{Z_{maq}} sen(-\alpha_{maq}) - \frac{V_t E_q}{Z_{maq}} cos(-\theta + \delta - \alpha_{maq}) - j\frac{V_t E_q}{Z_{maq}} sen(-\theta + \delta - \alpha_{maq})$$

ou:

$$S_{ti}^{*} = \frac{V_t^2}{Z_{maq}} cos(\alpha_{maq}) - \frac{V_t E_q}{Z_{maq}} cos(\theta - \delta + \alpha_{maq}) - j\left[\frac{V_t^2}{Z_{maq}} sen(\alpha_{maq}) - \frac{V_t E_q}{Z_{maq}} sen(\theta - \delta + \alpha_{maq})\right] \quad (4.37)$$

A separação das partes real e imaginária de (4.37) determina as expressões das potências ativa e reativa na barra terminal do gerador.

$$P_{ti} = -P_t = \frac{V_t^2}{Z_{maq}} cos(\alpha_{maq}) - \frac{V_t E_q}{Z_{maq}} cos(\theta - \delta + \alpha_{maq}) \quad (4.38)$$

$$Q_{ti} = -Q_t = \frac{V_t^2}{Z_{maq}} sen(\alpha_{maq}) - \frac{V_t E_q}{Z_{maq}} sen(\theta - \delta + \alpha_{maq}) \quad (4.39)$$

A resistência do gerador não é considerada no Modelo E_q e, portanto, a impedância da máquina fica igual a:

$$Z_{maq}\angle\alpha_{maq} = jX_q^{eq} = X_q^{eq}\angle 90° \quad (4.40)$$

Assim, as equações de fluxo de potência injetada na barra terminal do gerador são determinadas substituindo (4.40) em (4.38) e (4.39).

$$P_{ti} = -P_t = \frac{V_t^2}{X_q^{eq}} cos(90°) - \frac{V_t E_q}{X_q^{eq}} cos(\theta - \delta + 90°)$$

$$P_{ti} = -P_t = \frac{V_t E_q}{X_q^{eq}} sen(\theta - \delta) \quad (4.41)$$

$$Q_{ti} = \frac{V_t^2}{X_q^{eq}} sen(90°) - \frac{V_t E_q}{X_q^{eq}} sen(\theta - \delta + 90°)$$

$$Q_{ti} = -Q_t = \frac{V_t^2}{X_q^{eq}} - \frac{V_t E_q}{X_q^{eq}} cos(\theta - \delta) \quad (4.42)$$

A variação de $sen(\theta - \delta)$ em (4.41) permite calcular a tensão terminal do gerador (V_t) e, desta maneira, pode-se traçar a curva para P_{ti} constante no plano θV. Da mesma forma, a variação de $cos(\theta - \delta)$ em (4.42) permite calcular V_t e, assim, consegue-se construir a curva para Q_{ti} constante no plano θV.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A tangente do ângulo do fator de potência na barra terminal do gerador vale:

$$tan\emptyset = \frac{Q_{ti}}{P_{ti}} = \frac{\frac{V_t^2}{X_q^{eq}} - \frac{V_t E_q}{X_q^{eq}} cos(\theta - \delta)}{\frac{V_t E_q}{X_q^{eq}} sen(\theta - \delta)} \tag{4.43}$$

A equação (4.43) relaciona a tensão na barra terminal do gerador (em módulo e ângulo) com o ângulo do fator de potência. Para um $\emptyset$ constante, a variação de $(\theta - \delta)$ em (4.43) permite calcular a tensão terminal do gerador (V_t) e, portanto, pode-se traçar a curva para $\emptyset$ constante no plano θV.

4.7.2
Impedância Equivalente no Máximo Carregamento e Limite de Estabilidade de Tensão (LET)

A potência máxima que pode ser entregue à rede, para um dado fator de potência, está estritamente relacionada ao valor da impedância equivalente (Z_{rede}). Este máximo carregamento é demonstrado, a seguir, para o circuito elétrico da Fig. 4.35 que corresponde ao diagrama unifilar da Fig. 4.34. O valor da corrente no circuito em questão é determinado por:

$$\dot{I}_{it} = \frac{\dot{E}_q}{Z_{maq}\angle\alpha_{maq} + Z_{rede}\angle\phi} \tag{4.44}$$

$$I_{it} = \frac{E_q}{\sqrt{\left(Z_{maq}\cos\alpha_{maq} + Z_{rede}\cos\phi\right)^2 + \left(Z_{maq}\,\mathrm{sen}\,\alpha_{maq} + Z_{rede}\,\mathrm{sen}\,\phi\right)^2}} \tag{4.45}$$

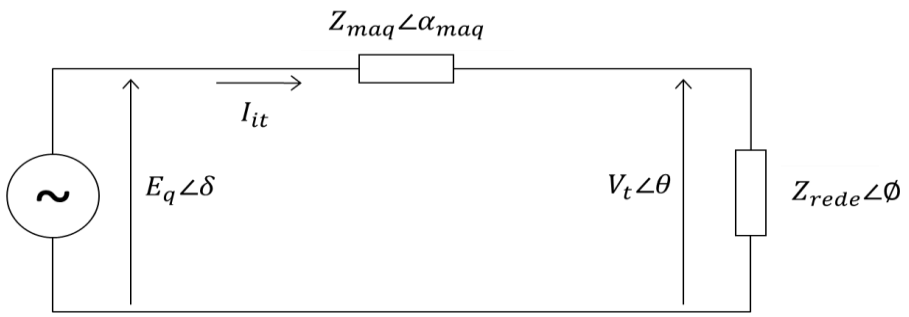


Figura 4.35 – Circuito com as Impedâncias da Máquina e da Carga

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A potência aparente que "sai" da barra terminal é igual ao negativo da potência consumida na rede.

$$S_{ti} = -S_t = -I_{it}^2 . Z_{rede} \tag{4.46}$$

A potência injetada na barra terminal é encontrada substituindo (4.45) em (4.46).

$$S_{ti} = -\frac{E_q^2 . Z_{rede}}{Z_{maq}^2 . \cos^2 \alpha_{maq} + 2. Z_{maq} . Z_{rede} . \cos \alpha_{maq} . \cos \phi + Z_{rede}^2 . \cos^2 \phi + b} \tag{4.47}$$

onde:

$$b = Z_{maq}^2 . \operatorname{sen}^2 \alpha_{maq} + 2. Z_{maq} . Z_{rede} . \operatorname{sen} \alpha_{maq} . \operatorname{sen} \phi + Z_{rede}^2 . \operatorname{sen}^2 \phi$$

Consegue-se reduzir (4.47) para:

$$S_{ti} = -S_t = -\frac{E_q^2 . Z_{rede}}{Z_{maq}^2 + Z_{rede}^2 + 2. Z_{maq} . Z_{rede} . \cos(\phi - \alpha_{maq})} \tag{4.48}$$

De (4.48), pode-se calcular o valor de Z_{rede} que maximiza a potência ativa que chega à barra terminal através da primeira derivada de S_t:

$$\frac{\partial S_t}{\partial Z_{rede}} = \frac{E_q^2 . [Z_{maq}^2 + Z_{rede}^2 + 2. Z_{maq} . Z_{rede} . \cos(\alpha_{maq} - \phi)] - E_q^2 . Z_{rede} . (2. Z_{rede} + 2. Z_{maq} . \cos(\alpha_{maq} - \phi))}{[Z_{maq}^2 + Z_{rede}^2 + 2. Z_{maq} . Z_{rede} . \cos(\alpha_{maq} - \phi)]^2} = 0$$

Logo:

$$E_q^2 . Z_{maq}^2 + E_q^2 . Z_{rede}^2 + 2. E_q^2 . Z_{maq} . Z_{rede} . \cos(\alpha_{maq} - \phi) - 2. E_q^2 . Z_{rede}^2 - 2. E_q^2 . Z_{maq} . Z_{rede} . \cos(\alpha_{maq} - \phi) = 0$$

Sendo reduzido a:

$$E_q^2 . Z_{rede}^2 = E_q^2 . Z_{maq}^2 \Rightarrow Z_{rede} = Z_{maq} \tag{4.49}$$

A derivada de segunda ordem de S_t em relação à Z_{rede} é calculada para conferir se o valor encontrado corresponde a um ponto de máximo:

$$\frac{\partial^2 S_t}{\partial Z_{rede}^2}_{Z_{rede} = Z_{maq}} < 0 \tag{4.50}$$

A partir de (4.49) e (4.50), conclui-se que S_t é máximo quando:

$$Z_{rede} = Z_{maq} \tag{4.51}$$

Substituindo-se (4.51) em (4.48), a máxima injeção que pode ser entregue à rede para o ponto de operação (S_t^{max}) é dada por:

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$$S_t^{max} = \frac{E_q^2 . Z_{rede}}{2Z_{rede}^2 . [1 + \cos(\phi - \alpha_{maq})]} = \frac{E_q^2}{4. Z_{rede} . \cos^2\left(\frac{\phi - \alpha_{maq}}{2}\right)} \quad (4.52)$$

Para o cenário com S_t^{max}, a tensão terminal do gerador dada uma impedância equivalente Z_{rede} com fator de potência ϕ é determinada por:

$$V_t = I_{it} . Z_{rede} \quad (4.53)$$

Substituindo-se (4.45) e (4.51) em (4.53):

$$V_t = \frac{E_q . Z_{rede}}{\sqrt{2Z_{rede}^2 . [1 + \cos(\phi - \alpha_{maq})]}} = \frac{E_q}{\sqrt{4. \cos^2\left(\frac{\phi - \alpha_{maq}}{2}\right)}} \quad (4.54)$$

Então, o módulo da tensão da barra terminal no ponto de operação correspondente à máxima injeção na rede, chamada de tensão crítica ($V_t^{crítico}$), pode ser obtido de (4.54) como:

$$V_t^{crítico} = \frac{E_q}{2 \cos\left(\frac{\phi - \alpha_{maq}}{2}\right)} \quad (4.55)$$

Por outro lado:

$$\dot{V}_t = \dot{Z}_{rede} . \dot{I}_{it}$$

$$V_t \angle\theta = Z_{rede} \angle\phi \frac{E_q \angle\delta}{Z_{maq} \angle\alpha_{maq} + Z_{rede} \angle\phi}$$

$$\frac{V_t \angle(\theta - \delta)}{E_q \angle 0} = \frac{Z_{rede} \angle\phi}{Z_{maq} \angle\alpha_{maq} + Z_{rede} \angle\phi} \quad (4.56)$$

Considerando só a parte real de (4.56) e usando (4.51):

$$V_t \cos(\theta - \delta) = \frac{E_q\big(1 + \cos(\alpha_{maq} - \phi)\big)}{\big(1 + \cos(\alpha_{maq} - \phi)\big)^2 + \text{sen}^2(\alpha_{maq} - \phi)}$$

$$V_t \cos(\theta - \delta) = \frac{E_q\big(1 + \cos(\alpha_{maq} - \phi)\big)}{1 + 2\cos(\alpha_{maq} - \phi) + \cos^2\big(\alpha_{maq} - \phi\big) + \text{sen}^2(\alpha_{maq} - \phi)} \quad (4.57)$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Reduz-se (4.57) para:

$$V_t^{crítico} = \frac{E_q}{2\cos(\theta - \delta)} \tag{4.58}$$

Igualando-se (4.55) a (4.58):

$$\frac{E_q}{2\cos\left(\frac{\phi - \alpha_{maq}}{2}\right)} = \frac{E_q}{2\cos(\theta - \delta)} \tag{4.59}$$

Finalmente, a defasagem angular entre as tensões para o ponto de operação correspondente à máxima injeção na rede $(\theta - \delta)_{crítico}$ pode ser obtida de (4.59) como:

$$(\theta - \delta)_{crítico} = \frac{\phi - \alpha_{maq}}{2} \tag{4.60}$$

O LET é o lugar geométrico das tensões em módulo e ângulo (V e θ críticos) que representa o ponto da máxima injeção de potência na rede para um determinado fator de potência (a ponta da "curva do nariz" na Fig. 1.3). Isto ocorre quando os módulos das impedâncias equivalentes da rede e da máquina são iguais ($Z_{rede} = Z_{maq}$). E, portanto, a análise da relação entre essas impedâncias permite identificar se um dado ponto de operação representa (ou não) o máximo carregamento.

Os pontos de máximo carregamento para diferentes valores de fator de potência podem ser traçados no plano SV variando ϕ e usando (4.37), (4.58) e (4.60).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.7.3
Análise do Critério Proposto para Identificação do Problema de Estabilidade de Tensão

O critério proposto diz que: **"O problema da estabilidade de tensão, provocado pela atuação do limitador de sobre-excitação, pode ser previsto através do cálculo da potência máxima que a máquina consegue injetar na rede para um dado fator de potência (sendo este máximo caracterizado por $\boldsymbol{Z_{rede} = Z_{maq}}$). Em outras palavras, considera-se que o colapso de tensão está próximo de ocorrer quando o valor da potência máxima gerada/absorvida de uma máquina é menor que o valor da potência que o sistema demanda dela ($\boldsymbol{S_{crítico} < S_{demandado}}$)"**.

A aplicabilidade desse critério é testada a seguir utilizando simulações em dois sistemas testes: o Sistema-Teste de 24 Barras do IEEE (apresentado na Seção 4.6.1) e o Sistema S/SE/CO do Brasil de 1997 (detalhado nos Capítulos 2 e 3).

4.7.3.1
Estudo do Caso do Sistema S/SE/CO do Brasil de Abril de 1997 às 18h com Alteração da Potência Transmitida pelo Elo de Itaipu

No Capítulo 3 mostrou-se que o limitador de sobre-excitação das máquinas de Ibiúna foi o responsável pela perda de estabilidade no caso de 1997. Por isto, o cálculo do valor de máxima potência é realizado para estas máquinas (conectadas na Barra 48).

Os valores críticos da tensão terminal das máquinas de Ibiúna ($V_{48}^{crítico}$) e da defasagem angular entre as barras interna e terminal dessas máquinas $(\theta_{48} - \delta_{48})_{crítico}$ são calculados através de (4.58) e (4.60). Isto é:

$$V_{48}^{crítico} = \frac{E_{q48}}{2\cos(\theta_{48} - \delta_{48})_{crítico}} \tag{4.61}$$

$$(\theta_{48} - \delta_{48})_{crítico} = \frac{\phi - 90°}{2} \tag{4.62}$$

A tensão interna de Ibiúna (E_{q48}) pode ser definida de duas maneiras. São elas:

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$$E_{q48} = E_{fd} - \Delta SAL - \Delta SAT_{saliente} = E_{fd} - (X_d - X_q)i_d - 0{,}018e^{7{,}305(|E'_q|-0{,}8)} \quad (4.63)$$

onde a reatância equivalente da máquina de Ibiúna referida à base do sistema ($X_q^{eq_48}$) vale:

$$X_q^{eq_48} = \frac{X_q^{48}}{nº\ de\ unidades}\frac{S_{base\ sist}}{S_{base\ máq\ 48}} \quad (4.64)$$

$$X_q^{eq_48} = \frac{1{,}00}{3}\frac{100}{300} = 0{,}1111\ pu\ de\ \Omega$$

As potências ativa e reativa de Ibiúna para o ponto de máximo carregamento são encontradas rearranjando (4.41) e (4.42).

$$P_{48}^{crítico} = -\frac{E_{q48}V_{48}^{crítico}}{X_q^{eq_{48}}} sen(\theta_{48} - \delta_{48})_{crítico} \quad (4.65)$$

$$Q_{48}^{crítico} = -\frac{\left(V_{48}^{crítico}\right)^2}{X_q^{eq_48}} + \frac{E_{q48}V_{48}^{crítico}}{X_q^{eq_48}} cos(\theta_{48} - \delta_{48})_{crítico} \quad (4.66)$$

Assim, a potência aparente no ponto de máximo carregamento é dada por:

$$\left|\dot{S}_{48}^{crítico}\right| = \sqrt{\left(P_{48}^{crítico}\right)^2 + \left(Q_{48}^{crítico}\right)^2} \quad (4.67)$$

Outra forma de determinar a potência aparente no ponto de máximo carregamento seria através de:

$$\left|\dot{S}_{48}^{crítico}\right| = \frac{\left|V_{48}^{crítico}\right|^2}{X_q^{eq_48}} \quad (4.68)$$

A seguir, são analisados dois eventos distintos partindo do ponto de operação às 18h00 de 24 de Abril de 1997. O primeiro evento consiste no aumento de 25% da potência ativa transmitida pelo elo de Itaipu e aumento de 25% na potência reativa demandada pelo elo, e o segundo evento consiste em aumentos de 40% nas potências transmitida e demandada pelo elo.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

a) Evento: aumentos de 25% na potência ativa transmitida pelo elo de Itaipu e na potência reativa demandada pelo elo em $t = 50$ segundos

Na Fig. 4.36 é apresentado o comportamento da variável corrente de campo das máquinas de Ibiúna. Nela verifica-se que, após a ocorrência do aumento da potência transmitida pelo elo (em torno de $t = 129{,}28$ segundos), a atuação da função temporizada do limitador puxa a corrente para o seu valor máximo permissível em regime ($2{,}239\ pu\ de\ A$). Isto, por sua vez, limita o sinal de tensão de campo não sendo mais possível regular adequadamente a tensão na barra de 345 kV de Ibiúna (Fig. 4.37). No entanto, para este caso, a simulação dinâmica do evento mostra que a atuação do limitador não causa a perda de estabilidade do sistema. Este efeito da atuação do limitador poderia ser previsto através da determinação da potência máxima gerada por Ibiúna que é calculada utilizando as equações (4.61) a (4.68) (os resultados estão apresentados na Tab. 4.15). Ou seja, a atuação do limitador não compromete a estabilidade do sistema porque, após essa atuação, a capacidade máxima de geração em Ibiúna é maior que o valor da potência demandada a essas máquinas pelo sistema ($S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}$).

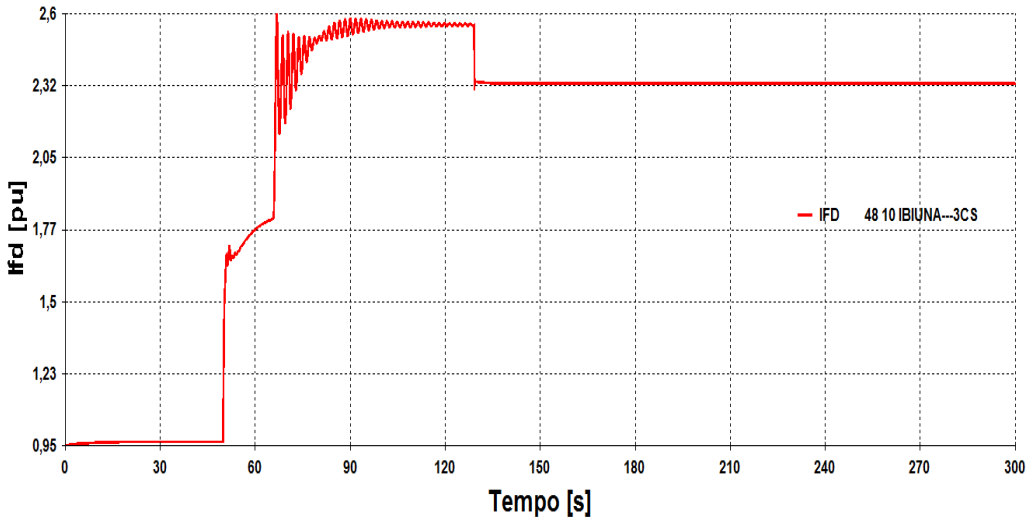


Figura 4.36 – Resposta Dinâmica da Variável I_{fd} para Evento que Consiste no Aumento de 25% da Potência Transmitida pelo Elo de Itaipu

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

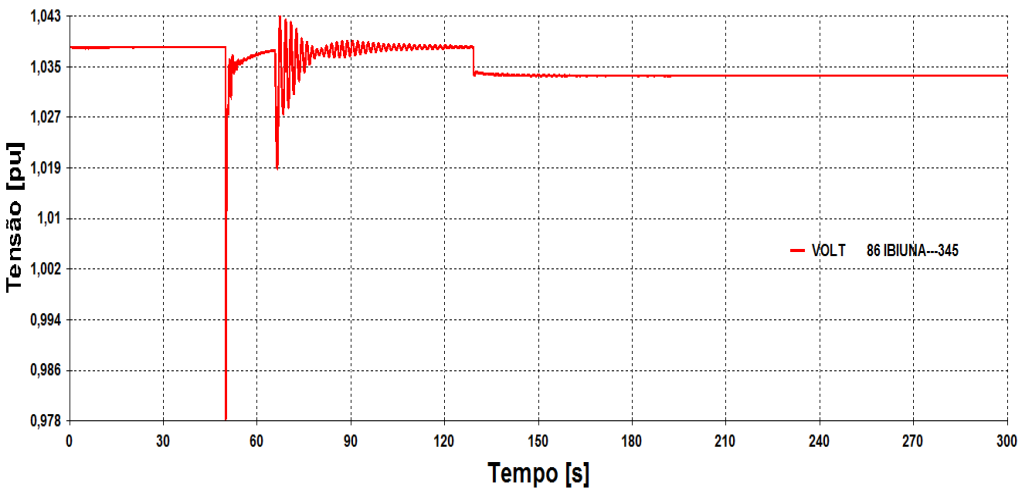


Figura 4.37 – Resposta Dinâmica da Tensão da Barra de 345 kV de Ibiúna para Evento que Consiste no Aumento de 25% da Potência Transmitida pelo Elo de Itaipu

Tabela 4.15 – Cálculo do Máximo Carregamento de Ibiúna Considerando ϕ Constante e Evento que Consiste no Aumento de 25% da Potência Transmitida pelo Elo de Itaipu

Pontos de Operação	Tempo [s]	I_{fd_48} $[pu]de$ A	$\lvert\dot{E}_{q48}\rvert$ $[pu]de$ V	$\lvert\dot{V}_{48}^{crítico}\rvert$ $[pu]de$ V	$\lvert\dot{S}_{48}^{demandado}\rvert$ $[pu]de$ MVA	$\lvert\dot{S}_{48}^{crítico}\rvert$ $[pu]de$ MVA	Comparação entre as Potências
antes do evento	43,00	0,9643	1,2088	0,6046	1,5840	3,2897	$S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}$
após aumento de 25% da potência do elo	129,0	2,5513	1,9277	0,9992	8,1236	8,9866	$S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}$
após atuação do limitador	150,0	2,3290	1,8632	0,9723	7,5907	8,5090	$S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}$

b) Evento: aumentos de 40% na potência ativa transmitida pelo elo de Itaipu e na potência reativa demandada pelo elo em $t = 50$ segundos

Nas Figs. 4.38 e 4.39 apresenta-se o comportamento das variáveis corrente de campo de Ibiúna e tensão na barra de 345 kV de Ibiúna. Na Fig. 4.38 percebe-se que a excessiva corrente de campo provoca a atuação do limitador que impõe restrições ao sistema de excitação da máquina em dois instantes distintos. A primeira restrição ocorre em $t = 60{,}00$ segundos sendo ocasionada pela atuação da função instantânea do limitador e a segunda acontece em $t = 110{,}78$ segundos devido à atuação de sua função temporizada. O efeito dessas restrições na tensão da barra de 345 kV de Ibiúna é mostrado na Fig. 4.39. Apesar disso, a atuação do limitador não causou a perda de estabilidade do sistema. Este fato poderia ser

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

previsto através do cálculo da potência máxima gerada por Ibiúna conforme Tab. 4.16.

Nesta tabela constata-se que os valores de máxima geração em Ibiúna são maiores que os valores de potência demandada a ela nos instantes após o aumento da potência do elo ($t = 110{,}00$ segundos) e após a atuação da função temporizada do limitador ($t = 150{,}00$ segundos).

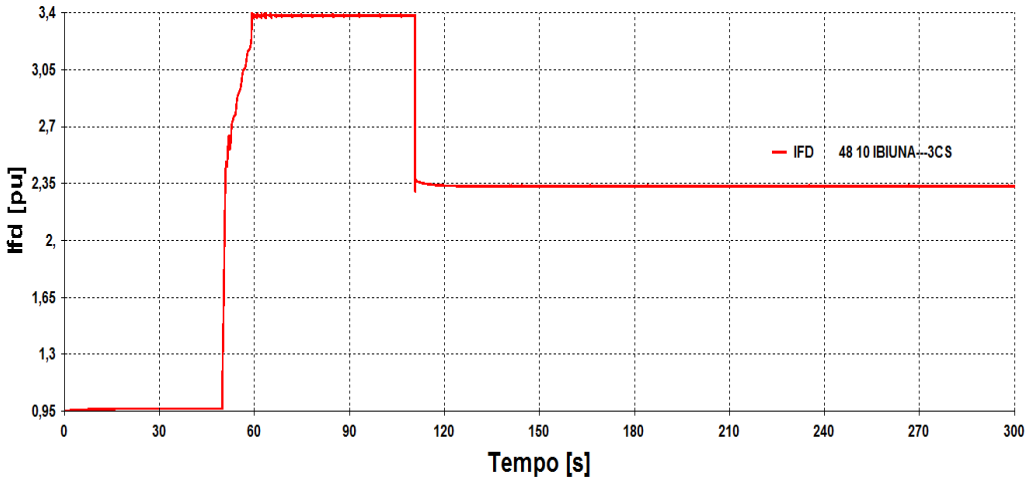


Figura 4.38 – Resposta Dinâmica da Variável I_{fd} para Evento que Consiste no Aumento de 40% da Potência Transmitida pelo Elo de Itaipu

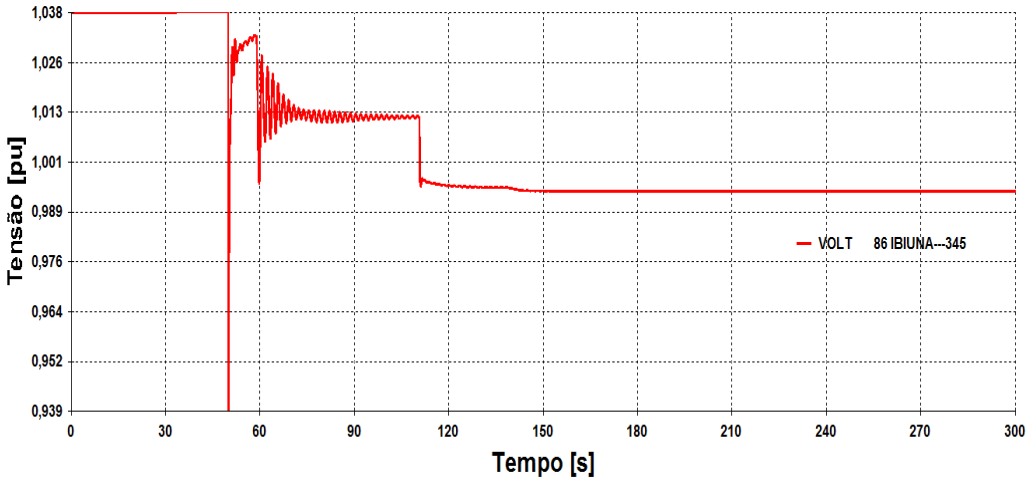


Figura 4.39 – Resposta Dinâmica da Tensão da Barra de 345 kV de Ibiúna para Evento que Consiste no Aumento de 40% da Potência Transmitida pelo Elo de Itaipu

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Tabela 4.16 – Cálculo do Máximo Carregamento de Ibiúna Considerando ϕ Constante e Evento que Consiste no Aumento de 40% da Potência Transmitida pelo Elo de Itaipu

Pontos de Operação	Tempo [s]	I_{fd_48} $[pu]de$ A	$\lvert\dot{E}_{q48}\rvert$ $[pu]de$ V	$\lvert\dot{V}_{48}^{crítico}\rvert$ $[pu]de$ V	$\lvert\dot{S}_{48}^{demandado}\rvert$ $[pu]de$ MVA	$\lvert\dot{S}_{48}^{crítico}\rvert$ $[pu]de$ MVA	Comparação entre as Potências
antes do evento	43,00	0,9643	1,2088	0,6046	1,5840	3,2897	$S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}$
após aumento de 40% da potência do elo	110,0	3,3761	2,1179	1,1383	10,0746	11,6630	$S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}$
após atuação do limitador	150,0	2,3290	1,8952	1,0754	7,9801	10,4103	$S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}$

4.7.3.2

Estudo do Caso do Sistema S/SE/CO do Brasil de Abril de 1997 às 15h com Alteração da Potência Transmitida pelo Elo de Itaipu

O evento analisado a seguir consiste em aumentos de 60% na potência ativa transmitida pelo elo de Itaipu e na potência reativa demandada pelo elo (aumentos em $t = 50$ segundos). Este evento é realizado no ponto de operação referente às 15h00 de 24 de Abril de 1997.

Na Fig. 4.40 é verificado que a excessiva corrente de campo ocasiona a atuação do limitador de Ibiúna que impõe restrições ao sistema de excitação da máquina (uma restrição devido à atuação da função instantânea em $t = 51{,}95$ segundos e a outra devido à atuação da função temporizada em $t = 111{,}02$ segundos). O efeito dessas restrições na tensão da barra de 345 kV de Ibiúna é mostrado na Fig. 4.41. Todavia, essa atuação do limitador não causou a perda de estabilidade do sistema porque os valores de máxima geração em Ibiúna são maiores que os valores de potência demandada nos instantes após o aumento da potência do elo ($t = 110{,}00$ segundos) e após a atuação da função temporizada do limitador ($t = 150{,}00$ segundos), conforme Tab. 4.17.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

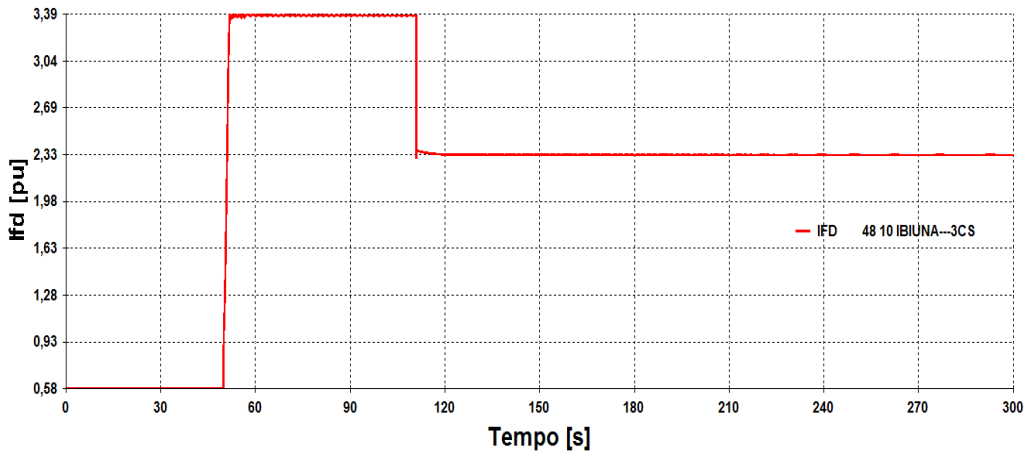


Figura 4.40 – Resposta Dinâmica da Variável I_{fd} para Evento que Consiste no Aumento de 60% da Potência Transmitida pelo Elo de Itaipu

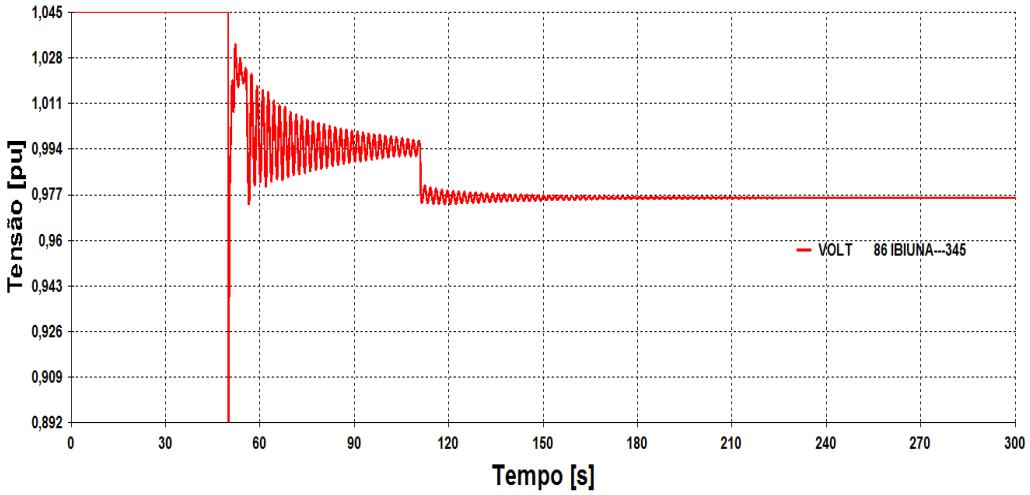


Figura 4.41 – Resposta Dinâmica da Tensão da Barra de 345 kV de Ibiúna para Evento que Consiste no Aumento de 60% da Potência Transmitida pelo Elo de Itaipu

Tabela 4.17– Cálculo do Máximo Carregamento de Ibiúna Considerando ϕ Constante e Evento que Consiste no Aumento de 60% da Potência Transmitida pelo Elo de Itaipu

Pontos de Operação	Tempo [s]	I_{fd_48} $[pu]de$ A	$\lvert\dot{E}_{q48}\rvert$ $[pu]de$ V	$\lvert\dot{V}_{48}^{crítico}\rvert$ $[pu]de$ V	$\lvert\dot{S}_{48}^{demandado}\rvert$ $[pu]de$ MVA	$\lvert\dot{S}_{48}^{crítico}\rvert$ $[pu]de$ MVA	Comparação entre as Potências
antes do evento	49,00	0,8920	0,9062	1,0112	1,0586	9,2034	$S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}$
após aumento de 60% da potência do elo	110,0	3,3760	2,1459	1,2708	10,2868	14,5359	$S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}$
após atuação do limitador	150,0	2,3292	1,915	1,2571	8,1420	14,2235	$S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.7.3.3
Estudo do Colapso no Sistema S/SE/CO do Brasil de Abril de 1997

O evento simulado a seguir consiste em três aumentos sucessivos da carga ativa e reativa do sistema partindo do caso base de 18h00 de 24 de abril de 1997 (evento já simulado na Seção 3.5.1.2 onde se encontra os detalhes do caso).

O comportamento da tensão na barra de 345 kV e da corrente de campo de Ibiúna são mostrados nas Figs. 3.7 e 3.9, nesta ordem. A atuação do limitador de Ibiúna impõe restrições ao sistema de excitação da máquina em $t = 122{,}87$ e $t = 160{,}09$ segundos. Estas restrições ocorrem devido à atuação das funções instantânea e temporizada do limitador, respectivamente.

Na Tab. 4.18 mostra-se que, para este caso, a atuação do limitador compromete a estabilidade do sistema, visto que, após alguns segundos da atuação da função temporizada do limitador (em $t = 174{,}30$ segundos), a capacidade máxima de geração em Ibiúna fica menor que o valor da potência demandada a essas máquinas pelo sistema ($S_{48}^{crítico} < S_{48}^{demandado}$). Ou seja, neste caso, a utilização do critério proposto previu a ocorrência do colapso com aproximadamente três segundos de antecedência.

Tabela 4.18 – Cálculo do Máximo Carregamento de Ibiúna Considerando ϕ Constante e Evento que Consiste no Aumento Consecutivo da Carga do Sistema

Pontos de Operação	Tempo [s]	I_{fd_48} $[pu]de$ A	$\lvert\dot{E}_{q48}\rvert$ $[pu]de$ V	$\lvert\dot{V}_{48}^{crítico}\rvert$ $[pu]de$ V	$\lvert\dot{S}_{48}^{demandado}\rvert$ $[pu]de$ MVA	$\lvert\dot{S}_{48}^{crítico}\rvert$ $[pu]de$ MVA	Comparação entre as Potências
Inicial	0,99	0,9518	1,2023	0,6012	1,5054	3,2529	$S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}$
após 1º aumento de carga	43,00	1,5010	1,5388	0,7694	4,5385	5,3284	$S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}$
após 2º aumento de carga	99,00	2,1429	1,8020	0,9011	6,9966	7,3084	$S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}$
após 3º aumento de carga	**151,00**	**3,3764**	**2,0861**	**1,0436**	**9,8023**	**9,8029**	$\boldsymbol{S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}}$
após atuação do limitador (1)	168,00	2,3339	1,8773	0,9406	7,7779	7,9636	$S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}$
após atuação do limitador (2)	172,80	2,3305	1,8768	0,9405	7,7741	7,9620	$S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}$
após atuação do limitador (3)	173,30	2,3303	1,8774	0,9409	7,7745	7,9677	$S_{48}^{crítico} > S_{48}^{demandado}$
após atuação do limitador (4)	**174,30**	**2,3305**	**1,7908**	**0,9109**	**8,0054**	**7,4678**	$\boldsymbol{S_{48}^{crítico} < S_{48}^{demandado}}$
após atuação do limitador (5)	**175,30**	**2,3337**	**1,4938**	**0,9098**	**8,8315**	**7,4510**	$\boldsymbol{S_{48}^{crítico} < S_{48}^{demandado}}$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

4.7.3.4

Estudo do Colapso no Sistema-Teste de 24 Barras IEEE

Esse sistema-teste é do tipo hidrotérmico e foi criado a partir do sistema de 24 barras do IEEE (os detalhes do sistema estão apresentados na Seção 4.6.1). O evento simulado a seguir consiste em dois aumentos sucessivos da carga ativa e reativa do sistema, isto é, um aumento de 10% da carga em $t = 5{,}00$ segundos e outro aumento de 15% da carga em $t = 50{,}00$ segundos.

O colapso é provocado pela atuação do limitador de sobre-excitação do gerador conectado à Barra 7. Esta afirmação foi comprovada através de simulações com e sem limitação de corrente nas máquinas supracitadas, onde o sistema mostrou-se estável apenas para a situação em que o limitador de corrente não atuou. O modelo de máquina e os controles associados às máquinas da Barra 7 correspondem aos modelos reais da UHE Corumbá (conforme Tab. 4.9).

Os valores críticos da tensão terminal das máquinas da Barra 7 ($V_7^{crítico}$) e da defasagem angular entre as barras interna e terminal dessas máquinas $(\theta_7 - \delta_7)_{crítico}$ são calculados através de (4.58) e (4.60). Ou seja:

$$V_7^{crítico} = \frac{E_{q7}}{2\cos(\theta_7 - \delta_7)_{crítico}} \tag{4.69}$$

$$(\theta_7 - \delta_7)_{crítico} = \frac{\phi - 90°}{2} \tag{4.70}$$

A tensão interna da máquina da Barra 7 (E_{q7}) é calculada por:

$$E_{q7} = E_{fd} - \Delta SAL - \Delta SAT_{saliente} = E_{fd} - (X_d - X_q)i_d - 0{,}027e^{7{,}104(|E_q'|-0{,}8)} \tag{4.71}$$

onde a reatância equivalente da máquina da Barra 7 referida à base do sistema ($X_q^{eq_7}$) vale:

$$X_q^{eq_7} = \frac{X_q^7}{nº\ de\ unidades}\frac{S_{base\ sist}}{S_{base\ máq\ 7}} \tag{4.72}$$

$$X_q^{eq_7} = \frac{0{,}62}{3}\frac{100}{139} = 0{,}1487\ pu\ de\ \Omega$$

No ponto de máximo carregamento, as expressões para as potências da Barra 7 são encontradas rearranjando (4.41) e (4.42).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$$P_7^{crítico} = -\frac{E_{q7}V_7^{crítico}}{X_q^{eq_7}} sen(\theta_7 - \delta_7)_{crítico} \tag{4.73}$$

$$Q_7^{crítico} = -\frac{\left(V_7^{crítico}\right)^2}{X_q^{eq_7}} + \frac{E_{q7}V_7^{crítico}}{X_q^{eq_7}} cos(\theta_7 - \delta_7)_{crítico} \tag{4.74}$$

$$\left|\dot{S}_7^{crítico}\right| = \sqrt{\left(P_7^{crítico}\right)^2 + \left(Q_7^{crítico}\right)^2} = \frac{\left|V_7^{crítico}\right|^2}{X_q^{eq_7}} \tag{4.75}$$

O comportamento da corrente de campo das máquinas da Barra 7 e da tensão terminal da Barra 7 são mostrados nas Figs. 4.42 e 4.43, nesta ordem. A atuação do limitador impõe restrições ao sistema de excitação da máquina em $t = 51{,}07$ e $t = 65{,}58$ segundos. Estas restrições ocorrem devido à atuação da função instantânea (que limita I_{fd} em $3{,}347\ pu\ de\ A$) e da função temporizada do limitador (que limita I_{fd} em $2{,}340\ pu\ de\ A$), respectivamente.

Para este caso, a atuação do limitador causa a perda de estabilidade do sistema. Este problema é previsto quando a capacidade máxima de geração na Barra 7 (calculada utilizando (4.69) a (4.75)) fica menor que o valor da potência demandada a essas máquinas pelo sistema ($S_7^{crítico} < S_7^{demandado}$).

Este fato ocorre alguns segundos após a atuação da função temporizada do limitador em $t = 75{,}60$ segundos (conforme Tab. 4.19).

Em resumo, o emprego do critério previu a ocorrência do colapso com aproximadamente um segundo e meio de antecedência.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

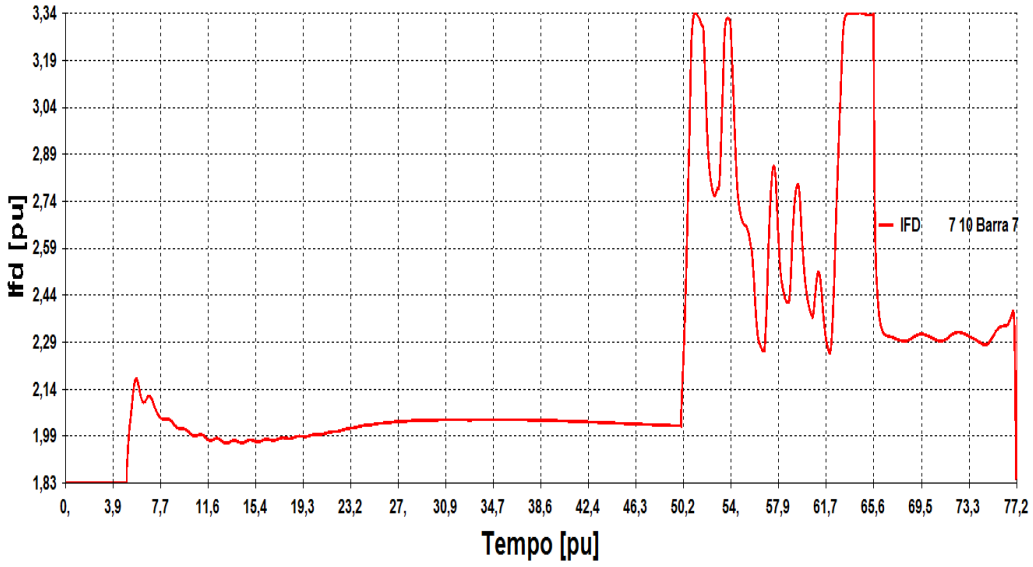


Figura 4.42 – Resposta Dinâmica da Variável I_{fd} da Barra 7 para Evento que Consiste no Aumento Consecutivo da Carga do Sistema

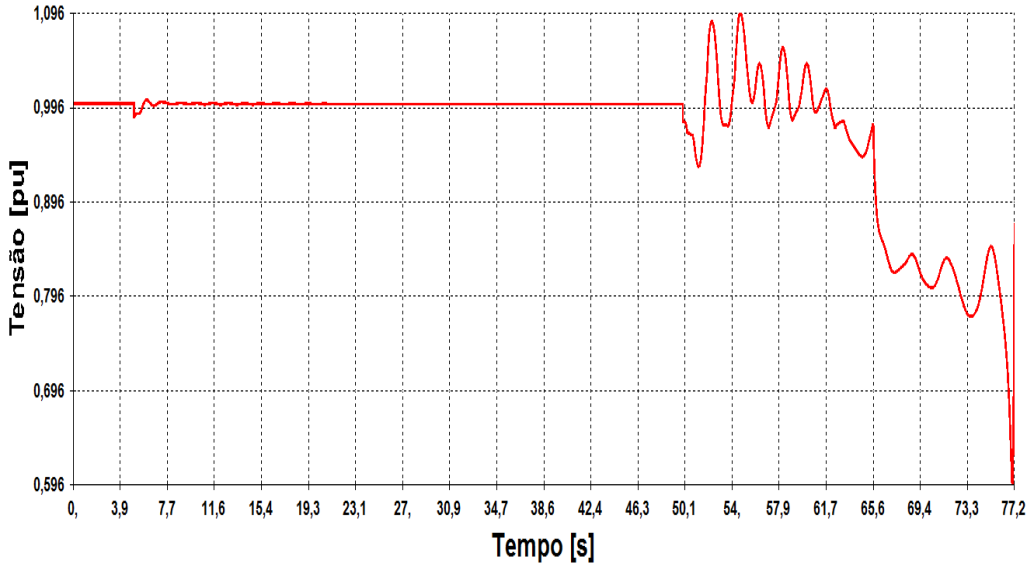


Figura 4.43 – Resposta Dinâmica da Tensão da Barra 7 para Evento que Consiste no Aumento de 60% da Potência Transmitida pelo Elo de Itaipu

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Tabela 4.19 – Cálculo do Máximo Carregamento da Máquina da Barra 7 Considerando ϕ Constante e Evento que Consiste no Aumento Consecutivo da Carga do Sistema

Pontos de Operação	Tempo [s]	I_{fd_7} $[pu]de$ A	$\lvert\dot{E}_{q7}\rvert$ $[pu]de$ V	$\lvert\dot{V}_7^{crítico}\rvert$ $[pu]de$ V	$\lvert\dot{S}_7^{demandado}\rvert$ $[pu]de$ MVA	$\lvert\dot{S}_7^{crítico}\rvert$ $[pu]de$ MVA	Comparação entre as Potências
Inicial	4,00	1,8346	1,1474	0,6369	2,1282	2,7282	$S_7^{crítico} > S_7^{demandado}$
após 1º aumento de carga	40,00	2,0335	1,2191	0,8850	2,3362	5,2676	$S_7^{crítico} > S_7^{demandado}$
após 2º aumento de carga	**65,00**	**3,3444**	**1,5809**	**0,8534**	**4,4125**	**4,8979**	$\boldsymbol{S_7^{crítico} > S_7^{demandado}}$
após atuação do limitador (1)	68,00	2,2897	1,3767	0,6910	3,1693	3,2112	$S_7^{crítico} > S_7^{demandado}$
após atuação do limitador (2)	71,00	2,2891	1,4147	0,7196	3,1759	3,4826	$S_7^{crítico} > S_7^{demandado}$
após atuação do limitador (3)	72,50	2,3178	1,2164	0,8193	3,2682	4,5138	$S_7^{crítico} > S_7^{demandado}$
após atuação do limitador (4)	74,00	2,2911	1,3679	0,8621	3,2307	4,9985	$S_7^{crítico} > S_7^{demandado}$
após atuação do limitador (5)	75,40	2,3124	1,3367	0,8155	3,2193	4,4719	$S_7^{crítico} > S_7^{demandado}$
após atuação do limitador (6)	**75,60**	**2,3240**	**1,2388**	**0,6678**	**3,2448**	**2,9993**	$\boldsymbol{S_7^{crítico} < S_7^{demandado}}$

4.7.4
Conclusão do Critério Proposto

A identificação do problema de estabilidade através do critério proposto foi testada em dois sistemas diferentes (de pequeno e grande porte) onde se obteve resultados satisfatórios.

Esse critério é baseado no cálculo da potência máxima que a máquina consegue injetar na rede e, por isto, o critério apresenta a vantagem de usar apenas dados de medição local, ou seja, dados de medição da barra terminal do gerador. Outra vantagem é que essa potência máxima é facilmente calculada para todas as máquinas do sistema devido ao baixo custo computacional exigido.

Por fim, os testes realizados mostraram que o critério consegue prever a ocorrência do problema com antecedência de alguns segundos sendo este intervalo de tempo suficiente, por exemplo, para a atuação de esquemas de rejeição de carga. Desta maneira, este critério pode ser útil na concepção desses

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

esquemas automáticos (a fim de impedir a perda de estabilidade do sistema) e também pode ser utilizado em avaliações de segurança *online* (para alertar sobre possíveis riscos de instabilidade e, por conseguinte, para indicar ações preventivas).

4.8
Conclusão

O método proposto para o ajuste de tensão (Seção 4.6) tem a finalidade de avaliar, em regime permanente, o efeito das ações de controle de tensão por geradores considerando os limites de sobre-excitação das máquinas.

Este método é baseado na representação das máquinas pelo Modelo E_q que permite a incorporação da variável corrente de campo (em equilíbrio) no problema geral de fluxo de potência (o uso do modelo para previsão dessa corrente foi testado na Seção 4.5 e no Apêndice E). Assim, é possível determinar a atuação dos limitadores de sobre-excitação das máquinas através do simples cálculo do fluxo de carga. Esta verificação da atuação dos limitadores pode ser aplicada na análise de eventos que consistem, por exemplo, em crescimento da carga durante a operação do sistema. Além disso, a adoção do Modelo E_q permite calcular uma matriz de sensibilidades do controle de tensão (ou matriz $[GVCS]$) que relaciona as variáveis de controle e controladas dos geradores (a aplicabilidade da matriz foi testada para um sistema fictício de duas barras na Seção 4.4). Essa matriz é usada para encontrar um novo perfil de tensão para o sistema e/ou identificar a existência de conflito entre os controles dos geradores. Isto é, a análise da matriz permite apontar os ajustes de tensão nos geradores que apresentam maior sensibilidade, ou eficácia, para dada ação desejada (a aplicabilidade do método foi comprovada através da simulação dinâmica de eventos no sistema-teste de 24 barras do IEEE na Seção 4.6). No entanto, o fato da matriz ser baseada nas equações lineares de fluxo de carga, torna esta conclusão válida apenas para ajustes em V_t envolvendo pequenas variações em E_q (ΔE_q pequeno). Uma maneira de reduzir o erro na previsão de E_q^{final}, ocasionado por essa linearização das equações do sistema, seria adotar a estratégia de linearização por partes no método proposto.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A restrição da corrente de campo da máquina é representada na matriz $[GVCS]$ assumindo que a tensão interna do gerador (E_q) permanece constante, ou seja, adota-se $\Delta E_q = 0$ na matriz (conforme teste da Seção 4.6.2.3).

A perda do controle de tensão, devido à atuação do limitador de sobre-excitação, é indicada na matriz $[GVCS]$ através da exclusão da equação de controle do gerador cujo limitador atuou, isto é, a tensão terminal passa a ser uma tensão livre para variar. Por sua vez, no cálculo do fluxo de carga, essa perda do controle é indicada excluindo a barra interna do gerador (Barra q) e reclassificando a barra terminal (Barra t) para tipo PQ. Assim, a cada novo ponto de operação calculado, deve-se comparar o valor da corrente de campo calculado (I_{fd}^{calc}) com o valor máximo da corrente de campo em regime permanente (I_{fd}^{max}). Caso $I_{fd}^{calc} < I_{fd}^{max}$ e $V_t^{calc} < V_t^{especificado}$ existe a possibilidade da tensão da barra ser controlada novamente. Essa verificação tem o intuito de manter a análise estática coerente com a análise dinâmica já que, na simulação do domínio do tempo, o gerador pode perder o controle de tensão após um evento e readquirí-lo posteriormente.

A atuação de limitadores de sobre-excitação de máquinas síncronas pode provocar problema de estabilidade de tensão no sistema. Contudo, na grande maioria das vezes, a atuação desses limitadores não apresenta efeito deletério para a estabilidade do sistema. Assim, na Seção 4.7 foi proposto um critério que permite identificar esse efeito prejudicial dos limitadores na operação elétrica. Este critério afirma que: "O problema da estabilidade de tensão, provocado pela atuação do limitador de sobre-excitação, é previsto através do cálculo da potência máxima que a máquina consegue injetar na rede para um dado fator de potência (sendo este máximo caracterizado por $Z_{rede} = Z_{maq}$). Em outras palavras, considera-se que o colapso de tensão está próximo de ocorrer quando o valor da potência máxima gerada/absorvida de uma máquina é menor que o valor da potência demandada a ela pelo sistema ($S_{crítico} < S_{demandado}$)". A aplicabilidade desse critério foi testada em dois sistemas distintos (de pequeno e grande porte) onde se obteve resultados satisfatórios.

Esse critério é baseado no cálculo da potência máxima que a máquina consegue injetar na rede e, portanto, o critério apresenta a vantagem de usar apenas dados de medição local, ou seja, dados de medição da barra terminal do

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

gerador. Além disso, os testes realizados mostraram que o critério consegue prever a ocorrência do problema com antecedência de alguns segundos sendo este intervalo de tempo suficiente, por exemplo, para a atuação de esquemas de rejeição de carga. Desta maneira, este critério pode ser útil na concepção desses esquemas automáticos (a fim de impedir a perda de estabilidade do sistema) e também pode ser utilizado em avaliações de segurança *online* (para alertar sobre possíveis riscos de instabilidade e, consequentemente, para indicar ações preventivas).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

5
Simulação Estática e Dinâmica do Controle de Tensão por Compensador Estático

5.1
Motivação

Este capítulo tem como objetivo investigar, através de simulações no domínio do tempo, a aplicabilidade dos critérios de estabilidade de tensão a pequenas perturbações [1], de estabilidade referente ao método da curva VQ[1] e da Matriz [VCS] [3] para barras com tensão controlada por Compensador Estático de Potência Reativa (CER) ou *Static Var Compensator* (SVC).

Na prática, o controle de tensão do compensador estático é realizado pelo regulador que tem por objetivo variar a susceptância (B_{cer}), que é uma variável da função potência reativa gerada (Q_{cer}), de acordo com as variações da tensão controlada (V_{cer}) em relação a uma tensão de referência especificada (V_{ref}). A lógica de controle do regulador do CER supõe que as grandezas de controle (V_{cer} e B_{cer}) têm relação direta (ou relação usual), ou seja, para o aumento da tensão terminal é necessário aumentar a susceptância e para a redução de V_{cer} é necessário reduzir B_{cer}.

Desta maneira, a operação do compensador na região onde suas grandezas de controle têm relação inversa (ou relação não usual) poderia levar a ações de controle de tensão inadequadas, uma vez que, para o aumento da tensão terminal é necessário reduzir a susceptância e para a redução de V_{cer} é necessário aumentar B_{cer}.

No Apêndice F apresenta-se os fundamentos utilizados para a elaboração da modelagem do compensador estático presente nos programas comerciais de fluxo de potência.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

5.2
Análise no Domínio do Tempo das Ações de Controle de Tensão por Compensadores Estáticos

A análise das ações de controle do ponto de vista estacionário indica que a operação de compensadores estáticos, apresentando relação inversa entre suas variáveis de controle, faria com que suas ações de controle de tensão no sistema tivessem o efeito oposto ao esperado. Por isto, nessa seção investiga-se o efeito, no domínio do tempo, de ações de controle de tensão por compensadores estáticos operando em região com suas variáveis de controle apresentando relação direta e inversa.

Esta análise no tempo consiste em aplicar pequenas perturbações no sistema com 2 barras (mostrado na Fig. 5.5), isto é, variar a tensão de referência do compensador estático, e tem como principal objetivo ganhar sensibilidade em relação ao comportamento do controle. Posteriormente, um caso real do sistema elétrico brasileiro é estudado.

Nesta seção, as simulações dinâmicas foram realizadas apenas no programa computacional Organon porque o programa Anatem apresentou problemas de não convergência no processo alternado de solução da rede CA.

5.2.1
Dados do Compensador Estático (Barra 1)

O conjunto de dados adotados para o compensador estático conectado à Barra 1 é dado na Tab. 5.1.

Tabela 5.1 – Conjunto de Dados do Compensador Estático da Barra 1

DADOS DO COMPENSADOR ESTÁTICO		VALOR
Barra controlada		N°1
Número de unidades		1
Inclinação ou estatismo do CER	X_{sl}	0,03 [pu de tensão / pu de corrente]
Tipo de Controle		Corrente
Susceptância mínima do CER	B_{min}	-9999,0 [Mvar]
Susceptância máxima do CER	B_{max}	9999,0 [Mvar]

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

O regulador associado ao compensador tem controle do tipo proporcional-integral (PI) com *droop* de corrente e corresponde ao modelo de controle de CER n° 3 disponível no Organon (este modelo pré-definido é mostrado na Fig. 5.1).

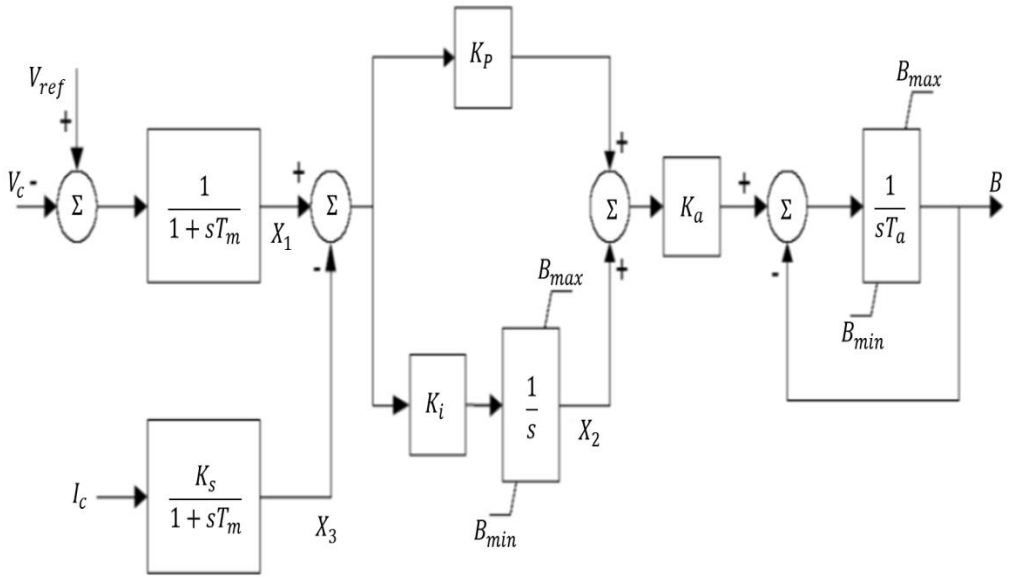


Figura 5.1 – Controle do Tipo Proporcional-Integral com *Droop* de Corrente

Este sistema de controle do CER pode ser dividido em três partes distintas: sistema de medição, sistema de regulação e sistema de disparo.

O sistema de medição recebe sinais de tensão e corrente da barra controlada e da barra do CER (baixa tensão), através de transformadores de instrumentos (TPs e TCs), bem como sinais internos que são tratados por retificadores, filtros e conversores A/D. Assim, produz-se sinais CC proporcionais: à tensão da barra controlada (refletindo a situação média das 3 fases) para geração do sinal de erro, à parte reativa da corrente fundamental drenada do sistema (refletindo a situação média das 3 fases) para geração do estatismo, à tensão da barra do CER (de baixa tensão), às correntes em cada ramo dos reatores e capacitores, a sinais estabilizadores (quando for o caso), à temperatura dos tiristores, etc.

Considerando a constante de tempo mais significativa dos sistemas de retificação, filtragem e ampliação, estima-se um retardo da ordem de 5 a 20 ms nos sistemas de medição. A representação desse retardo da medição é feita por meio de uma constante de tempo simples identificada por T_m na Fig. 5.1.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

No sistema de regulação são encontrados os parâmetros passíveis de ajuste e é onde se determina o desempenho do CER frente a perturbações no sistema. Este sistema pode ser dividido em duas partes: uma que estabelece a susceptância (regulador) e a outra que determina a parcela de susceptância que cabe aos capacitores chaveáveis e aos reatores controláveis.

O estabelecimento da susceptância é realizado através da comparação do sinal da tensão controlada com o valor de referência e, a partir desse sinal de erro, é gerado o sinal de susceptância do CER.

O modelo de regulador adotado é composto por um controle do tipo proporcional-integral (PI) e, portanto, não apresenta erro de regime. Isto significa que o regulador não produz estatismo por suas próprias características e, por isto, existe a necessidade de criar um sinal proporcional à corrente reativa do CER (sinal X_3 da Fig. 5.1) para a obtenção do estatismo (definido pelo parâmetro K_s e também chamado de inclinação ou *droop* de corrente).

No sistema de disparo tanto o chaveamento de capacitores quanto o disparo da válvula de reatores têm um momento certo de ocorrer (necessidade de uma unidade de sincronismo). Este atraso proposital pode ser representado nas simulações dinâmicas por um polo com constante de tempo relacionada ao retardo médio de disparo (T_a). Geralmente, este retardo é pequeno frente às demais constantes de tempo.

Para os testes que são realizados a seguir, os parâmetros adotados para o regulador do CER estão apresentados na Fig. 5.2.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

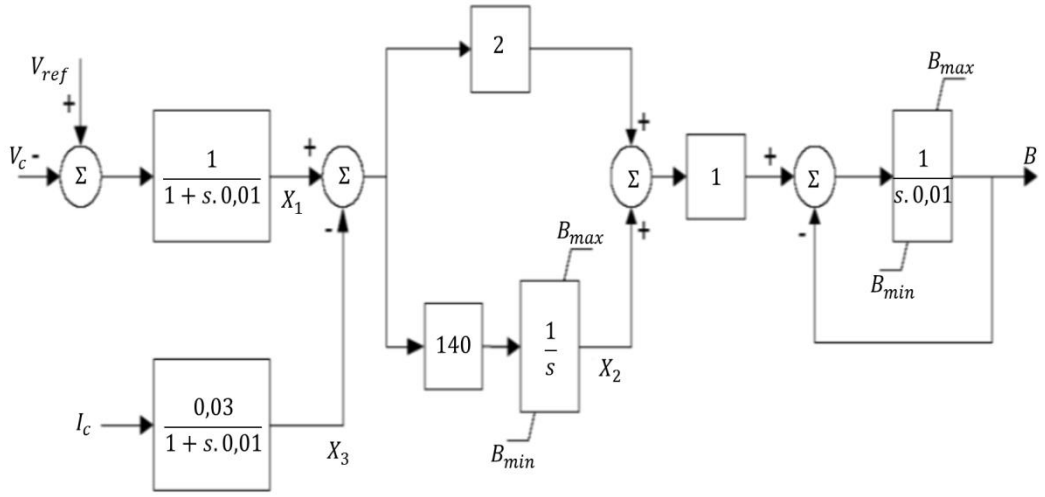


Figura 5.2 – Controle do Tipo Proporcional-Integral com *Droop* de Corrente Adotado para o Compensador Estático da Barra 1

5.2.2
Dados do Gerador Síncrono (Barra 2)

O sistema com 2 barras é testado com a representação do gerador síncrono (Barra 2) como máquinas de polos salientes com um enrolamento de campo (no eixo direto) e dois enrolamentos amortecedores (sendo um enrolamento no eixo direto e o outro enrolamento no eixo em quadratura) conforme Apêndice A.4.2.4.

Este modelo corresponde ao modelo n° 4 do programa computacional Organon [32]. O conjunto de dados adotados para representar o gerador é dado na Tab. 5.2.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Tabela 5.2 – Conjunto de Dados da Máquina de Polos Salientes da Barra 2

PARÂMETROS DA MÁQUINA		VALOR
Indutância síncrona de eixo direto	X_d	113,8%
Indutância síncrona de eixo em quadratura	X_q	68,1%
Indutância transitória de eixo direto	X'_d	35,0%
Indutância subtransitória de eixo direto	X''_d	28,8%
Indutância subtransitória de eixo em quadratura	X''_q	28,8%
Indutância de dispersão da armadura	X_l	15,8%
Constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto	T'_{do}	5,6 s
Constante de tempo subtransitória de eixo direto em circuito aberto	T''_{do}	0,08 s
Constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura em circuito aberto	T''_{qo}	0,15 s
Resistência do enrolamento de armadura	R_a	0%
Constante de inércia	H	4,938 s
Constante de amortecimento	D	0
Potência aparente nominal da máquina (base para os parâmetros)	S	184 MVA
Número de unidades iguais que constituem a máquina equivalente		15 unid
Frequência síncrona da máquina	F	60 Hz
Curva de saturação da máquina exponencial		A = 0,013 B = 7,92 C = 0,8

Os controles associados ao gerador são o RAT de 1ª ordem e o estabilizador das Figs. 5.3 e 5.4, respectivamente.

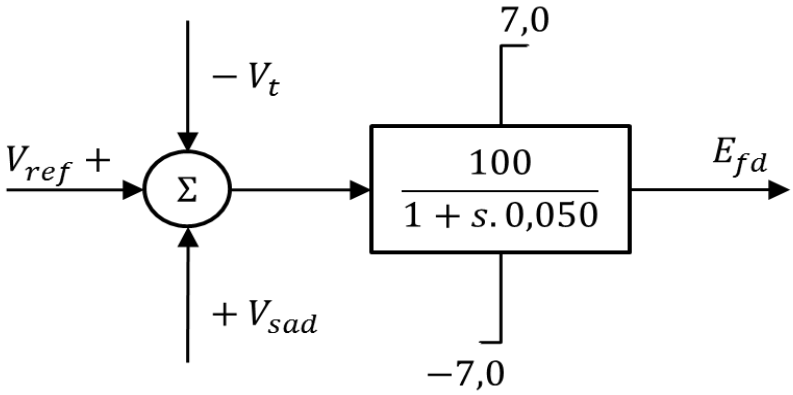


Figura 5.3 – Modelo de RAT de 1ª Ordem Adotado para o Gerador Síncrono

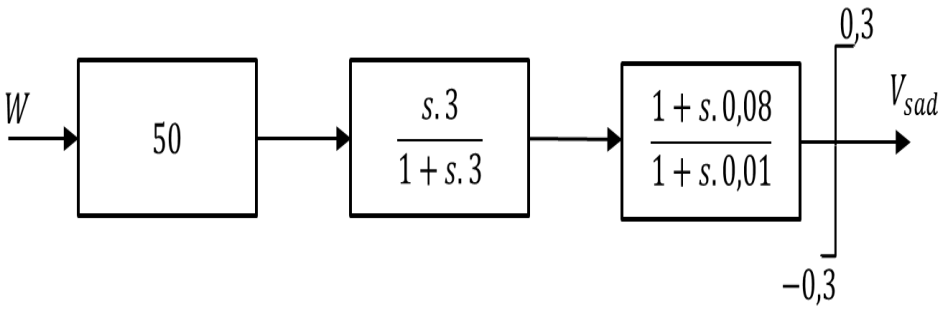


Figura 5.4 – Estabilizador Adotado para o Gerador Síncrono

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

5.2.3
Simulação da Variação da Tensão de Referência do CER em Ponto de Operação com Relação Direta entre Tensão e Susceptância (Teste 1)

Esse primeiro teste tem a carga igual a 1.000 MW (modelada como 100% potência constante) e a linha de transmissão representada por uma impedância de $j0{,}05\ pu$ (modelo de linha adotado composto apenas por uma reatância série). Esta simplificação da linha não invalida os resultados, pois estes são confirmados na Seção 5.3 onde é analisado um caso real do sistema elétrico brasileiro com os circuitos modelados utilizando os parâmetros reais das linhas (série e derivação).

O evento simulado consiste no aumento de 1% na tensão de referência do compensador estático (isto é, aumentar $V_{ref}^{inicial} = 1{,}105pu$ para $V_{ref}^{final} = 1{,}115pu$) sendo os pontos de operação inicial e final ilustrados nas Figs. 5.5 e 5.6.

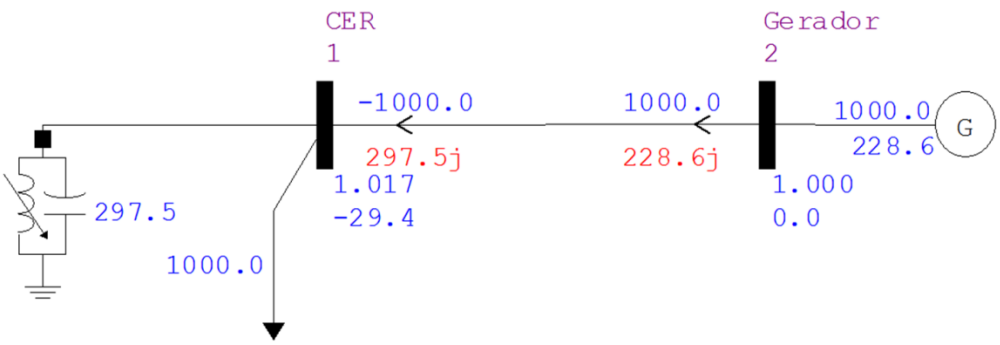


Figura 5.5 - Ponto de Operação Inicial com CER Operando na Região Normal

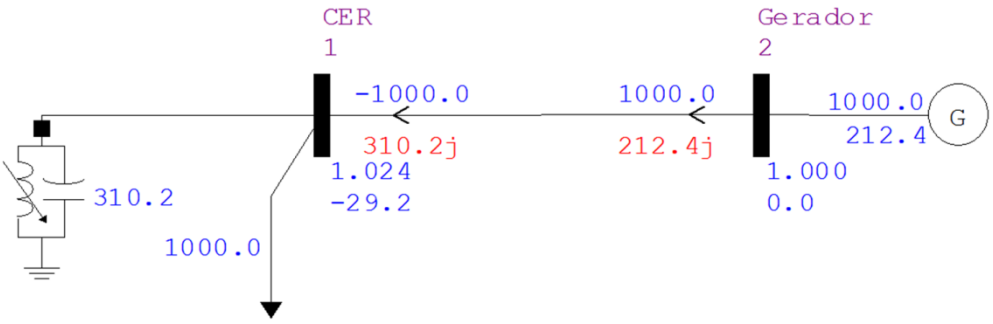


Figura 5.6 - Ponto de Operação Final com CER Operando na Região Normal

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A variação positiva na tensão de referência do CER (ou seja, $\Delta V_{ref} = 0{,}01pu$ em $t = 1{,}0s$ mostrado na Fig. 5.7) faz com que o sinal de erro ($erro = X_1 - X_3$) excursione por valores positivos (segundo Fig. 5.8). Isto resulta no aumento do valor da susceptância total do CER (Fig. 5.9) e, como consequência, no aumento da corrente, da tensão e da potência reativa do CER (Figs. 5.10 a 5.12, respectivamente).

Verifica-se que o aumento em V_{cer} provoca uma elevação em Q_{cer} de aproximadamente 12,2 Mvar (Fig. 5.12). A relação direta entre essas variáveis ocorre pelo fato dos pontos com $V_{cer} = 1{,}017\ pu$ e $V_{cer} = 1{,}024\ pu$ pertencerem a região do lado direito da curva VQ do compensador estático (Fig. 5.13).

O controle deixa de atuar em aproximadamente dois segundos de simulação quando o erro fica igual a zero, ou seja, $V_{esp} - V_{cer} - X_{SL}I_{cer} = 0$ (equação de controle do CER para o modelo de injeção de corrente e operação na faixa linear conforme apresentado no Apêndice F). Este novo equilíbrio é alcançado com $I_{cer} = 3{,}025\ pu$ e $V_{cer} = 1{,}024\ pu$.

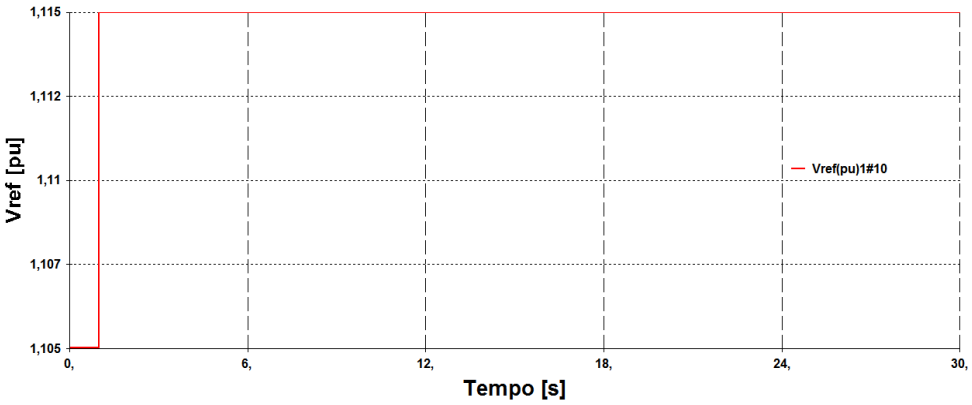


Figura 5.7 – Mudança da Tensão de Referência do CER no Teste 1

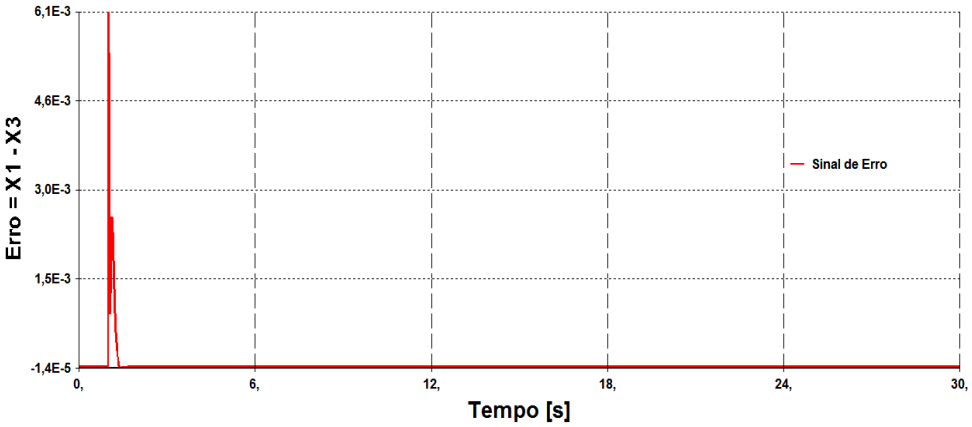


Figura 5.8 – Resposta Dinâmica do Sinal de Erro no Teste 1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

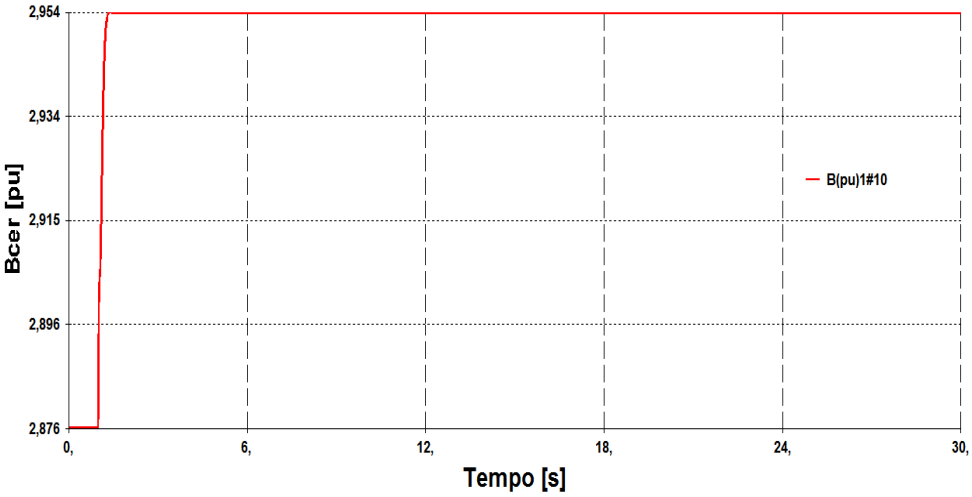


Figura 5.9 – Resposta Dinâmica da Variável B_{cer} no Teste 1

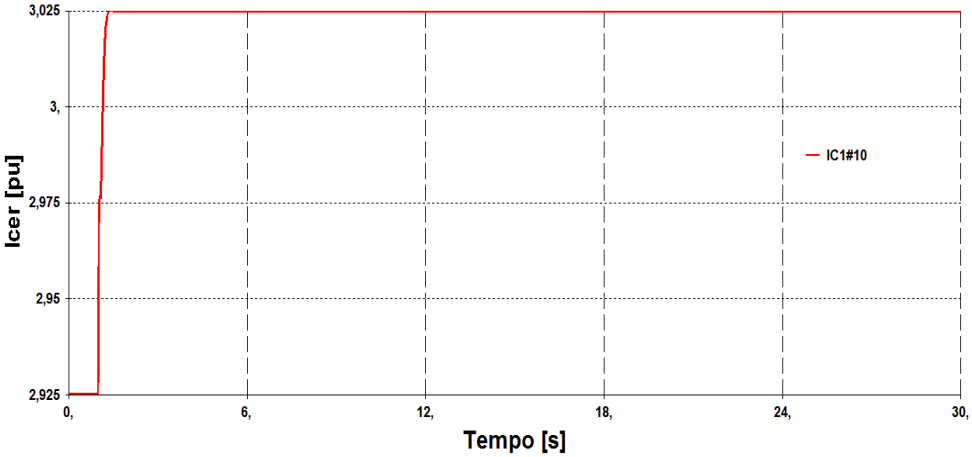


Figura 5.10 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente I_{cer} no Teste 1

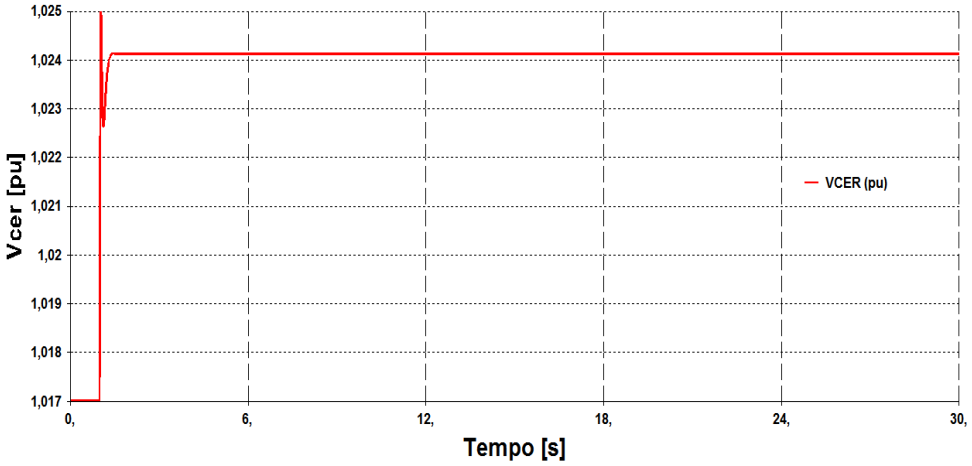


Figura 5.11 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão V_{cer} no Teste 1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

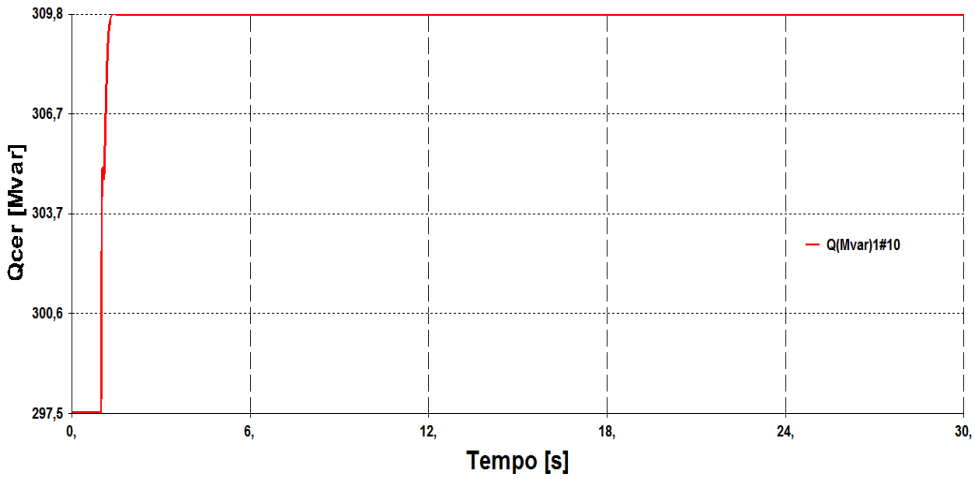


Figura 5.12 – Resposta Dinâmica da Variável Q_{cer} no Teste 1

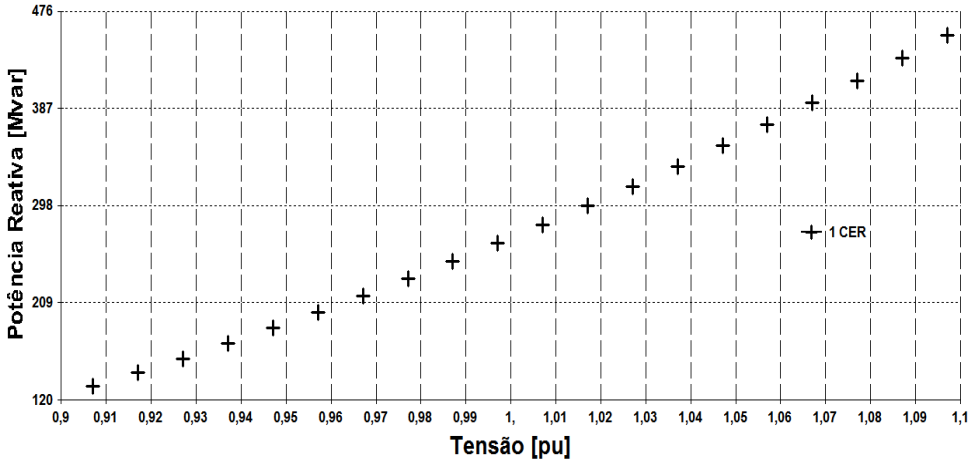


Figura 5.13 - Curva VQ Estática do Compensador Estático no Teste 1

A simulação dinâmica do evento mostra que o controle consegue aumentar o valor de tensão na barra controlada variando a susceptância total do CER de 2,876 para 2,954 pu (Fig.5.9). Esta variação na susceptância era esperada, conforme a simulação do evento em regime permanente, cujo resultado é mostrado na Fig. 5.6.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

5.2.4
Simulação da Variação da Tensão de Referência do CER em Ponto de Operação com Relação Inversa entre Tensão e Susceptância (Teste 2)

Neste segundo teste, a linha de transmissão é representada por uma impedância de $j0{,}10\ pu$ (valor duas vezes maior que o utilizado no Teste 1). Os demais dados de rede e de máquinas são idênticos ao caso anterior.

O evento simulado consiste no aumento de 1% na tensão de referência do compensador estático com o ponto de operação inicial ilustrado na Fig. 5.14.

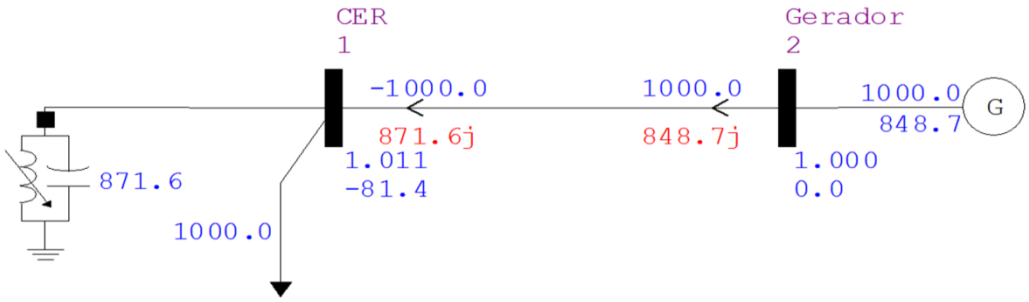


Figura 5.14 - Ponto de Operação Inicial com CER Operando na Região Anormal

A variação positiva na tensão de referência do CER (ou seja, $\Delta V_{ref} = 0{,}01pu$ em $t = 1{,}0s$ mostrado na Fig. 5.15) faz com que o sinal de erro excursione por valores positivos (Fig. 5.16). Isto resulta no aumento do valor da susceptância total do CER (Fig. 5.17) e, como consequência, no aumento da sua corrente e potência reativa (Figs. 5.18 e 5.19, respectivamente).

O aumento do valor dessas variáveis (I_{cer} e Q_{cer}) acontece porque elas são diretamente proporcionais às variáveis B_{cer} (que aumenta no evento) e V_{cer} (que diminui), sendo que, para o evento do lado esquerdo da curva VQ do compensador estático (Fig. 5.20), o aumento em B_{cer} sobrepõem-se a diminuição de V_{cer} (Fig. 5.21) e, por isso, o efeito líquido é um aumento em I_{cer} e Q_{cer}.

Por sua vez, a relação inversa entre Q_{cer} e V_{cer} é creditada ao fato do ponto com $V_{cer} = 1{,}011\ pu$ pertencer a região do lado esquerdo da curva VQ.

Este efeito deletério do controle automático de tensão do CER ocorre até aproximadamente cinco segundos de simulação quando o sinal de erro fica igual a zero (ou seja, $V_{esp} - V_{cer} - X_{SL}I_{cer} = 0$) e o controle deixa de atuar. Este novo ponto de equilíbrio é alcançado com $I_{cer} = 9{,}171\ pu$ e $V_{cer} = 1{,}005\ pu$.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

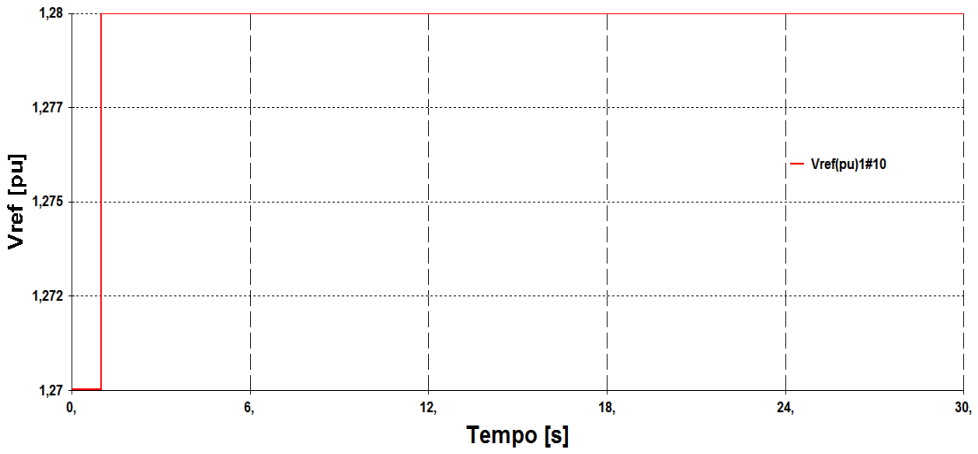


Figura 5.15 – Mudança da Tensão de Referência do CER no Teste 2

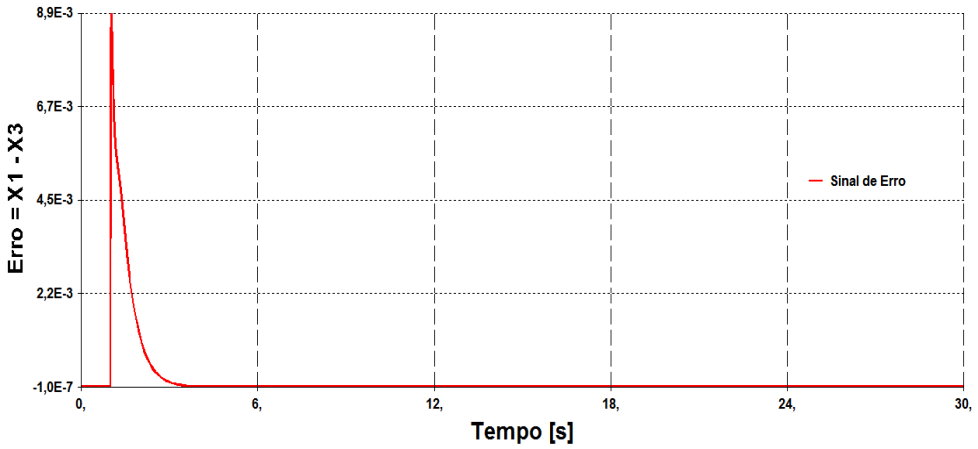


Figura 5.16 – Resposta Dinâmica do Sinal de Erro no Teste 2

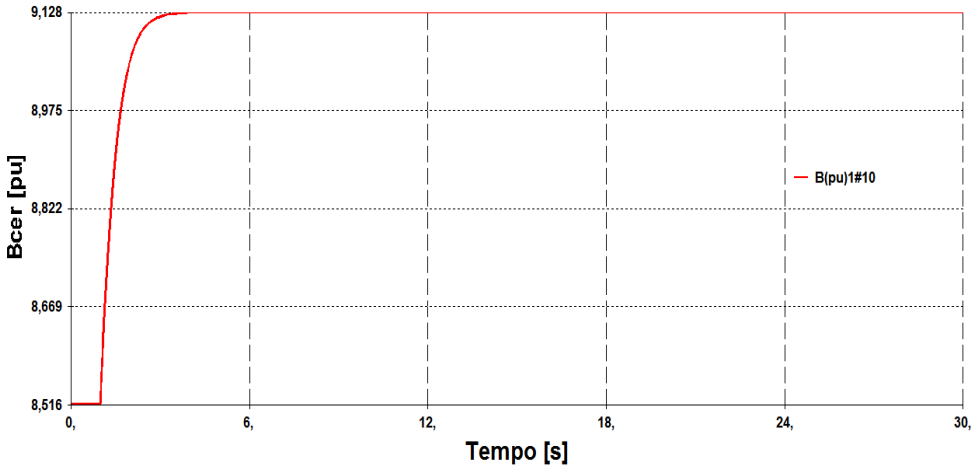


Figura 5.17 – Resposta Dinâmica da Variável B_{cer} no Teste 2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

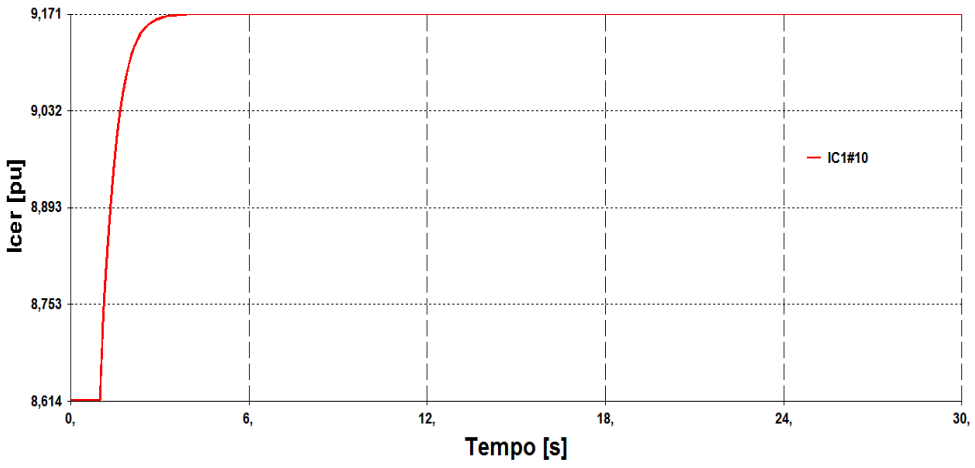


Figura 5.18 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente I_{cer} no Teste 2

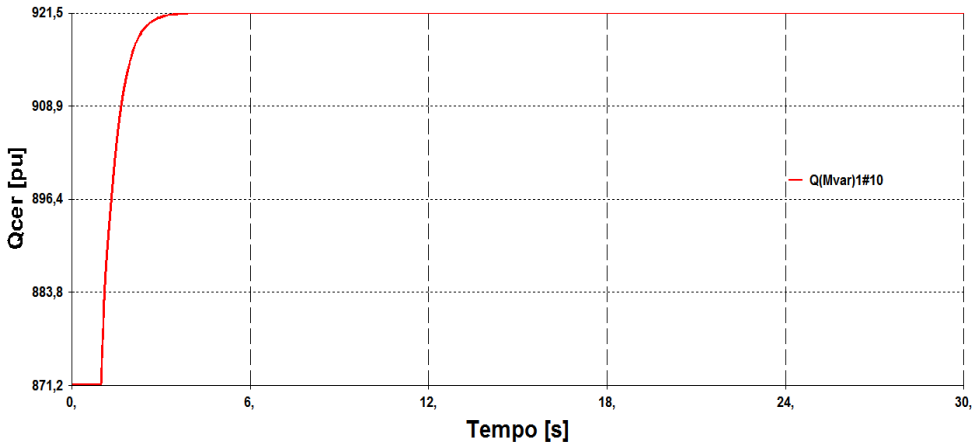


Figura 5.19 – Resposta Dinâmica da Variável Q_{cer} no Teste 2

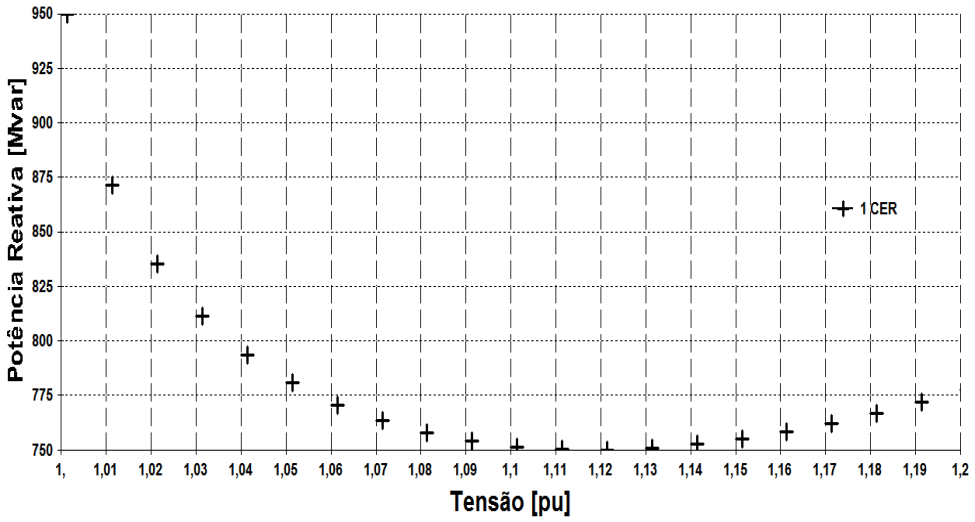


Figura 5.20 - Curva VQ Estática do Compensador Estático no Teste 2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

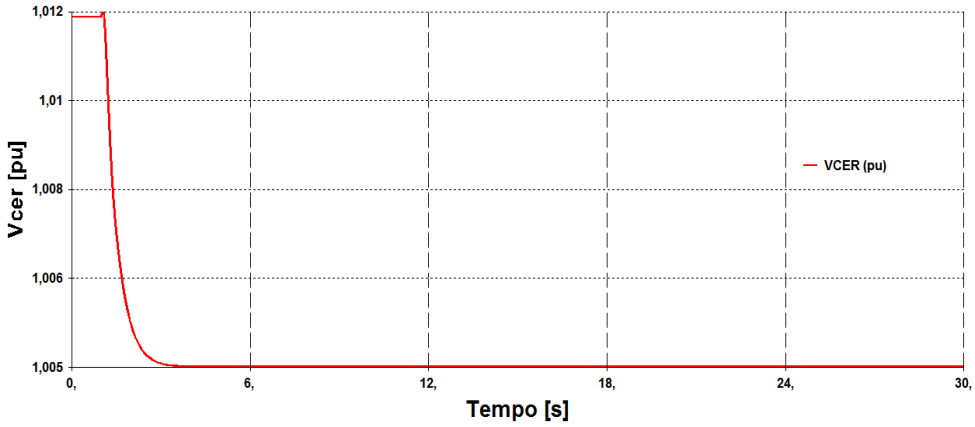


Figura 5.21 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão V_{cer} no Teste 2

A simulação do evento mostra que o controle do CER não consegue implementar o novo valor de tensão na barra controlada e que, portanto, a ação de controle por CER pode apresentar efeito reverso no ajuste de tensão do sistema.

5.2.5
Conclusão dos Testes

Os testes indicam que os critérios para análise de estabilidade de tensão a pequenas perturbações [1], de estabilidade referente ao método da curva VQ [1] e da Matriz [VCS] [3] são parcialmente aplicáveis a barras com tensão controlada por compensadores estáticos.

Esta afirmação é baseada no fato do controle dos compensadores estáticos apresentarem efeito reverso na operação do lado esquerdo das curvas VxQ, B_{cer} (fato que corrobora os critérios da curva VQ e da matriz [VCS]) e pela operação do lado esquerdo das curvas ser assintoticamente estável (fato que não corrobora os critérios).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

5.3
Estudo de Caso

O caso utilizado corresponde ao Sistema N/NE do Brasil com carga pesada de junho de 1992 que teve problemas de controle de tensão relatados na área de Fortaleza [19]. Estes problemas ocorreram mesmo após a instalação do CER na Barra 450 (Fig. 5.22) cujos objetivos eram permitir um aumento na transmissão de potência para atender à carga de Fortaleza e proporcionar um melhor controle de tensão.

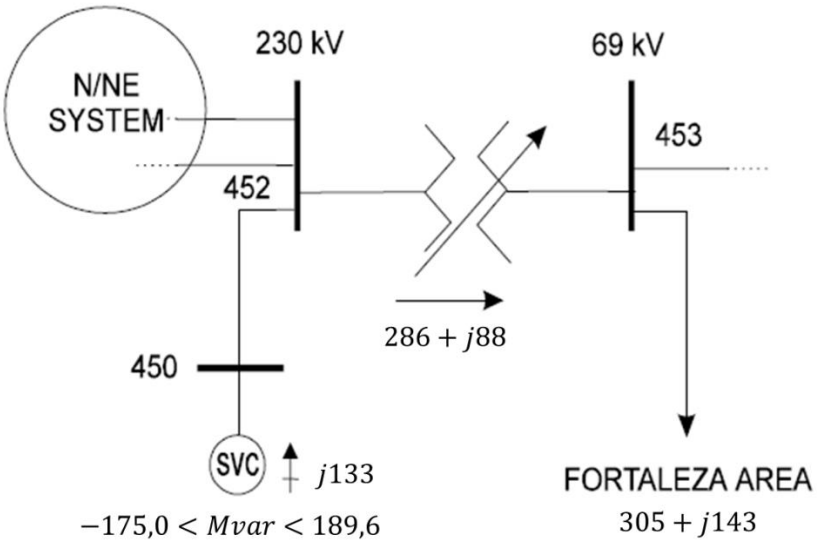


Figura 5.22 – Parte do Sistema N/NE com Carga Pesada [19]

O controle de tensão na Barra 450 é realizado pelo CER e o controle da Barra 453 é feito pelos quatro LTCs abaixadores em paralelo conectados entre as Barras 452 e 453 (conforme Fig. 5.22). A Barra 450 está conectada à Barra 452 através de um transformador elevador e praticamente toda a carga da cidade de Fortaleza passa pelos transformadores supracitados.

Este caso é utilizado para determinar se o CER, operando na região com relação inversa entre suas variáveis de controle, apresenta efeito deletério para o controle de tensão do sistema. Ademais, pretende-se, através desse sistema real, com representação de 398 barras (conforme Tab. 5.3), validar as conclusões encontradas para o sistema simples de duas barras estudado.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Tabela 5.3 - Dados do Sistema N/NE de Junho de 1992

ELEMENTO	QUANTIDADE
Áreas	11
Barras	398
Circuitos (LTs e Trafos)	552
Geradores e Compensadores Síncronos[31]	66 (19 modelados)
Shunt de Barra (Capacitores e Reatores)	57
Compensador Estático	1 (1 modelado)
Carga Ativa Total	6.911,9 MW
Carga Reativa Total	2.517,9 Mvar

A modelagem de carga adotada corresponde à representação de carga utilizada nos estudos desenvolvidos pelo ONS no ano de 2015[32].

O regulador associado ao compensador da Barra 450 tem controle do tipo proporcional-integral (PI) com *droop* de corrente mostrado na Fig. 5.23. Os valores de susceptância mínima e máxima do CER são -175,0 e 189,6 Mvar, respectivamente .

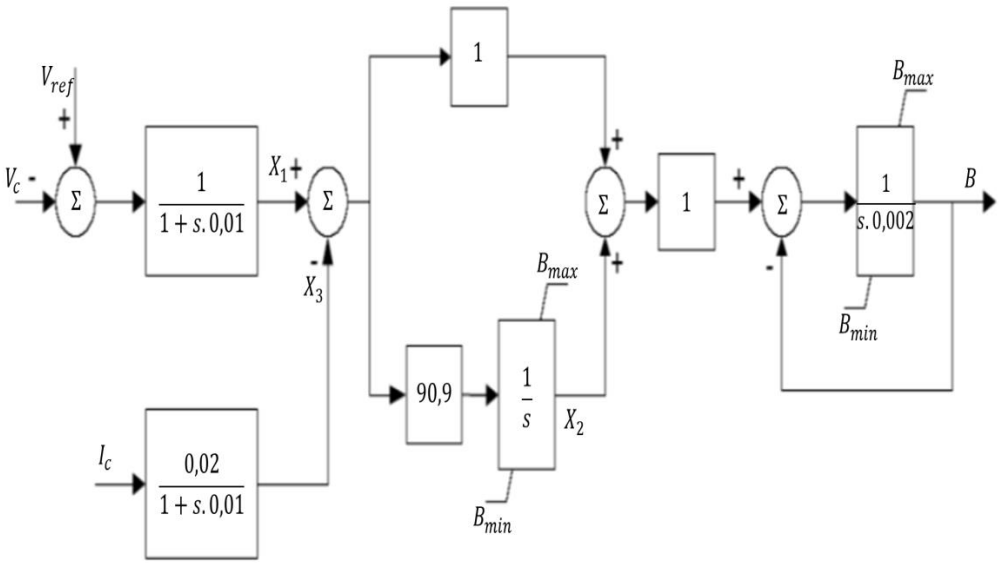


Figura 5.23 – Controle do Tipo Proporcional-Integral do CER da Barra 450

O evento simulado no Anatem consiste no aumento de 0,5% na tensão de referência do CER conectado à Barra 450 (ou seja, $\Delta V_{ref}^{450} = 0{,}005pu$ em $t = 5{,}0s$ mostrado na Fig. 5.24). Este aumento faz com que o sinal de erro excursione por valores positivos resultando no aumento do valor da susceptância

[31] Os dados de máquinas/controles utilizados nas simulações dinâmicas foram obtidos do banco de dados do ONS disponível em: <http://www.ons.org.br/avaliacao_condicao/casos_eletromecanicos.aspx>.
[32] Os modelos de carga usados nas simulações dinâmicas foram conseguidos na base de dados do ONS disponível em: <http://www.ons.org.br/avaliacao_condicao/casos_eletromecanicos.aspx>.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

total do CER (Fig. 5.25) e, como consequência, no aumento da sua corrente e potência reativa (Figs. 5.26 e 5.27, respectivamente).

O aumento dos valores de I_{cer} e Q_{cer} acontece porque essas variáveis são diretamente proporcionais às variáveis B_{cer} (que aumenta no evento) e V_{cer} (que diminui), sendo que, para o evento do lado esquerdo da curva VQ do compensador estático (Fig. 5.28), o aumento em B_{cer} sobrepõem-se a diminuição de V_{cer} (Fig. 5.29) e, por isso, o efeito líquido é um aumento em I_{cer} e Q_{cer}.

Por fim, a simulação deste caso valida as conclusões encontradas no Teste 2 (Seção 5.3.4), pois mostrou-se que o controle do CER não consegue implementar o novo valor de tensão na barra controlada quando opera com relação inversa entre suas variáveis de controle. Ou seja, a ação de controle por CER pode apresentar efeito reverso no ajuste de tensão do sistema.

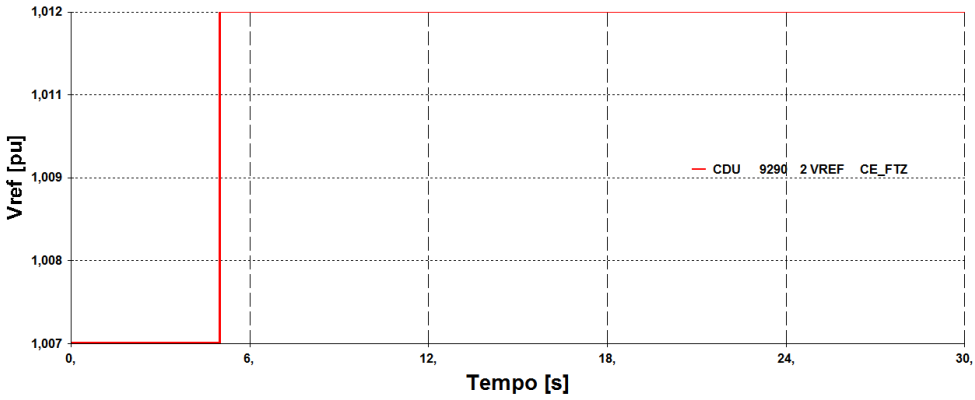


Figura 5.24 – Mudança da Tensão de Referência do CER da Barra 450

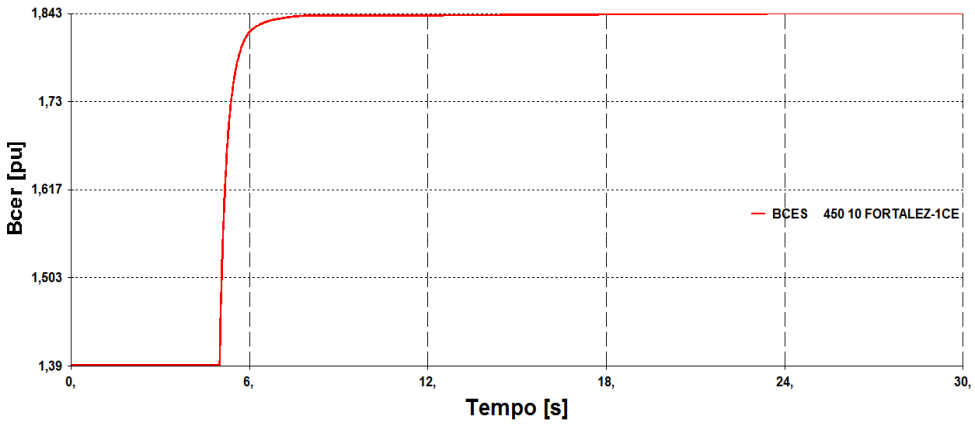


Figura 5.25 – Resposta Dinâmica da Variável B_{cer} no Estudo de Caso

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

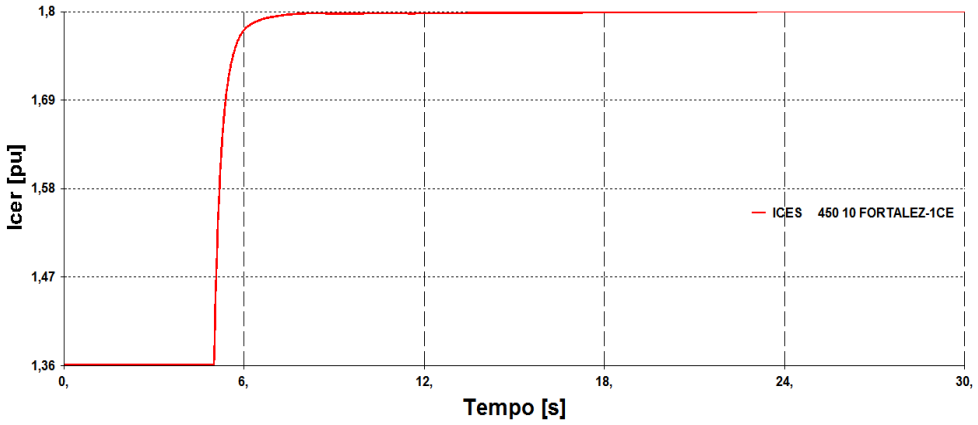


Figura 5.26 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente I_{cer} no Estudo de Caso

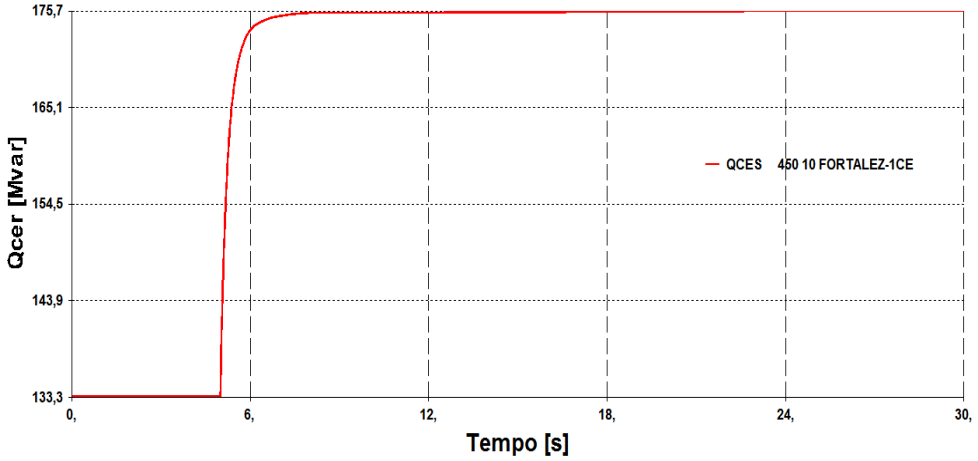


Figura 5.27 – Resposta Dinâmica da Variável Q_{cer} no Estudo de Caso

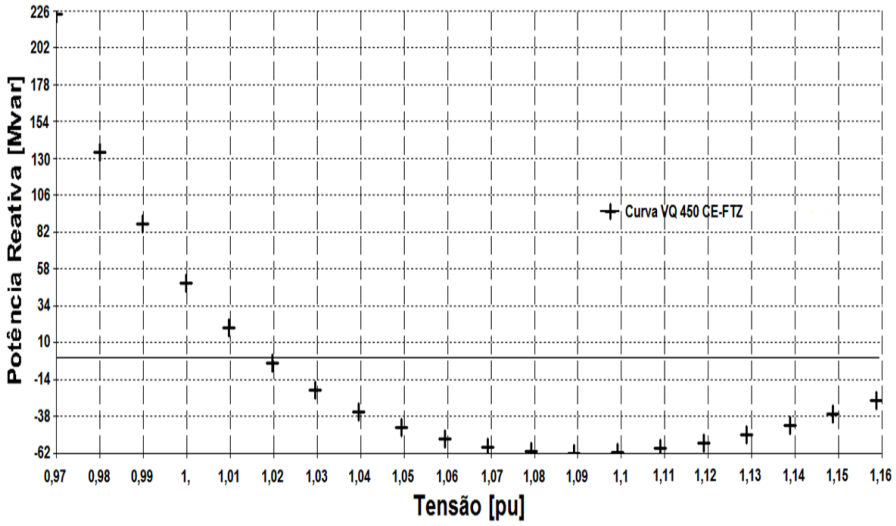


Figura 5.28 - Curva VQ Estática do Compensador Estático no Estudo de Caso

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

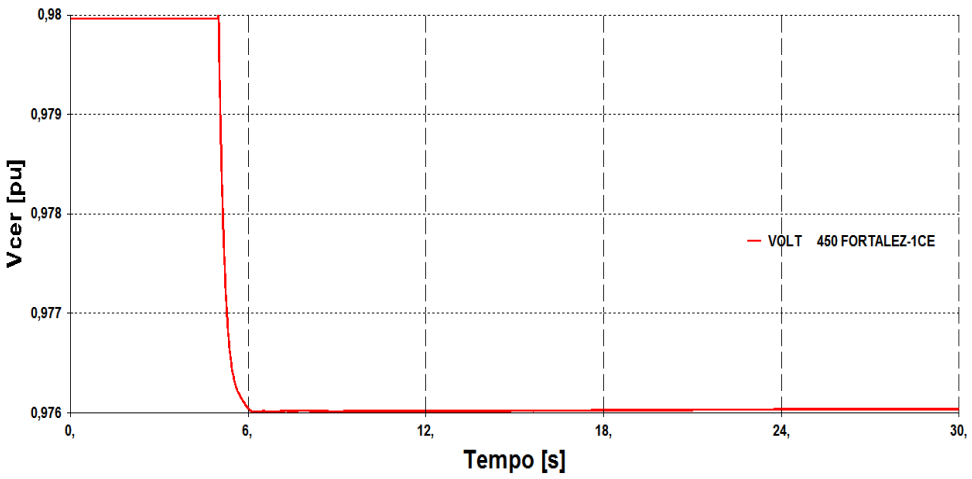


Figura 5.29 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão V_{cer} no Estudo de Caso

5.4
Conclusão

As simulações estáticas e dinâmicas permitiram demonstrar a existência do fenômeno de efeito reverso do controle de tensão no sistema através do compensador estático.

Além disso, os testes indicam que os critérios para análise de estabilidade de tensão a pequenas perturbações [1], de estabilidade referente ao método da curva VQ [1] e da matriz [VCS] [3] são parcialmente aplicáveis a barras com tensão controlada por compensadores estáticos.

Esta afirmação é baseada no fato do controle dos compensadores estáticos apresentarem efeito reverso na operação do lado esquerdo das curvas VxQ, B_{cer} (fato que corrobora os critérios da curva VQ e da matriz [VCS]) e pela operação do lado esquerdo das curvas ser assintoticamente estável (fato que não corrobora os critérios).

Assim, níveis de tensão inaceitáveis podem ser obtidos devido a uma sucessão de mudanças na tensão de referência pelo operador ou via algum método automatizado (por exemplo, *Optimal Power Flow* - OPF).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

6
Simulação Estática e Dinâmica do Controle de Tensão por Transformador com Tape Variável sob Carga

6.1
Motivação

Alguns transformadores presentes em sistemas elétricos de energia possuem uma derivação, denominada tap ou tape (termo em português), cuja função básica é alterar a relação de espiras do transformador. Esta mudança da relação de espiras permite que seja controlado o fluxo de energia reativa e, por conseguinte, a tensão das barras do sistema [48].

Quando a variação do tape é necessária com pouca frequência, o tape dos transformadores permanece fixo sob carga e, nesse caso, a variação do tape, em relação ao valor nominal, é realizada com o transformador desenergizado. Esse tipo de transformador é denominado NLTC (do inglês *No-Load Tap Changing*). Em contrapartida, caso haja necessidade constante de variar o tape, como por exemplo, durante as variações de carga ao longo do dia, são utilizados transformadores com tape variável sob carga também chamados de LTC (*Load Tap Changer*) ou OLTC (*On-Load Tap Changing*) ou ULTC (*Under-Load Tap Changing*) [49].

Os equipamentos que realmente apresentam alguma serventia no controle de tensão do sistema são os LTCs (que realizam comutação do tape em carga), já que trocar tapes com o desligamento do equipamento não costuma ser um recurso eficaz para este tipo de controle [48].

A variação do tape pode ser efetuada de forma manual ou automática. No caso de manobras automáticas, que podem sofrer comando remoto ou local, a tensão num dos terminais é comparada a uma referência e o erro é utilizado para gerar um sinal que corrige a posição do tape. Essa variação do tape usualmente fica entre 10% e 15% do valor nominal de transformação [49].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Contudo, o LTC é apontado como um dos elementos com maior participação no problema de instabilidade de tensão segundo [21]. Isto ocorre porque as ações de controle de tensão através dos LTCs podem ter efeito oposto ao esperado causando um declínio progressivo e incontrolável na tensão em uma ou mais barras do sistema conforme [22] - [24].

Sendo assim, os principais objetivos deste capítulo são analisar a contribuição do LTC na ocorrência de problemas de instabilidade de tensão e as razões que levam ao controle reverso nos LTCs.

Para tanto, são realizadas simulações estáticas e dinâmicas do controle de tensão por LTCs (manual e automático) em um sistema fictício e um sistema real. Resumindo, este capítulo oferece um estudo no domínio do tempo de um caso real onde o fenômeno existe e detalha o efeito reverso do controle do LTC no ajuste de tensão do sistema (análises semelhantes já foram realizadas em outros capítulos para as ações de controle de tensão por gerador, compensador síncrono e CER).

Nos testes com LTC automático é alterado o valor da tensão de referência da barra controlada pelo transformador e observado o comportamento do tape. Para os testes com LTC manual, é trocado o tape do transformador e verificada a variação das tensões das barras.

No Apêndice G são resumidos os fundamentos utilizados para a elaboração dos circuitos π equivalente que representam os transformadores (com tape no primário e no secundário) em estudos de regime permanente.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

6.2 Avaliação do Efeito de Ações de Controle de Tensão por LTCs em Regime Permanente e Dinâmico

O propósito desta seção é puramente qualitativo, isto é, deseja-se definir se a ação de controle de tensão por determinado LTC produzirá o efeito esperado ou contrário. Para isso, são realizadas simulações estáticas e dinâmicas do controle de tensão por LTC (manual e automático) em um sistema fictício.

Nos testes com LTC automático é alterado o valor da tensão de referência da barra controlada pelo transformador e observado o comportamento do tape. Para os testes com LTC manual, é trocado o tape do transformador e verificada a variação das tensões.

6.2.1
Demonstração em Regime Permanente do Efeito Deletério da Ação de Controle de Tensão por LTC em Sistema-Teste com 3 Barras

A possibilidade da troca do tape de um LTC ter efeito oposto ao esperado pode ser demonstrada utilizando-se um sistema-teste simples conforme Fig. 6.1. Neste sistema-teste proposto, pode-se calcular a variação da tensão secundária do LTC em função da variação do tape no secundário e, desta maneira, determinar as condições que provocam a ação reversa do LTC do ponto de vista do controle de tensão.

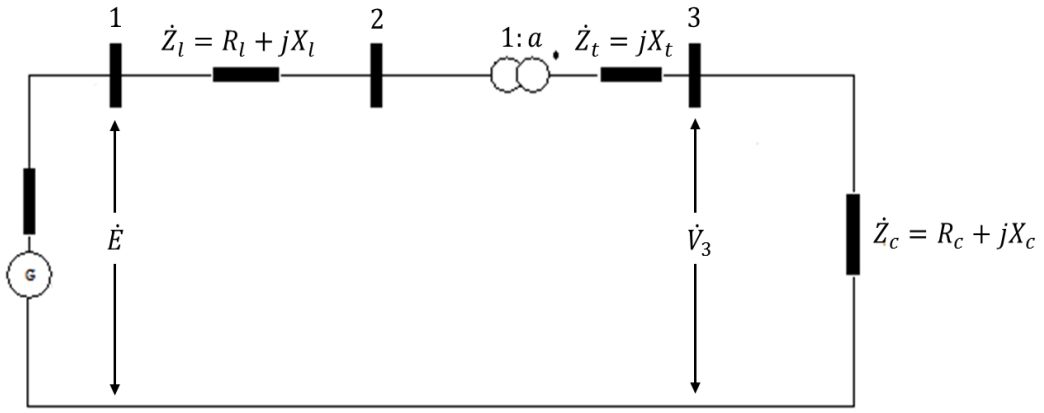


Figura 6.1 – Sistema-Teste Radial com 3 Barras

A carga do sistema está modelada como $Z_c = R_c + jX_c = 0{,}8 + j0{,}4pu$ (onde, para o valor de tensão nominal, a carga vale $S_c = 100 + j50\ MVA$), a impedância da linha corresponde a $Z_l = 0{,}05 + j0{,}5\ pu$ e a impedância do transformador é igual a $Z_t = j0{,}1$ %. O símbolo a representa o tape do LTC e E indica a tensão terminal do gerador.

A tensão do secundário do LTC ou tensão da carga (V_3) é calculada como:

$$V_3 = \frac{\sqrt{(R_c^2 + X_c^2)}aE}{\sqrt{(R_l a^2 + R_c)^2 + (X_l a^2 + X_t + X_c)^2}} \tag{6.1}$$

A ação de controle de tensão no sistema pelo LTC terá efeito esperado caso:

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$$\frac{\partial V_3}{\partial a} > 0 \tag{6.2}$$

A derivada de (6.1) em relação ao tape fica igual a:

$$\frac{\partial V_3}{\partial a} = \frac{E\left(R_c^2 + (X_t + X_c)^2 - a^4 {R_l}^2 - a^4 {X_l}^2\right)\sqrt{(R_c^2 + X_c^2)}}{[(R_l a^2 + R_c)^2 + (X_l a^2 + X_t + X_c)^2]^{1,5}} \tag{6.3}$$

Substituindo-se (6.3) em (6.2):

$$a < \left(\frac{R_c^2 + (X_t + X_c)^2}{R_l^2 + X_l^2}\right)^{0,25} \tag{6.4}$$

A equação (6.4) possibilita encontrar o valor limite do tape para a ação de controle de tensão pelo LTC ter o efeito esperado, desde que E permaneça constante com a troca de tape. Assim, substituindo-se os valores de impedância do sistema:

$$a < \left(\frac{(0,8)^2 + (0,001 + 0,4)^2}{(0,05)^2 + (0,5)^2}\right)^{0,25} < 1,335\ pu$$

O resultado anterior indica que variações no tape acima do valor 1,335 pu resultarão em ações com efeito oposto ao esperado. Em outras palavras, o aumento do tape acima do limite calculado provocará redução na tensão V_3. Esse limite é testado a seguir através de simulações em regime permanente e dinâmicas no sistema-teste de 3 barras.

6.2.2
Simulação da Comutação Manual de Tapes do LTC

Esta seção examina a alteração manual do tape do transformador do sistema-teste, isto é, o controle de tape não está modelado. Esta avaliação é realizada através de simulações em regime permanente e no domínio do tempo cujo objetivo é provar a existência do valor de tape limite (calculado na seção anterior) para as ações de controle de tensão por LTCs terem o efeito esperado.

Os testes apresentam níveis de tensão inadmissíveis para a operação usual, contudo a análise nessa seção tem caráter apenas didático. Posteriormente, na Seção 6.3, é avaliado um caso real do sistema elétrico brasileiro.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

O gerador conectado à Barra 1 do sistema-teste (Fig. 6.2) é composto por duas unidades geradoras do tipo polos salientes com um enrolamento de campo (no eixo direto) e dois enrolamentos amortecedores (sendo um enrolamento no eixo direto e o outro enrolamento no eixo em quadratura) conforme Apêndice A.4.2.4.

Este modelo corresponde ao modelo n° 4 do programa computacional Organon ou modelo nº 2 do programa Anatem. Na Tab. 6.1 apresenta-se o conjunto de dados adotados para representar o gerador.

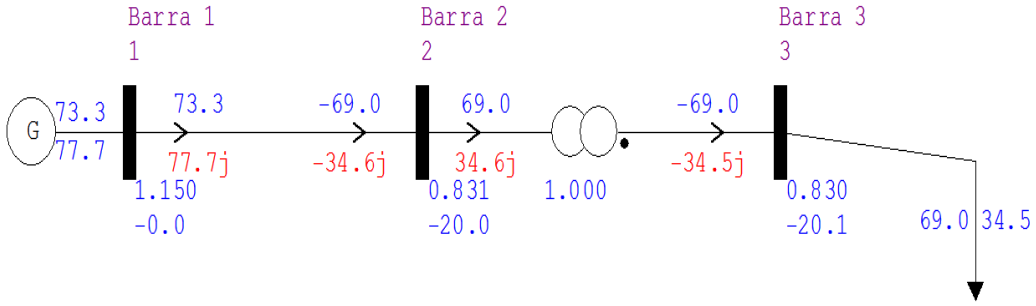


Figura 6.2 – Ponto de Operação do Sistema-Teste com Tape em 1,00 pu

Tabela 6.1 – Conjunto de Dados das Máquinas de Polos Salientes Conectadas à Barra 1

PARÂMETROS DA MÁQUINA		VALOR
Indutância síncrona de eixo direto	X_d	113,8%
Indutância síncrona de eixo em quadratura	X_q	68,1%
Indutância transitória de eixo direto	X'_d	35,0%
Indutância subtransitória de eixo direto	X''_d	28,8%
Indutância subtransitória de eixo em quadratura	X''_q	28,8%
Indutância de dispersão da armadura	X_l	15,8%
Constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto	T'_{do}	5,6 s
Constante de tempo subtransitória de eixo direto em circuito aberto	T''_{do}	0,08 s
Constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura em circuito aberto	T''_{qo}	0,15 s
Resistência do enrolamento de armadura	R_a	0%
Constante de inércia	H	4,938 s
Constante de amortecimento	D	0
Potência aparente nominal da máquina (base para os parâmetros)	S	184 MVA
Número de unidades iguais que constituem a máquina equivalente		2 unid
Frequência síncrona da máquina	F	60 Hz
Curva de saturação da máquina exponencial		A = 0,013 B = 7,92 C = 0,8

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

O controle associado à máquina é o RAT de 1ª ordem da Fig. 6.3 e a modelagem de carga adotada corresponde a 100% impedância constante para as partes ativa e reativa da carga.

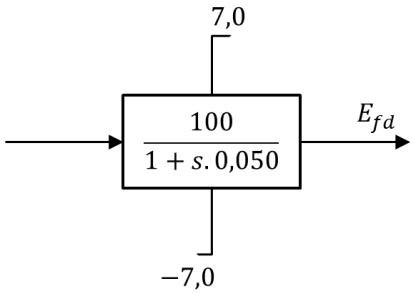


Figura 6.3 – Modelo de RAT de 1ª Ordem

Os testes desta seção (simulações em regime permanente e dinâmicas) consistem em variar manualmente o tape de 1,00 pu até 1,50 pu através de sucessivas variações no tape de 0,10 pu e foram realizados com os programas Organon e Anatem.

O ponto de operação inicial do sistema-teste de 3 barras é ilustrado na Fig. 6.2. O valor da tensão da Barra 3 (V_3) para o tape em 1,00 pu poderia ser calculado por (6.1) como:

$$V_3^{tap\ 1{,}00} = \frac{\sqrt{(0{,}80^2 + 0{,}40^2)}.\,1{,}00.1{,}15}{\sqrt{(0{,}05.\,1{,}00^2 + 0{,}80)^2 + (0{,}50.\,1{,}00^2 + 0{,}001 + 0{,}40)^2}} = 0{,}830pu$$

Este valor de tensão calculado é verificado na Fig. 6.2 e, desta forma, os valores de V_3 com os tapes em 1,10 pu, 1,20 pu, 1,30 pu, 1,40 pu e 1,50 pu também são calculados por (6.1). Estas tensões na barra de carga para os diferentes valores de tape são dadas na Tab. 6.2.

Tabela 6.2 – Tensões na Barra de Carga para os Diferentes Valores de Tape

TAPE [pu]	TENSÃO NA BARRA DE CARGA (V_3 [pu])
1,10	0,855
1,20	0,869
1,30	0,875
1,40	0,874
1,50	0,867

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Estes valores calculados da tensão V_3 são verificados nas Figs. 6.4 a 6.13, que apresentam os pontos em regime e a simulação da troca do tape no domínio do tempo. As pequenas variações entre os valores de V_3 calculados e simulados no tempo são creditadas ao erro estacionário do controle do gerador.

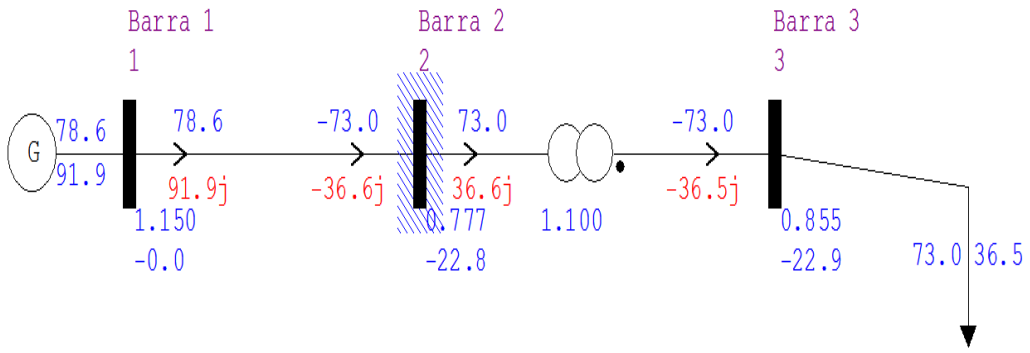


Figura 6.4 – Ponto de Operação do Sistema-Teste com Tape em 1,10 pu

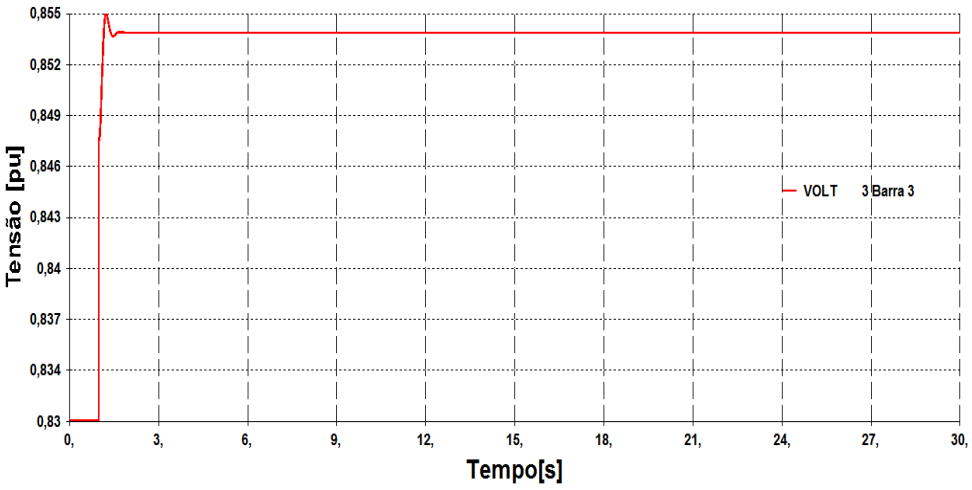


Figura 6.5 – Resposta de V_3 para Modificação do Tape de 1,00 para 1,10 pu - Tape Manual

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

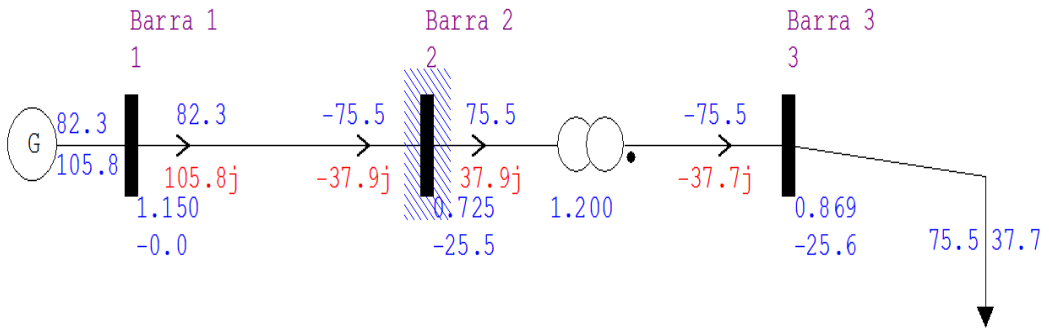


Figura 6.6 – Ponto de Operação do Sistema-Teste com Tape em 1,20 pu

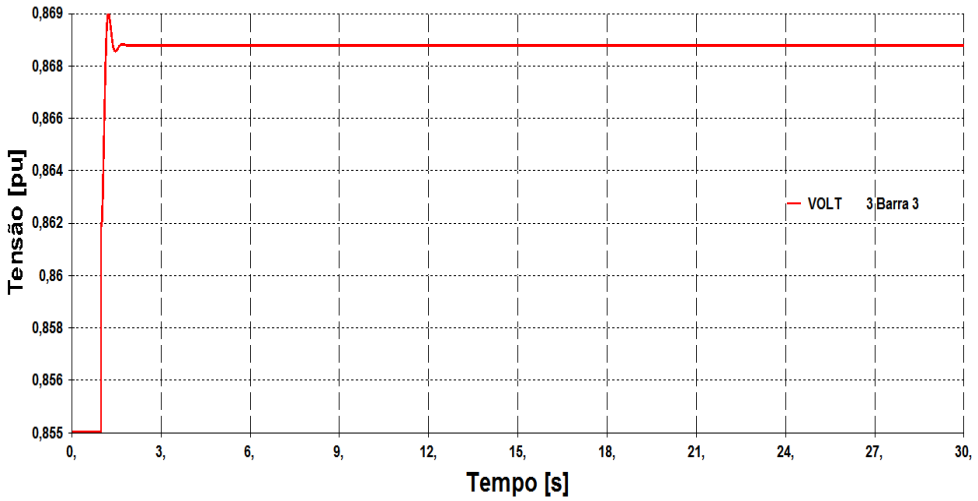


Figura 6.7 – Resposta de V_3 para Modificação do Tape de 1,10 para 1,20 pu - Tape Manual

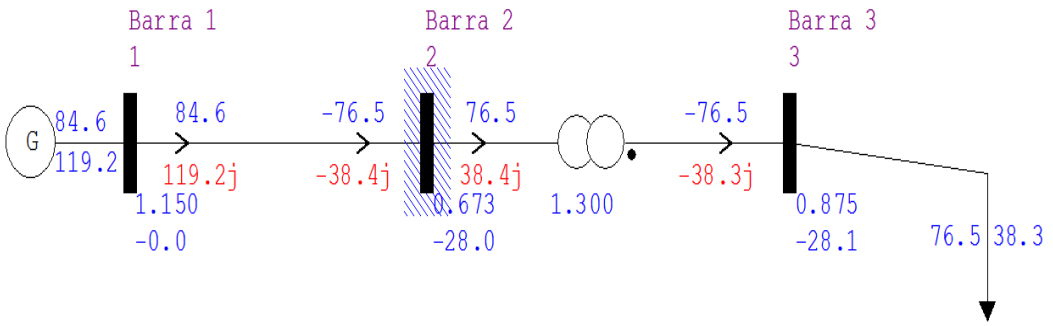


Figura 6.8 – Ponto de Operação do Sistema-Teste com Tape em 1,30 pu

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

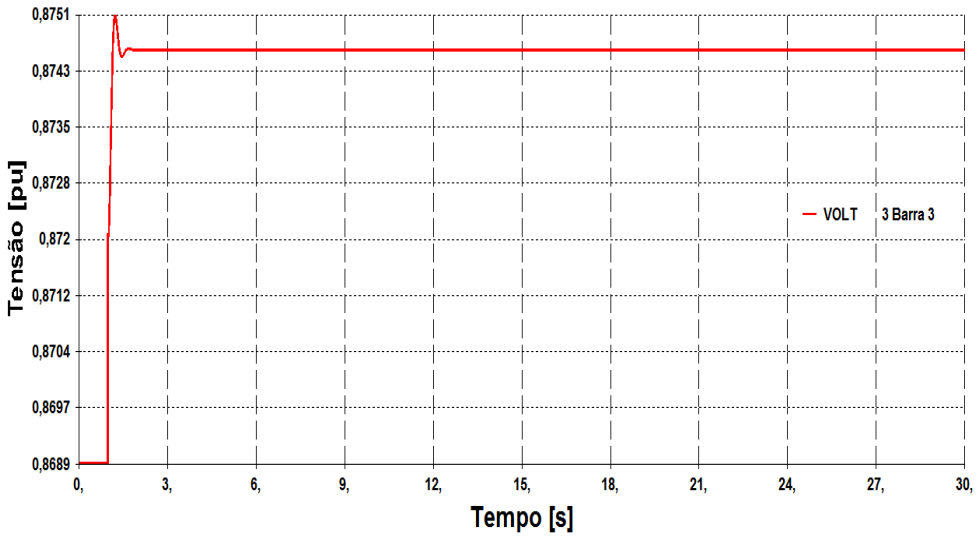


Figura 6.9 – Resposta de V_3 para Modificação do Tape de 1,20 para 1,30 pu - Tape Manual

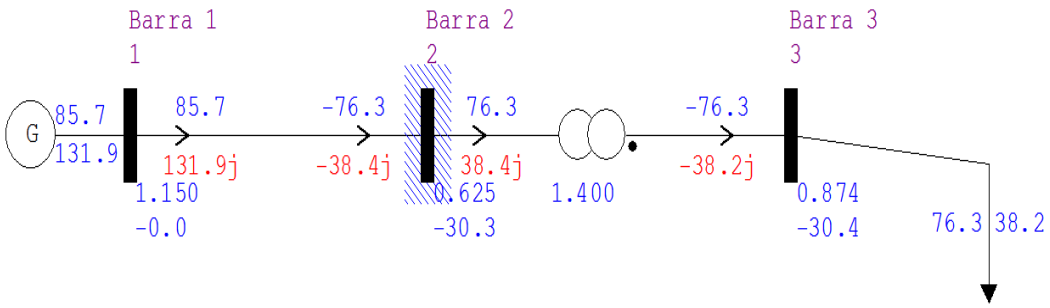


Figura 6.10 – Ponto de Operação do Sistema-Teste com Tape em 1,40 pu

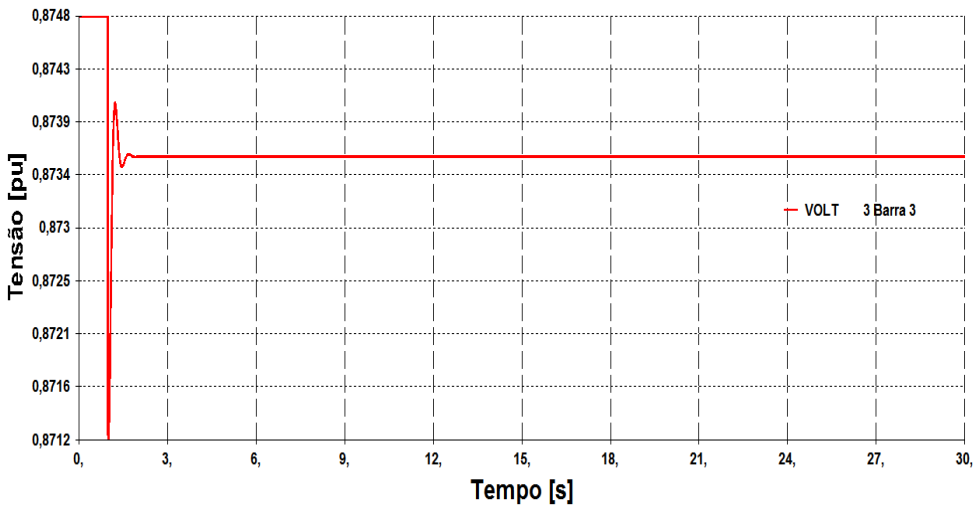


Figura 6.11 – Resposta de V_3 para Modificação do Tape de 1,30 para 1,40 pu - Tape Manual

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

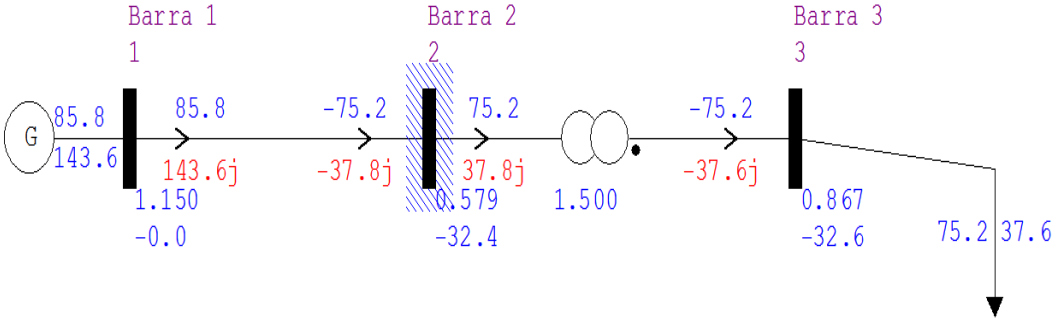


Figura 6.12 – Ponto de Operação do Sistema-Teste com Tape em 1,50 pu

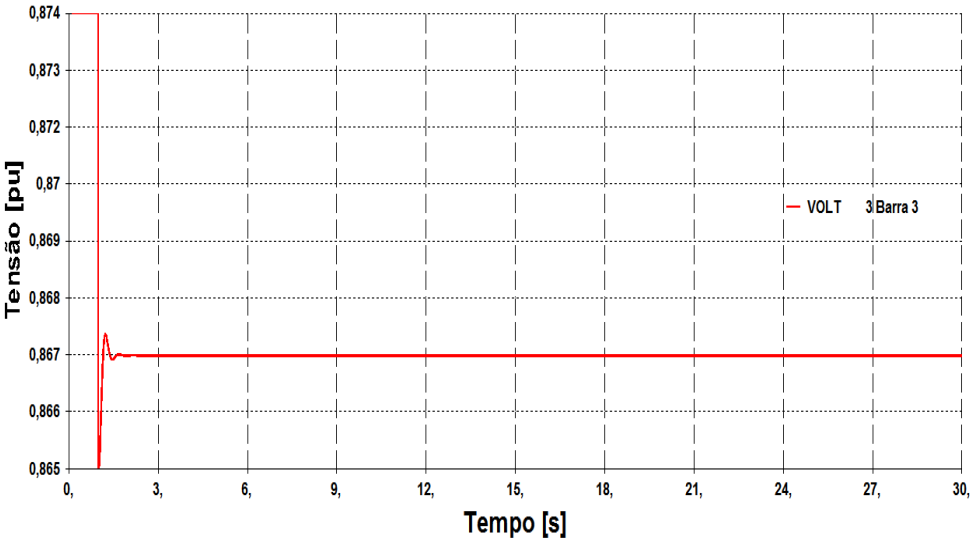


Figura 6.13 – Resposta de V_3 para Modificação do Tape de 1,40 para 1,50 pu - Tape Manual

As simulações no domínio do tempo das trocas de tape de 1,00 até 1,50 pu, através de sucessivos incrementos no tape de 0,10 pu implementados a cada 20 segundos de simulação (Figs. 6.14 e 6.15), confirmam que os valores de tape acima de 1,335 pu (valor limite calculado na Seção 6.2.1) resultam em ações com efeito oposto ao esperado. Isto é, o aumento do tape acima desse limite provoca redução na tensão V_3.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

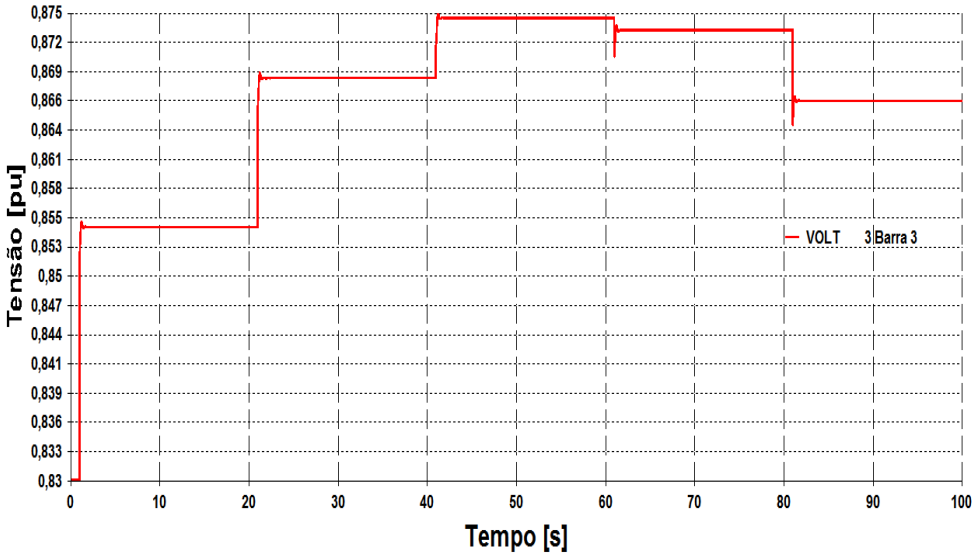


Figura 6.14 – Resposta de V_3 no Teste de Comutação do Tape de 1,00 até 1,50 pu através de Sucessivos Incrementos de 0,10 pu no Tape

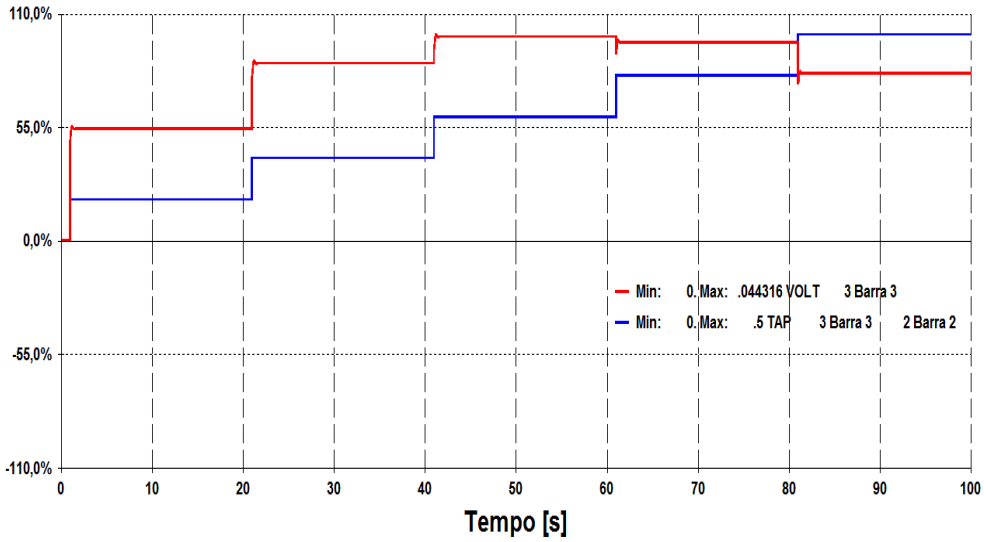


Figura 6.15 – Variação das Grandezas V_3 e Tape no Teste de Comutação do Tape de 1,00 até 1,50 pu através de Sucessivos Incrementos de 0,10 pu no Tape

Desta maneira, conclui-se que o sistema está na região anormal (região cuja ação de controle tem o efeito oposto ao esperado) para os pontos de operação com tape superior ao valor limite (1,335 pu) e na região normal para os pontos com tape inferior ao limite. Este valor limite representa a "ponta do nariz" da curva no plano $VTap$ (esta curva foi construída com sucessivas soluções de fluxo de carga e é mostrada na Fig. 6.16).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

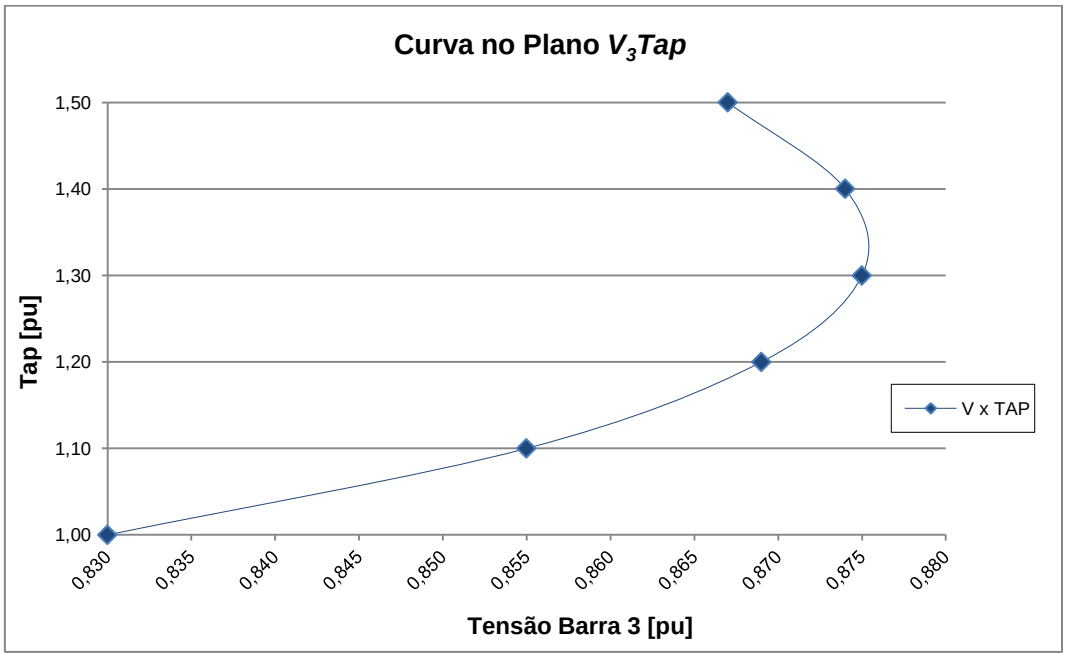


Figura 6.16 – Curva no Plano V_3Tap Estática

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

6.2.3
Simulação do Controle Automático de Tensão pelo LTC

Esta seção investiga a variação na tensão da barra controlada (V_3) pelo LTC, cujo modelo de controle adotado para mudança do tape em carga é apresentado na Fig. 6.17. Para tal, avaliam-se pontos de operação no sistema-teste apresentando relação direta e inversa entre V_3 e tape (região de operação normal e anormal), onde se deseja comprovar (ou não) o efeito deletério do controle automático de tensão do LTC.

O conjunto de dados do LTC e do modelo de controle de tape é dado na Tab. 6.2. Os modelos de máquina e carga utilizados são os mesmos da seção anterior.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Tabela 6.2 – Conjunto de Dados do LTC e do Modelo de Controle para Mudança de Tape em Carga

DADOS DO LTC		VALOR
Tape mínimo	Tap_{MIN}	0,6 pu
Tape máximo	Tap_{MAX}	2,0 pu
Número de intervalos de tape		28
Número da barra controlada	V_T	3
DADOS DO CONTROLE PARA MUDANÇA DE TAPE		VALOR
Valor da banda morta para habilitação da atuação do controle	B_{M1}	0,002 pu
Valor da banda morta para desabilitação da atuação do controle	B_{M2}	0,001 pu
Tempo de ajuste do relé para atuação do controle de tape	T_R	0,0 s
Tempo de retardo referente ao mecanismo de mudança de tape	T_M	3,0 s
Tempo de bloqueio para novas alterações de tape, após atuação do mecanismo de mudança	T_B	0,0 s
Constante de tempo do transdutor de medição de tensão (valor zero significa que a medição é considerada instantânea)	T	0,0 s
Valor de tensão abaixo do qual o controle de tape é congelado (valor zero significa que o tape não é congelado)	V_{LIM}	0,0 pu

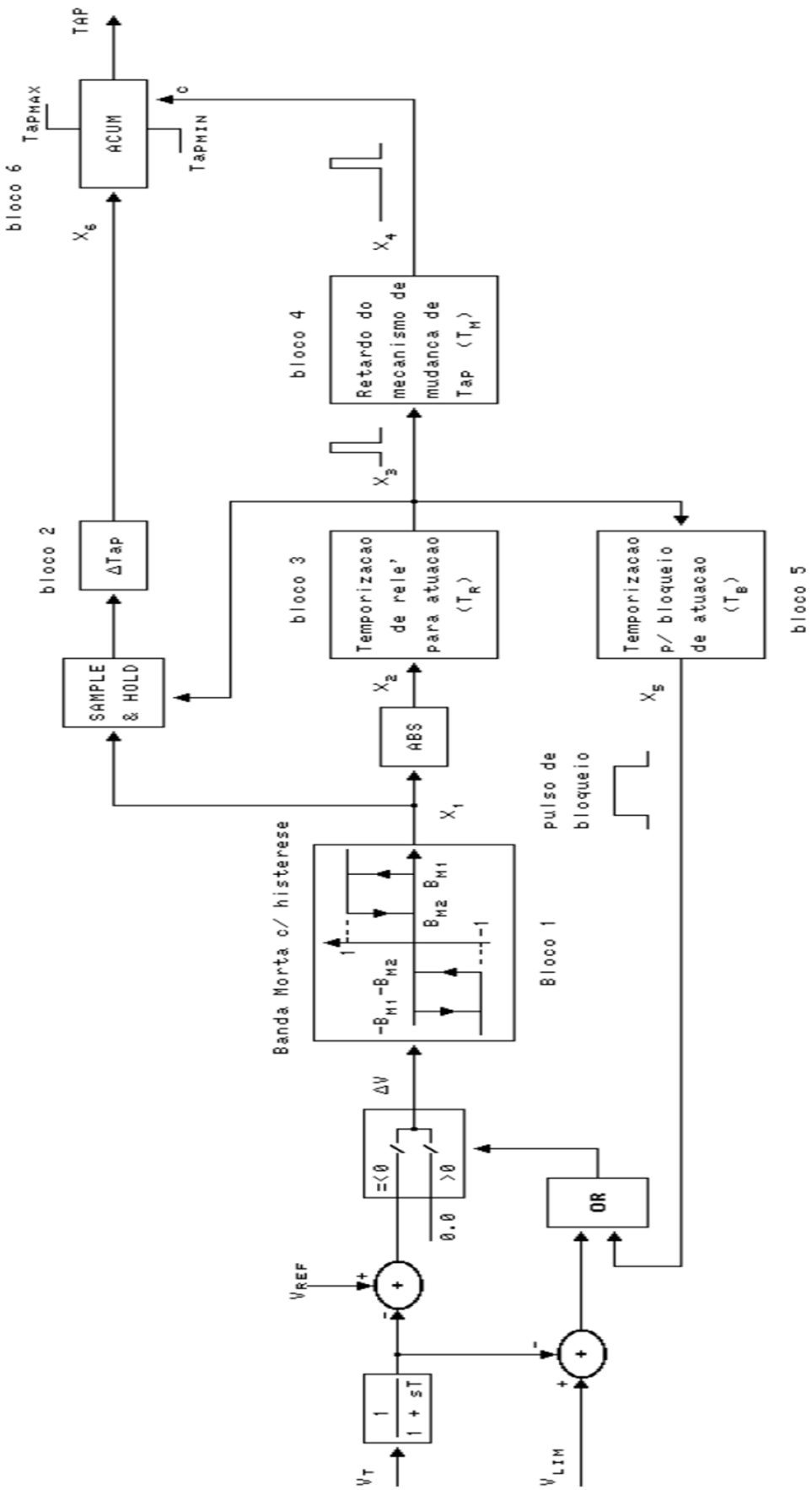


Figura 6.17 – Modelo de Controle de Mudança de Tape de Transformador em Carga [33]

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

O comportamento deste modelo tem as seguintes características [33]:

i. Banda morta com histerese: sinaliza a necessidade de mudança de tape, caso $|\Delta V| > B_{M1}$. Se $|\Delta V|$ ficar abaixo de B_{M2} reajustar o valor de X_1 ($X_1 = 0$).

ii. Caso o sinal de tensão V_T fique abaixo do limite V_{LIM}, o controle do tape é congelado.

iii. O sinal de X_1 no instante de atuação do relé indica se a variação será de Δtap ou $-\Delta tap$.

iv. Caso o sinal X_2 fique igual a 1, é iniciada a temporização de relé para atuação do controle. Quando o tempo decorrido atinge T_R, é disparada a ordem para atuação do mecanismo de mudança de tape. Esta temporização é reajustada se $|\Delta V| < B_{M2}$.

v. Uma vez atingida a temporização do relé (Bloco 3), é iniciada a contagem do retardo (T_M) do mecanismo de mudança de tape (Bloco 4). Esta temporização só é reajustada quando for efetuada a mudança de tape, ou seja, o reajuste da temporização do relé (Bloco 3) não cancela a ordem de mudança de tape. Isto corresponde ao chamado "atraso de transporte".

vi. Em seguida a atuação do relé, novas atuações são bloqueadas pelo período T_B.

vii. Após a temporização do mecanismo de mudança de tape, o tape é alterado pelo incremento especificado: $tap_{novo} = tap_{antigo} + X_6$.

viii. O valor final do tape é limitado aos valores Tap_{MIN} ou Tap_{MAX}.

Obs.: O valor de Δtap, na Fig. 6.17, é calculado a partir dos parâmetros Tap_{MIN}, Tap_{MAX} e número de intervalos de tape, e o sinal V_{REF} corresponde ao valor especificado para o módulo da tensão da barra controlada.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

6.2.3.1
Simulação da Variação da Tensão Controlada pelo LTC em Ponto de Operação com Relação Direta entre Tensão e Tape

Este primeiro ensaio consiste na simulação dinâmica no programa Anatem da variação da tensão da Barra 3 de 0,830 para 0,855 pu (ou seja, $\Delta V_3 = 0{,}025pu$ em $t = 1{,}0s$). Os pontos de operação inicial e final são dados nas Figs. 6.2 e 6.4, nesta ordem.

A variação da tensão na Barra 3, as trocas de tape e a comparação entre as grandezas de controle do LTC são apresentadas nas Figs. 6.18 a 6.20, respectivamente.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

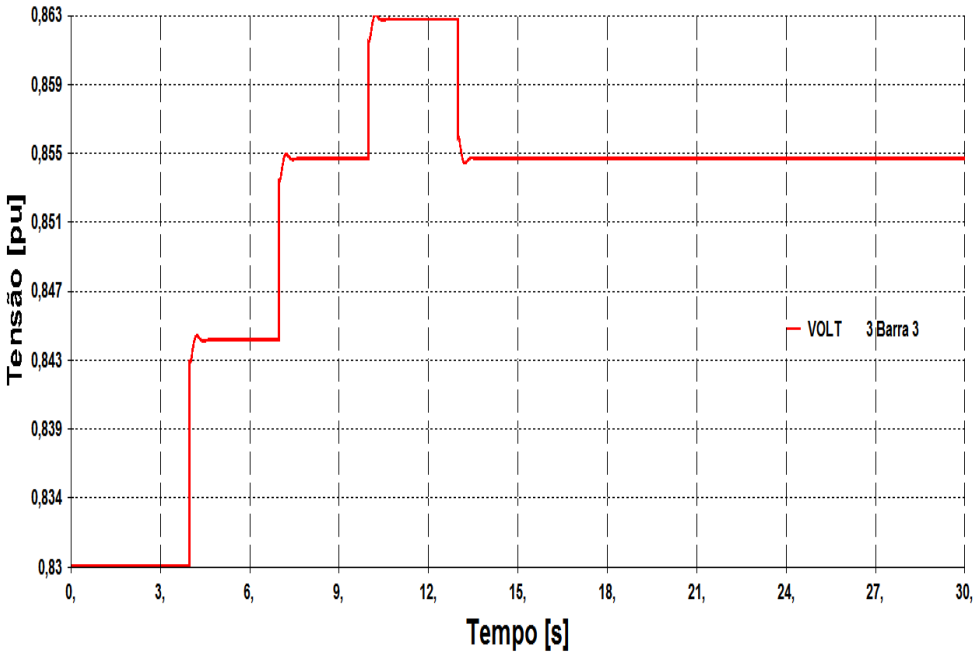


Figura 6.18 – Resposta de V_3 para o Teste de Modificação na Tensão com Ponto de Operação Apresentando Relação Direta entre as Variáveis de Controle do LTC

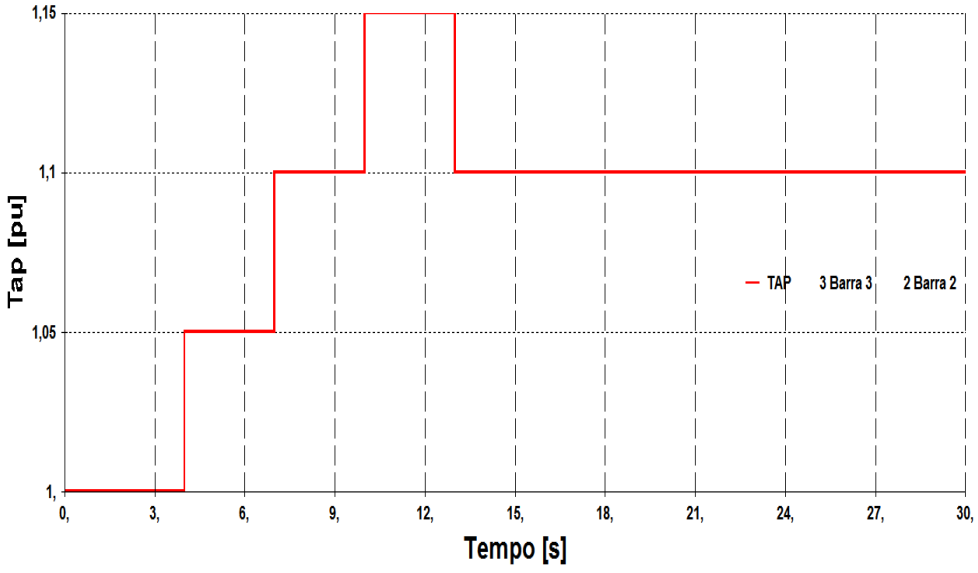


Figura 6.19 – Troca do Tape para o Teste de Modificação na Tensão com o Ponto de Operação Apresentando Relação Direta entre as Variáveis de Controle do LTC

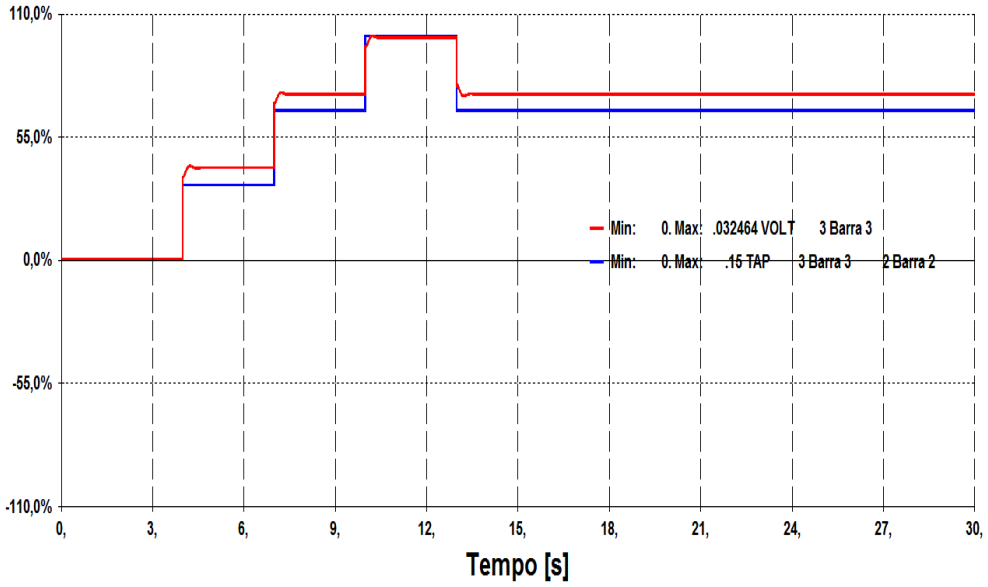


Figura 6.20 – Variação das Grandezas V_3 e Tape no Teste de Modificação na Tensão em Ponto Apresentando Relação Direta entre as Variáveis de Controle do LTC

A simulação dinâmica do evento mostra que o controle consegue implementar o novo valor desejado de tensão na barra controlada variando o tape de 1,00 para 1,10 pu. Esta variação no tape era esperada, pois a simulação em regime permanente dessa troca de tape foi realizada e tem o resultado apresentado na Fig. 6.4.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

6.2.3.2
Simulação da Variação da Tensão Controlada pelo LTC em Ponto de Operação com Relação Inversa entre Tensão e Tape

Este segundo ensaio consiste na simulação dinâmica do aumento de 0,01 pu na tensão da Barra 3 (ou seja, $\Delta V_3 = 0{,}01pu$ em $t = 1{,}0s$) com o ponto de operação inicial apresentando relação inversa entre V_3 e tape (ponto de operação ilustrado na Fig. 6.10).

A variação da tensão na Barra 3, as trocas de tape e a comparação entre as grandezas de controle do LTC são apresentadas nas Figs. 6.21 a 6.23, respectivamente.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

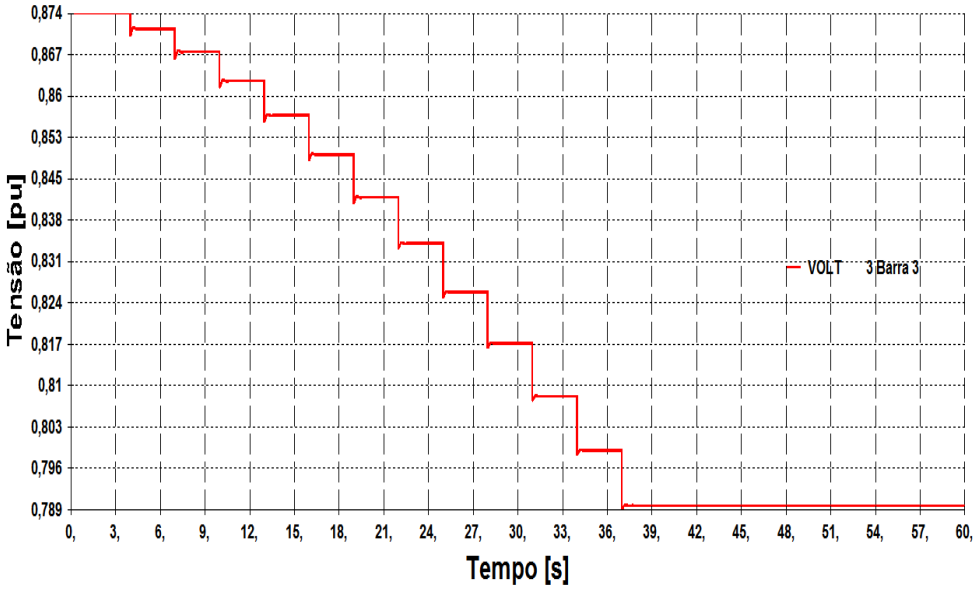


Figura 6.21 – Resposta de V_3 para o Teste de Modificação da Tensão com o Ponto de Operação Apresentando Relação Inversa entre as Variáveis de Controle do LTC

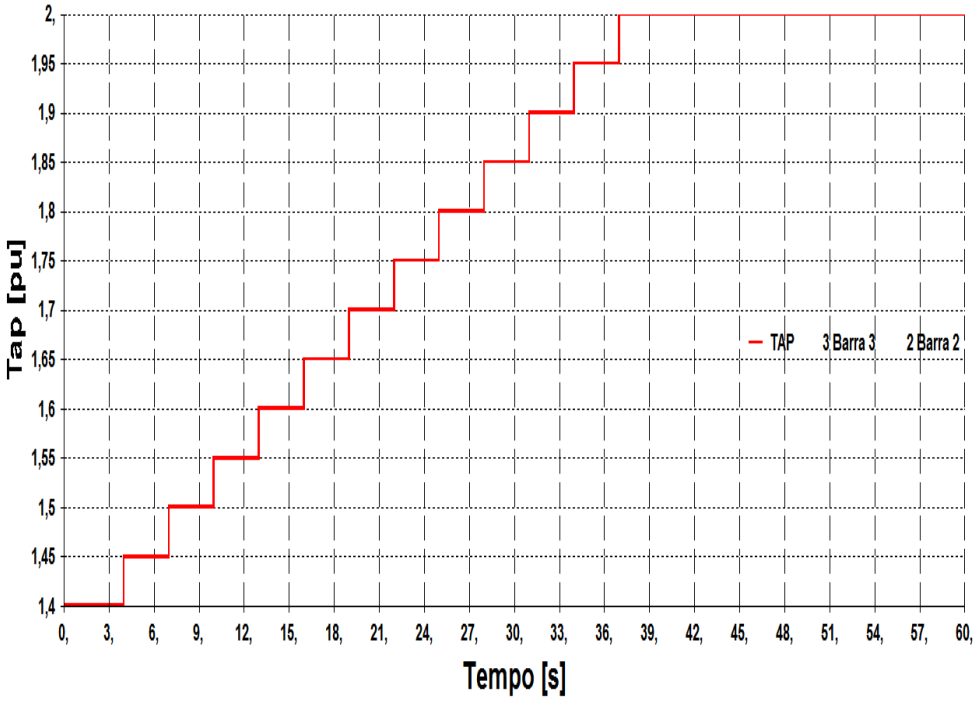


Figura 6.22 – Troca do Tape para o Teste de Modificação da Tensão com o Ponto de Operação Apresentando Relação Inversa entre as Variáveis de Controle do LTC

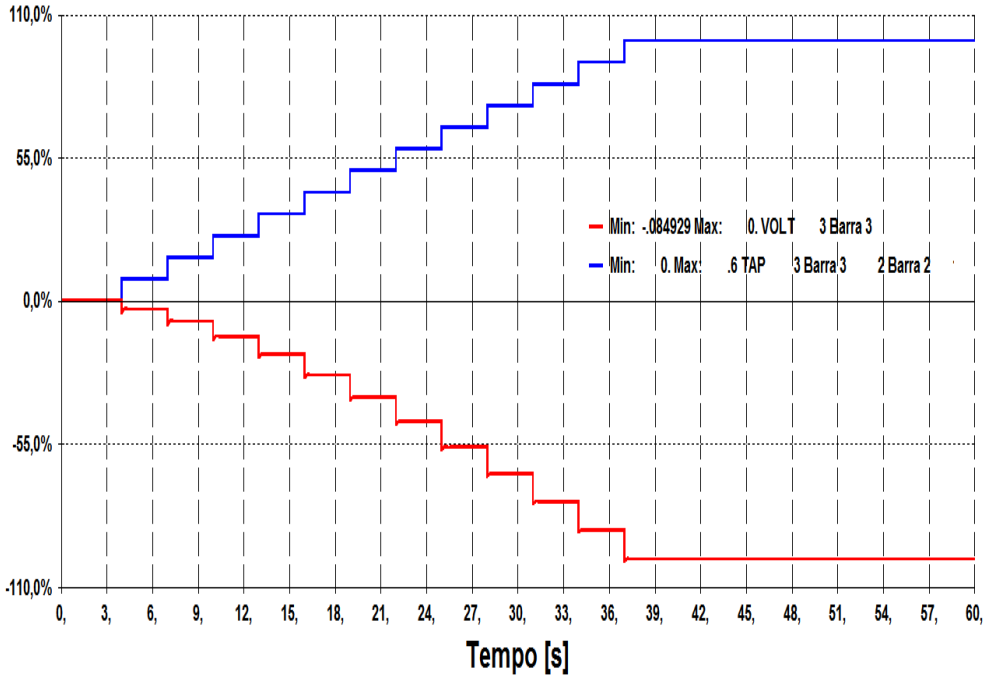


Figura 6.23 – Variação das Grandezas V_3 e Tape no Teste de Modificação na Tensão em Ponto Apresentando Relação Inversa entre as Variáveis de Controle do LTC

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A simulação do evento mostra que o controle do LTC não consegue implementar o novo valor desejado de tensão na barra controlada e que a ação de controle teve o efeito reverso.

Isto acontece porque o sinal de saída do bloco do tipo soma ($V_{REF} - V_T$) excursiona por valores positivos fazendo com que a saída do bloco do tipo histerese (X_1) assuma valor igual a 1. Este valor positivo de X_1 indica que a variação do tape será de $+\Delta tap$, ou seja, $tap_{novo} = tap_{antigo} + \Delta tap$. Este incremento do tape leva 3,0 segundos para ser implementado devido ao tempo de atuação do mecanismo de mudança de tape ($T_M = 3{,}0s$).

No entanto, a relação inversa entre as variáveis de controle do LTC (V_T e tap) resulta na diminuição de V_T para cada incremento $+\Delta tap$ implementado. Este efeito deletério do controle automático de tensão do LTC ocorre até o valor do tape atingir seu valor máximo ($Tap_{MAX} = 2{,}0pu$) e o controle deixar de atuar.

A interrupção da atuação do controle foi benéfica para o sistema, pois o prosseguimento da atuação poderia levar o sistema ao colapso de tensão por baixa tensão, por exemplo. Ou seja, esta interrupção fez o sistema manter-se estável, mesmo com uma tensão inferior à inicial.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

6.3
Estudo de Caso do Sistema Sul do Brasil em Dezembro 1999

O caso analisado nesta seção é referente a um estudo de controle da tensão do Sistema Sul do Brasil e corresponde a um caso real do Sistema Elétrico Brasileiro[33] reduzido para 384 barras e 569 circuitos, dos quais 134 são LTCs (originalmente, o caso tinha 3.514 circuitos e 2.482 barras, sendo 261 geradores). Este caso reduzido representa o Sistema Sul no início do verão 1999/2000, e antes da entrada em operação de reforços importantes como os bancos de capacitores em Gravataí e a subestação de Santo Ângelo 525 kV. Nesta ocasião, alguns operadores do sistema relataram a ocorrência de esgotamento dos recursos para controle de tensão, inclusive com necessidade de cuidado redobrado na comutação de tapes dos transformadores 525/230 kV em Gravataí (barras 976/1210) [3].

No caso base, a comutação de tapes desses transformadores continuava sendo indicada, mas com o crescimento da demanda no Rio Grande do Sul de apenas 1,4% na carga ativa e de 2,8% na carga reativa, e sem realizar redespacho de geração, a comutação para as últimas posições era evitada por meio de bloqueio dos LTCs para tapes superiores a 1,120 pu (a faixa real dos quatro LTCs ligados em paralelo no lado de 230 kV é de 0,945 a 1,155 pu). Este problema já havia sido identificado no mesmo período do ano anterior [3].

Os dados do sistema após o aumento de carga no Rio Grande do Sul são apresentados na Tab. 6.3 e o diagrama unifilar simplificado do Sistema Sul é mostrado na Fig. 6.24.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

[33] Caso de referência para os estudos elétricos do ONS utilizado para a avaliação de curto prazo da operação elétrica em dezembro de 1999 e com carga média.

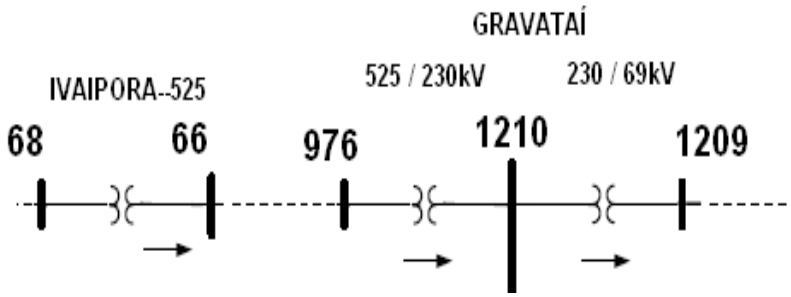


Figura 6.24 – Diagrama Unifilar Simplificado do Sistema Sul [3]

Desta maneira, são realizadas simulações em regime permanente e dinâmicas da comutação (manual e automática) de tapes dos transformadores em Gravataí a fim de analisar o comportamento do sistema. Foi relatado em [3] que a troca de tapes com o objetivo de aumentar a tensão da Barra 1210, que normalmente era conseguido com o aumento do tape dos quatro LTCs em paralelo, resultou em decréscimo da tensão não somente na Barra 1210, como também na Barra 976. Ademais, busca-se validar (ou não) os resultados encontrados para o sistema fictício com três barras da Seção 6.2.

Tabela 6.3 - Dados do Sistema Sul de Dezembro de 1999

ELEMENTO	QUANTIDADE
Áreas	8
Barras	384
Circuitos (LTs e Trafos)	569
Geradores e Compensadores Síncronos[34]	55 (21 modelados)
Transformadores / LTCs	204 / 134
Shunt de Barra (Capacitores e Reatores)	133
Carga Ativa Total	7.712,6 MW
Carga Reativa Total	5.663,0 Mvar

A modelagem de carga adotada para o Sistema Sul corresponde à representação de carga utilizada nos estudos desenvolvidos pelo ONS no ano de 2015[35].

[34] Os dados de máquinas/controles utilizados nas simulações dinâmicas foram obtidos do banco de dados do ONS disponível em: <http://www.ons.org.br/avaliacao_condicao/casos_eletromecanicos.aspx>.

[35] Os modelos de carga usados nas simulações dinâmicas foram conseguidos na base de dados do ONS disponível em: <http://www.ons.org.br/avaliacao_condicao/casos_eletromecanicos.aspx>.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

6.3.1
Simulação da Comutação Manual de Tapes dos Transformadores 525/230 kV em Gravataí

Nesta seção são analisados dois eventos que consistem na comutação dos tapes dos quatro LTCs em paralelo. O primeiro evento simulado no programa Anatem tem os tapes em Gravataí trocados de 1,12 para 1,13 pu, e o segundo evento consiste na mudança desses tapes de 1,13 para 1,14 pu. Nas Figs. 6.25 a 6.33 apresentam-se a resposta dinâmica das grandezas: tensão da Barra 976 (V_{976}), tensão da Barra 1210 (V_{1210}) e tapes dos LTCs em Gravataí.

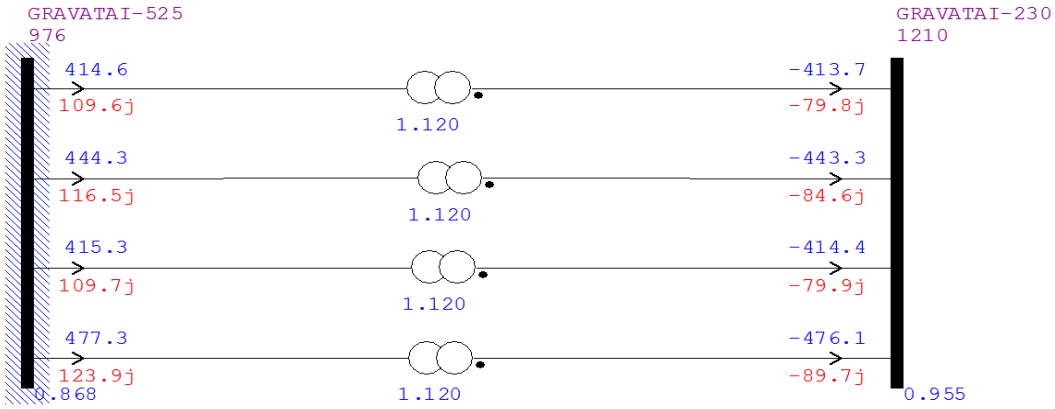


Figura 6.25 – Ponto de Operação do Sistema Sul com os Tapes dos LTCs de Gravataí em 1,12 pu

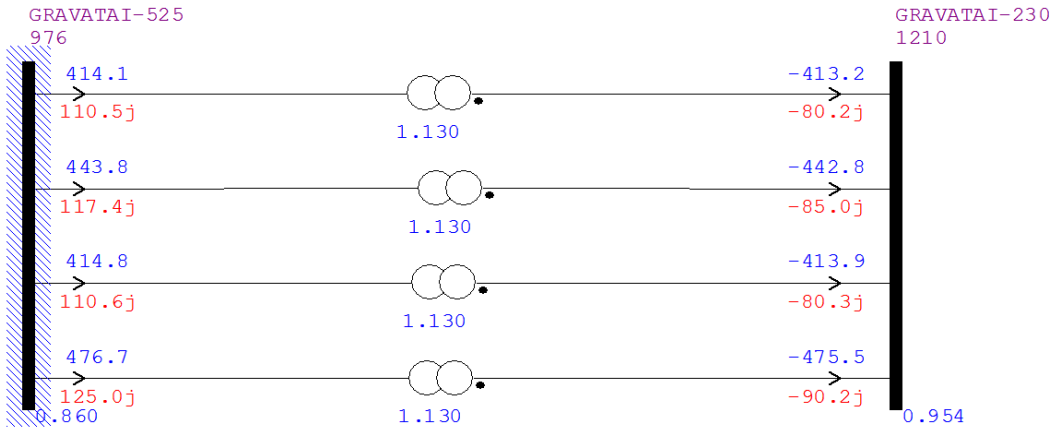


Figura 6.26 – Ponto de Operação do Sistema Sul com os Tapes dos LTCs de Gravataí em 1,13 pu

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

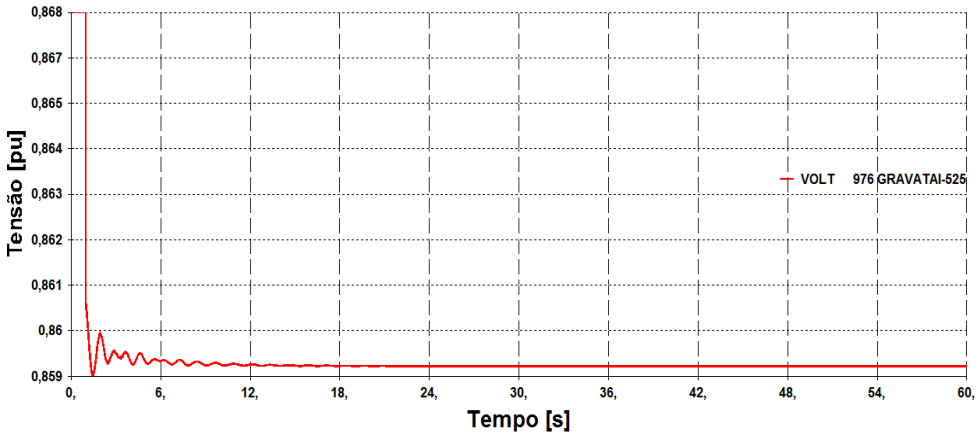


Figura 6.27 – Resposta de V_{976} para Modificação dos Tapes de 1,12 para 1,13 pu – Tape Manual

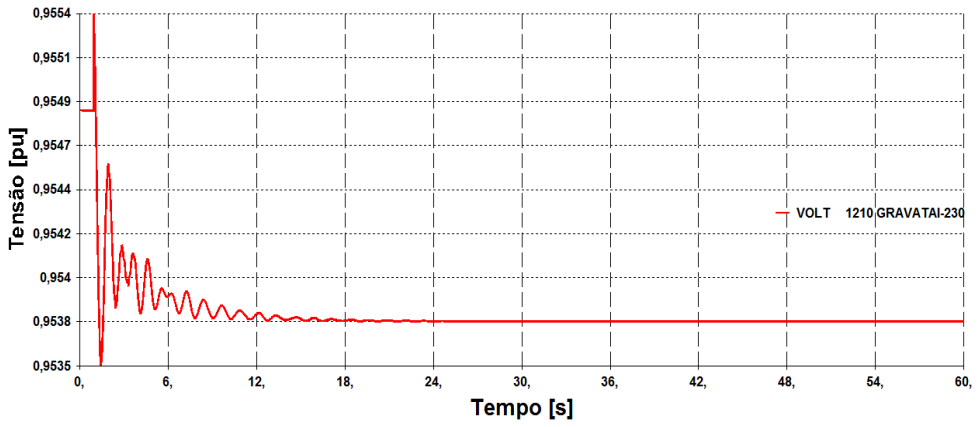


Figura 6.28 – Resposta de V_{1210} para Modificação dos Tapes de 1,12 para 1,13 pu - Tape Manual

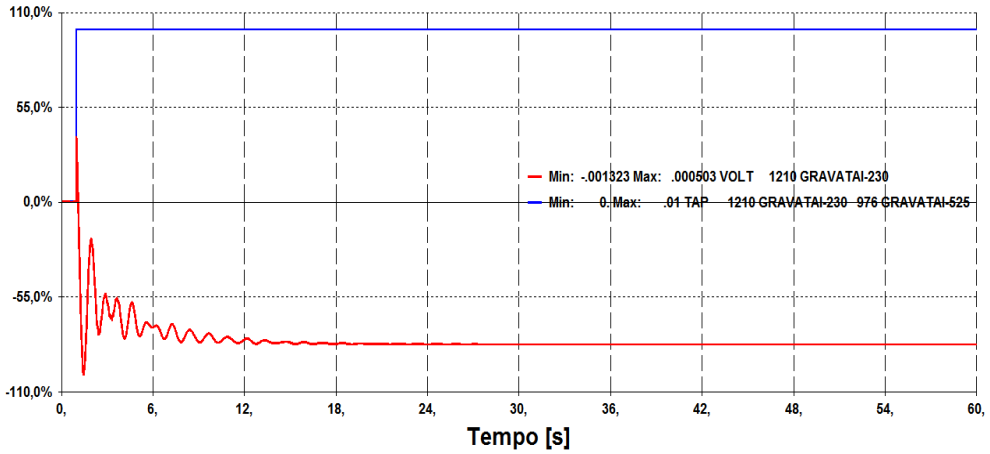


Figura 6.29 – Variação das Grandezas V_{1210} e Tapes no Teste de Comutação dos Tapes de 1,12 para 1,13 pu

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

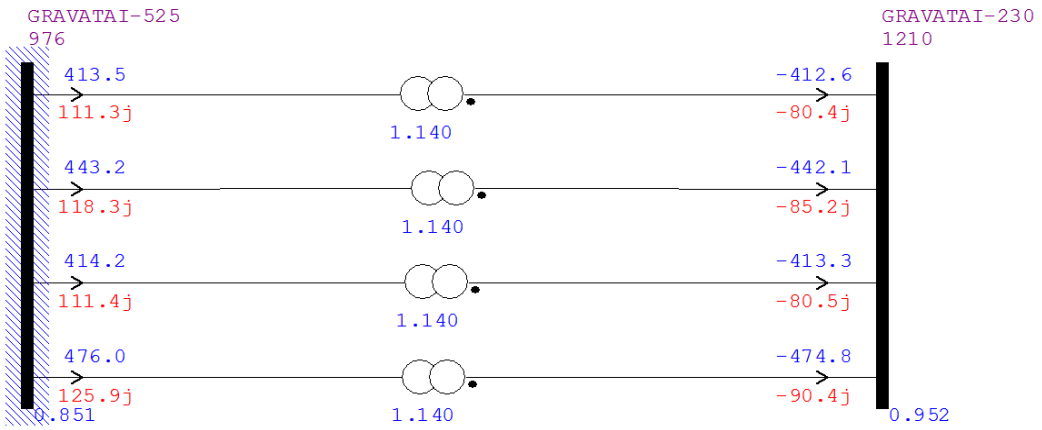


Figura 6.30 – Ponto de Operação do Sistema Sul com os Tapes dos LTCs de Gravataí em 1,14 pu

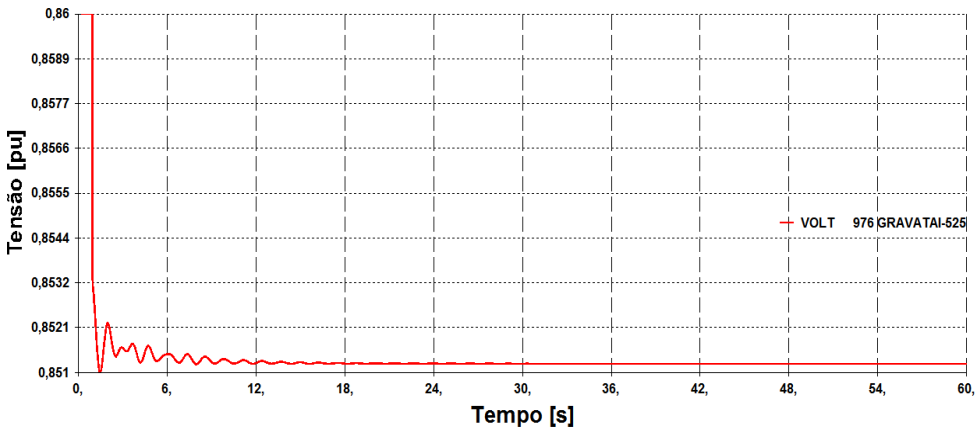


Figura 6.31 – Resposta de V_{976} para Modificação dos Tapes de 1,13 para 1,14 pu - Tape Manual

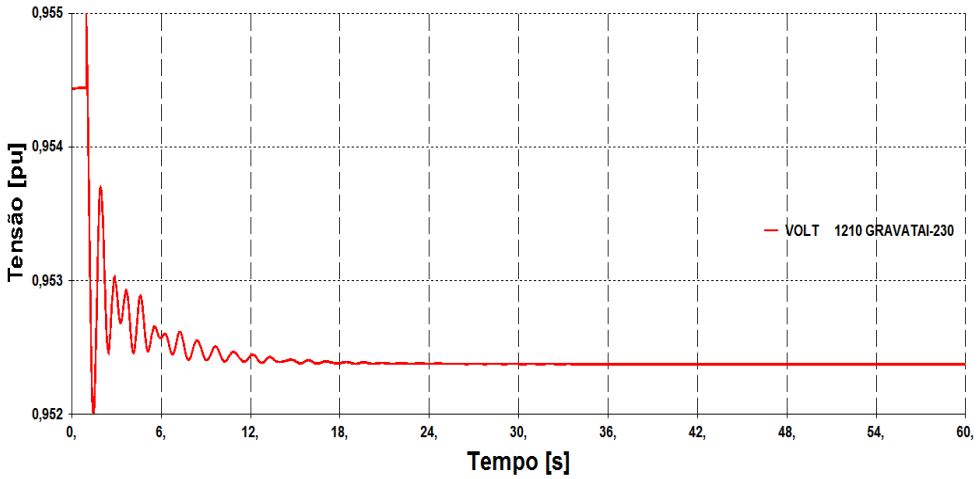


Figura 6.32 – Resposta de V_{1210} para Modificação dos Tapes de 1,13 para 1,14 pu - Tape Manual

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

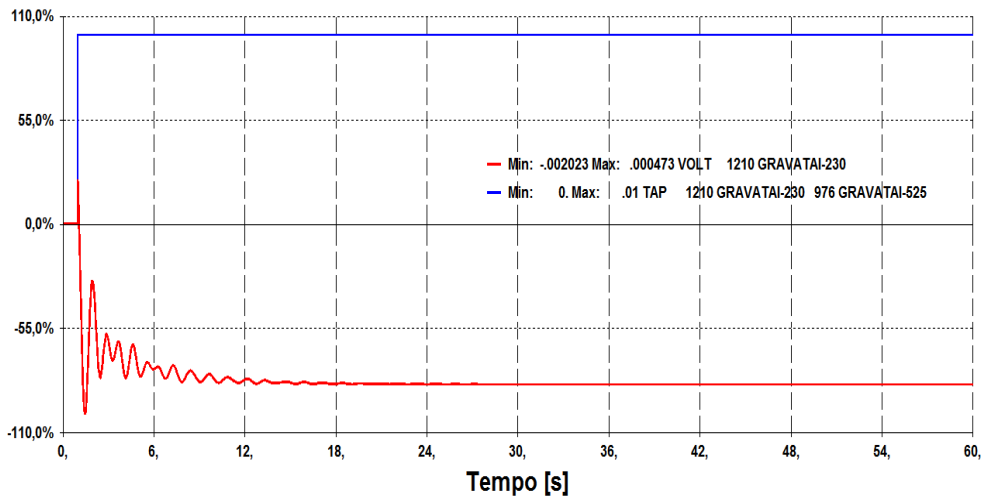


Figura 6.33 – Variação das Grandezas V_{1210} e Tapes no Teste de Comutação dos Tapes de 1,30 para 1,40 pu

Os resultados dos testes mostram que a relação inversa entre as variáveis de controle do LTC (V_{1210} e tap) faz com que a comutação manual do tape tenha efeito reverso e que a tensão da barra controlada 1210 decresça ainda mais.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

6.3.2
Simulação do Controle Automático de Tensão pelos Transformadores 525/230 kV em Gravataí

A finalidade desta seção é investigar o efeito da variação na tensão da barra controlada em Gravataí (V_{1210}) pelos quatro LTCs em paralelo. O modelo de controle adotado para mudança dos tapes em carga está apresentado na Fig. 6.17 e o ponto de operação estudado está ilustrado na Fig. 6.25 (este ponto apresenta relação inversa entre a tensão V_{1210} e os tapes em Gravataí).

O conjunto de dados dos quatro LTCs e do modelo de controle de tape é apresentado na Tab. 6.4. Os demais modelos de máquina e carga utilizados são os mesmos da Seção 6.3.1.

Tabela 6.4 – Conjunto de Dados dos LTCs em Gravataí e do Modelo de Controle para Mudança de Tape em Carga

DADOS DOS LTCs		VALOR
Tape mínimo	Tap_{MIN}	0,945 pu
Tape máximo	Tap_{MAX}	1,155 pu
Número de intervalos de tape		42
Número da barra controlada	V_T	1210
DADOS DO CONTROLE PARA MUDANÇA DE TAPE		VALOR
Valor da banda morta para habilitação da atuação do controle	B_{M1}	0,005 pu
Valor da banda morta para desabilitação da atuação do controle	B_{M2}	0,002 pu
Tempo de ajuste do relé para atuação do controle de tape	T_R	0,0 s
Tempo de retardo referente ao mecanismo de mudança de tape	T_M	5,0 s
Tempo de bloqueio para novas alterações de tape, após atuação do mecanismo de mudança	T_B	0,0 s
Constante de tempo do transdutor de medição de tensão (valor zero significa que a medição é considerada instantânea)	T	0,0 s
Valor de tensão abaixo do qual o controle de tape é congelado (valor zero significa que o tape não é congelado)	V_{LIM}	0,0 pu

O evento simulado é a variação da tensão da Barra 1210 em 0,01 pu (ou seja, $\Delta V_{1210} = 0{,}01pu$ em $t = 1{,}0s$). A variação nas tensões das barras de Gravataí (barras 976 e 1210) e a troca dos tapes são apresentadas nas Figs. 6.34 a 6.37.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

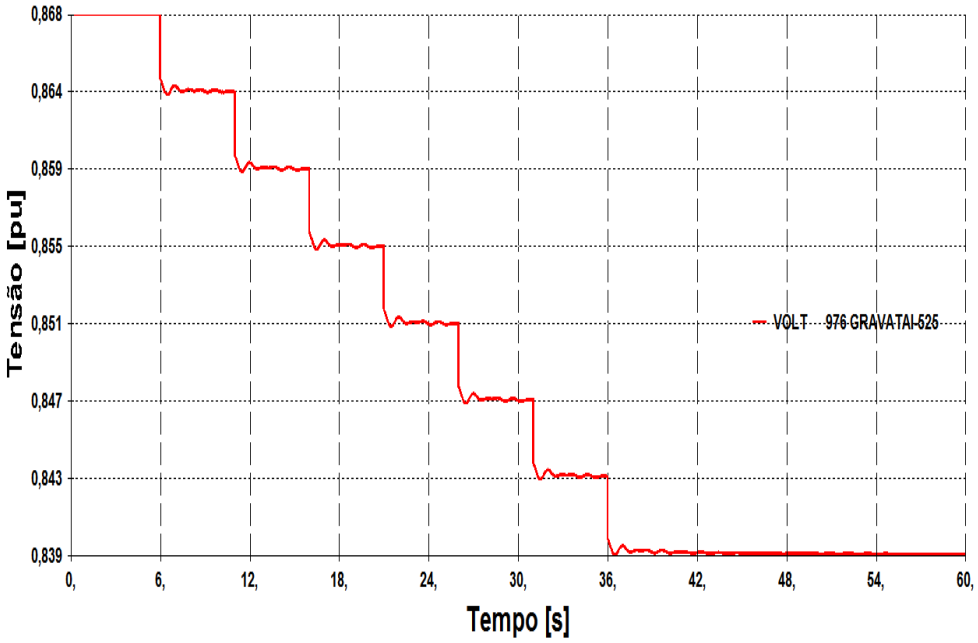


Figura 6.34 – Resposta de V_{976} para o Teste de Modificação na Tensão em Ponto Apresentando Relação Inversa entre as Variáveis de Controle dos LTCs em Gravataí

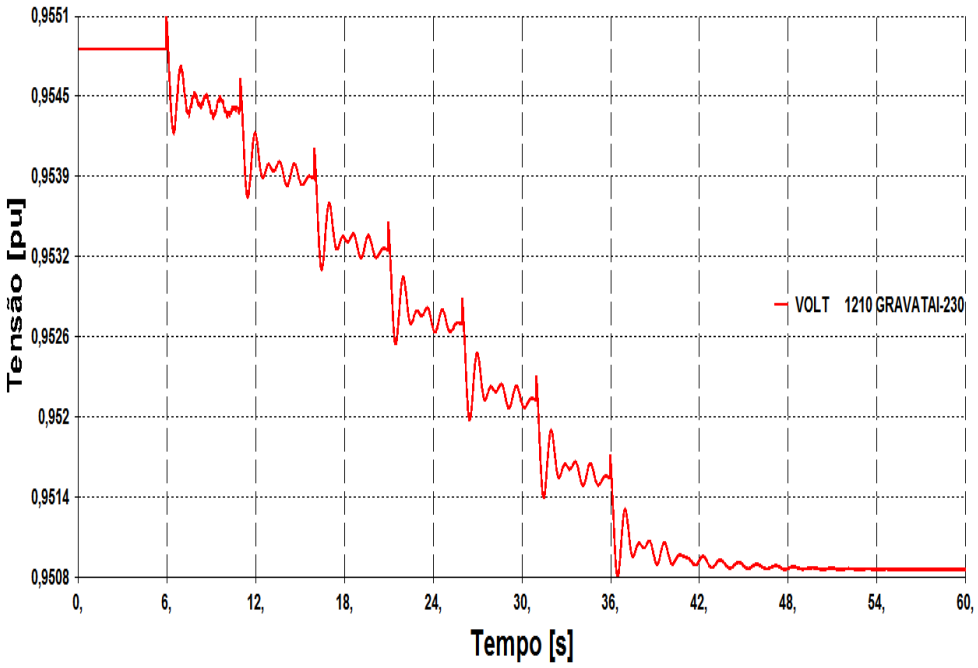


Figura 6.35 – Resposta de V_{1210} para o Teste de Modificação na Tensão em Ponto Apresentando Relação Inversa entre as Variáveis de Controle dos LTCs em Gravataí

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

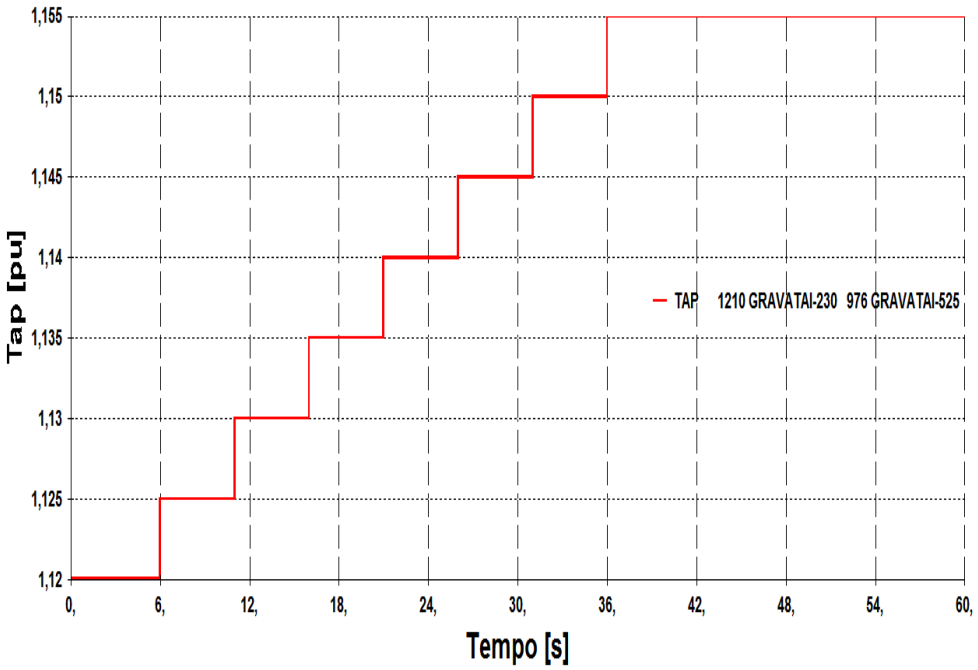


Figura 6.36 – Troca do Tape para o Teste de Modificação na Tensão em Ponto Apresentando Relação Inversa entre as Variáveis de Controle dos LTCs em Gravataí

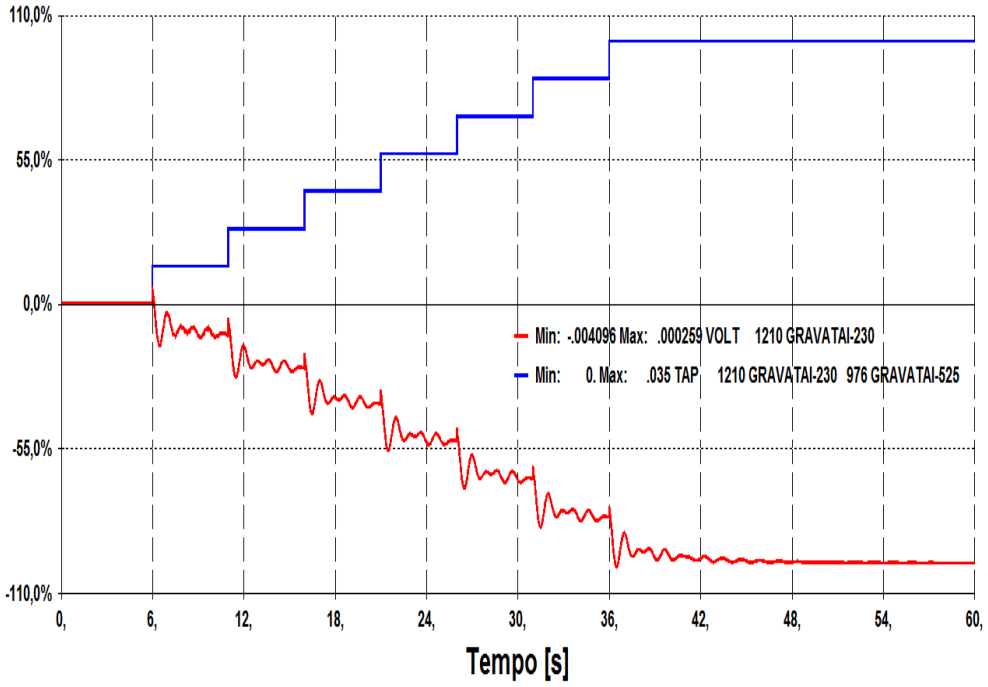


Figura 6.37 – Variação das Grandezas V_{1210} e Tapes no Teste de Modificação na Tensão em Ponto Apresentando Relação Inversa entre as Variáveis de Controle dos LTCs

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A simulação do evento indica que o controle dos LTCs não consegue implementar o novo valor de tensão na barra controlada, validando, assim, os resultados e as conclusões do sistema fictício com 3 barras descritos na Seção 6.2.3. Em outras palavras, o efeito deletério para o controle de tensão pelos LTCs ocorre porque o sinal de saída do bloco do tipo soma do controle (Fig. 6.17) excursiona por valores positivos fazendo com que a saída do bloco do tipo histerese (X_1) assuma valor igual a 1. Este valor positivo do sinal X_1 indica que a variação do tape será de $+\Delta tap = +0{,}005pu$ (isto é, $tap_{novo} = tap_{antigo} + 0{,}005$). Este incremento do tape leva 5,0 segundos para ser implementado devido ao tempo de atuação do mecanismo de mudança de tap ($T_M = 5{,}0s$).

Contudo, a relação inversa entre as variáveis de controle do LTC (V_{1210} e tap) resultará na redução de V_{1210} para cada incremento $+\Delta tap$ implementado. Este decaimento de V_{1210} ocorrerá até o tape atingir o seu valor máximo ($Tap_{MA} = 1{,}155pu$) onde o controle dos LTCs deixa de atuar.

Mais uma vez, a interrupção da atuação do controle foi benéfica para o sistema, pois o prosseguimento da atuação poderia levar o sistema ao colapso de tensão por baixa tensão, por exemplo. Isto é, o sistema manteve-se estável mesmo com uma tensão inferior à inicial.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

6.4 Conclusão

As simulações estáticas e dinâmicas permitiram demonstrar a existência do fenômeno de efeito reverso do controle de tensão através de LTC e, portanto, mostra-se a aplicabilidade da matriz [VCS] para análise de barras com a tensão controlada por LTCs [3].

As simulações do evento troca manual de tapes do LTC mostraram que esta comutação tem o efeito oposto ao esperado caso o ponto de operação apresente relação inversa entre a tensão controlada do transformador e o tape.

As simulações no domínio do tempo do controle automático de tensão do LTC indicaram que a atuação do controle é exatamente a mesma independente da relação entre as variáveis de controle do transformador. Isto ocorre pelo fato da lógica do controle deste equipamento não diferenciar a região de operação em que se encontra o sistema. Assim, para pontos na região anormal, o controle apresenta efeito reverso provocando um decaimento (ou subida) progressivo e incontrolável da tensão nas barras do LTC.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

7
Conclusões, Originalidade e Trabalhos Futuros

7.1
Conclusões

A análise das ações de controle do ponto de vista estacionário, através das técnicas, como por exemplo, estabilidade de tensão a pequenas perturbações (não confundir com estabilidade a pequenos sinais), a curva VQ e a matriz [VCS], mostra que a operação em situações especiais, caracterizadas pela relação inversa entre as variáveis envolvidas, faria com que as ações de controle de tensão, para todos os tipos de dispositivos, tivessem o efeito oposto ao esperado. Desta maneira, o controle automático continuaria atuando, reduzindo ainda mais o nível de tensão e, com isso, o colapso de tensão seria uma consequência possível. Assim, um dos objetivos do trabalho foi investigar estas informações do ponto de vista dinâmico, isto é, realizar simulação no domínio do tempo dessas ações de controle de tensão pelos diversos equipamentos do sistema e validar (ou não) os resultados estimados pelos métodos baseados em análise estática.

No Capítulo 2 foi mostrado, através de simulações com sistemas fictícios e reais, que os critérios para análise de estabilidade de tensão a pequenas perturbações, de estabilidade referente ao método da curva VQ e da matriz [VCS] não podem ser aplicados a barras com tensão controlada por geradores e compensadores síncronos (compostos por máquinas de polos salientes ou rotor liso), pois: i) a operação com essa(s) barra(s) apresentando relação inversa entre VxQ, E_{fd} pode ser assintoticamente estável e o RAT pode responder de forma adequada (caso haja capacidade suficiente para o controle de tensão); e ii) os pontos de fronteira das curvas VxQ, E_{fd} não representam o limite de estabilidade de tensão (visto que, o controle não apresenta problemas em ultrapassá-los). Em resumo, o controle das máquinas síncronas responde de forma adequada independente da relação entre suas variáveis de controle.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Os resultados encontrados no Capítulo 2 também revelaram que o controle responde de forma correta independentemente do modelo de carga adotado no sistema. Esta afirmação baseia-se no fato do controle apresentar comportamento adequado nas duas regiões de operação e, por isto, o efeito da ação de controle pelo gerador será sempre adequado independente da variação de potência demandada em função da mudança do perfil de tensão do sistema. Este fato foi confirmado com a simulação de um caso real do sistema elétrico brasileiro onde a carga é modelada por ZIP (isto é, carga modelada com diferentes parcelas de Z - impedância, I - corrente e P - potência constantes).

No Capítulo 3 foi simulado o colapso de 24 de abril de 1997 no sistema S/SE/CO do Brasil e estudada a influência dos limitadores de sobre-excitação na estabilidade de tensão do sistema. Essa análise detalhada da influência dos limitadores é justificada por não haver registro de perturbação no sistema e por ter sido descartada, no Capítulo 2, a hipótese de efeito deletério da ação de controle de tensão por Itaipu 60 Hz (que operava no lado esquerdo da curva VQ). As análises do caso no domínio do tempo revelaram que o sistema perdeu a estabilidade devido à atuação do limitador das máquinas de Ibiúna. Sendo assim, este estudo serve como alerta para que seja evitada a operação das máquinas síncronas próxima aos seus limites, ressaltando-se, em particular, o aspecto da limitação da corrente de campo que leva à perda do controle de tensão. Por fim, comprova-se a importância da análise da perda do controle de tensão nos estudos de planejamento e programação da operação elétrica (além das análises de curto-circuito e das contingências) para que sejam garantidas as metas energéticas (em todos os períodos de carga) e para que seja preservada a segurança do sistema.

No Capítulo 4 foi proposto um método para ajuste do perfil de tensão considerando os limites de sobre-excitação das máquinas. Este método determina as variações no perfil de tensão do sistema e identifica a atuação dos limitadores de sobre-excitação que causam a perda do controle de tensão das máquinas. Isso é possível pela incorporação da variável corrente de campo (em equilíbrio) no problema geral de fluxo de potência. Esta inclusão da variável é realizada através da representação das máquinas pelo Modelo E_q, que permite estimar o valor da corrente de campo pela simples solução do problema de fluxo de carga. Por isso, esse método pode ser aplicado, por exemplo, na determinação da atuação dos limitadores em eventos que consistem no crescimento da carga durante a operação

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

do sistema. Adicionalmente, a adoção do Modelo E_q permite calcular uma matriz de sensibilidades do controle de tensão (ou matriz $[GVCS]$) que relaciona as variáveis de controle e controladas de geradores. Essa matriz pode ser usada para encontrar um novo perfil de tensão para o sistema e/ou identificar a existência de conflito entre os controles dos geradores. Isto é, a matriz permite identificar os ajustes de tensão nos geradores que apresentam maior sensibilidade (ou eficácia) para dada ação desejada. No entanto, o fato da matriz ser baseada nas equações lineares de fluxo de carga, torna esta conclusão válida apenas para ajustes em V_t envolvendo pequenas variações em E_q (ΔE_q pequeno). Uma maneira de reduzir o erro na previsão de E_q^{final}, ocasionado por essa linearização das equações do sistema, seria adotar a estratégia de linearização por partes no método proposto.

A restrição da corrente de campo da máquina é representada na matriz $[GVCS]$ assumindo que a tensão interna do gerador (E_q) permanece constante, ou seja, adota-se $\Delta E_q = 0$ na matriz.

A tensão interna (E_q) do Modelo E_q não corresponde à tensão de campo da máquina em equilíbrio ($E_{fd}^{equilíbrio}$) porque esse modelo foi elaborado desconsiderando os efeitos da saliência e da saturação magnética da máquina. Entretanto, esse erro do modelo pode ser compensado adotando fatores de correção para a saliência (ΔSAL) e saturação (ΔSAT) no cálculo de E_q, conforme Apêndice E.

A atuação de limitadores de sobre-excitação de máquinas síncronas pode provocar problema de estabilidade de tensão no sistema. Contudo, na grande maioria das vezes, a atuação desses limitadores não apresenta efeito deletério para a estabilidade do sistema. Por isso, no Capítulo 4 foi proposto um critério que permite identificar se a atuação dos limitadores pode causar instabilidade no sistema. Este critério afirma que: "O problema da estabilidade de tensão, provocado pela atuação do limitador de sobre-excitação, é previsto através do cálculo da potência máxima que a máquina consegue entregar à rede para um dado fator de potência (sendo este máximo caracterizado por $Z_{rede} = Z_{maq}$). Em outras palavras, considera-se que o colapso de tensão está próximo de ocorrer quando o valor da potência máxima gerada/absorvida de uma máquina é menor que o valor da potência que o sistema demanda dela ($S_{crítico} < S_{demandado}$)". Esse critério é baseado no cálculo da potência máxima que a máquina consegue

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

entregar à carga e, portanto, o critério apresenta a vantagem de usar apenas dados de medição local, ou seja, dados de medição da barra terminal do gerador. Além disso, os testes realizados mostraram que o critério consegue prever a ocorrência do problema com antecedência de alguns segundos, sendo este intervalo de tempo suficiente, por exemplo, para a atuação de esquemas de rejeição de carga. Desta maneira, este critério pode ser útil na concepção desses esquemas automáticos (impedindo a perda de estabilidade do sistema) e ele também pode ser utilizado em avaliações de segurança *online* (alertando para possíveis riscos de instabilidade e, consequentemente, indicando ações preventivas).

No Capítulo 5, as simulações estáticas e dinâmicas (realizadas em sistemas fictícios e reais) permitiram demonstrar a existência do fenômeno de efeito reverso do controle de tensão através de compensador estático. Fora isto, os testes indicaram que os critérios para análise de estabilidade de tensão a pequenas perturbações, de estabilidade referente ao método da curva VQ e da matriz [VCS] são parcialmente aplicáveis a barras com tensão controlada por CER. Esta afirmação é baseada no fato do controle do CER apresentar efeito reverso na operação do lado esquerdo das curvas VxQ, B_{cer} (fato que corrobora os critérios da curva VQ e da matriz [VCS]) e pela operação do lado esquerdo das curvas ser assintoticamente estável (fato que não corrobora os critérios). Assim, níveis de tensão inaceitáveis podem ser obtidos devido a uma sucessão de mudanças na tensão de referência pelo operador ou via algum método automatizado (por exemplo, *Optimal Power Flow* - OPF).

As simulações estáticas e dinâmicas do Capítulo 6 (realizadas em sistemas fictícios e reais) revelaram a existência do fenômeno de efeito reverso do controle de tensão através de LTC e, portanto, comprova-se a aplicabilidade da matriz [VCS] para análise de barras com a tensão controlada por esses equipamentos. As simulações da troca manual de tapes do LTC mostraram que esta comutação tem o efeito oposto ao esperado caso o ponto de operação apresente relação inversa entre a tensão controlada do transformador e a variável tape. As simulações no domínio do tempo do controle automático de tensão do LTC indicaram que a atuação do controle é exatamente a mesma independente da relação entre as variáveis de controle do transformador. Isto ocorre pelo fato da lógica do controle deste equipamento não diferenciar a região de operação em que se encontra o sistema. Assim, para pontos na região anormal, o controle apresenta efeito reverso

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

provocando um decaimento (ou subida) progressivo e incontrolável da tensão nas barras do LTC.

7.2
Originalidade da Tese

As contribuições originais deste trabalho foram:

- Avaliação da estabilidade de tensão em pontos de operação com as variáveis de controle dos equipamentos que controlam a tensão apresentando relação inversa.
- Verificação dinâmica dos critérios para análise de estabilidade de tensão a pequenas perturbações, de estabilidade referente ao método da curva VQ e da matriz [VCS]. Foi visto que esses critérios não podem ser aplicados a barras com tensão controlada por máquinas síncronas, que são parcialmente aplicados a barras com tensão controlada por CER e que a matriz [VCS] pode ser usada para a análise de barras com a tensão controlada por LTC.
- Representação das máquinas pelo Modelo E_q através do qual foi possível estimar o valor da corrente de campo das máquinas pela simples solução do problema de fluxo de carga. Com isto, pode-se determinar a atuação (ou não) do limitador de sobre-excitação das máquinas em estudos de regime estacionário.
- Proposição de método para ajuste do perfil de tensão considerando os limites de sobre-excitação das máquinas. Este método é baseado na representação das máquinas pelo Modelo E_q e na construção da matriz $[GVCS]$ que relaciona as variáveis de controle e controladas das máquinas síncronas (V_t e E_q).
- Elaboração das curvas $VxE_{fd}^{dinâmica}$ e $VxE_q^{corrigida}$, através de simulações dinâmicas e estáticas, respectivamente, para obtenção de resultados coerentes com as duas curvas.
- Proposição de critério para determinar a iminente perda da estabilidade de tensão devido à atuação de limitador em um

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

gerador. Este critério é baseado no cálculo da máxima injeção de potência pelo gerador na rede.

7.3 Trabalhos Futuros

As sugestões para os trabalhos futuros são:

- Expandir o critério de detecção da iminente perda da estabilidade para ser aplicado em qualquer barra do sistema (as barras controladas por outros tipos de equipamentos e, também, as barras de carga).
- Desenvolver um modelo de tensão atrás de reatância (equivalente ao sistema), para barra em análise do item anterior, que permita calcular a potência máxima injetada neste ponto da rede.
- Avaliar as condições de estabilidade de tensão em toda a rede durante a trajetória dinâmica via métodos estáticos como, por exemplo, o método da matriz D' [50].
- Comparar as matrizes de sensibilidade que relacionam V_t e E_q, e V_t e E_{fd} nos estudos de interdependência e de adequação de ações de controle de tensão.
- Expandir o método de ajuste de tensão para ser aplicado a outros tipos de equipamento que controlam a tensão, inclusive geração distribuída.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

8
Referências bibliográficas

[1] KUNDUR, P. **Power System Stability and Control**. McGraw-Hill, EUA, 1994.

[2] PRADA, R. B. **Estabilidade de Tensão**. Relatório 1, Versão 2, Convênio ECV-310/86 entre as Centrais Elétricas Brasileiras S.A. – Eletrobras e a Fundação Padre Leonel Franca, 1986.

[3] SOUZA, L. J. **Adequação das Ações de Controle de Tensão em Sistemas Elétricos Objetivando o Reforço das Condições de Segurança de Tensão**. Rio de Janeiro, 2007. 203p. Tese (doutorado) - Departamento de Engenharia Elétrica, PUC-Rio.

[4] TAYLOR, C. W. **Power System Voltage Stability**. McGraw-Hill, EUA, 1994.

[5] KNIGHT, U. G. **Voltage Collapse - Experience and Modelling.** IEE Colloquium on Voltage Collapse, (Digest No 1997 / 101), 1997, pp. 8/1 - 8/7.

[6] Grupo Coordenador para Operação Interligada. **Análise das Perturbações dos Dias 24 e 25/04/97 no Sistema Interligado S/SE/CO**. Relatório SCO/SCEL-01/97, 1997.

[7] ALMEIDA, P. C. **Esquemas de Proteção de Sistemas de Energia Elétrica**. Rio de Janeiro, 2002. 204p. Dissertação (mestrado) - Departamento de Engenharia Elétrica, PUC-Rio.

[8] MONTICELLI, A. J. **Fluxo de Carga em Redes de Energia Elétrica.** Editora Edgard Blücher Ltda, Brasil, 1983.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

[9] PRADA, R. B.; CORY, B. J.; NAVARRO-PEREZ, R. **Assessment of Steady State Votage Collapse Critical Conditions**. Proceedings 10th Power Systems Computation Conference, Graz, Austria, August 1990, pp. 1189-1195.

[10] PRADA, R. B.; ZAMBRONI, A. C.; FILHO, X.V.; MASSAUD, A. G.; OLIVEIRA, J. C. C. **Voltage Stability: Phenomena Characterization Based on Reactive Controls Effects and System Critical Areas Identification**. III Symposium of Specialists in Electric Operational and Expansion Planning, Belo Horizonte - MG, Brazil, May 1992.

[11] LACHS, W. R. **Voltage Collapse in EHV Power Systems**. IEEE PES Winter Power Meeting, January 1978, paper A 78 057-2.

[12] BARBIER, C.; BARRET, J. P. **An Analysis of Phenomena of Voltage Collapse on a Transmission System**. Rev. Générale Electricité, Tome 89, N° 10, October 1980, pp. 672 – 690.

[13] TIRANUCHIT, A.; THOMAS, R. J. **A Posturing Strategy Against Voltage Instabilities in Electric Power Systems**. IEEE Trans. Power Systems, Vol. 3, No. 1, February 1988, pp. 87-93.

[14] SOUZA, L. J.; PRADA, R. B. **Avaliação da Eficácia e da Interação entre Ações de Controle de Tensão em Sistemas Elétricos**. XIX Congresso Brasileiro de Automática - CBA, Campina Grande - PB, Brasil, 2012.

[15] Cigre Task Force 38-01-03. **Planning against Voltage Collapse**. Electra, N° 111, March 1987, pp. 55-75.

[16] IEEE Power System Stability Committee, Special Report. **Voltage Stability Assessment: Concepts, Practices and Tools**. Chapter 5, Section 5.2, On-line Functional Requirements, August 2002.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

[17] PRADA, R. B. **Monitoração das Condições de Estabilidade de Tensão na Supervisão e Controle de Sistemas Elétricos em Tempo Real – Fase 1**. Relatório Final, Volume I, Capítulo I, março de 2001.

[18] PRADA, R. B.; PALOMINO, E. G. C.; SANTOS, J. O. R.; BIANCO, A.; PILOTTO, L. A. S. **Voltage Stability Assessment for Real Time Operation**. Proc. IEE Generation, Transmission and Distribution, Vol. 149, Issue 2, 2002, pp. 175-180.

[19] PRADA, R. B.; SOUZA, L. J.; SOUSA, L. A. P. **The Need for a New Constraint on Voltage / Reactive Power Studies to Ensure Proper Voltage Control**. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, Vol. 24, No 7, 2002, pp. 535-540.

[20] PRADA, R. B.; SOUZA, L. J.; VEGA, J. L. **The Need for Voltage Stability Analysis in Voltage-controlled Buses**. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, Vol. 68, 2015, pp. 252-258.

[21] YORINO, N.; FUNAHASHI, A.; SASAKI, H.; GALIANA, F. D. **On Reverse Control Action of On-Load Tap-Changers**. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, Vol. 19, No. 8, 1997, pp. 541-548.

[22] VENKATASUBRAMANIAN, V.; SCHÃTTLER, H.; ZABORSZKY, J. **Analysis of the Tap Changer Related Voltage Collapse Phenomena for the Large Electric Power System**. Proceeding of the 31st Conference on Decision and Control, Tucson, Arizona, December 1992, pp. 2920 – 2927.

[23] OHTUSKI, H.; YOKOYAMA, A.; SEKINE, Y. **Reverse Action of On-Load Tap Changer in Association with Voltage Collapse**. IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 6, 1991, pp. 300-306.

[24] YORINO, N.; SASAKI, H.; FUNAHASHI, A.; GALIANA, F. D.; KITAGAWA, M. **On the Condition for Reverse Control Action of Tap-Changers**. Proceedings of NSF International Workshop on Bulk Power System

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Voltage Phenomena II – Voltage Stability, Security and Control, Maryland, USA, 1991, pp. 193-199.

[25] GUIMARÃES, C. H. C.; RANGEL, R. D. **Diagramas Operacionais de Unidades Geradoras**. X Simpósio de Especialistas em Planejamento da Operação e Expansão Elétrica - SEPOPE, Florianópolis - SC, Brasil, 2006.

[26] TEIXEIRA, M. V. P.; PRADA, R. B. **Implementation of Voltage Setpoints in Operating Points with Voltage Control Adequacy Problems**. XIII Simpósio de Especialistas em Planejamento da Operação e Expansão Elétrica – SEPOPE, Foz do Iguaçu - PR, Brasil, 2014.

[27] COSTA, A. J. A. S.; SILVA, A. S. **Controle e Estabilidade de Sistemas Elétricos de Potência**. Apostila de Curso na UFSC, 2000.

[28] PRADA, R. B. **Estabilidade de Tensão**. Apostila de Curso na PUC-Rio, 2010.

[29] JARDIM, J. L. A. **Dinâmica de Sistemas de Potência**. Apostila de Curso na PUC-Rio, 2015.

[30] DECKER, I. C.; SILVA, A. S. **Estabilidade de Sistemas Elétricos de Potência**. Apostila de Curso na UFSC/ONS, 2002.

[31] BATISTA, M. F. **Estudo de Bifurcações e Aplicações em Análise de Sistemas de Energia Elétrica**. Ilha Solteira, 2009. 95p. Dissertação (mestrado) - Faculdade de Engenharia da UNESP.

[32] HPPA. **Organon User Manual.** Version 7.6, Rio de Janeiro, 2013.

[33] CEPEL. **Análise de Transitórios Eletromecânicos - Manual do Usuário do Programa ANATEM.** Versão 10.05.00, Rio de Janeiro, 2014.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

[34] GUIMARÃES, C. H. C. **Simulação Dinâmica de Sistemas Elétricos de Potência Considerando os Fenômenos de Longa Duração**. Rio de Janeiro, 2003. 309p. Tese (doutorado) - Departamento de Engenharia Elétrica, COPPE/UFRJ.

[35] Grupo Coordenador para Operação Interligada - CGOI. **Análise da Perturbação de 24 de Abril de 1997 nos Sistemas Interligados de 50 Hz e 60 Hz Através do Elo de Corrente Contínua**. Relatório CMO/GE-01/126, 1997.

[36] JARDIM, J. L. A.; MACEDO, N. J.; SANTO, S. E.; PRAÇA, A. S. **Analysis and Control of the Effects of Overexcitation Limiters on the Stability of the Itaipu HVAC Transmission System**. IV Simpósio de Especialistas em Planejamento da Operação e Expansão Elétrica - SEPOPE, Foz do Iguaçu - PR, Brasil, 1994.

[37] FERNANDES, P. C. **Regulador Automático de Tensão: Influência do Ganho no Sistema Elétrico de Potência.** Itajubá, 2011. 86p. Dissertação (mestrado) - Departamento de Engenharia Elétrica, UNIFEI.

[38] JARDIM, J. L. A. **Análise e Projeto de Excitatrizes Estáticas**. Rio de Janeiro, 1987. 216p. Dissertação (mestrado) - Departamento de Engenharia Elétrica, PUC-Rio.

[39] IEEE Power Engineering Society. **IEEE Recommended Practice for Excitation System Models for Power System Stability Studies**. IEEE Std, 421.5-1992, August 1992.

[40] IEEE Task Force on Excitation Limiters. **Recommended Models For Overexcitation Limiting Devices**. IEEE Transaction On Energy Conversion, Vol. 10, No 4, December 1995, p.p. 706–713.

[41] IEEE Task Force on Excitation Limiters. **Underexcitation Limiter Models for Power System Stability Studies**. IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol.10, No 3, September 1995, p.p. 524–531.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

[42] SOUZA, A. S. **Análise do Desempenho do Gerador de Alta Tensão em Comparação a uma Máquina Convencional**. Rio de Janeiro, 2005. 134p. Dissertação (mestrado) - Departamento de Engenharia Elétrica, COPPE/UFRJ.

[43] OLIVEIRA, F. H. D. **Levantamento do Modelo Matemático do Sistema de Excitação de um Gerador Síncrono**. Florianópolis, 2000. 206p. Dissertação (mestrado) - Departamento de Engenharia Elétrica, UFSC.

[44] BENMOUYAL, G. O. **Impacto do Sistema de Excitação dos Geradores Síncronos nos Relés e Sistemas de Proteção**. SEL Schweitzer Engineering Laboratories, Inc., 2007.

[45] LIMA, J. C. M. **Aspectos de Proteção e Controle do Gerador Síncrono Subexcitado.** Belo Horizonte, 2002. 131p. Dissertação (mestrado) - Departamento de Engenharia Elétrica, PUC-Minas.

[46] INFANTES, J. C. **Determinação de Áreas de Controle de Tensão com Base na Interdependência dos Equipamentos Controladores.** Rio de Janeiro, 2011. 207p. Dissertação (mestrado) - Departamento de Engenharia Elétrica PUC-Rio.

[47] VEGA, J. L. L. **Avaliação e Reforço das Condições de Estabilidade de Tensão em Barras de Tensão Controlada por Geradores e Compensadores Síncronos**. Rio de Janeiro, 2009. 259p. Tese (doutorado) - Departamento de Engenharia Elétrica, PUC-Rio.

[48] PONTES, B. C. **Simulação Estática e Dinâmica do Controle de Tensão por LTC e Compensador Estático**. Rio de Janeiro, 2008. 194p. Dissertação (mestrado) - Departamento de Engenharia Elétrica, PUC-Rio.

[49] FERREIRA, C. A. **Novo Modelo de Transformador com Tap Variável em Regime Permanente**. Rio de Janeiro, 2011. 195p. Tese (doutorado) - Departamento de Engenharia Elétrica, PUC-Rio.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

[50] PRADA, R. B.; SANTOS, J. O. R. **Fast Nodal Assessment of Static Stability Including Contingency Analysis**. Electric Power Systems Research, Vol. 51, Issue 1, July 1999, pp. 55-59.

[51] KINDERMANN, G. **Curto-Circuito**. 2ª edição, Sagra Luzzatto, Brasil, 1997.

[52] FITZGERALD, A. E.; KINGSLEY JR, C.; UMANS, S. D. **Máquinas Elétricas**. 6ª edição, Bookman, Brasil, 2006.

[53] VAN CUTSEN, T.; VOURNAS, C. **Voltage Stability of Electric Power Systems**. Kluwer Academic Publishers, 1998.

[54] PARK, R. H. **Two-reaction Theory of Synchronous Machines – Generalized Method of Analysis – Part I**. AIEE Transactions, 48:716-727, 1929.

[55] PARK, R. H. **Two-reaction Theory of Synchronous Machines – Generalized Method of Analysis – Part II**. AIEE Transactions, 52:352-355, 1933.

[56] TARANTO, G. N. **Dinâmica e Controle de Sistemas de Potência.** Apostila de Curso na COPPE/UFRJ, 2010.

[57] RAMOS, R. A.; ALBERTO, L. F. C.; BRETAS, N. G. **Modelagem de Máquinas Síncronas Aplicada ao Estudo de Estabilidade de Sistemas Elétrico de Potência**. Apostila de Curso na EESC/USP, 2000.

[58] MELLO, F. P. **Dinâmica das Máquinas Elétricas I**. 1ª edição, Editora Universidade Federal de Santa Maria, Brasil, 1979.

[59] FITZGERALD, A. E.; KINGSLEY JR, C.; KUSKO, A. **Máquinas Elétricas**. 1ª edição, McGraw-Hill do Brasil Ltda, Brasil,1975.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

[60] PARK, R. H.; ROBERTSON, B. L. **The Reactances of Synchronous Machines**. Winter Convention of the AIEE, New York, 1928.

[61] Institute of Electrical and Electronics Engineers. **IEEE 115-1995: Test Procedures for Synchronous Machines**. New York, 1996.

[62] SOUSA, M. H. **Determinação de Parâmetros de Máquinas Síncronas pelo Ensaio de Resposta em Frequência: Proposta de Metodologia com Inversor de Frequência**. São Paulo, 2011. 94p. Dissertação (mestrado) - Escola Politécnica da USP.

[63] International Electrotechnical Commission. **IEC 60034-4: Methods for Determining Synchronous Machine Quantities from Tests**. Geneva, 1985.

[64] CHAPMAN, S. J. **Electric Machinery Fundamentals**. 4th edition, McGraw-Hill, USA, 2005.

[65] CEPEL. **PacDyn User's Manual**. Version 9.6.0, Rio de Janeiro, 2013.

[66] ARRILLAGA, J.; ARNOLD, C. P.; HARKER, B. J. **Computer Modeling of Electrical Power Systems**. John Wiley & Sons, New York, 1983.

[67] SEELIG, C. H. T. **Índices de Adequação das Ações de Controle de Tensão para Reforço das Condições de Segurança de Tensão**. Rio de Janeiro, 2004. 144p. Tese (doutorado) – Departamento de Engenharia Elétrica, PUC-Rio.

[68] AMBRIZ-PÉREZ, H.; ACHA, E.; FUERTE-ESQUIVEL, C. R. **Advanced SVC Models for Newton-Raphson Load Flow and Newton Optimal Power Flow Studies**. IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 15, No. 1, 2000, pp. 129-136.

[69] CAÑIZARES, C. A.; FAUR, Z.T. **Analysis of SVC and TCSC Controllers in Voltage Collapse**. IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 14, No. 1, 1999, pp. 158-165.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

[70] IEEE Special Stability Controls Working Group Report. **Static Var Compensator Models for Power Flow and Dynamic Performance Simulation**. IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 9, No. 1, 1994.

[71] COSTA, V. M.; PEREIRA, J. L. R.; MARTINS, N. **Modelagem de Dispositivos de Controle numa Formulação Aumentada para Fluxo de Potência**. SBA Controle & Automação, Vol. 9, No. 1, 1998, pp.1-8.

[72] FILHO, J. A. P.; PEREIRA, J. L. R.; COSTA, V. M. **Controle Secundário de Tensão em Regime Permanente Usando o Método de Newton Raphson**. XIII CBA, Florianópolis-SC, Brasil, 2000.

[73] FITZGERALD, A. E.; KINGSLEY JR, C. **Electric Machine**. 2nd edition, McGraw-Hill, Tokio, 1961.

[74] Central Station Engineers of the Westinghouse Electric Corporation. **Electrical Transmission and Distribution Reference Book**. 4th edition, East Pittsburg: Westinghouse, 1964.

[75] Members of the Staff of the Department of Electrical Engineering Massachussets Institute of Technology. **Magnetic Circuits and Transformers**. 15th edition, Cambridge: MIT Press, Massachussets, 1965.

[76] KOSTENKO, M.; PIOTROVSKY, L. **Electrical Machines**. Vol 1, Peace Publishers, Moscow, 1967.

[77] KOSOW, I. L. **Máquinas Elétricas e Transformadores.** Vol 1, Globo, Porto Alegre-RS, 1982.

[78] TURAN, G. **Electric Power Transmission Engineering-Analysis and Design**. John Wiley & Sons, Canada, 1986.

[79] TORO, V. **Basic Electric Machines.** Prentice Hall, New Jersey, 1990.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

[80] GRAINGER, J. J.; STEVENSON JR, W. D. **Power System Analysis.** McGraw-Hill, New York, 1994.

[81] MONTICELLI, A. J.; GARCIA, A. **Introdução a Sistemas de Energia Elétrica**. Editora da Unicamp, Campinas/SP, 2003.

[82] NAHVI, M.; EDMINISTER, J. A. **Theory and Problems of Electric Circuits.** 4th edition, McGraw Hill, Schaum's Outline Series, 2003.

[83] MACLEOD, D. R. **New Equivalent Circuits for Autotransformer and Transformer Circuits**. General Electric Review, Vol 32, February 1929, pp. 120-126.

[84] BOYAJIAN, A. **New Theory of Transformer and Autotransformer Circuits**. General Electric Review, Vol 32, February 1929, pp. 110-119.

[85] BOYAJIAN, A. **Inversion Currents and Voltages in Auto-Transformers**. AIEE Transactions, Vol 49, April 1930, pp. 810-818.

[86] BOYAJIAN, A. **Inversion Currents and Voltages in Auto-Transformers**. Discussion by I.H. Summers, AIEE Transactions, Vol 49, April 1930, pp. 819.

[87] BEWLEY, L. V. **Equivalent Circuits of Transformer and Reactors to Switching Surges**. AIEE Transactions, Vol. 58, 1939, pp. 797-802.

[88] PETERSON, H. A.; RUDGE, W. J.; MONTEITH, A. C.; LUDWIG, L. R. **Protector Tubes for Power Systems**. AIEE Transactions, Vol. 59, 1940, pp. 282-288.

[89] CLARKE, E. **Circuit Analysis of A-C Power Systems**. Volume 2, John Wiley & Sons, New York, 1950.

[90] SEELIG, C. H. T. **Modelagem do Controle de Tensão para a Avaliação do Carregamento da Rede de Transmissão**. Rio de Janeiro, 1999. 85p. Dissertação (mestrado), Departamento de Enganharia Elétrica, PUC-Rio.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Apêndice A
Modelos de Máquinas Síncronas

A.1.
Motivação

Os engenheiros de sistemas de potência lançam mão de modelos equivalentes de máquinas, linhas de transmissão, transformadores e outros equipamentos para elaborar vários estudos necessários para a operação e o planejamento de sistemas de energia. Dentre esses equipamentos, destacam-se as máquinas síncronas que são máquinas rotativas cujo funcionamento obedece a princípios eletromagnéticos.

A complexidade do funcionamento dessas máquinas torna a determinação dos seus circuitos equivalentes um dos problemas mais relevantes na área de sistemas de energia, sendo estudado desde a construção dos primeiros geradores e motores elétricos síncronos. Esse problema consiste na busca por um modelo ideal que represente precisamente os aspectos essenciais e o comportamento da máquina.

Os sofisticados circuitos equivalentes, ou modelos de máquinas, utilizados nas ferramentas de análise, usualmente programas computacionais comerciais de alto custo, foram estabelecidos há décadas e pode-se dizer que o conhecimento que levou à escolha desses modelos foi esquecido. Assim, por vezes, os modelos são utilizados de forma incorreta nos estudos, motivado pela falta de conhecimento dos fundamentos físicos que embasam tais modelos. Dentre esses estudos, podem-se destacar as análises de estabilidade eletromecânica do sistema por utilizarem amplamente os modelos de máquinas.

Portanto, esse Apêndice A tem como objetivo resgatar os fundamentos físicos utilizados para determinação dos parâmetros de máquinas e as aproximações consideradas na elaboração dos modelos. Além disso, busca-se identificar os modelos mais adequados para representar os diferentes tipos de máquina em estudos de estabilidade eletromecânica.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A.2.
Equações de Desempenho da Máquina Síncrona

A dinâmica elétrica de uma máquina síncrona pode ser completamente descrita pelas suas equações de desempenho e, sendo assim, nesta seção do apêndice se desenvolvem as equações referentes à máquina síncrona trifásica com um par de polos apresentada na Fig. A.1.

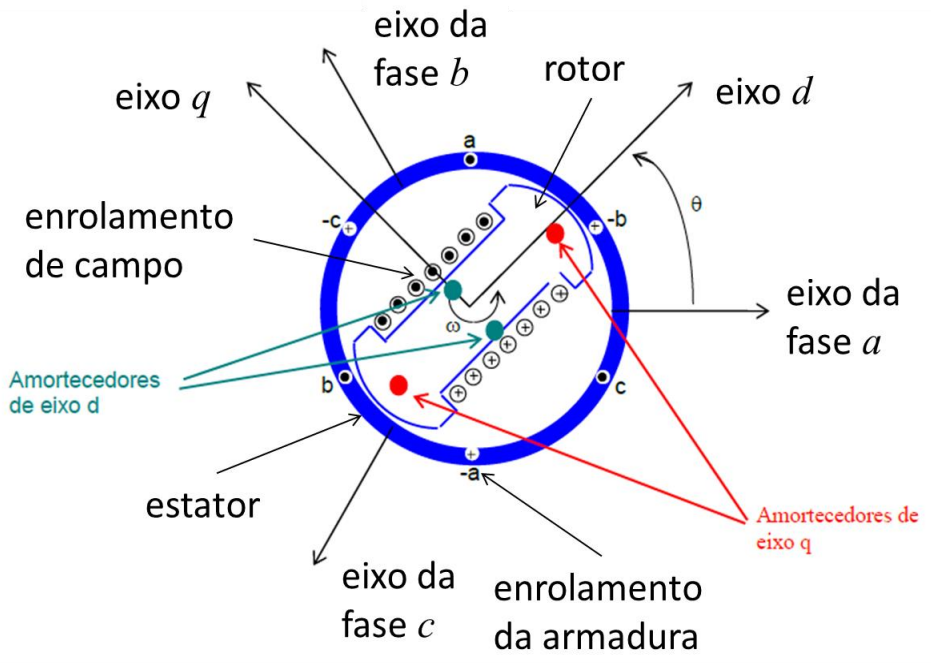


Figura A.1 – Diagrama de uma Máquina Síncrona Trifásica Idealizada [29]

Na Fig. A.1 mostra-se um diagrama simplificado dos principais componentes da máquina, onde no estator da máquina estão presentes três enrolamentos de armadura (simetricamente distribuídos e simbolizados pelos enrolamentos concentrados a, b e c) e no rotor estão o enrolamento de campo fd e os enrolamentos amortecedores d e q.

A máquina síncrona de polos salientes geralmente é representada matematicamente pelos seis circuitos mostrados na Fig. A.1 e a máquina síncrona de rotor liso ou rotor cilíndrico é representada pelos seis circuitos acrescidos de mais um circuito representando um enrolamento amortecedor adicional. O desenvolvimento das equações para os dois tipos de máquina é similar com a

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

diferença que, para máquinas de rotor liso, existe o acréscimo de uma equação referente ao segundo enrolamento amortecedor.

No circuito do rotor da máquina em análise, deve-se considerar o efeito dos enrolamentos de amortecimento, uma vez que, normalmente, eles fazem parte do circuito do rotor dos geradores síncronos. Esses enrolamentos consistem em um conjunto de barras de cobre solidamente curto-circuitadas localizadas nas faces polares do rotor (Fig. A.2).

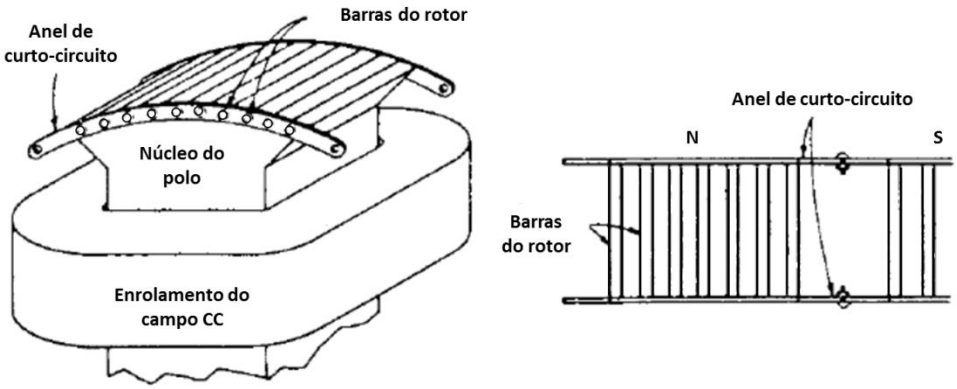


Figura A.2 – Enrolamento Amortecedor [51]

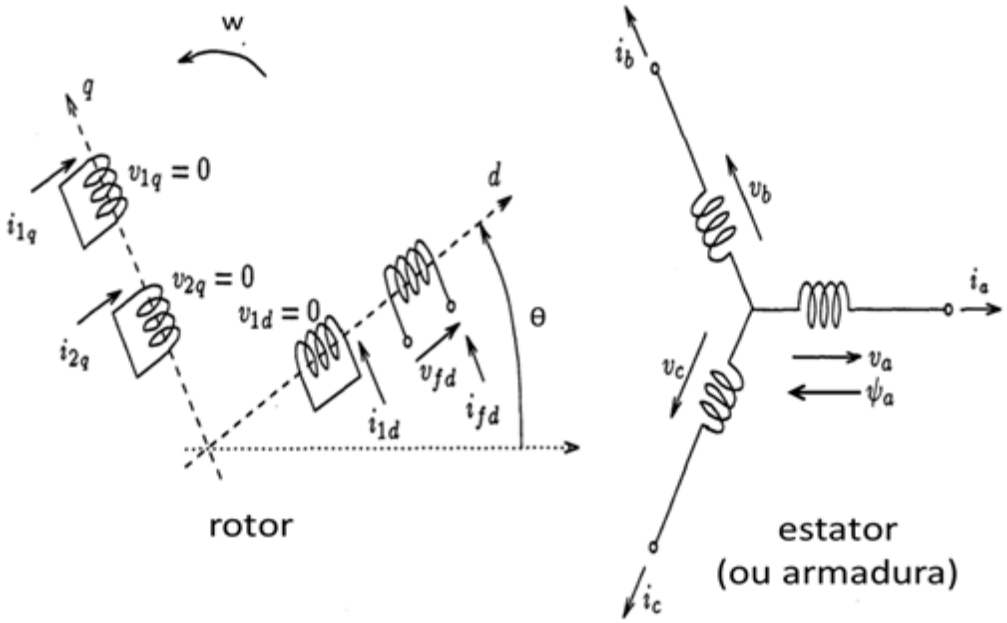
No funcionamento em regime permanente, o enrolamento amortecedor não conduz corrente porque o fluxo concatenado com ele não varia e tudo se passa como se ele não existisse. Já para a condição transitória, em que a máquina é submetida a oscilações do ângulo de potência, o fluxo concatenado com o enrolamento muda, levando à indução de correntes no enrolamento (atuação similar à gaiola de um motor de indução) [52].

Essas correntes induzidas são chamadas de correntes de estabilização porque produzem um fluxo magnético adicional que funciona como um “freio” para o rotor e impede maiores oscilações.

Isso mostra que o enrolamento é importante para aumentar a estabilidade eletromecânica da máquina frente ao sistema elétrico, porém, em contrapartida, aumenta substancialmente a corrente de curto durante o período dos seus primeiros dois ou três picos que é chamado de período subtransitório. Esse aumento da corrente do estator provoca, por sua vez, um aumento no dimensionamento de equipamentos utilizados nos sistema de medição e proteção, conforme [51].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A máquina em análise tem a representação simbólica dos circuitos do estator e do rotor mostrados na Fig. A.3. O circuito do estator é constituído por enrolamentos trifásicos com tensões v_a , v_b e v_c , e correntes i_a , i_b e i_c , respectivamente. Os circuitos do rotor podem ficar ao longo do eixo direto ou em quadratura, sendo o eixo direto coincidente com o eixo do enrolamento de campo, representado pelo subscrito fd, e o eixo em quadratura 90° adiantado no eixo de rotação.



kd : circuito amortecedor sobre o eixo d

kq : circuito amortecedor sobre o eixo q

k : número de circuitos amortecedores

θ : ângulo entre o eixo d e os enrolamentos da fase a [rad]

$w = \dot{\theta}$: velocidade angular do rotor [rad/s]

Figura A.3 – Circuitos do Estator e do Rotor da Máquina Síncrona Trifásica [53]

Os enrolamentos com subscritos $1d$ e $1q$ indicam o efeito dos enrolamentos amortecedores, enquanto os enrolamentos com subscritos $2q$ representam o efeito da corrente de Foucault em máquinas de rotor liso. No enrolamento de campo, a tensão e a corrente são representadas por v_{fd} e i_{fd}, respectivamente, tendo a orientação indicada na Fig. A.3. Os demais enrolamentos do rotor, ou enrolamentos amortecedores, ficam em curto-circuito conforme comentado [53].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

O número de circuitos considerados na modelagem do rotor serve para representar os múltiplos fenômenos eletromagnéticos que ocorrem no mesmo e sua representação depende do nível de interesse ou detalhe do estudo. Atualmente, os programas computacionais utilizam um modelo com quatro enrolamentos no rotor para máquinas de rotor liso (máquinas térmicas) e três enrolamentos para máquinas de rotor saliente (máquinas hidráulicas).

Na determinação das equações da máquina síncrona trifásica são consideradas as seguintes simplificações [1]:

- os enrolamentos do estator são distribuídos de forma senoidal ao longo do entreferro levando-se em conta os efeitos mútuos com relação ao rotor;
- as ranhuras do estator não causam nenhuma variação apreciável das indutâncias do rotor com a posição do rotor;
- a histerese magnética é irrelevante; e
- os efeitos da saturação magnética são desprezíveis.

Considerando estas simplificações, a máquina síncrona pode ser caracterizada pelas seguintes equações elétricas básicas [1]:

a) Circuito do estator

$$v_a = \frac{d\Psi_a}{dt} - R_a i_a \tag{A.1}$$

$$v_b = \frac{d\Psi_b}{dt} - R_a i_b \tag{A.2}$$

$$v_c = \frac{d\Psi_c}{dt} - R_a i_c \tag{A.3}$$

$$\Psi_a = -l_{aa} i_a - l_{ab} i_b - l_{ac} i_c + l_{afd} i_{fd} + l_{akd} i_{kd} + l_{akq} i_{kq} \tag{A.4}$$

$$\Psi_b = -l_{ba} i_a - l_{bb} i_b - l_{bc} i_c + l_{bfd} i_{fd} + l_{bkd} i_{kd} + l_{bkq} i_{kq} \tag{A.5}$$

$$\Psi_c = -l_{ca} i_a - l_{cb} i_b - l_{cc} i_c + l_{cfd} i_{fd} + l_{ckd} i_{kd} + l_{ckq} i_{kq} \tag{A.6}$$

onde:

v_a, v_b, v_c : tensões de fase instantâneas do estator

i_a, i_b, i_c : corrrentes instantâneas do estator nas fases a, b e c

i_{fd}, i_{kd}, i_{kq} : corrente de campo e corrente dos circuitos amortecedores

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

l_{aa}, l_{bb}, l_{cc} : indutâncias próprias dos enrolamentos do estator

l_{ab}, l_{bc}, l_{ca} : indutâncias mútuas entre os enrolamentos do estator

l_{afd}, l_{akd}, l_{akq} : indutâncias mútuas entre enrolamentos do estator e rotor

R_a : resistência da armadura

Ψ_a, Ψ_b, Ψ_c : enlaces de fluxo dos enrolamentos do estator

b) Circuito do rotor

$$v_{fd} = \frac{d\Psi_{fd}}{dt} + R_{fd} i_{fd} \tag{A.7}$$

$$0 = \frac{d\Psi_{kd}}{dt} + R_{kd} i_{kd} \tag{A.8}$$

$$0 = \frac{d\Psi_{kq}}{dt} + R_{kq} i_{kq} \tag{A.9}$$

$$\Psi_{fd} = L_{ffd} i_{fd} + L_{fkd} i_{kd} - L_{afd}\left[i_a cos\theta + i_b cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) + i_c cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right)\right] \tag{A.10}$$

$$\Psi_{kd} = L_{fkd} i_{fd} + L_{kkd} i_{kd} - L_{akd}\left[i_a cos\theta + i_b cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) + i_c cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right)\right] \tag{A.11}$$

$$\Psi_{kq} = L_{kkq} i_{kq} + L_{akq}\left[i_a sen\theta + i_b sen\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) + i_c sen\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right)\right] \tag{A.12}$$

onde:

v_{fd} : tensão instantânea de campo

i_{fd}, i_{kd}, i_{kq} : corrente de campo e corrente dos circuitos amortecedores

R_{fd} : resistência do campo

R_{kd} : resistência do amortecedor do eixo d

R_{kq} : resistência do amortecedor do eixo q

L_{ffd}, L_{kkd}, L_{kkq} : indutâncias próprias dos circuitos do rotor

L_{fkd} : indutância mútua entre os enrolamentos de campo e amortecedor no eixo direto

L_{afd} , L_{akd} , L_{akq} : valores de pico das indutâncias mútuas entre os enrolamentos do estator e do rotor

Ψ_{fd}, Ψ_{kd}, Ψ_{kq} : enlaces de fluxo dos circuitos do rotor

As equações (A.1) até (A.12) descrevem completamente a dinâmica elétrica da máquina síncrona, porém dependem da posição angular do rotor, que,

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

por sua vez, muda com o tempo. Assim, uma ferramenta matemática fundamental, chamada de Transformada de Park, pode ser utilizada para simplificar o estudo de máquinas síncronas. Essa ferramenta consiste em substituir a representação trifásica abc dos enrolamentos do estator (Fig. A.3), por uma representação com três enrolamentos fictícios $dq0$ (Fig. A.4) e foi originalmente proposta nos artigos [54] e [55].

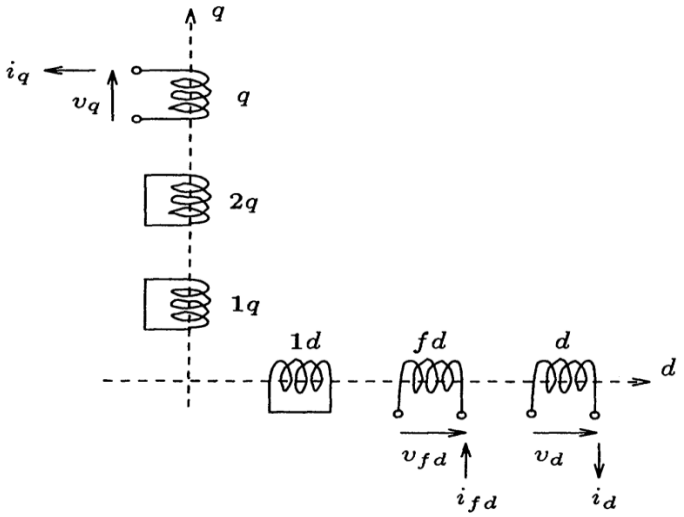


Figura A.4 – Enrolamentos da Máquina depois da Transformada de Park [53]

Como dito, a transformação é uma simples mudança de eixos de referência sendo expressa pela seguinte relação matricial [56]:

$$\begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} cos\theta & -sen\theta & 1 \\ cos(\theta - 120°) & -sen(\theta - 120°) & 1 \\ cos(\theta + 120°) & -sen(\theta + 120°) & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_d \\ x_q \\ x_0 \end{bmatrix}$$

Ou, em notação matricial compacta:

$$X_{abc} = TX_{dq0}$$

A transformação inversa é dada por [56]:

$$\begin{bmatrix} x_d \\ x_q \\ x_0 \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} cos\theta & cos(\theta - 120°) & cos(\theta + 120°) \\ -sen\theta & -sen(\theta - 120°) & -sen(\theta + 120°) \\ 1/2 & 1/2 & 1/2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix}$$

$$X_{dq0} = T^{-1}X_{abc}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Nessa nova representação e com a máquina operando em regime permanente, os enrolamentos dos eixos d e q acompanham o movimento da referência girante, fazendo com que, as novas variáveis para o estator sejam invariantes no tempo.

A Transformada de Park cria novas correntes (i_d, i_q, i_0), sendo i_d correspondente à projeção das correntes de fase ao longo do eixo magnético do enrolamento de campo, i_q corresponde a essa mesma projeção ao longo do eixo em quadratura e i_0 uma corrente estacionária proporcional à corrente de sequência zero (que aparece apenas em condições de desequilíbrio). Assim, as correntes que circulam nos enrolamentos fictícios produzem o mesmo efeito das correntes trifásicas do estator [57].

A principal vantagem da utilização da Transformada de Park está no fato de todos os enrolamentos serem fixos em relação uns aos outros. Assim, as indutâncias próprias e mútuas são constantes independentes da posição do rotor [53].

Com isso, as equações de Park relativas ao estator são definidas como [1]:

$$v_d = \frac{d\Psi_d}{dt} - \Psi_q \frac{d\theta}{dt} - R_a i_d$$

$$v_q = \frac{d\Psi_q}{dt} + \Psi_d \frac{d\theta}{dt} - R_a i_q$$

$$v_0 = \frac{d\Psi_0}{dt} - R_a i_0$$

$$\Psi_d = -L_d i_d + L_{afd} i_{fd} + L_{akd} i_{kd}$$

$$\Psi_q = -L_q i_q + L_{akq} i_{kq}$$

$$\Psi_0 = -L_0 i_0$$

sendo:

v_d, v_q, v_0 : tensões do estator nas componentes $dq0$

i_d, i_q, i_0 : correntes do estator nas componentes $dq0$

Ψ_d, Ψ_q, Ψ_0 : enlaces de fluxo do estator nas componentes $dq0$

L_d, L_q, L_0 : conjunto de indutâncias do estator nas componentes $dq0$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

As equações de tensão do rotor (A.7), (A.8) e (A.9) não mudam com a Transformada de Park, pois já estão referenciadas nos eixos d e q. As equações de enlace de fluxo do rotor ficam referenciadas aos eixos fictícios como [1]:

$$\Psi_{fd} = L_{ffd} i_{fd} + L_{fkd} i_{kd} - \frac{3}{2} L_{afd} i_d$$

$$\Psi_{kd} = L_{fkd} i_{fd} + L_{kkd} i_{kd} - \frac{3}{2} L_{akd} i_d$$

$$\Psi_{kq} = L_{kkq} i_{kq} - \frac{3}{2} L_{afd} i_d$$

onde:

$\Psi_{fd}, \Psi_{kd}, \Psi_{kq}$: enlaces de fluxo do rotor nas componentes $dq0$

Outra simplificação utilizada na análise de sistemas de potência é a representação de suas variáveis no sistema por unidade (p.u.) que também permite reduzir o esforço computacional.

O valor em p.u. de uma determinada grandeza é dado pela relação entre o valor real da grandeza e um valor de base adotado. Para a máquina em análise, os valores de base do estator escolhidos são iguais aos valores nominais da máquina e as bases do rotor são definidas com os objetivos de [1]:

- as indutâncias mútuas em p.u., entre os diferentes circuitos do rotor, sejam equivalentes (por exemplo, $\bar{L}_{afd} = \bar{L}_{fda}$, permitindo que o modelo da máquina seja representado por um circuito equivalente);
- as indutâncias mútuas em p.u., entre o rotor e o estator, sejam iguais para cada eixo (por exemplo, $\bar{L}_{afd} = \bar{L}_{akd}$).

A barra horizontal acima das variáveis e dos parâmetros indica valores em p.u., porém isto é omitido, a fim de minimizar a sobrecarga de índices nas equações, considerando-se que, daqui pra frente, todas as variáveis e parâmetros estão expressos no sistema por unidade.

As equações de tensão e de enlace de fluxo do estator e rotor, que descrevem a máquina com dois circuitos amortecedores no eixo q e um circuito no eixo d, apresentado na Fig. A.3, são definidas no sistema p.u. da seguinte forma [1]:

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

a) Equações das tensões do estator em p.u.

$$v_d = \frac{d\Psi_d}{dt} - \Psi_q \frac{d\theta}{dt} - R_a i_d \quad \text{(A.13)}$$

$$v_q = \frac{d\Psi_q}{dt} + \Psi_d \frac{d\theta}{dt} - R_a i_q \quad \text{(A.14)}$$

$$v_0 = \frac{d\Psi_0}{dt} - R_a i_0 \quad \text{(A.15)}$$

b) Equações das tensões do rotor em p.u.

$$v_{fd} = \frac{d\Psi_{fd}}{dt} + R_{fd} i_{fd} \quad \text{(A.16)}$$

$$0 = \frac{d\Psi_{1d}}{dt} + R_{1d} i_{1d} \quad \text{(A.17)}$$

$$0 = \frac{d\Psi_{1q}}{dt} + R_{1q} i_{1q} \quad \text{(A.18)}$$

$$0 = \frac{d\Psi_{2q}}{dt} + R_{2q} i_{2q} \quad \text{(A.19)}$$

c) Equações dos enlaces de fluxo do estator em p.u.

$$\Psi_d = -(L_{ad} + L_l) i_d + L_{ad} i_{fd} + L_{ad} i_{1d} \quad \text{(A.20)}$$

$$\Psi_q = -(L_{aq} + L_l) i_q + L_{aq} i_{1q} + L_{aq} i_{2q} \quad \text{(A.21)}$$

$$\Psi_0 = -L_0 i_0 \quad \text{(A.22)}$$

$$L_d = L_{ad} + L_l \quad \text{(A.23)}$$

$$L_q = L_{aq} + L_l \quad \text{(A.24)}$$

sendo:

L_d, L_q : indutâncias síncronas dos eixos d e q

L_l : indutância de dispersão do estator

L_{ad}, L_{aq} : indutâncias mútuas entre o estator e o rotor dos eixos d e q

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

d) Equações dos enlaces de fluxo do rotor em p.u.

$$\Psi_{fd} = L_{ffd} i_{fd} + L_{f1d} i_{1d} - L_{ad} i_d \quad \text{(A.25)}$$

$$\Psi_{1d} = L_{f1d} i_{fd} + L_{11d} i_{1d} - L_{ad} i_d \quad \text{(A.26)}$$

$$\Psi_{1q} = L_{11q} i_{1q} + L_{aq} i_{2q} - L_{aq} i_q \quad \text{(A.27)}$$

$$\Psi_{2q} = L_{aq} i_{1q} + L_{22q} i_{2q} - L_{aq} i_q \quad \text{(A.28)}$$

Conforme [58], as indutâncias próprias em p.u. podem ser decompostas em duas componentes: a componente de dispersão (que não atravessa o entreferro) e a componente mútua com o estator (sendo L_{ad} no eixo d e L_{aq} no eixo q). Ou seja:

$$L_{ffd} = L_{fd} + L_{ad} \quad \text{(A.29)}$$

$$L_{11d} = L_{1d} + L_{ad} \quad \text{(A.30)}$$

$$L_{22d} = L_{2d} + L_{ad} \quad \text{(A.31)}$$

$$L_{11q} = L_{1q} + L_{aq} \quad \text{(A.32)}$$

$$L_{22q} = L_{2q} + L_{aq} \quad \text{(A.33)}$$

onde:

L_{fd} : indutância de dispersão do campo

L_{kd}, L_{kq} : indutâncias de dispersão dos amortecedores dos eixos d e q

L_{ad}, L_{aq} : indutâncias mútuas entre o estator e o rotor dos eixos d e q

L_{ffd} : indutância própria do campo

L_{kkd}, L_{kkq} : indutâncias próprias dos amortecedores dos eixos d e q

e) Equação do torque no entreferro em p.u.

$$T_e = \Psi_d i_q - \Psi_q i_d \quad \text{(A.34)}$$

As equações (A.13) a (A.34) são chamadas de equações de desempenho da máquina síncrona e podem ser expandidas para representar máquinas com qualquer número de enrolamentos.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A.2.1.
Circuitos Equivalentes de Eixo Direto e Eixo em Quadratura

O comportamento da máquina pode ser analisado diretamente pelas equações de desempenho, porém é mais fácil visualizar o significado delas através de circuitos equivalentes. O velho adágio "uma gravura vale mais do que mil palavras" poderia ser bem empregado nesse contexto, como: "um circuito equivalente vale mais do que uma dúzia de equações." [58]

Na Fig. A.5 apresenta-se o circuito magnético equivalente para representar os enlaces de fluxo de eixo direto, ou seja, representa (A.20), (A.25) e (A.26) que tratam do enlace de fluxo do estator e do rotor de eixo direto. Um circuito similar pode ser desenvolvido para representar os enlaces de fluxo de eixo em quadratura e as correntes relacionadas.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

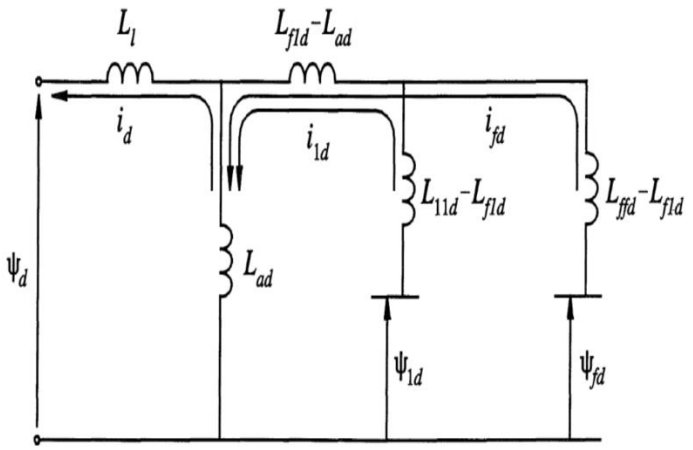


Figura A.5 – Circuito equivalente de Eixo d para a Relação Ψ x i [1]

O circuito da Fig. A.5 pode ser utilizado na elaboração de um circuito elétrico equivalente onde, para incorporar as equações de tensão, faz-se necessário utilizar as derivadas dos enlaces de fluxo. Nas Figs. A.6 e A.7 apresentam-se os circuitos equivalentes de eixo d e q para a máquina.

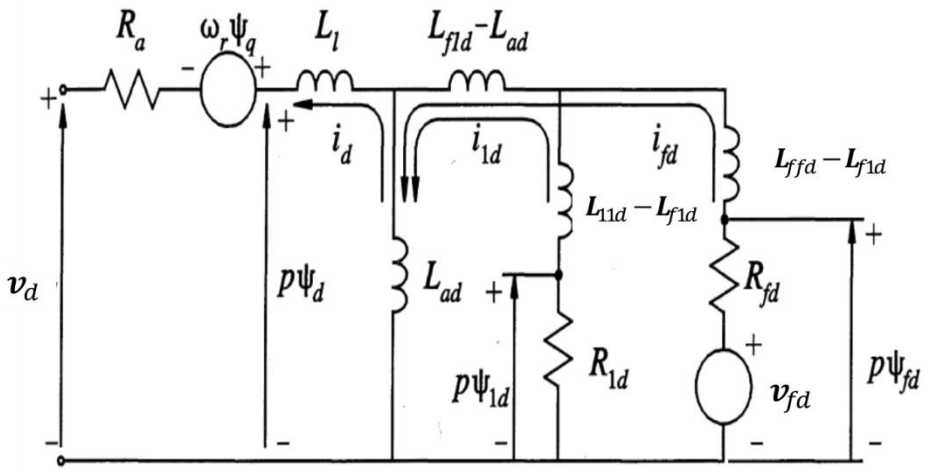


Figura A.6 – Circuito Elétrico Equivalente de Eixo d [1]

A indutância série $L_{f1d} - L_{ad}$ no circuito de eixo d representa o efeito de enlace de fluxo entre os enrolamentos de campo e amortecedor de eixo d, e que não enlaça os enrolamentos de estator. Essa indutância geralmente é muito pequena sendo frequentemente desprezada. Isto significa considerar $L_{f1d} = L_{ad}$.

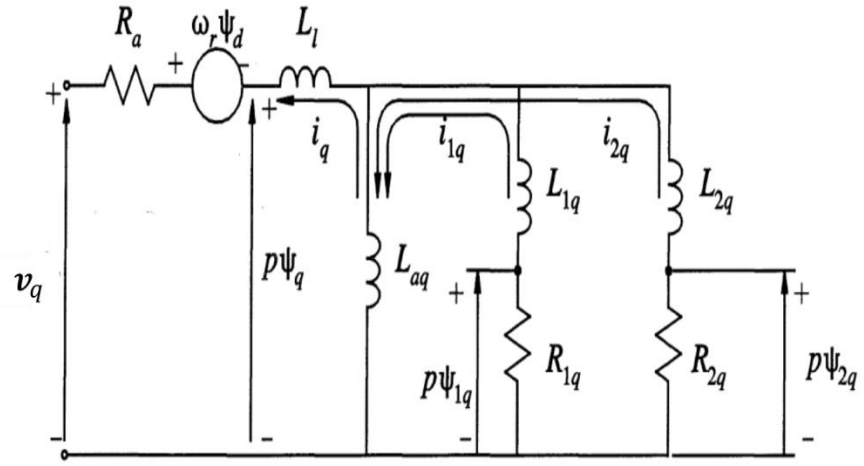


Figura A.7 – Circuito Elétrico Equivalente de Eixo q [1]

No caso do eixo q, não existe enrolamento de campo e os enrolamentos de rotor associado ao eixo em questão representam exclusivamente efeitos dos enrolamentos amortecedores e/ou correntes parasitas circulando no núcleo do rotor, isto é, representa (A.21), (A.27) e (A.28). Neste caso, supõe-se que todos os enrolamentos de eixo q enlaçam o mesmo fluxo, representado por L_{aq} [56].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A.2.2.
Parâmetros Básicos da Máquina Síncrona

Os parâmetros (resistências e indutâncias) presentes nas equações de desempenho e representados nos circuitos elétricos equivalentes de eixo d e q são chamados de parâmetros básicos ou fundamentais da máquina síncrona.

Esses parâmetros não podem ser determinados diretamente através de ensaios no terminal da máquina e, assim, torna-se necessário sua determinação de forma indireta a partir dos circuitos elétricos desenvolvidos. Um método conveniente de identificar as características elétricas da máquina é por meio da forma operacional das Equações de Park e dos parâmetros padrões que relacionam as grandezas do estator (fluxos e correntes) e do rotor (tensão do campo), e que são encontrados através de medições.

As relações incrementais entre as grandezas de estator e de rotor da máquina podem ser escritas através da aplicação de Laplace nas relações derivadas dos circuitos equivalentes. Ou seja:

$$\Delta\Psi_d(s) = G(s)V_{fd} - L_d(s)I_d(s) \tag{A.35}$$

$$\Delta\Psi_q(s) = -L_q(s)I_q(s) \tag{A.36}$$

sendo:

$G(s)$: função de transferência entre estator e rotor

$L_d(s)$: indutância operacional do eixo d da máquina síncrona

$L_q(s)$: indutância operacional do eixo q da máquina síncrona

Conforme detalhado em [1], os termos de (A.35) e (A.36) podem ser expressos como:

$$L_d(s) = L_d \frac{(1 + sT'_d)(1 + sT''_d)}{(1 + sT'_{d0})(1 + sT''_{d0})} \tag{A.37}$$

$$L_q(s) = L_q \frac{(1 + sT'_q)(1 + sT''_q)}{(1 + sT'_{q0})(1 + sT''_{q0})} \tag{A.38}$$

$$G(s) = G_0 \frac{(1 + sT_{kd})}{(1 + sT'_{d0})(1 + sT''_{d0})}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

onde:

T'_d : constante de tempo transitória de eixo d em curto-circuito

T'_{d0} : constante de tempo transitória de eixo d em circuito aberto

T''_d : constante de tempo subtransitória de eixo d em curto-circuito

T''_{d0} : constante de tempo subtransitória de eixo d em circuito aberto

T'_q : constante de tempo transitória de eixo q em curto-circuito

T'_{q0} : constante de tempo transitória de eixo q em circuito aberto

T''_q : constante de tempo subtransitória de eixo q em curto-circuito

T''_{q0} : constante de tempo subtransitória de eixo q o em circuito aberto

T_{kd} : constante de tempo de dispersão do amortecedor do eixo d

Com isso, agora, pode-se analisar os valores de $L_d(s)$ e $L_q(s)$ em condição de regime permanente, transitório e subtransitório.

Em condição de regime permanente (ou seja, considerando $s = 0$), (A.37) e (A.38) ficam:

$$L_d(0) = L_d$$

$$L_q(0) = L_q$$

onde L_d e L_q são as indutâncias síncronas de eixo direto e em quadratura da máquina síncrona, respectivamente.

Durante um período transitório muito rápido (ou seja, com $s \to \infty$), (A.37) e (A.38) valem:

$$L_d(\infty) = L''_d = L_d \frac{T'_d T''_d}{T'_{d0} T''_{d0}}$$

$$L_q(\infty) = L''_q = L_q \frac{T'_q T''_q}{T'_{q0} T''_{q0}}$$

onde L''_d e L''_q são as indutâncias subtransitórias da máquina.

Na ausência dos enrolamentos amortecedores, o valor limite para a indutância é dado por:

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$$L_d(\infty) = L'_d = L_d \frac{T'_d}{T'_{d0}}$$

$$L_q(\infty) = L'_q = L_q \frac{T'_q}{T'_{q0}}$$

sendo L'_d e L'_q as indutâncias transitórias da máquina.

Como dito, os parâmetros básicos da máquina síncrona podem ser determinados indiretamente a partir dos dados usualmente disponíveis para a máquina (chamados de parâmetros padrões). As equações de (A.39) até (A.46) apresentam as relações simplificadas para a determinação dos parâmetros de uma máquina síncrona de rotor liso (usualmente máquinas térmicas) considerando $L_{f1d} = L_{ad}$ [1].

$$L'_d = L_l + \frac{L_{ad}L_{fd}}{L_{ad}+L_{fd}} \tag{A.39}$$

$$L''_d = L_l + \frac{L_{ad}L_{fd}L_{1d}}{L_{ad}L_{fd} + L_{ad}L_{1d} + L_{fd}L_{1d}} \tag{A.40}$$

$$T'_{d0} = \frac{L_{ad} + L_{fd}}{R_{fd}} \tag{A.41}$$

$$T''_{d0} = \frac{1}{R_{1d}}\left(L_{1d} + \frac{L_{ad}L_{fd}}{L_{ad}+L_{fd}}\right) \tag{A.42}$$

$$L'_q = L_l + \frac{L_{aq}L_{1q}}{L_{aq}+L_{1q}} \tag{A.43}$$

$$L''_q = L_l + \frac{L_{aq}L_{1q}L_{2q}}{L_{aq}L_{1q} + L_{aq}L_{2q} + L_{1q}L_{2q}} \tag{A.44}$$

$$T'_{q0} = \frac{L_{ad} + L_{1q}}{R_{1q}} \tag{A.45}$$

$$T''_{q0} = \frac{1}{R_{2q}}\left(L_{2q} + \frac{L_{ad}L_{1q}}{L_{ad}+L_{1q}}\right) \tag{A.46}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Os hidrogeradores são máquinas, em geral, de polos salientes e o único circuito de eixo q, no rotor, trata-se do enrolamento amortecedor. Nesse caso, o transitório de eixo q é muito rápido (passando-se do período subtransitório para o regime permanente) e, por isso, a máquina possui apenas indutância síncrona e indutância subtransitória de eixo q, e uma constante de tempo subtransitória. Esses parâmetros básicos de eixo q da máquina de polos salientes são obtidos pelas seguintes relações [56]:

$$L_q'' = L_l + \frac{L_{aq}L_{1q}}{L_{aq}+L_{1q}}$$

$$T_{q0}'' = \frac{L_{1q} + L_{aq}}{R_{1q}}$$

Os parâmetros transitórios L_q' e T_{q0}' não são aplicados para esse caso porque não há um período transitório característico. Para o eixo d, torna-se conveniente considerar dois circuitos no rotor (campo e amortecedor), onde as equações desenvolvidas anteriormente, para a máquina de rotor liso, podem ser aplicadas nas máquinas de rotor saliente.

As expressões gerais para casos com $L_{f1d} \neq L_{ad}$ ou aproximações mais acuradas para as indutâncias operacionais podem ser encontrados em [1].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A.2.3.
Caracterização do Desempenho Transitório em Máquinas Síncronas

As características do desempenho da máquina em regime transitório podem ser determinadas através de um ensaio de curto trifásico nos terminais da máquina, também chamado de ensaio de curto-circuito abrupto (que será tratado na Seção A.3.1.2.1). Esse ensaio, esquematizado na Fig. A.8, consiste na aplicação de um curto trifásico nos terminais da máquina operando com tensão nominal e girando em vazio com velocidade síncrona.

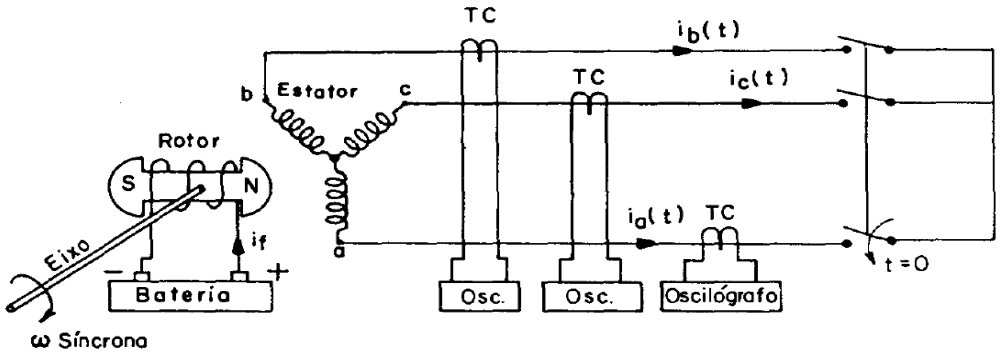


Figura A.8 – Ensaio de Curto-circuito Trifásico no Gerador Síncrono [51]

Os oscilógrafos instalados no secundário dos transformadores de corrente (TC) registram a evolução da corrente de curto por fase e, com isso, consegue-se uma onda simétrica de corrente de estator em curto conforme Fig. A.9.

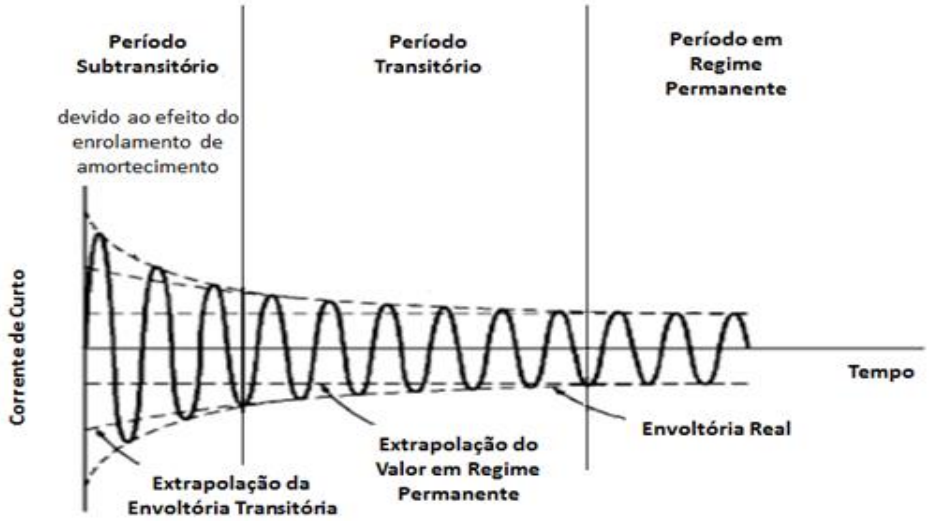


Figura A.9 – Corrente de Armadura Simétrica em Curto

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Na Fig. A.9 apresenta-se a onda simétrica de corrente de curto dividida em três períodos ou regimes de tempo:

- período subtransitório, devido ao efeito do enrolamento amortecedor, que ocorre durante os primeiros poucos ciclos e cujo decréscimo da corrente é muito rápido;
- período transitório, que cobre um tempo relativamente mais longo e cujo decréscimo da corrente é mais lento; e
- período de regime permanente ou estacionário, onde não há transitórios.

Esses três períodos sucessivos se fundem através de quedas aproximadamente exponenciais.

A Fig. A.9 representa um caso especial de corrente de curto e pode ser descrita apenas pela sua componente alternada (ou componente CA). Os oscilogramas de curtos mais usuais são compostos por correntes assimétricas (Fig. A.10). Nestes oscilogramas, as ondas apresentam uma componente CA e uma componente transitória de corrente contínua (ou componente CC) que resultam em ondas deslocadas em relação ao eixo de corrente zero (ou eixo de tempo).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

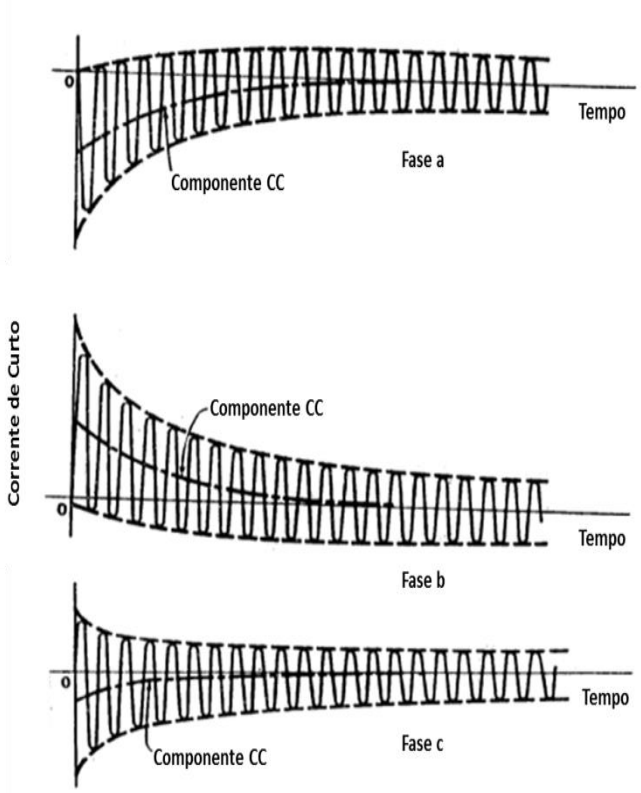


Figura A.10 – Correntes Assimétricas de Curto de uma Máquina Síncrona Trifásica [59]

As correntes assimétricas de curto das três fases da máquina estão contidas entre as envoltórias de uma corrente simétrica de curto e isso permite dispensar o estudo da forma de onda da corrente. Essa onda simétrica, que representa todas as correntes de curto, é obtida redesenhando-se as ondas depois de subtrair a componente CC, tomando uma série de oscilogramas até que seja obtida uma onda simétrica para uma das três fases ou fazendo as correntes de curto passar por um filtro [59].

A componente contínua da corrente de estator aparece devido ao fato dos fluxos concatenados serem constantes em cada uma das três fases do estator durante a aplicação da falta. Se o curto-circuito aparece em um instante em que os fluxos concatenados com uma fase do estator são nulos, nenhuma componente contínua é exigida para mantê-los constantes nesse valor, e a onda desta fase é simétrica. Se, entretanto, o curto aparece em um instante em que os fluxos concatenados com as fases têm valores não nulos, uma componente contínua deve aparecer nesta fase a fim de manter os fluxos concatenados constantes. Essa componente contínua preenche a mesma necessidade da componente contínua de corrente transitória em um circuito RL simples, com uma tensão alternada subitamente aplicada [59].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A.3.
Ensaios para Determinação de Parâmetros de Máquinas Síncronas

O material existente sobre as reatâncias de máquinas síncronas foi compilado, pela primeira vez, em um artigo intitulado *The Reactances of Synchronous Machines* [60], onde os autores Park e Robertson classificaram e detalharam os tipos de parâmetros e os ensaios que podiam ser realizados para sua derivação. Esse artigo foi apresentado na Convenção de Inverno, promovida pelo *American Institute of Electrical Engineers* (AIEE)[36], em Nova Iorque no ano de 1928.

Nesta seção, o objetivo é apresentar os principais tipos de ensaios, realizados atualmente, para determinação dos parâmetros da máquina. Porém, para maiores detalhes sobre os procedimentos utilizados na realização dos testes, pode-se consultar a norma IEEE *Standard* 115 - 1995 [61].

Os testes que serão apresentados são divididos em duas classes: ensaios no domínio do tempo e ensaios no domínio da frequência.

A.3.1.
Ensaios no Domínio do Tempo

Esses ensaios representam uma série de técnicas tradicionalmente aplicadas para estimação dos parâmetros das máquinas síncronas e são divididas em duas categorias básicas: os ensaios que fornecem informações sobre parâmetros em regime permanente e os ensaios que apresentam informações sobre parâmetros em regime transitório. As técnicas de cálculo para esses ensaios são bem definidas e de fácil execução. Ademais, a complexidade matemática envolvida no tratamento dos dados medidos é pequena, normalmente resultando em operações algébricas para determinação dos parâmetros [62].

[36] O AIEE era uma organização de engenheiros eletricistas com base nos Estados Unidos que existiu de 1884 até 1962. Em 01 de janeiro de 1963, fundiu-se com o *Institute of Radio Engineers* (IRE) para formar o atual *Institute of Electrical and Electronics Engineers* (IEEE).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A.3.1.1.
Ensaios em Regime Permanente

Essas técnicas fornecem informações que permitem modelar o comportamento das máquinas em situações de regime permanente.

A.3.1.1.1.
Ensaios de Saturação a Vazio e de Curto-Circuito

Esses ensaios configuram a técnica mais utilizada para estimação de parâmetros das máquinas síncronas, pois eles consistem em acionar o gerador síncrono a velocidade síncrona (através de um motor acoplado em seu eixo, é claro). Com os terminais da armadura em aberto são medidas a tensão de armadura e a corrente de campo e para o ensaio com os terminais em curto são medidas a corrente de armadura e a corrente de campo. Desta maneira, podem-se traçar as curvas características de tensão em vazio e de corrente de curto-circuito (ambas em função da corrente de campo ilustrada na Fig. A.11) que permitem calcular a reatância síncrona de eixo direto (saturada e não saturada) e a relação de curto-circuito. A maior vantagem desses ensaios está na facilidade de execução, pois utiliza apenas um motor com potência suficiente para sobrepujar as forças de atrito e de inércia da máquina para realizar os ensaios, e a desvantagem é o fato de não fornecer informações sobre o eixo de quadratura.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

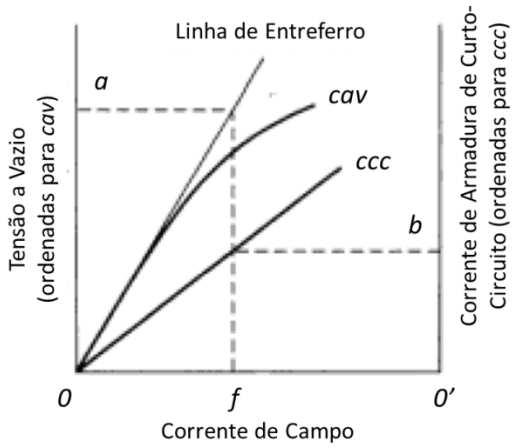


Figura A.11 – Características a Vazio e de Curto-circuito [52]

A.3.1.1.2.
Ensaio de Baixo Escorregamento

Esse teste é realizado a uma velocidade levemente diferente da síncrona, ou seja, deve-se impor uma condição de baixo escorregamento à máquina, onde, nessa condição, tem-se um comportamento das formas de onda de tensão e corrente apresentados na Fig. A.12.

Desta forma, a reatância síncrona de eixo em quadratura e a reatância síncrona de eixo direto são obtidas através dos valores de tensões e correntes máximos e mínimos, ou seja:

$$X_q = \frac{E_{min}}{I_{max}}$$

$$X_d = \frac{E_{max}}{I_{min}}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

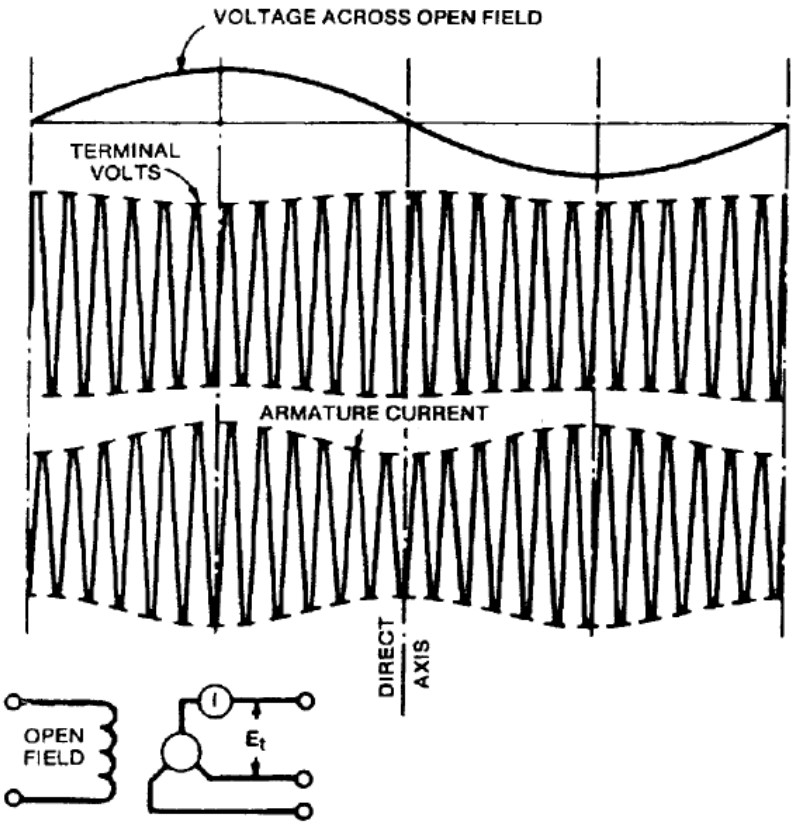


Figura A.12 – Método de Escorregamento para Obtenção de Reatância Síncrona de Eixo em Quadratura [61]

A.3.1.1.3.
Demais Ensaios

O teste de excitação negativa permite a obtenção da reatância síncrona de eixo em quadratura e consiste na medição das tensões de armadura, das correntes de armadura e da corrente de campo com a máquina conectada ao sistema. Nele, reduz-se a excitação até que ela assuma valores negativos e, assim, executam-se medições até que ocorra o evento de deslocamento do polo (descrito em detalhes na norma [61]). Além disso, existe uma série de ensaios que permitem obter resistências de armadura, reatâncias de sequência negativa e sequência zero que são detalhados na norma IEC-60034-4-1985 [63].

A.3.1.2.
Ensaios em Regime Transitório

Essas técnicas permitem o conhecimento das características transitórias das máquinas síncronas utilizadas nos estudos do desempenho da máquina perante condições de falta, por exemplo.

A.3.1.2.1.
Ensaio de Curto-Circuito Abrupto

Esse método, mundialmente consagrado, consiste na aplicação de um curto-circuito trifásico abrupto nos terminais de armadura (ou curto sólido), com a máquina operando em rotação nominal, sem carga e com os terminais de campo ligados a uma fonte (conforme esquematizado na Fig. A.8).

A técnica fornece a onda da corrente de curto simétrica (Fig. A.9) que não é fixa, ou seja, os valores de crista da corrente vão caindo ciclo a ciclo até atingir o período estacionário. Apesar disso, a corrente apresenta simetria em relação ao eixo de corrente zero (ou eixo do tempo) e isso possibilita restringir a análise da onda para a parte de cima da envoltória, apenas, conforme caracterizado na Fig. A.13 [51].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

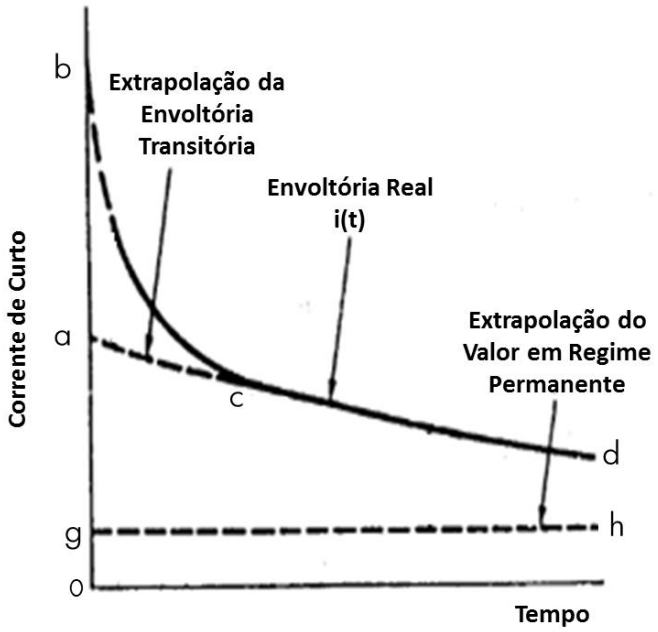


Figura A.13 – Parte Superior da Envoltória

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A análise da Fig. A.13 permite caracterizar o desempenho de uma máquina em vazio, após um curto-circuito trifásico em seus terminais, por três reatâncias e três constantes de tempo.

A distância $0g$ na Fig. A.13 representa o valor máximo da corrente de curto-circuito permanente, onde o valor eficaz dessa corrente $|I|$ é determinado por $\frac{0g}{\sqrt{2}}$. O fator $\sqrt{2}$ aparece porque gh é a envoltória dos valores de pico da corrente. Assim, desprezando-se a resistência da armadura, a reatância síncrona X_s, ou reatância síncrona de eixo direto X_d para caso de máquina com rotor saliente (devido ao fato de envolver apenas a componente de eixo direto da corrente), pode ser definida como o valor eficaz da tensão em vazio da máquina antes do curto $|E_f|$ dividido por $|I|$, ou seja, $\frac{|E_f|}{\left(0g/\sqrt{2}\right)}$. A extrapolação da envoltória transitória até o tempo zero é dada pela distância $0a$ cujo valor eficaz da corrente $\frac{0a}{\sqrt{2}}$ é conhecido como corrente de curto-circuito transitória $|I'|$ e cujo fator $\sqrt{2}$ aparece porque acd é a envoltória dos valores de pico da corrente. A nova reatância, chamada de reatância transitória X' ou reatância transitória de eixo direto X'_d, representa o valor inicial $0a$ da envoltória transitória simétrica acd e

pode ser encontrada como $\frac{|E_f|}{\left({}^{0a}/_{\sqrt{2}}\right)}$. A constante de tempo transitória de eixo direto em curto-circuito T'_d estabelece a queda da envoltória transitória acd, sendo essa constante definida como o tempo necessário para a envoltória cair ao ponto em que a diferença entre ela e a envoltória de regimente permanente gh seja igual a $\frac{1}{e}$, ou 0,368 da diferença inicial ga. O valor eficaz referente ao ponto de interseção da envoltória da corrente com o tempo zero é chamado de corrente subtransitória $|I''|$ e pode ser determinado como $\frac{0b}{\sqrt{2}}$; onde o fator $\sqrt{2}$ aparece porque bc é a envoltória dos valores de pico da corrente. Essa corrente muitas vezes é chamada de corrente eficaz simétrica inicial, porque essa denominação contém a ideia de desprezar a componente CC e tomar o valor eficaz da componente CA da corrente imediatamente após a ocorrência da falta. A reatância subtransitória $X"$, ou reatância subtransitória de eixo direto X''_d, representa o valor inicial $0b$ da envoltória simétrica subtransitória bc e pode ser determinada como $\frac{|E_f|}{\left({}^{0b}/_{\sqrt{2}}\right)}$. A constante de tempo subtransitória de eixo direto em curto-circuito T''_d determina a queda da envoltória subtransitória bc, onde essa constante é definida como o tempo necessário para a envoltória cair ao ponto onde a diferença entre ela e a envoltória transitória acd seja igual a $\frac{1}{\mathrm{e}}$, ou 0,368 da diferença inicial ab [59].

Resumindo, as correntes e reatâncias discutidas podem ser determinadas pelas seguintes equações:

$$|I| = \frac{0g}{\sqrt{2}} = \frac{|E_f|}{X} \tag{A.47}$$

$$|I'| = \frac{0a}{\sqrt{2}} = \frac{|E_f|}{X\prime} \tag{A.48}$$

$$|I''| = \frac{0b}{\sqrt{2}} = \frac{|E_f|}{X"} \tag{A.49}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Na Fig. A.13 mostra-se que a magnitude eficaz da corrente de falta varia continuamente como uma função do tempo e, então, conhecendo-se as constantes da máquina, encontra-se a corrente em qualquer instante depois de uma falta dada por [64]:

$$I(t) = (I'' - I')e^{-t/T_d''} + (I' - I)e^{-t/T_d'} + I \tag{A.50}$$

A Fig. A.14 ilustra a parte superior da envoltória da corrente de curto trifásico nos terminais de um hidrogerador de 20 MVA. Esse oscilograma foi utilizado no artigo de Park e Robertson [60] para exemplificar a determinação dos parâmetros da máquina. A equação (A.50) que descreve a corrente (em p.u.) para esse exemplo vale:

$$I(t) = 1{,}06e^{-t/0{,}0196} + 1{,}83e^{-t/1{,}5314} + 1{,}54$$

ou:

$$I(t) = 1{,}06e^{-51t} + 1{,}83e^{-0{,}653t} + 1{,}54$$

Por fim, as reatâncias X_d, X_d' e X_d'' encontradas através de (A.47), (A.48) e (A.49), respectivamente, correspondem a:

$$X_d = \frac{|E_f|}{|I|} = \frac{1{,}00}{1{,}54} = 0{,}649\ pu$$

$$X_d' = \frac{|E_f|}{|I'|} = \frac{1{,}00}{1{,}83+1{,}54} = 0{,}297\ pu$$

$$X_d'' = \frac{|E_f|}{|I''|} = \frac{1{,}00}{1{,}83+1{,}54+1{,}06} = 0{,}226\ pu$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

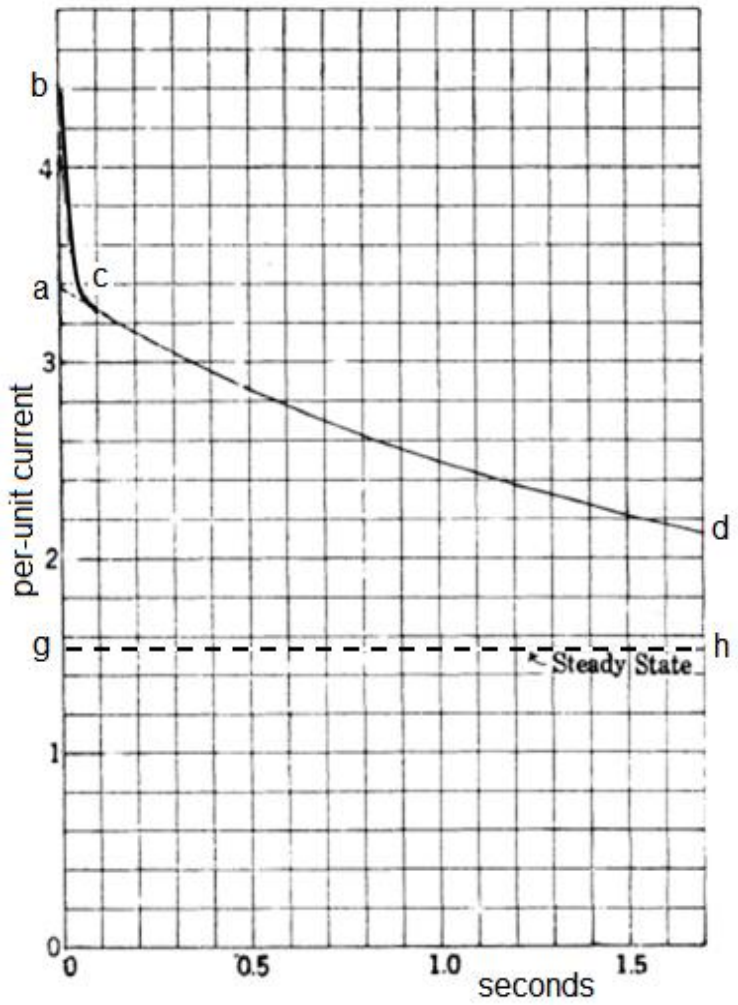


Figura A.14 – Parte Superior da Envoltória da Corrente de Curto do Hidrogerador de 20 MVA [60]

Resumindo, essa técnica permite obter a reatância transitória de eixo direto, a reatância subtransitória de eixo direto e as respectivas constantes de tempo. As desvantagens do método estão no fato da medição das constantes de tempo ser prejudicada devido à inserção de resistências externas no circuito de medição e o fato da ausência de informações referentes ao eixo em quadratura [62].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A.3.1.2.2.
Ensaio de Recuperação de Tensão

O ensaio de recuperação de tensão consiste na aplicação do curto-circuito trifásico e, posteriormente, na abertura dos terminais de armadura, tanto quanto possível, no mesmo instante. Essa técnica é análoga ao ensaio de aplicação de curto-circuito trifásico, porém, agora, o objetivo é analisar o comportamento transitório do reestabelecimento da tensão, ao invés do comportamento da corrente de curto. A Fig. A.15 ilustra a manipulação gráfica necessária para obtenção dos parâmetros transitórios. Esse método também apresenta a desvantagem de não fornecer informações sobre o eixo em quadratura, pois a ausência de carga nos testes implica em alinhamento do campo girante da armadura com o eixo direto (ângulo de carga nulo), impossibilitando o estudo de comportamento das tensões e correntes em relação às reações ocorridas no eixo em quadratura [62].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

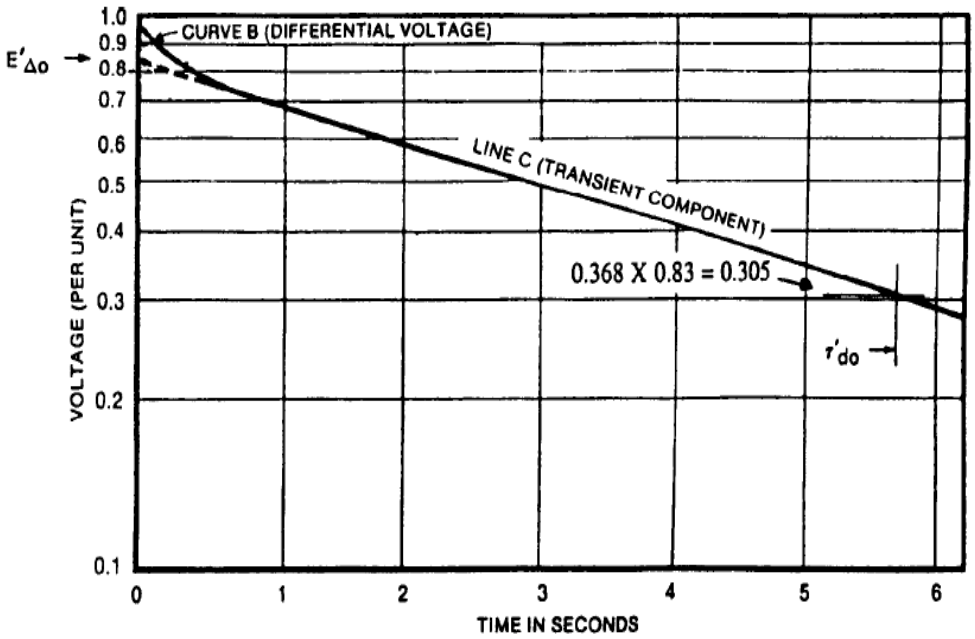


Figura A.15 – Método de Recuperação da Tensão para Obtenção da Reatância Transitória e da Constante de Tempo Respectiva [61]

A.3.1.2.3.
Demais Ensaios

Os testes em regime transitório, de modo geral, não permitem obter informações sobre o eixo em quadratura da máquina. No entanto, essas informações podem ser obtidas através de testes com a máquina parada e orientada segundo o eixo em quadratura denominado de ensaios estáticos. O teste estático mais simples, considerado um ensaio estático a 60 Hz, consiste em medir as tensões e correntes de armadura para a condição de rotor da máquina alinhado segundo o eixo em quadratura. Esse teste fornece os dados referentes à reatância subtransitória de eixo direto e em quadratura. Contudo, existem outros testes para obtenção da reatância transitória em quadratura[37] e das constantes de tempo, mas a realização deles é complexa, uma vez que, exigem a realização de ensaios dinâmicos em carga, com monitoramento em tempo real do ângulo de carga e aplicação ou abertura de curto-circuito abrupto em instantes de tempo adequados. Dessa maneira, os chamados testes de resposta em frequência, que serão discutidos, apresentam uma alternativa relativamente simples para obtenção dos parâmetros [62].

A.3.2.
Ensaios no Domínio da Frequência

Esses ensaios apresentam vantagens em relação aos tradicionais ensaios no domínio do tempo, onde se destacam o fato da realização dos testes com sinais de baixas potências, que não levam a máquina a condições de solicitações eletromagnéticas tais como ocorrem em ensaios de curto-circuito trifásico abrupto, e a possibilidade de obter vários parâmetros simultaneamente [62].

[37] A reatância transitória em quadratura não é definida fisicamente porque a contribuição do enrolamento de campo não existe nesse eixo. Contudo, essa reatância é definida como a razão entre a tensão antes de uma mudança súbita e a corrente após essa mudança, descontadas as influências do período subtransitório, segundo norma IEEE-115.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A.3.2.1.
Ensaios Estáticos

Na Seção A.3.1.2.3 foi discutido que a realização de um ensaio estático, com alinhamento de eixo adequado, permite obter a reatância em quadratura. Essa técnica pode ser aprimorada considerando possível a alteração do valor de frequência da tensão aplicada à máquina. Isso permite encontrar os valores de reatância em regime permanente (baixas frequências) e regime transitório (médias frequências). Esse conceito vale tanto para o alinhamento segundo o eixo em quadratura como para o alinhamento segundo o eixo direto, onde as informações referentes aos parâmetros X_d, X'_d, X''_d, X_q e X''_q e suas respectivas constantes de tempo T'_d, T''_d, T'_{d0}, T''_{d0}, T''_q, e T''_{q0} são obtidas através da análise de funções de transferência [62].

A.3.2.2.
Ensaios Dinâmicos

Esses tipos de teste procuram solucionar alguns problemas presentes nos testes estáticos de resposta em frequência onde, dentre os problemas, destaca-se a possível alteração de características mecânicas (por exemplo, a fixação de terminais dos enrolamentos devido à ausência da rotação). Uma vantagem do método dinâmico está no fato do ensaio ser realizado em carga que permite obter características de desempenho da máquina levando em consideração os efeitos de indução magnética provenientes da operação em carga [62].

Esse método também permite determinar as reatâncias X_d, X'_d, X''_d, X_q e X''_q, e as constantes de tempo T'_d, T''_d, T'_{d0}, T''_{d0}, T''_q e T''_{q0} da máquina.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A.3.3.
Sumário dos Ensaios para Determinação de Parâmetros

As técnicas para obtenção dos parâmetros da máquina síncrona apresentadas são aplicadas conforme a necessidade do estudo demandado. Estudos simples em regime permanente são realizados com informações provenientes apenas de ensaios de saturação em vazio e de curto-circuito, porém, estudos para analisar o desempenho da máquina no domínio do tempo, por exemplo, necessitam de ensaios que forneçam informações mais rebuscadas referentes aos parâmetros transitórios e subtransitórios da máquina.

Nas Tabs. A.1 e A.2 resumem-se as informações dos principais ensaios discutidos no domínio do tempo e no domínio da frequência, respectivamente.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Tabela A.1 - Ensaios no Domínio do Tempo [62]

ENSAIO	REATÂNCIA OBTIDA	VANTAGENS	DESVANTAGENS
Ensaio de Saturação em Aberto e de Curto-Circuito	X_d	Execução simples	Análise do regime transitório / Análise do eixo de quadratura
Ensaio de Baixo Escorregamento	X_d; X_q	Execução simples	Análise do regime transitório
Ensaio de Curto-Circuito Trifásico Abrupto	X_d; X'_d; X''_d	Método consagrado	Análise do eixo de quadratura / Estresses eletromagnéticos
Ensaio de Recuperação de Tensão	X_d; X'_d; X''_d	Alternativa ao curto-circuito trifásico abrupto	Análise do eixo de quadratura / Estresses eletromagnéticos
Ensaio Estático a Frequência Industrial	X''_d; X''_q	Execução simples	Análise dos regimes permanente e transitório

Tabela A.2 - Ensaios no Domínio da Frequência [62]

ENSAIO	REATÂNCIA OBTIDA	VANTAGENS	DESVANTAGENS
Ensaio Estático de Resposta em Frequência	X_d; X'_d; X''_d; X_q; X''_q	Execução (relativamente) Simples / Ausência de estresses eletromagnéticos	Complexidade matemática / Influência da rotação / Influência da carga
Ensaio Dinâmico de Resposta em Frequência em Vazio	X_d; X'_d; X''_d; X_q; X''_q	Ausência de estresses eletromagnéticos	Complexidade matemática / Execução difícil / Influência da carga
Ensaio Dinâmico de Resposta em Frequência em Carga	X_d; X'_d; X''_d; X_q; X''_q	Ausência de estresses eletromagnéticos	Complexidade matemática / Execução difícil

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A.3.4.
Valores Típicos de Parâmetros e Constantes

Os valores típicos para resistências de armadura, reatâncias e constantes de tempo de máquinas hidráulicas e térmicas são apresentados na Tab. A.3. A análise da tabela mostra que esses parâmetros e essas constantes de tempo obedecem as seguintes relações [1]:

$$X_d \geq X_q > X'_q \geq X'_d > X''_q \geq X''_d$$

$$T'_{d0} > T'_d > T''_{d0} > T''_d$$

$$T'_{q0} > T'_q > T''_{q0} > T''_q$$

Tabela A.3 – Valores Típicos de Parâmetros de Máquinas [1]

PARÂMETROS		UNIDADES HIDRÁULICAS	UNIDADES TÉRMICAS
Reatância Síncrona	X_d	0,6 – 1,5	1,0 – 2,3
	X_q	0,4 – 1,0	1,0 – 2,3
Reatância Transitória	X'_d	0,2 – 0,5	0,15 – 0,4
	X'_q	-	0,3 – 1,0
Reatância Subtransitória	X''_d	0,15 – 0,35	0,12 – 0,25
	X''_q	0,2 – 0,45	0,12 – 0,25
Constante de Tempo Transitória em Circuito Aberto	T'_{d0}	1,5 – 9,0 s	3,0 – 10,0 s
	T'_{q0}	-	0,5 – 2,0 s
Constante de Tempo Subtransitória em Circuito Aberto	T''_{d0}	0,01 – 0,05 s	0,02 – 0,05 s
	T''_{q0}	0,01 – 0,09 s	0,02 – 0,05 s
Reatância de Dispersão da Armadura	X_l	0,1 – 0,2	0,1 – 0,2
Resistência da Armadura	R_a	0,002 – 0,02	0,0015 – 0,005

Notas:

Os valores de reatância estão em p.u. com os valores de base do estator igual aos valores nominais da máquina correspondente

As constantes de tempo estão em segundos

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A.4.
Modelos de Máquinas Síncronas Utilizados em Programas Computacionais para Análise de Estabilidade

Os modelos matemáticos de máquinas síncronas para simulações digitais são expressos em termos de parâmetros fundamentais ou de parâmetros padrões. As equações de desempenho da máquina síncrona constituem um modelo matemático, em termos de parâmetros fundamentais, que são utilizados para simulações digitais. Entretanto, os programas computacionais costumam representar os modelos em termos de parâmetros padrões.

Assim, nesta seção é apresentado o conjunto das equações de estado em termos de parâmetros padrões que descrevem modelos de máquinas, sem controladores, mais utilizados em programas computacionais comerciais para a análise de estabilidade eletromecânica e análise de estabilidade para pequenas perturbações. Os programas computacionais comerciais pesquisados foram Organon [32], Anatem [33] e PacDyn [65].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A.4.1.
Equações Mecânicas da Máquina Síncrona

A correta modelagem do movimento do rotor é de fundamental importância para a análise da estabilidade de um sistema de potência e o modelo mais simples utilizado (baseado na Lei de Newton para o movimento circular de um corpo rígido) pode ser descrito, em termos de valores p.u., por [1]:

$$\frac{d\Delta\overline{w}}{dt} = \frac{1}{2H}(\overline{T}_m - \overline{T}_e - D\Delta\overline{w}) \tag{A.51}$$

$$\frac{d\delta}{dt} = w_s\Delta\overline{w} \tag{A.52}$$

onde:

$\overline{T}_m$: torque mecânico total atuando na turbina [pu]

$\overline{T}_e = \frac{P_e}{w}$: torque elétrico da máquina [pu]

D : constante de amortecimento que representa a relação entre a potência de amortecimento, em p.u. na base da máquina, e a variação da velocidade do rotor em p.u. na base da velocidade síncrona [pu/pu]

H : constante de inércia da máquina que representa a relação entre a energia cinética armazenada no grupo turbina-gerador, na velocidade síncrona, e a potência aparente nominal da máquina [MW.s/MVA]

$w_s = 2\pi f$: velocidade síncrona do sistema [rad/s]

$\Delta\overline{w} = \frac{w - w_0}{w_0}$: desvio de velocidade da máquina em relação à velocidade síncrona [pu]

δ : posição angular do rotor em relação à referência girante [rad]

As equações (A.51) e (A.52) são comumente chamadas de equações de oscilação eletromecânica (ou equações "swing" da máquina síncrona) e são comuns a todos os modelos de máquina. Na Fig. A.16 apresenta-se o diagrama de blocos da equação de oscilação eletromecânica, onde s representa o operador de Laplace e pode ser substituído por $\frac{d}{dt}$ para encontrar (A.51) e (A.52).

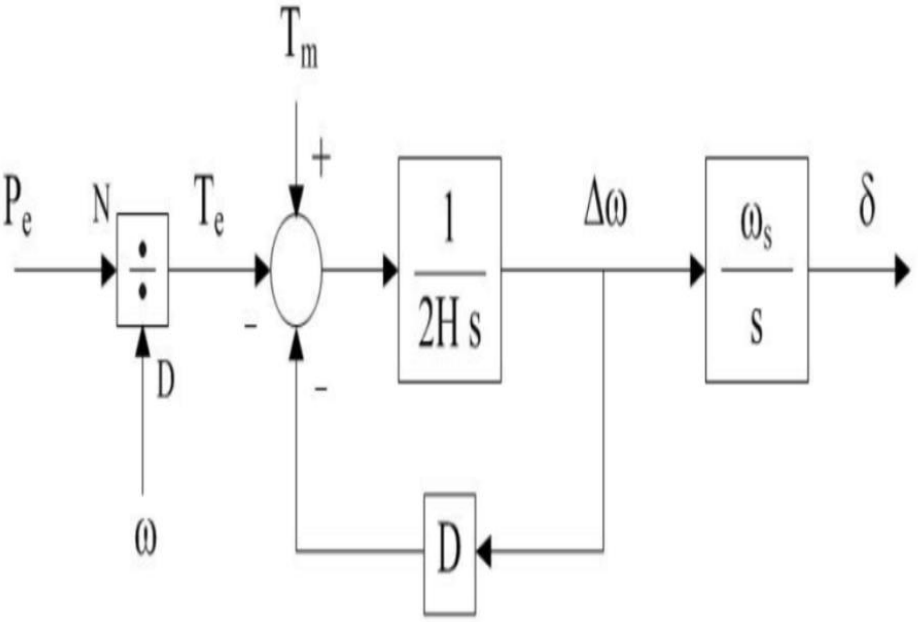


Figura A.16 – Diagrama da Equação de Oscilação Eletromecânica [33]

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A utilização da constante de inércia H é vantajosa porque seu valor não varia muito com a potência e velocidade mecânica nominais da máquina, ao contrário do momento de inércia J que varia muito para máquinas diferentes. A Tab. A.4 fornece a faixa de valores típicos de H.

Tabela A.4 – Faixa de Valores Típicos de H [29]

TIPO DE UNIDADE GERADORA	H
Térmica – 2 polos (3600 r/min)	2,5 a 6,0
Térmica – 4 polos (1800 r/min)	4,0 a 10,0
Hidráulica	2,0 a 4,0

A constante de amortecimento é a forma mais simples de representar o amortecimento real da carga do sistema, porém a determinação correta do valor de cada máquina é um grande problema.

O torque mecânico representa o torque de saída da turbina e pode ser ajustado através do Regulador Automático de Velocidade da máquina (RAV). Esse regulador tem altas constantes de tempo (com cerca de alguns segundos) fazendo com que ele seja desconsiderado na maioria dos estudos de estabilidade eletromecânica. Isto ocorre porque, para esses estudos, geralmente, o período de análise total não é superior a 30 segundos. Assim, o torque mecânico é considerado constante e igual ao valor em regime permanente durante todo o período do estudo.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A.4.2.
Equações Elétricas da Máquina Síncrona

A.4.2.1.
Modelo Clássico

O modelo clássico despreza os efeitos dos enrolamentos amortecedores, considera constante o enlace de fluxo com o enrolamento de campo (E'_q constante) e desconsidera a saliência transitória ($X'_d = X'_q$).

Esse modelo não permite a representação do efeito do regulador de tensão e, para a condição de defeitos severos e de longa duração, deve-se ressaltar que a hipótese do enlace de fluxo constante é, por muitas vezes, otimista.

As equações elétricas utilizadas para a análise da estabilidade eletromecânica do modelo desconsiderando o efeito da saturação magnética da máquina são [66]:

- Equações do estator (coordenadas de Park)

$$v_d = X'_q i_q - R_a i_d \tag{A.53}$$

$$v_q = E'_q - X'_d i_d - R_a i_q \tag{A.54}$$

sendo a tensão transitória da máquina projetada no eixo q (E'_q) constante e a tensão transitória da máquina projetada no eixo d (E'_d) igual a zero.

- Equações do estator (forma fasorial)

$$\dot{E}'_q = \dot{V} + R_a \dot{I} + jx'_d \dot{I} = E'_q \angle \delta \tag{A.55}$$

onde E'_q é a tensão transitória da máquina projetada nos eixos q [pu].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A.4.2.2.
Máquina Síncrona de Polos Salientes sem Enrolamentos Amortecedores (Efeitos Transitórios)

Esse modelo, também chamado de modelo de um eixo, serve para representação da máquina síncrona com rotor saliente, onde os efeitos dos enrolamentos amortecedores e/ou correntes de Foucault são desprezados. Desconsideram-se também os efeitos da variação da tensão terminal devido a variações de fluxo.

O modelo em questão é o mais simples que inclui os transitórios de campo e, portanto, adequado para uma variedade maior de estudos que o modelo clássico [30].

As equações elétricas que descrevem o modelo desconsiderando o efeito da saturação magnética são [66]:

- Equação do rotor

$$\frac{dE_q'}{dt} = \frac{1}{T_{d0}'}\left[E_{fd} - (X_d - X_d')i_d - E_q'\right] \tag{A.56}$$

- Equações do estator (coordenadas de Park)

$$v_d = X_q' i_q - R_a i_d \tag{A.57}$$

$$v_q = E_q' - X_d' i_d - R_a i_q \tag{A.58}$$

sendo a tensão E_d' igual a zero.

- Equações do estator (forma fasorial)

$$\dot{E}' = jE_q' = \dot{V} + R_a\dot{I} + jX_q'\dot{I} + j(X_d' - X_q')i_d \tag{A.59}$$

onde E_q' é a tensão transitória da máquina projetada nos eixos q [pu].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A.4.2.3.
Máquina Síncrona de Rotor Liso com Enrolamento Amortecedor de Eixo q (Efeitos Transitórios)

Esse modelo de dois eixos é utilizado para representar a máquina de rotor liso e considera os efeitos transitórios nos eixos d e q. Embora sejam desconsiderados os circuitos amortecedores, faz-se necessário incluir um circuito equivalente adicional no eixo q para modelar as correntes de Foucault que fluem através do rotor sólido [57].

As equações elétricas do modelo desconsiderando a saturação magnética da máquina são [66]:

- Equações do rotor

$$\frac{dE'_d}{dt} = \frac{1}{T'_{q0}}\left[-E'_d + (X_q - X'_q)i_q\right] \tag{A.60}$$

$$\frac{dE'_q}{dt} = \frac{1}{T'_{d0}}\left[E_{fd} - (X_d - X'_d)i_d - E'_q\right] \tag{A.61}$$

- Equações do estator (coordenadas de Park)

$$v_d = E'_d + X'_q i_q - R_a i_d \tag{A.62}$$

$$v_q = E'_q - X'_d i_d - R_a i_q \tag{A.63}$$

- Equações do estator (forma fasorial)

$$\dot{E}' = E'_d + jE'_q = \dot{V} + R_a\dot{I} + jX'_q\dot{I} + j(X'_d - X'_q)i_d \tag{A.64}$$

onde E'_d e E'_q são as tensões transitórias da máquina projetada nos eixos d e q [pu]

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A.4.2.4.
Máquina Síncrona de Polos Salientes com Enrolamentos Amortecedores (Efeitos Subtransitórios)

Esse modelo representa o efeito transitório (enrolamento de campo) e o efeito subtransitório (enrolamentos amortecedores) nos eixos d e q, e não considera a variação das tensões e parâmetros da máquina com a mudança da frequência. Além disso, as dinâmicas do estator também são desconsideradas.

Trata-se do modelo mais indicado para representação de máquinas síncronas de polos salientes em estudos de estabilidade eletromecânica [32], [33] e [65]. Nesse modelo, a máquina síncrona de polos salientes é representada com um enrolamento de campo e dois enrolamentos amortecedores (sendo um no eixo direto e outro no eixo em quadratura). As equações elétricas do modelo são [65]:

- Equações do rotor

$$\frac{dE_d''}{dt} = \frac{1}{T_{q0}''}\left[-E_d'' + \left(X_q - X_q''\right)i_q\right] \tag{A.65}$$

$$\frac{dE_q''}{dt} = \frac{1}{T_{d0}''}\left[-E_q'' + E_q' - (X_d' - X_d'')i_d\right] + \frac{X_d'' - X_l}{X_d' - X_l}\frac{dE_q'}{dt} \tag{A.66}$$

$$\frac{dE_q'}{dt} = \frac{1}{T_{d0}'}\left[E_{fd} + \frac{X_d - X_d'}{X_d' - X_l}E_q'' - \frac{X_d - X_l}{X_d' - X_l}E_q' - \frac{(X_d - X_d')(X_d'' - X_l)}{X_d' - X_l}i_d - SAT\right] \tag{A.67}$$

$$SAT = Ae^{B\left(|E_q'| - 0{,}8\right)} \tag{A.68}$$

onde:

E_d'' e E_q'' : tensão subtransitória da máquina projetada nos eixos d e q [pu]

E_d' e E_q' : tensão transitória da máquina projetada nos eixos d e q [pu]

E_{fd} : tensão de campo da máquina [pu]

SAT : curva de saturação da máquina do tipo exponencial (Fig. A.17)

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

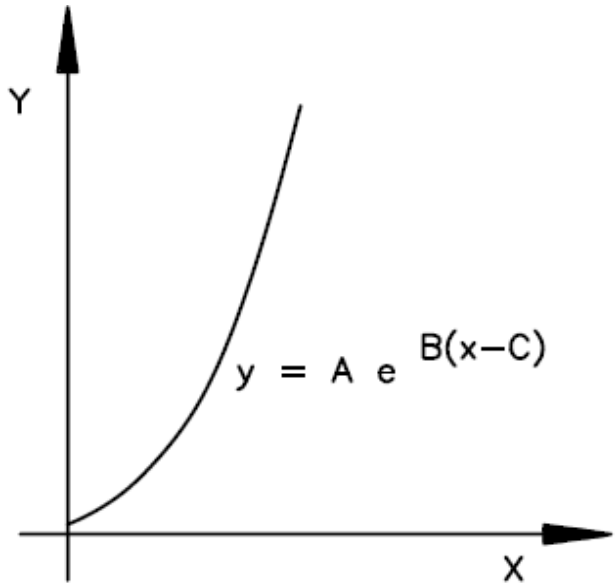


Figura A.17 – Curva da Saturação da Máquina Tipo Exponencial [33]

- Equações do estator (coordenadas de Park)

$$v_d = E_d'' + X_q'' i_q - R_a i_d \tag{A.69}$$

$$v_q = E_q'' - X_d'' i_d - R_a i_q \tag{A.70}$$

- Equações do estator (forma fasorial)

$$\dot{E}'' = E_d'' + jE_q'' = \dot{V} + R_a \dot{I} + jX_q'' \dot{I} + j(X_d'' - X_q'') i_d \tag{A.71}$$

Nas Figs. A.18 e A.19 apresentam-se os diagramas para as equações de eixo direto e eixo em quadratura da máquina síncrona de polos salientes. Nessas figuras, conforme discutido, as reatâncias e as indutâncias são numericamente iguais, em valores por unidade, porque a velocidade do rotor é considerada constante.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

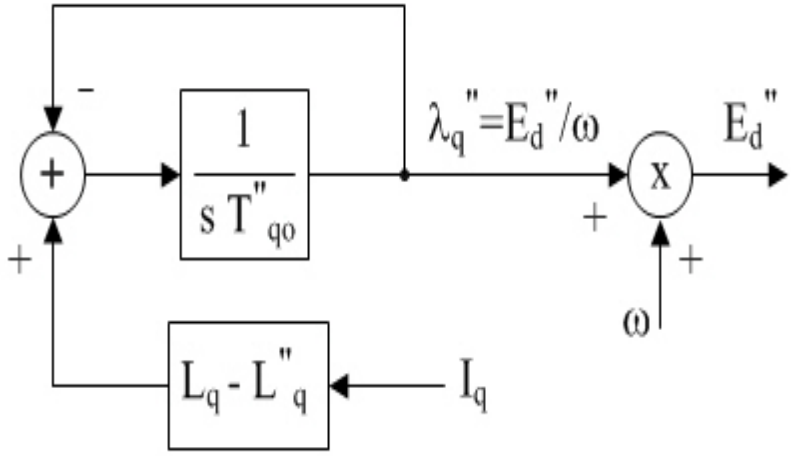


Figura A.18 – Diagrama para as Equações de Eixo em Quadratura da Máquina de Polos Salientes [33]

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

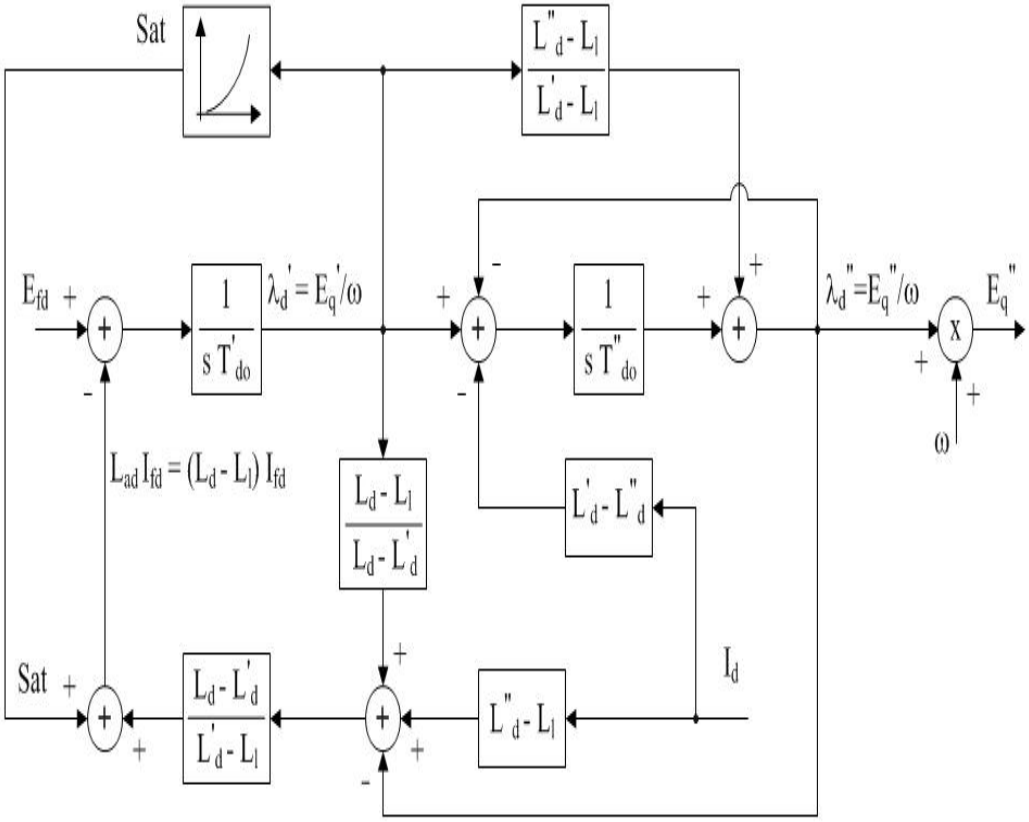


Figura A.19 – Diagrama para as Equações de Eixo Direto da Máquina de Polos Salientes [33]

A.4.2.5.
Máquina Síncrona de Rotor Liso com um Enrolamento Amortecedor de Eixo d e dois de Eixo q (Efeitos Subtransitórios)

Esse modelo representa os efeitos transitório e subtransitório nos eixos d e q, não considera a variação das tensões e parâmetros da máquina com a mudança da frequência e, além disso, despreza as dinâmicas do estator.

Trata-se do modelo mais indicado para representação de máquinas síncronas com rotor liso em estudos de estabilidade eletromecânica [32], [33] e [65]. Nesse modelo, a máquina síncrona de rotor liso é representada com um enrolamento de campo e três enrolamentos amortecedores (sendo um no eixo direto e dois no eixo em quadratura). As equações elétricas do modelo são [65]:

- Equações do rotor

$$\frac{dE_d''}{dt} = \frac{1}{T_{q0}''}\left[-E_d'' + E_d' + \left(X_q' - X_q''\right)i_q\right] + \frac{X_q''-X_l}{X_q'-X_l}\frac{dE_d'}{dt} \tag{A.72}$$

$$\frac{dE_q''}{dt} = \frac{1}{T_{d0}''}\left[-E_q'' + E_q' - (X_d' - X_d'')i_d\right] + \frac{X_d''-X_l}{X_d'-X_l}\frac{dE_q'}{dt} \tag{A.73}$$

$$\frac{dE_d'}{dt} = \frac{1}{T_{q0}'}\left[\frac{X_q - X_q'}{X_q' - X_l}E_d'' - \frac{X_q - X_l}{X_q' - X_l}E_d' + \frac{\left(X_q - X_q'\right)\left(X_q'' - X_l\right)}{X_q' - X_l}i_q + SAT_q\right] \tag{A.74}$$

$$\frac{dE_q'}{dt} = \frac{1}{T_{d0}'}\left[E_{fd} + \frac{X_d - X_d'}{X_d' - X_l}E_q'' - \frac{X_d - X_l}{X_d' - X_l}E_q' - \frac{(X_d - X_d')(X_d'' - X_l)}{X_d' - X_l}i_d - SAT_d\right] \tag{A.75}$$

$$SAT = Ae^{B\left(|E''|-0{,}8\right)} \tag{A.76}$$

$$SAT_d = \frac{E_q''}{|E''|}SAT \tag{A.77}$$

$$SAT_q = -\frac{\left(X_q-X_l\right)}{\left(X_d-X_l\right)}\frac{E_d''}{|E''|}SAT \tag{A.78}$$

- Equações do estator (coordenadas de Park)

$$v_d = E_d'' + X_q''i_q - R_a i_d \tag{A.79}$$

$$v_q = E_q'' - X_d''i_d - R_a i_q \tag{A.80}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

- Equações do estator (forma fasorial)

$$\dot{E}'' = E_d'' + jE_q'' = \dot{V} + R_a\dot{I} + jX_q''\dot{I} + j(X_d'' - X_q'')i_d \qquad \text{(A.81)}$$

onde:

E_d'' e E_q'' : tensão subtransitória da máquina projetada nos eixos d e q [pu]

E_d' e E_q' : tensão transitória da máquina projetada nos eixos d e q [pu]

E_{fd} : tensão de campo da máquina [pu]

SAT : curva de saturação da máquina do tipo exponencial (Fig. A.17)

Nas Figs. A.20 e A.21 apresentam-se os diagramas para as equações de eixo direto e eixo em quadratura da máquina de rotor liso.

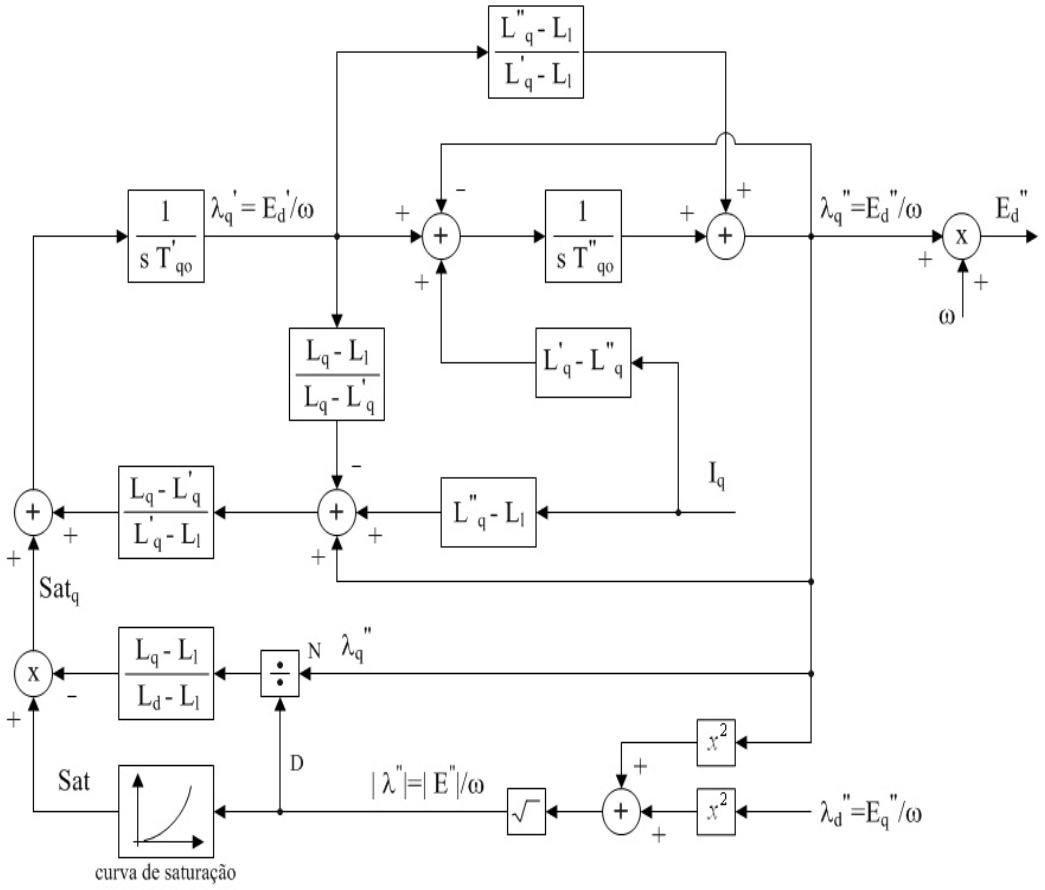


Figura A.20 – Diagrama para as Equações de Eixo em Quadratura da Máquina de Rotor Liso [33]

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

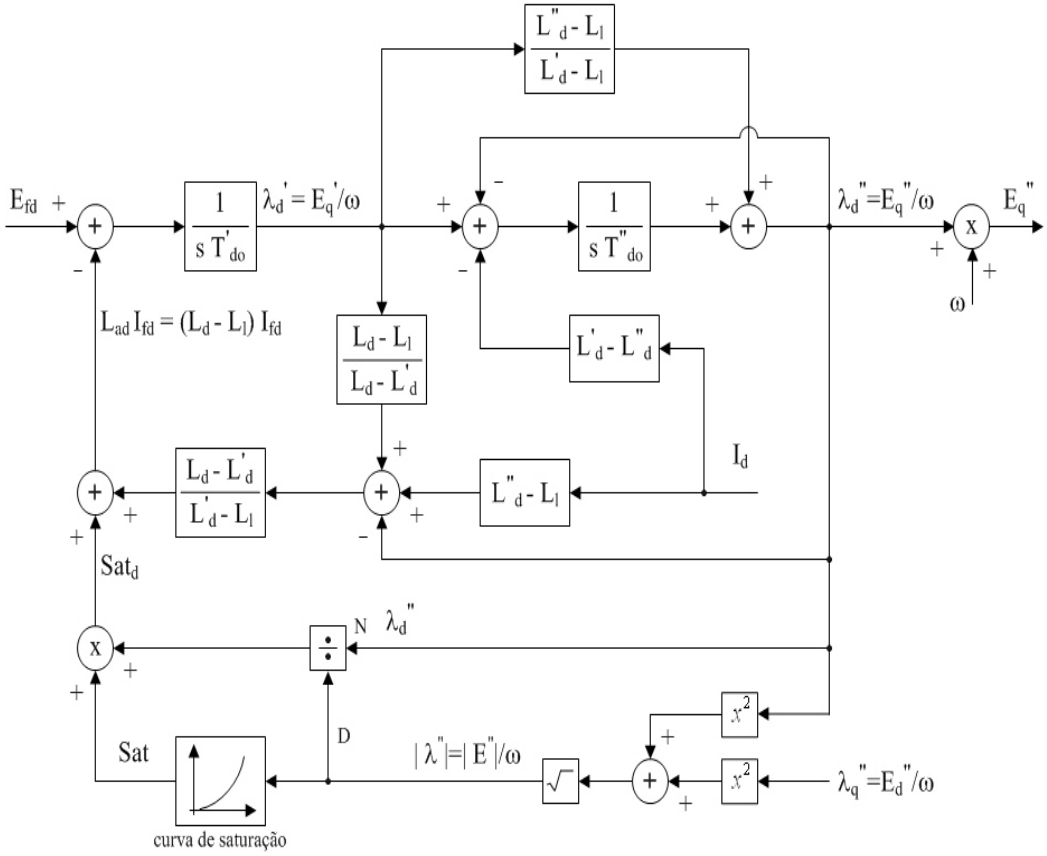


Figura A.21 – Diagrama para as Equações de Eixo Direto da Máquina de Rotor Liso [33]

A.5. Conclusão

O crescimento da complexidade do sistema de energia demandou um aprofundamento nos estudos de estabilidade que, por sua vez, obrigou o desenvolvimento dos modelos de máquinas. Esse desenvolvimento teve como principal objetivo aumentar a precisão da descrição do comportamento da máquina, levando à criação de novos modelos com ordens superiores.

Atualmente, os programas computacionais comerciais para análise de estabilidade utilizam um modelo com quatro enrolamentos no rotor para representar máquinas de rotor liso (usualmente máquinas térmicas) e outro modelo com três enrolamentos para representação das máquinas de rotor saliente (geralmente máquinas hidráulicas).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Apêndice B
Análise no Domínio do Tempo das Ações de Controle de Tensão por Máquinas Síncronas do Tipo Rotor Liso

B.1.
Motivação

O Apêndice B apresenta simulações dinâmicas de pequenas perturbações no sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" do Capítulo 2 sendo que, agora, o gerador denominado "Maq1000MW" é composto por máquinas do tipo rotor liso.

Nas Seções 2.4.2.1 e 2.4.2.2 é mostrado que o controle do gerador composto por máquinas de polos salientes atua de forma correta independente da relação entre suas variáveis de controle. Desta maneira, o objetivo deste apêndice é investigar o efeito da ação de controle de tensão pelo gerador, agora formado por máquinas de rotor liso, para cenários onde suas variáveis de controle apresentam relação direta e inversa.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

B.2.
Dados da Máquina Síncrona de Rotor Liso (Efeitos Subtransitórios)

A máquina síncrona é representada com um enrolamento de campo (no eixo direto) e três enrolamentos amortecedores (sendo um no eixo direto e dois no eixo em quadratura) conforme Apêndice A.4.2.5.

O modelo também corresponde ao modelo n° 5 do programa computacional Organon [32] ou modelo nº 3 do programa Anatem [33]. Na Tab. B.1 mostra-se o conjunto de dados escolhidos para representar o gerador "Maq1000MW" como uma máquina equivalente de rotor liso.

Tabela B.1 – Conjunto de Dados da Máquina de Rotor Liso

PARÂMETROS DA MÁQUINA		VALOR
Indutância síncrona de eixo direto	X_d	234,0%
Indutância síncrona de eixo em quadratura	X_q	223,0%
Indutância transitória de eixo direto	X'_d	31,0%
Indutância transitória de eixo em quadratura	X'_q	41,5%
Indutância subtransitória de eixo direto	X''_d	19,8%
Indutância subtransitória de eixo em quadratura	X''_q	19,8%
Indutância de dispersão da armadura	X_l	16,8%
Constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto	T'_{do}	5,63 s
Constante de tempo transitória de eixo em quadratura em circuito aberto	T'_{qo}	0,597 s
Constante de tempo subtransitória de eixo direto em circuito aberto	T''_{do}	0,024 s
Constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura em circuito aberto	T''_{qo}	0,047 s
Resistência do enrolamento de armadura	R_a	0%
Constante de inércia	H	1,787 s
Constante de amortecimento	D	0
Potência aparente nominal da máquina (base para os parâmetros)	S	100 MVA
Número de unidades iguais que constituem a máquina equivalente		14 unid
Frequência síncrona da máquina	F	60 Hz
Curva de saturação da máquina exponencial		A = 0,0159 B = 3,3870 C = 0,8

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

B.3.
Sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" com Modelo de Máquina de Rotor Liso e Geração de 500 MW (Teste 1.3)

O "Teste 1.3" tem o gerador modelado como uma máquina de rotor liso (dados da máquina na Seção B.2) e os demais dados (de rede, dos controles da máquina, de despacho de potência ativa e do evento simulado) semelhantes ao "Teste 1.1" (Seção 2.4.2.1).

O gerador "Máq1000MW" é composto por 14 unidades geradoras iguais tendo, para o novo cenário da operação, a corrente da armadura de cada unidade definida por (2.40). A variação da corrente no tempo é mostrada na Fig. B.1.

$$I_{armadura} = \left(\frac{5{,}10\angle 11{,}25°}{14}\right)\left(\frac{100}{100}\right) = 0{,}364\angle 11{,}25°\ pu = 0{,}36 + j0{,}07\ pu$$

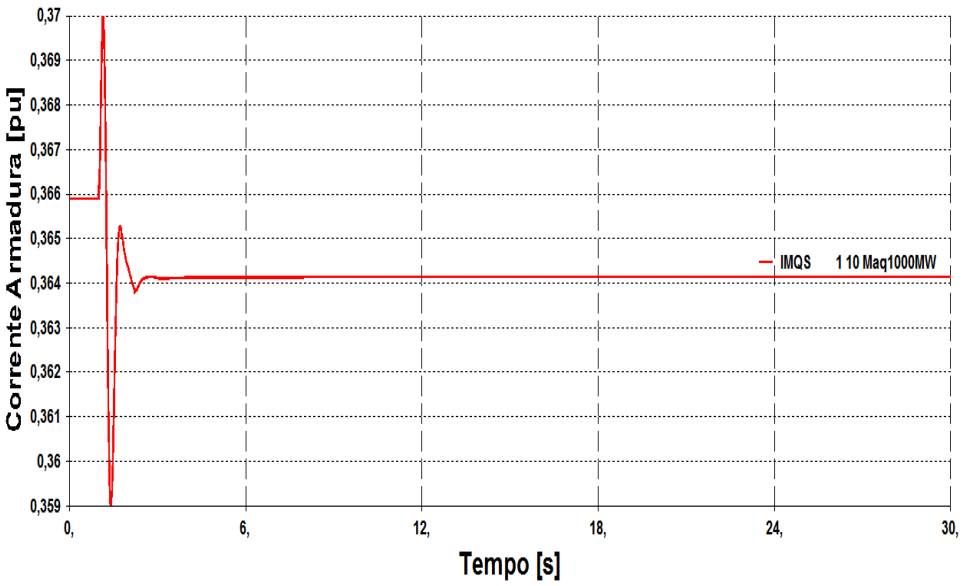


Figura B.1 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente de Armadura no Teste 1.3

O ângulo da "Máq1000MW" tem seu valor final estipulado pela expressão (2.27) e seu comportamento dinâmico dado na Fig. B.2.

$$E_q\angle\delta = \dot{V}_1 + (R_a + jX_q)\dot{I}_{armadura} = 1{,}03\angle 29{,}4° + j2{,}23(0{,}364\angle 11{,}25°)$$

$$E_q\angle\delta = 1{,}49\angle 60{,}20° \rightarrow \delta = 60{,}20°$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

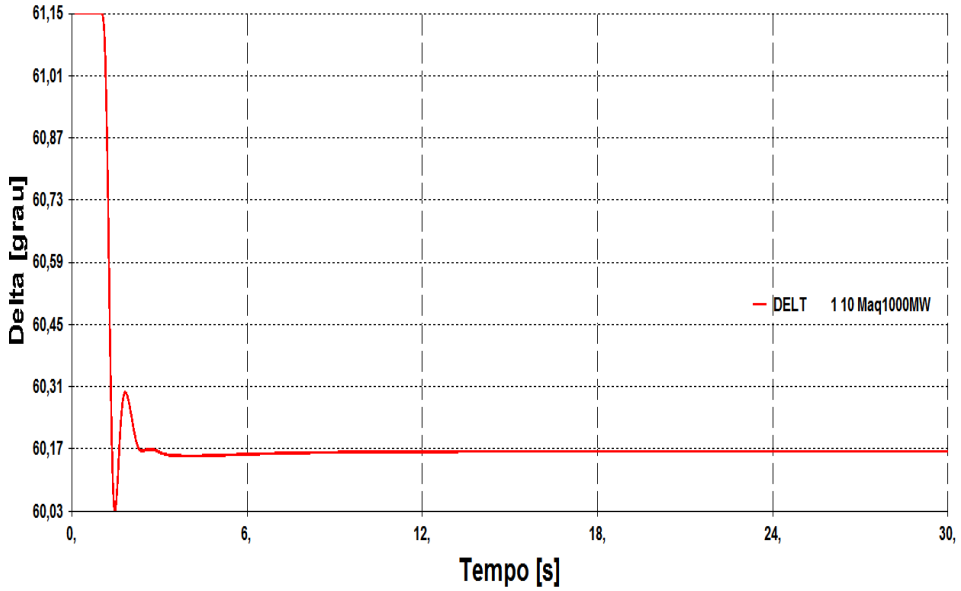


Figura B.2 – Resposta Dinâmica da Variável Ângulo de Carga δ no Teste 1.3

A corrente e a tensão da armadura projetada nos eixos d e q são calculadas por (2.42) e (2.43) e suas curvas dinâmicas retratadas nas Figs. B.3 a B.6.

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen60{,}20° & -cos60{,}20° \\ cos60{,}20° & sen60{,}20° \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}36 \\ 0{,}07 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}274 \\ 0{,}239 \end{bmatrix} pu$$

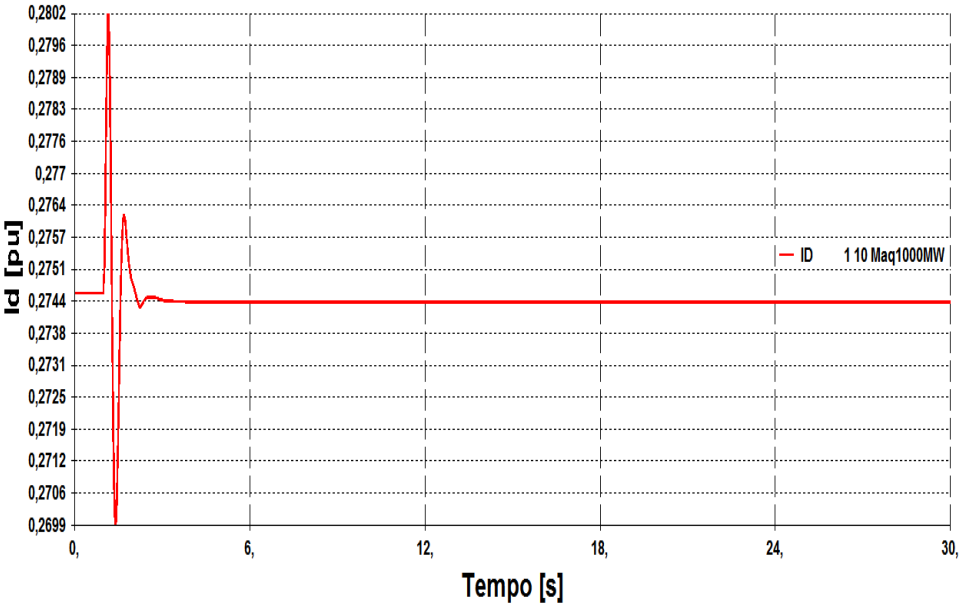


Figura B.3 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_d no Teste 1.3

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

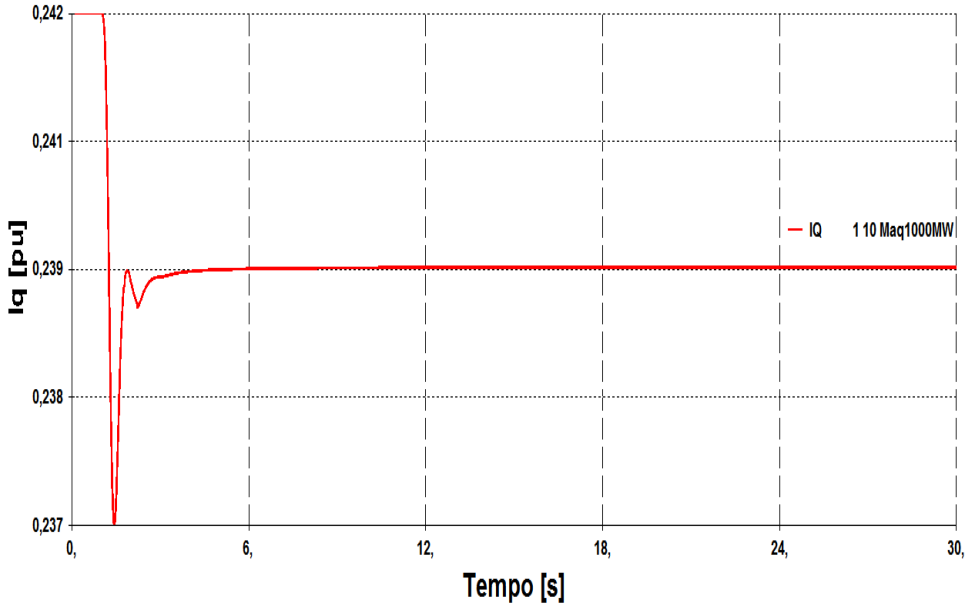


Figura B.4 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_q no Teste 1.3

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen60{,}20° & -cos60{,}20° \\ cos60{,}20° & sen60{,}20° \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}90 \\ 0{,}50 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}532 \\ 0{,}881 \end{bmatrix} pu$$

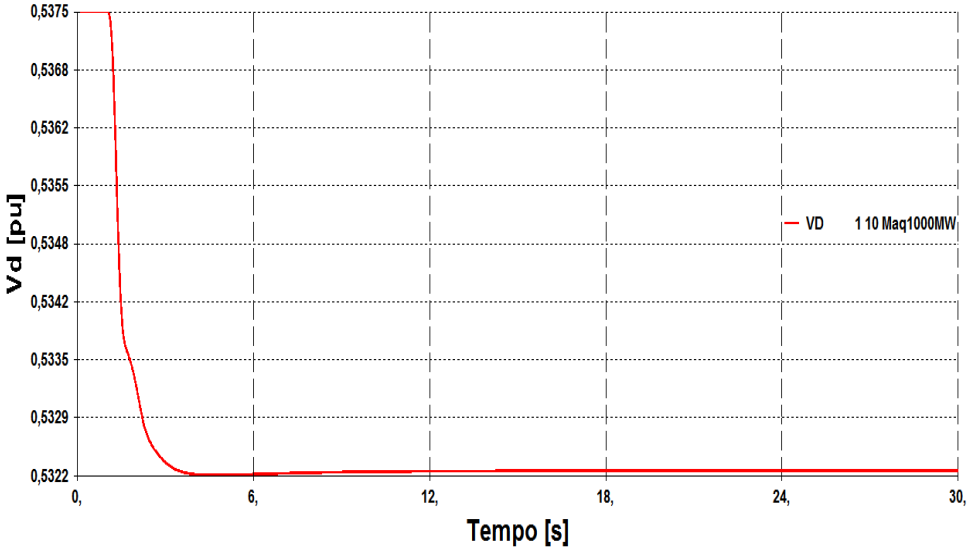


Figura B.5 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_d no Teste 1.3

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

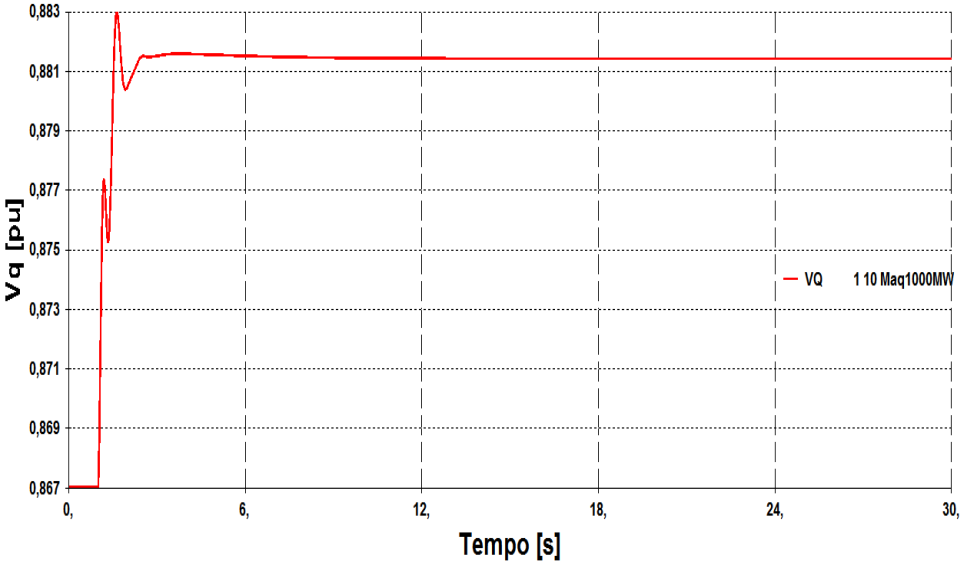


Figura B.6 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_q no Teste 1.3

Os valores das tensões subtransitórias (E_d'' e E_q'') são calculados rearranjando as equações elétricas do estator da máquina de rotor liso (A.79) e (A.80). Nas Figs. B.7 a B.9 exibem-se as curvas das variáveis supracitadas.

$$E_d'' = v_d - X_q'' i_q + R_a i_d \tag{B.1}$$

$$E_d'' = 0{,}532 - 0{,}198.0{,}239 = 0{,}485\ pu$$

$$E_q'' = v_q + X_d'' i_d + R_a i_q \tag{B.2}$$

$$E_q'' = 0{,}881 + 0{,}198.0{,}274 = 0{,}936\ pu$$

$$E'' = E_d'' + jE_q'' = 1{,}054\angle 62{,}1°\ pu$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

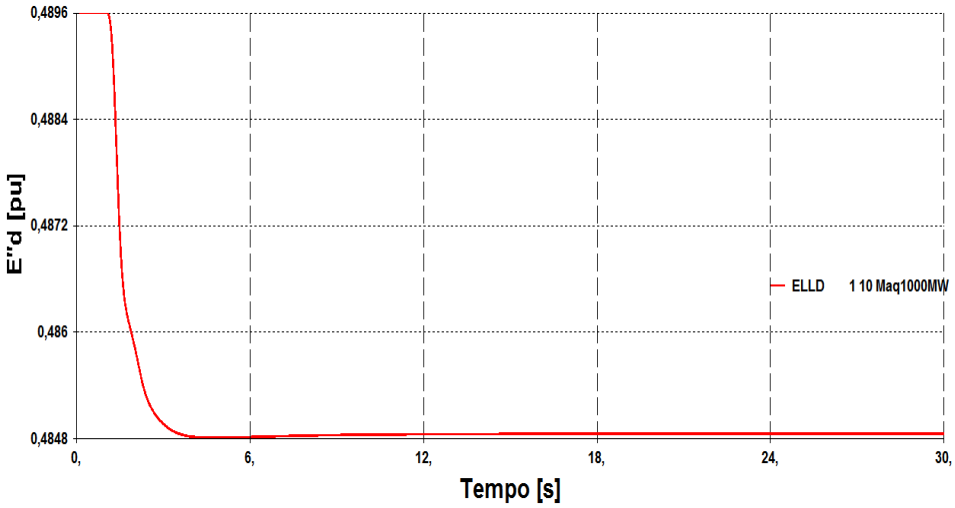


Figura B.7 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_d'' no Teste 1.3

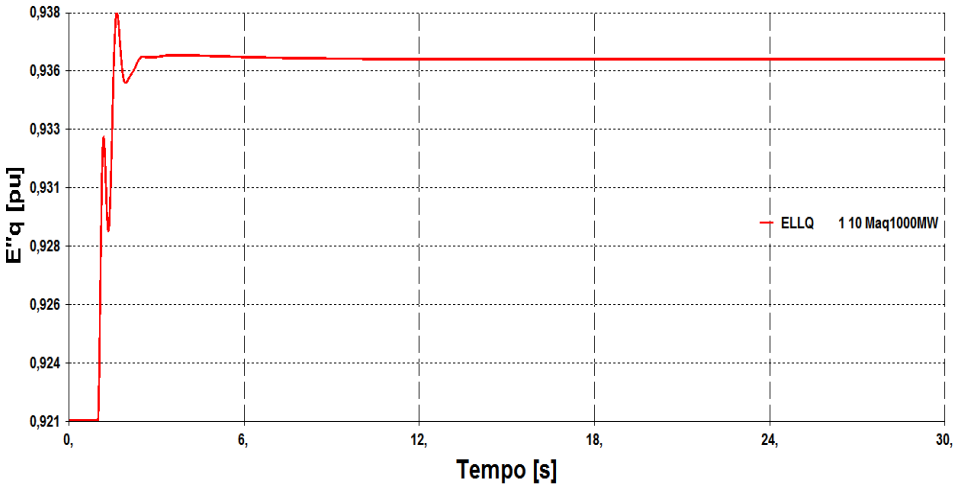


Figura B.8 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_q'' no Teste 1.3

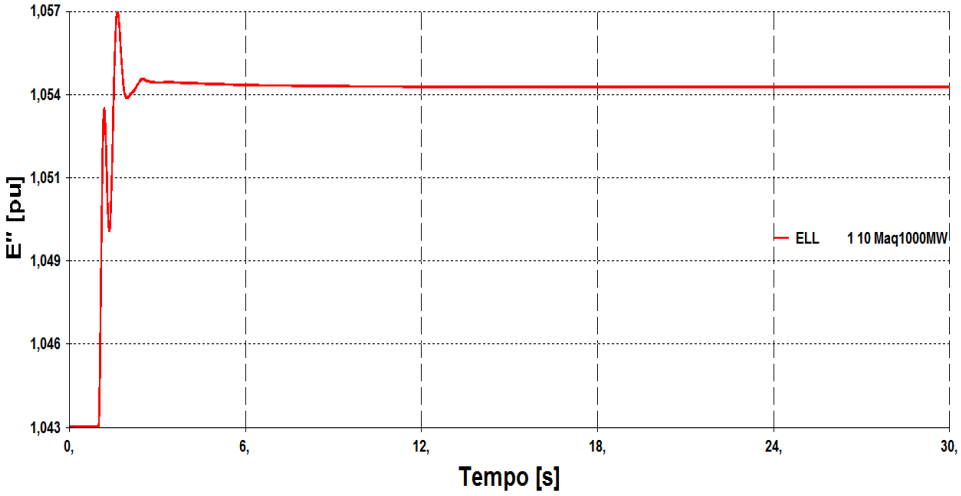


Figura B.9 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão E'' no Teste 1.3

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

As tensões transitórias (E'_d e E'_q) e a tensão de campo (E_{fd}) da máquina de rotor liso, em equilíbrio, são estipuladas através de (2.31), (2.32) e (2.34). As trajetórias dinâmicas das tensões são dadas nas Figs. B.10 a B.12.

$$E'_d = 0{,}485 \ - (0{,}415 - 0{,}198)0{,}239 = 0{,}433\ pu$$

$$E'_q = 0{,}936 \ + (0{,}31 - 0{,}198)0{,}274 = 0{,}967\ pu$$

$$E_{fd} = -\frac{2{,}34 - 0{,}31}{0{,}31 - 0{,}168}0{,}936 + \frac{2{,}34 - 0{,}168}{0{,}31 - 0{,}168}0{,}967 + \frac{(2{,}34 - 0{,}31)(0{,}198 - 0{,}168)}{0{,}31 - 0{,}168}0{,}274 + \frac{0{,}936}{1{,}054}\ 0{,}001e^{3{,}387(1{,}054-0{,}8)} = 1{,}530\ pu$$

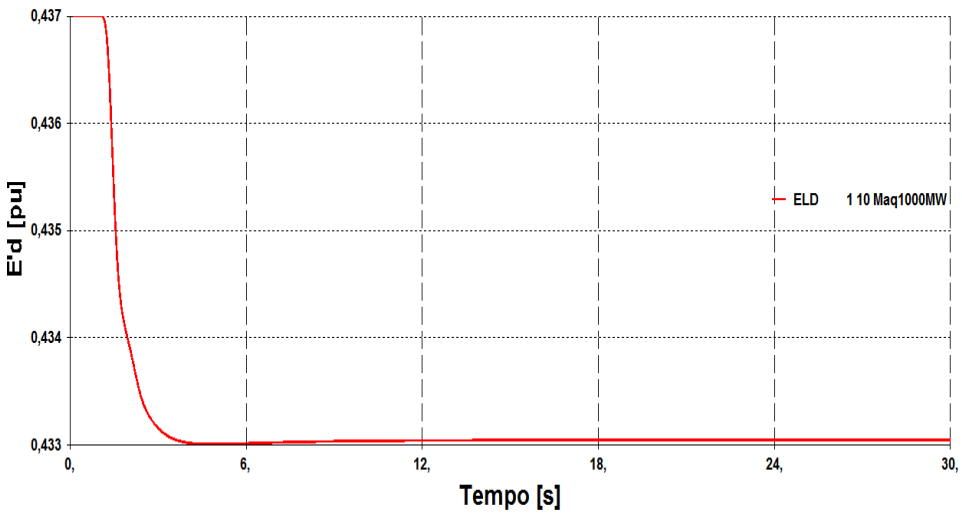


Figura B.10 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E'_d no Teste 1.3

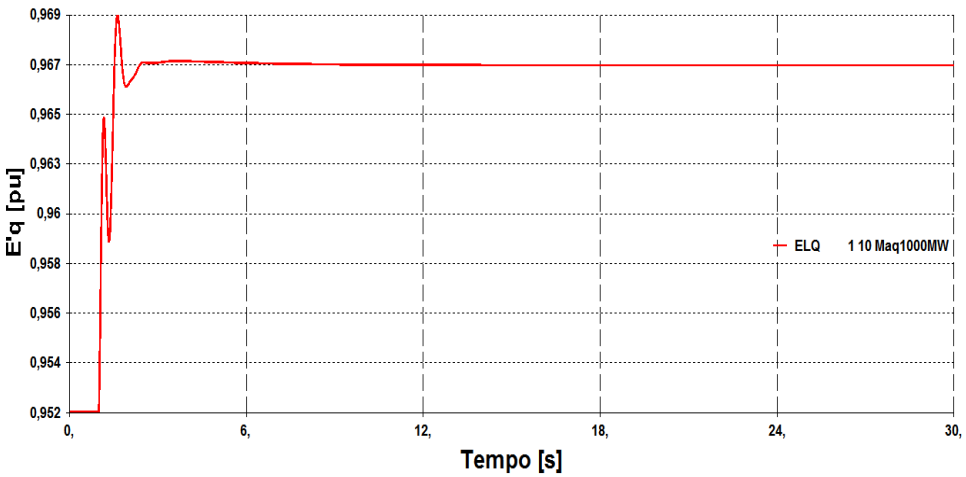


Figura B.11 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E'_q no Teste 1.3

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

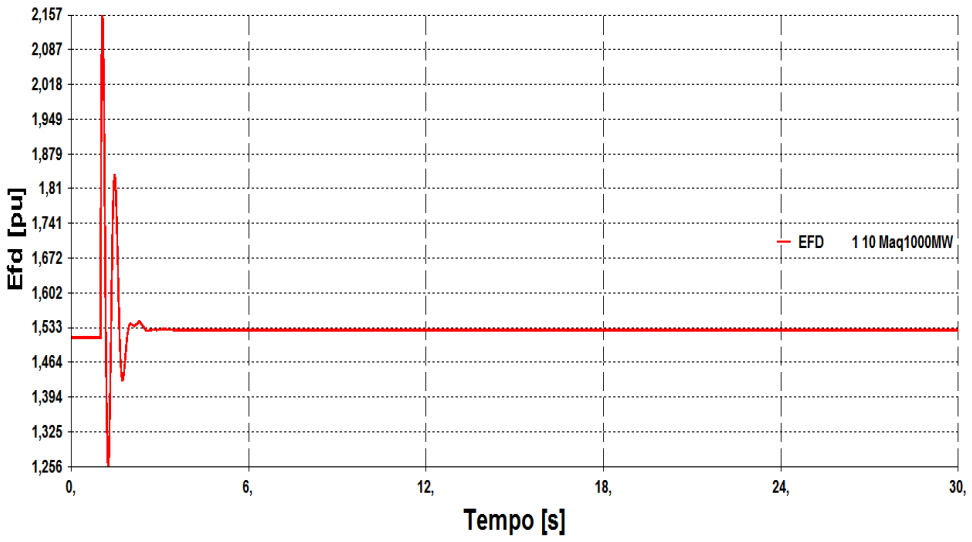


Figura B.12 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_{fd} no Teste 1.3

Na Fig. B.13 demonstra-se que E_{fd} aumenta para o novo valor de V_t indicando relação direta entre essas variáveis de controle da máquina. Esse resultado é qualitativamente igual ao "Teste 1.1" comprovando que o controle responde de forma correta independente do modelo de máquina utilizado (polos salientes ou rotor liso).

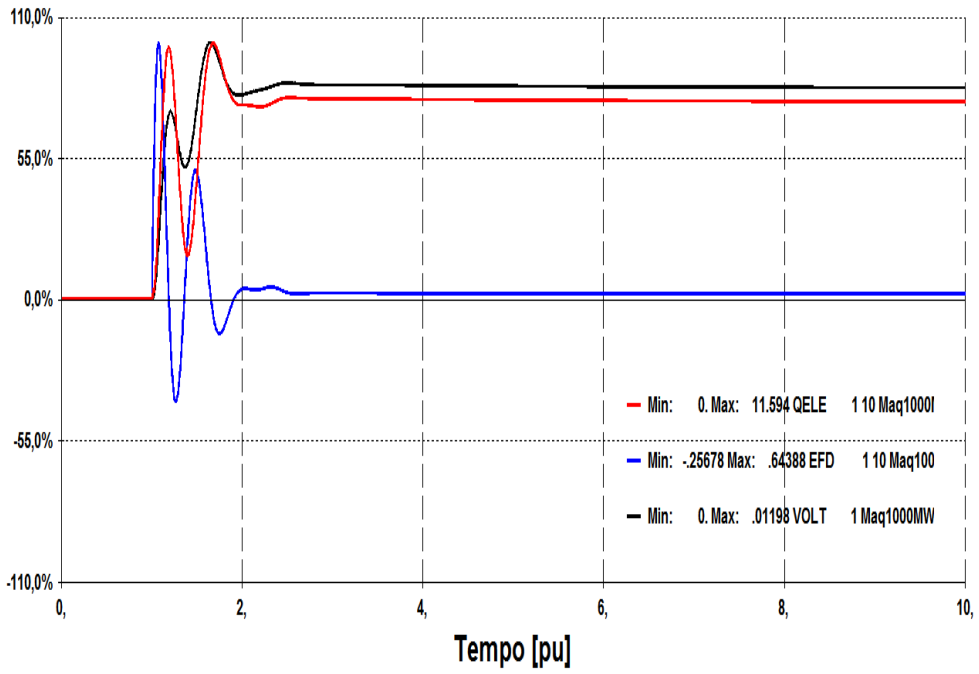


Figura B.13 – Variação das Grandezas V_t, E_{fd} e Q_{ele} no Teste 1.3

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

B.4.
Sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" com Modelo de Máquina de Rotor Liso e Geração de 1.000 MW (Teste 1.4)

O "Teste 1.4" tem o gerador modelado como uma máquina de rotor liso (idem ao "Teste 1.3") e os outros dados (de rede, dos controles da máquina, de despacho de potência ativa e do evento) iguais ao "Teste 1.2" (Seção 2.4.2.2). A corrente que circulará pela armadura de cada unidade de "Maq1000MW" é encontrada através de (2.40) e pode ser ratificada pelo exame da dinâmica na Fig. B.14.

$$I_{armadura} = \left(\frac{12{,}52\angle 36{,}99°}{14}\right)\left(\frac{100}{100}\right) = 0{,}894\angle 36{,}99°\ pu = 0{,}71 + j0{,}54\ pu$$

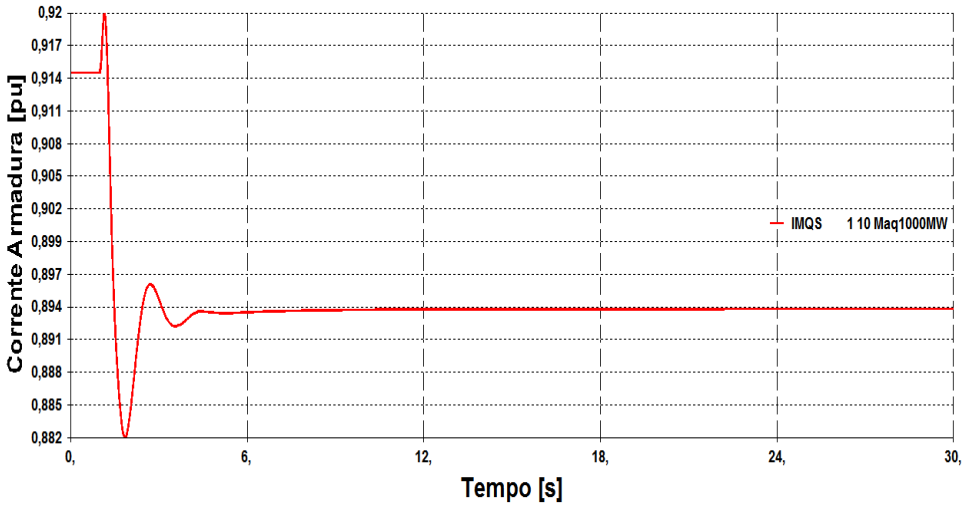


Figura B.14 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente de Armadura no Teste 1.4

A equação (2.27) define o ângulo da "Maq1000MW" e na Fig. B.15 confirma-se o valor calculado.

$$E_q\angle\delta = \dot{V}_1 + (R_a + jX_q)\dot{I}_{armadura} = 1{,}03\angle 76{,}14° + j2{,}23(0{,}894\angle 36{,}99°)$$

$$E_q\angle\delta = 2{,}76\angle 110{,}10° \rightarrow \delta = 110{,}10°$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

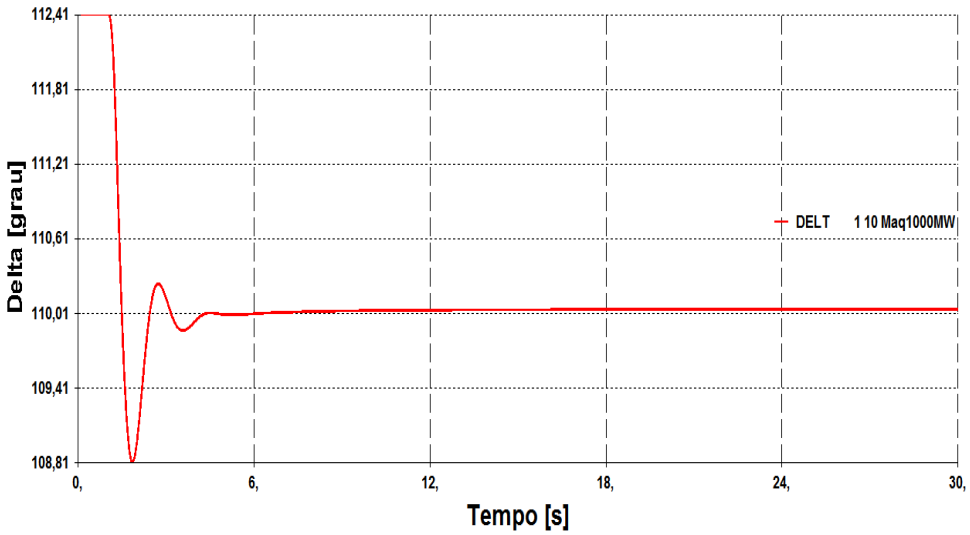


Figura B.15 – Resposta Dinâmica da Variável Ângulo de Carga δ no Teste 1.4

A corrente e a tensão da armadura projetadas nos eixos da máquina são estipuladas por (2.42) e (2.43). As trajetórias dinâmicas dessas variáveis são exibidas nas Figs. B.16 a B.19.

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen110{,}10° & -cos110{,}10° \\ cos110{,}10° & sen110{,}10° \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}71 \\ 0{,}54 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}856 \\ 0{,}260 \end{bmatrix} pu$$

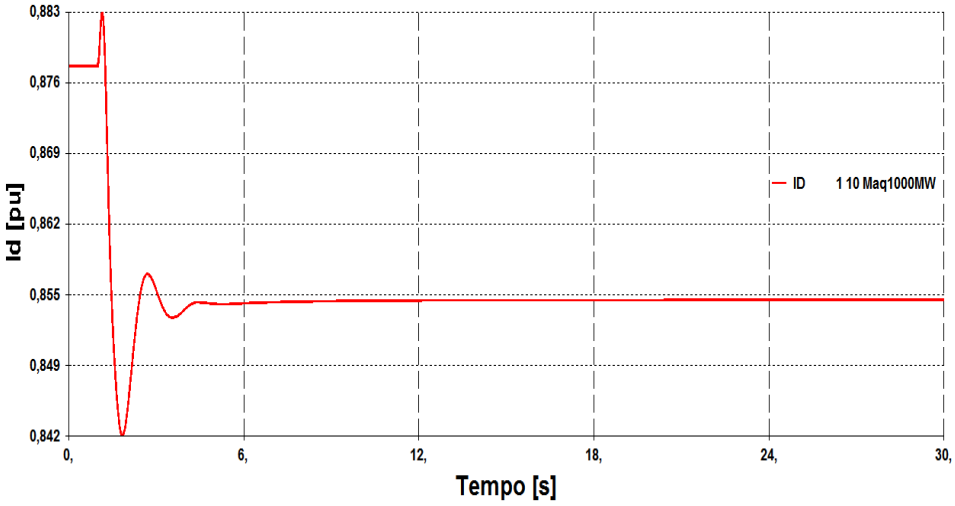


Figura B.16 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_d no Teste 1.4

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

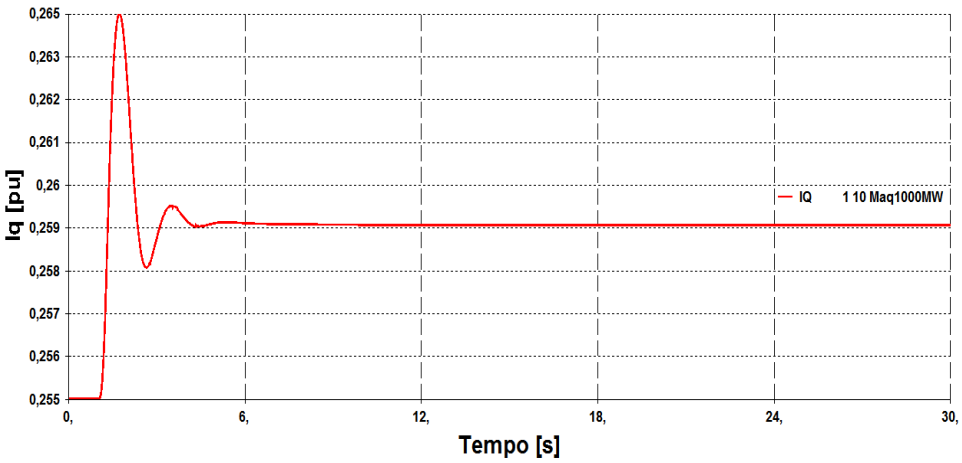


Figura B.17 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_q no Teste 1.4

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen110{,}10° & -cos110{,}10° \\ cos110{,}10° & sen110{,}10° \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}25 \\ 1{,}00 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}576 \\ 0{,}854 \end{bmatrix} pu$$

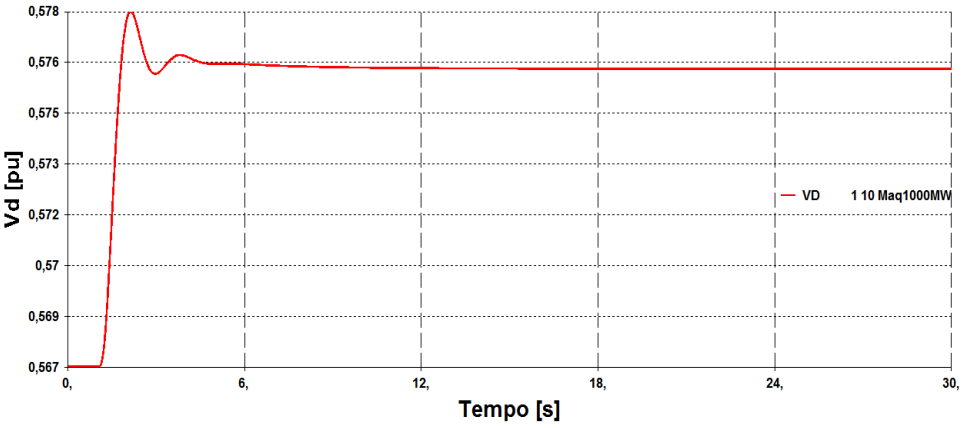


Figura B.18 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_d no Teste 1.4

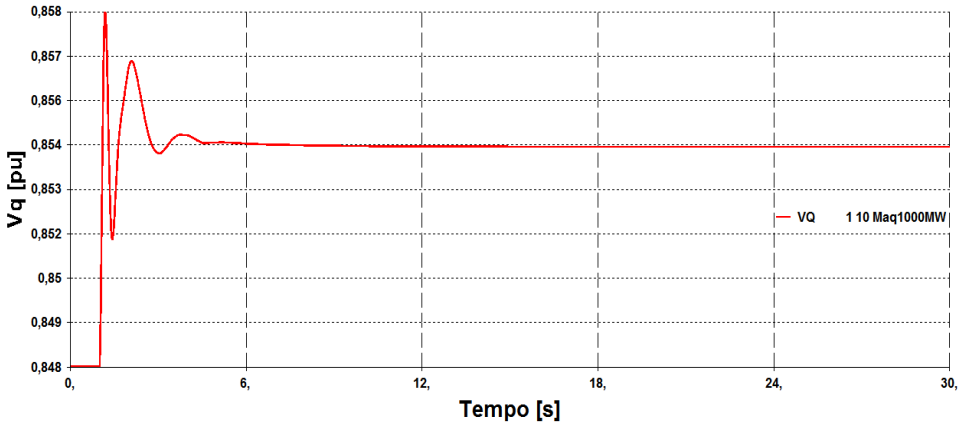


Figura B.19 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_q no Teste 1.4

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

As equações (B.1) e (B.2) determinam os valores das tensões subtransitórias da máquina de rotor liso. Nas Figs. B.20 a B.22 exibem-se o comportamento dessas variáveis no tempo.

$$E_d'' = 0{,}576 - 0{,}198.0{,}260 = 0{,}525\ pu$$

$$E_q'' = 0{,}854 + 0{,}198.0{,}856 = 1{,}024\ pu$$

$$E'' = E_d'' + jE_q'' = 1{,}150\angle 62{,}9°\ pu$$

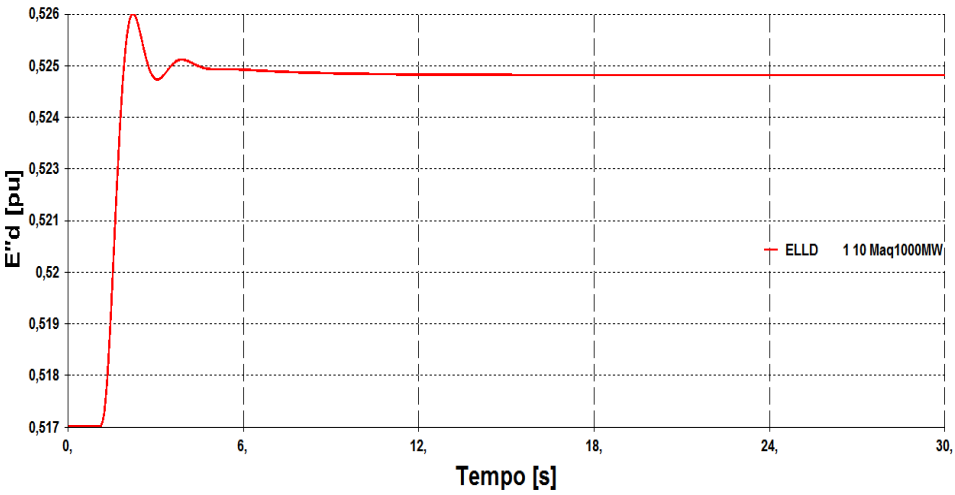


Figura B.20 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_d'' no Teste 1.4

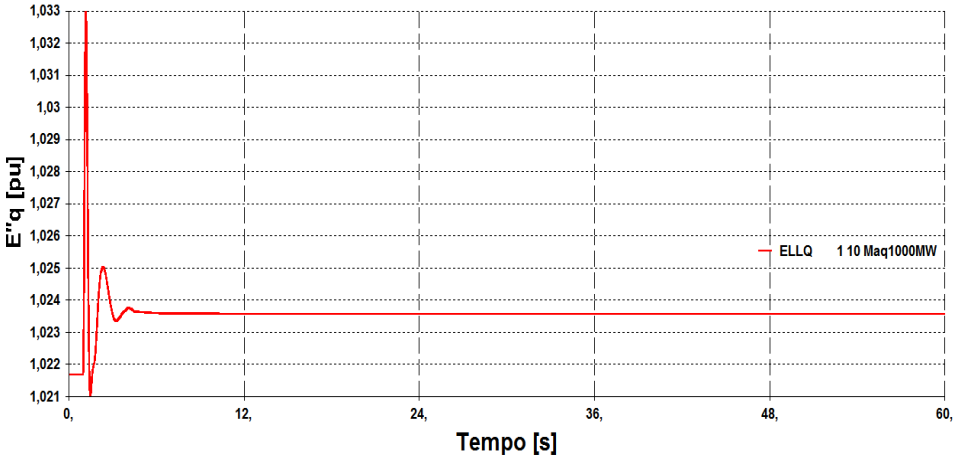


Figura B.21 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_q'' no Teste 1.4

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

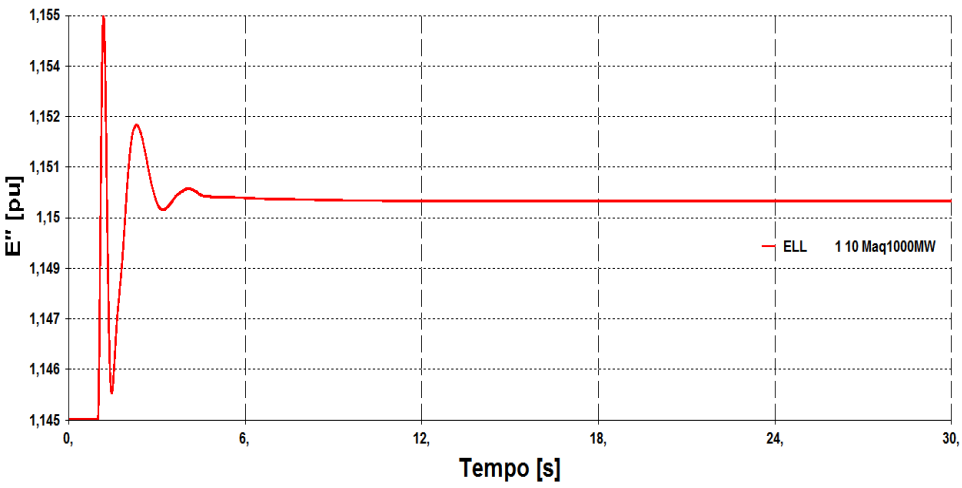


Figura B.22 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão E'' no Teste 1.4

As tensões transitórias (E'_d e E'_q) e a tensão de campo (E_{fd}) da máquina de rotor liso são encontradas por (2.31), (2.32) e (2.34). Essas tensões têm suas trajetórias no tempo mostradas nas Figs. B.23 a B.25.

$$E'_d = 0{,}525 - (0{,}415 - 0{,}198)0{,}260 = 0{,}469\ pu$$

$$E'_q = 1{,}024 + (0{,}31 - 0{,}198)0{,}856 = 1{,}119\ pu$$

$$E_{fd} = -\frac{2{,}34-0{,}31}{0{,}31-0{,}168}1{,}024 + \frac{2{,}34-0{,}168}{0{,}31-0{,}168}1{,}119 + \frac{(2{,}34-0{,}31)(0{,}198-0{,}168)}{0{,}31-0{,}168}0{,}856 + \frac{1{,}024}{1{,}15}\,0{,}001e^{3{,}387(1{,}15-0{,}8)} = 2{,}86\ pu$$

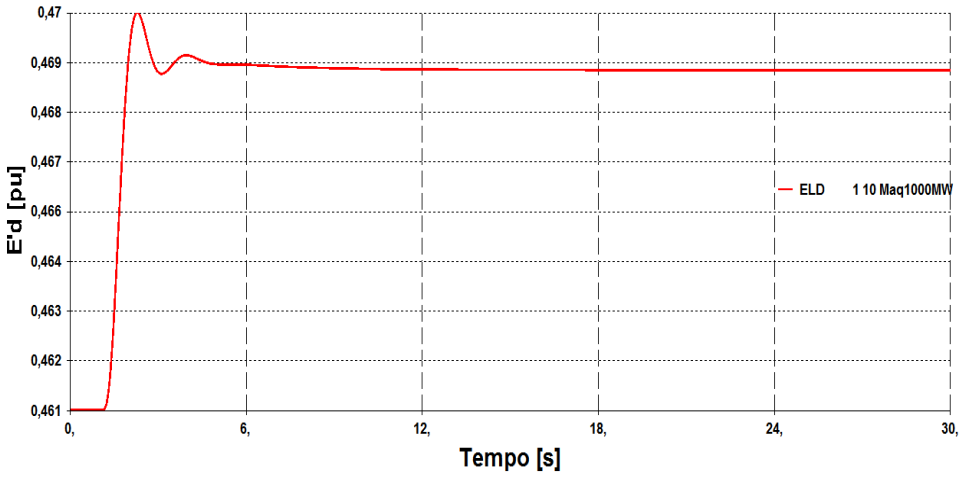


Figura B.23 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E'_d no Teste 1.4

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

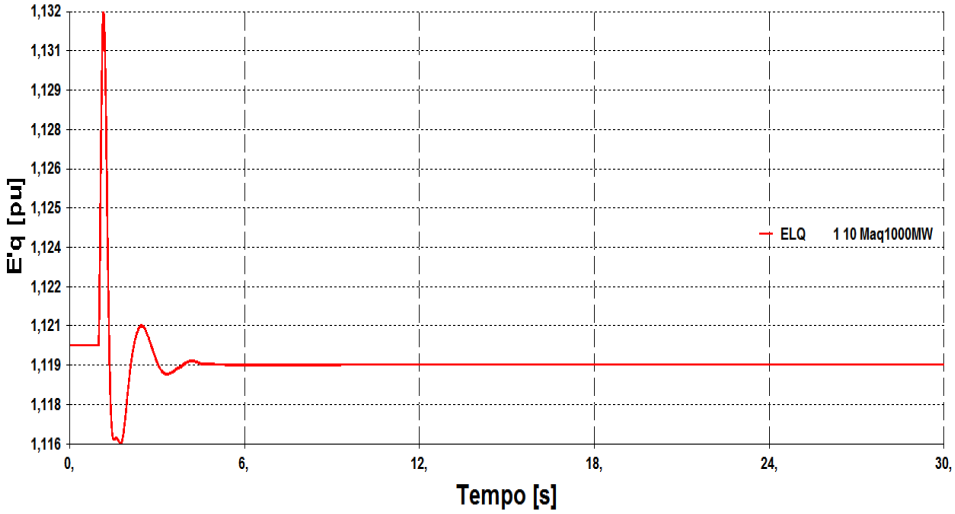


Figura B.24 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_q' no Teste 1.4

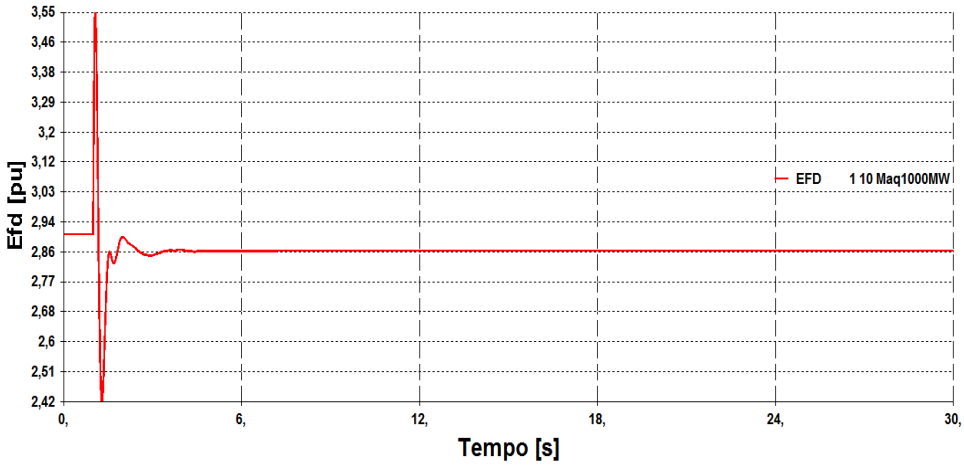


Figura B.25 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_{fd} no Teste 1.4

Na Fig. B.26 demonstra-se que o resultado é qualitativamente igual ao "Teste 1.2" constatando, mais uma vez, que o controle responde de forma correta independente do modelo de máquina utilizado, do lado de operação nas curvas VQ e VE_{fd}, e mesmo próximo do limite de estabilidade estática angular.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

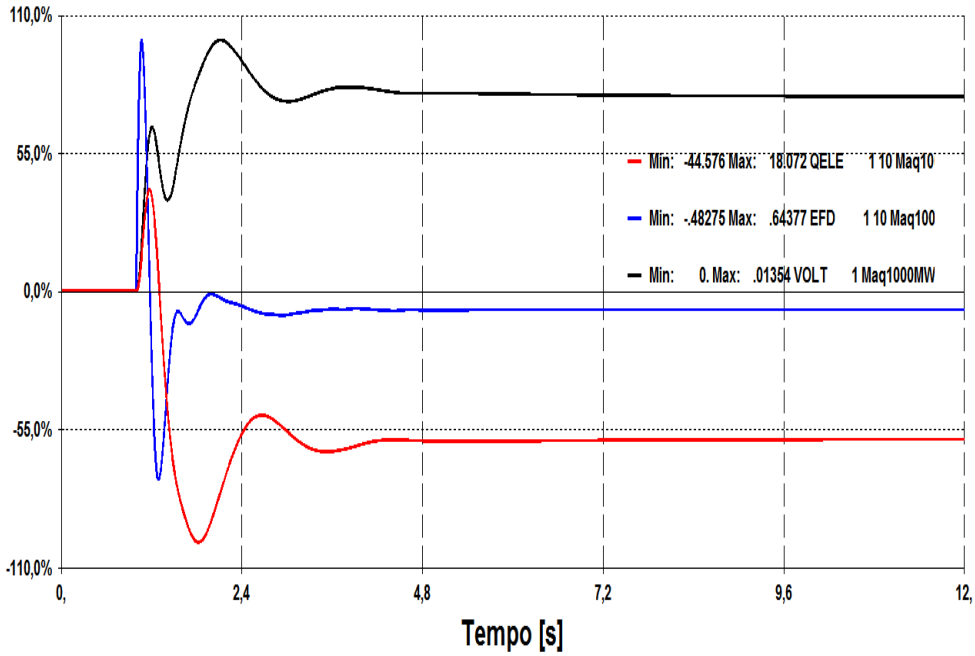


Figura B.26 – Variação das Grandezas V_t, E_{fd} e Q_{ele} no Teste 1.4

B.5. Conclusão

Essas simulações de pequenas perturbações no sistema ilustram que, caso haja capacidade para o controle de tensão, o controle dos geradores atua de forma correta quando suas variáveis de controle apresentam relação inversa independente do modelo de máquina (polos salientes ou rotor liso). Ou seja, essa atuação correta do controle para as situações especiais (caracterizadas pela relação inversa entre VxQ, E_{fd}), além de não ser intuitiva, serve para contra-argumentar os critérios de estabilidade referente ao método da curva VQ [1] e da matriz [VCS] [3].

Fora isto, as simulações indicam que os comportamentos em regime permanente e dinâmico são coerentes com o fato do ponto de operação pertencer ao lado esquerdo das curvas e que o ponto de equilíbrio estático (no lado esquerdo das curvas) pode ser assintoticamente estável contrariando o critério de estabilidade de tensão a pequenas perturbações [1].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Apêndice C
Simulação Estática e Dinâmica do Controle de Tensão por Compensador Síncrono

C.1
Motivação

Este apêndice tem como objetivo investigar, através de simulações no domínio do tempo, a aplicabilidade dos critérios de estabilidade de tensão a pequenas perturbações, de estabilidade referente ao método da curva VQ e da matriz [VCS] para barras com tensão controlada (local ou remotamente) por compensadores síncronos.

Na prática, assim como acontece com os geradores síncronos, o controle da tensão terminal do compensador é realizado pelo RAT que tem por objetivo variar a tensão de campo do compensador (E_{fd}), que é uma variável da função potência reativa gerada (Q_{ele}), de acordo com as variações da tensão terminal (V_t) em relação a uma tensão de referência especificada (V_{ref}). A lógica de controle do RAT supõe que as grandezas de controle (V_t e E_{fd}) têm relação direta (ou relação usual), ou seja, para o aumento da tensão terminal é necessário aumentar a excitação da máquina e para a redução de V_t é necessário reduzir E_{fd} [3], [20], [26]. Por isto, a operação do compensador na região onde suas grandezas de controle têm relação inversa (ou relação não usual) poderia levar a ações de controle de tensão inadequadas, uma vez que, para o aumento da tensão terminal é necessário reduzir a excitação da máquina e para a redução de V_t é necessário aumentar E_{fd}. Outro possível problema seria a operação do compensador muito próximo ao ponto de fronteira (ou limite de estabilidade de tensão), pois uma ação de controle de tensão poderia ter o resultado esperado ou o inverso, ou mesmo nenhum efeito [3], [20], [26].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

C.2
Análise no Domínio do Tempo das Ações de Controle de Tensão por Compensadores Síncronos

A análise das ações de controle do ponto de vista estacionário indica que a operação de compensadores síncronos apresentando relação inversa entre suas variáveis de controle faria com que suas ações de controle de tensão no sistema tivessem o efeito oposto ao esperado. Sendo assim, essa seção investiga o efeito, no domínio do tempo, de ações de controle de tensão por compensadores operando em região com suas variáveis de controle apresentado relação direta e inversa.

Esta análise no tempo consiste em aplicar pequenas perturbações no sistema com 2 barras (Fig. C.4), isto é, variar a tensão de referência do compensador, e tem como principal objetivo ganhar sensibilidade em relação ao comportamento do controle. Posteriormente, um caso real do sistema elétrico brasileiro é estudado.

C.2.1
Dados de Máquinas e dos Controles

O sistema com 2 barras é testado com a representação do compensador síncrono (Barra 1) e do gerador síncrono (Barra 2) como máquinas de polos salientes com um enrolamento de campo (no eixo direto) e dois enrolamentos amortecedores (sendo um enrolamento no eixo direto e o outro enrolamento no eixo em quadratura) conforme Apêndice A.4.2.4. Este modelo corresponde ao modelo n° 4 do programa computacional Organon [32] ou modelo nº 2 do programa Anatem [33].

O conjunto de dados adotados para representar o compensador e o gerador são apresentados nas Tabs. C.1 e C.2, nessa ordem. A única diferença entre os dados adotados para representação das máquinas síncronas do sistema é o fato do compensador ser constituído por 7 unidades geradoras iguais e o gerador por 15 unidades.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Tabela C.1 – Conjunto de Dados da Máquina de Polos Salientes da Barra 1

PARÂMETROS DA MÁQUINA		VALOR
Indutância síncrona de eixo direto	X_d	113,8%
Indutância síncrona de eixo em quadratura	X_q	68,1%
Indutância transitória de eixo direto	X'_d	35,0%
Indutância subtransitória de eixo direto	X''_d	28,8%
Indutância subtransitória de eixo em quadratura	X''_q	28,8%
Indutância de dispersão da armadura	X_l	15,8%
Constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto	T'_{do}	5,6 s
Constante de tempo subtransitória de eixo direto em circuito aberto	T''_{do}	0,08 s
Constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura em circuito aberto	T''_{qo}	0,15 s
Resistência do enrolamento de armadura	R_a	0%
Constante de inércia	H	4,938 s
Constante de amortecimento	D	0
Potência aparente nominal da máquina (base para os parâmetros)	S	184 MVA
Número de unidades iguais que constituem a máquina equivalente		**7 unid**
Frequência síncrona da máquina	F	60 Hz
Curva de saturação da máquina exponencial		A = 0,013 B = 7,92 C = 0,8

Tabela C.2 – Conjunto de Dados da Máquina de Polos Salientes da Barra 2

PARÂMETROS DA MÁQUINA		VALOR
Indutância síncrona de eixo direto	X_d	113,8%
Indutância síncrona de eixo em quadratura	X_q	68,1%
Indutância transitória de eixo direto	X'_d	35,0%
Indutância subtransitória de eixo direto	X''_d	28,8%
Indutância subtransitória de eixo em quadratura	X''_q	28,8%
Indutância de dispersão da armadura	X_l	15,8%
Constante de tempo transitória de eixo direto em circuito aberto	T'_{do}	5,6 s
Constante de tempo subtransitória de eixo direto em circuito aberto	T''_{do}	0,08 s
Constante de tempo subtransitória de eixo em quadratura em circuito aberto	T''_{qo}	0,15 s
Resistência do enrolamento de armadura	R_a	0%
Constante de inércia	H	4,938 s
Constante de amortecimento	D	0
Potência aparente nominal da máquina (base para os parâmetros)	S	184 MVA
Número de unidades iguais que constituem a máquina equivalente		**15 unid**
Frequência síncrona da máquina	F	60 Hz
Curva de saturação da máquina exponencial		A = 0,013 B = 7,92 C = 0,8

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

O controle associado ao compensador síncrono é o RAT de 1ª ordem de acordo com a Fig. C.1 e os controles do gerador são o RAT de 1ª ordem e o estabilizador das Figs. C.2 e C.3, respectivamente.

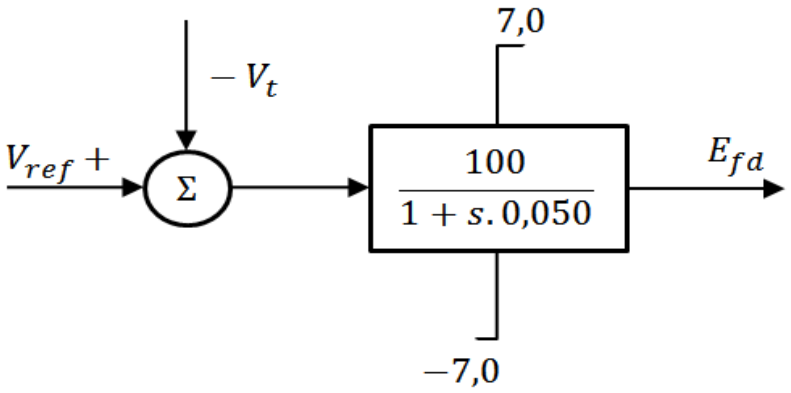


Figura C.1 – Modelo de RAT de 1ª Ordem Adotado para o Compensador Síncrono

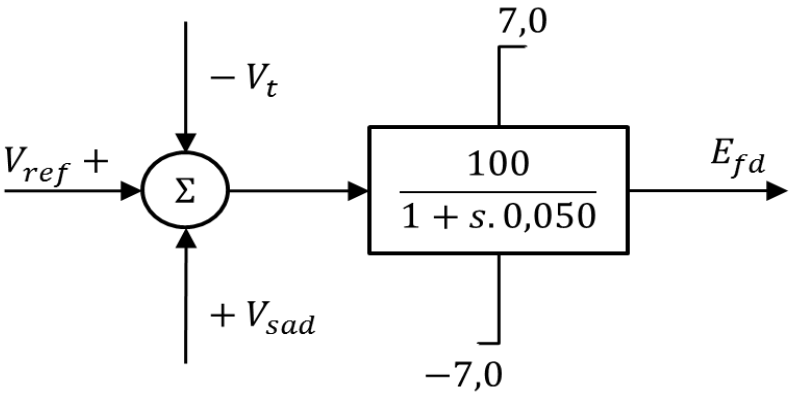


Figura C.2 – Modelo de RAT de 1ª Ordem Adotado para o Gerador Síncrono

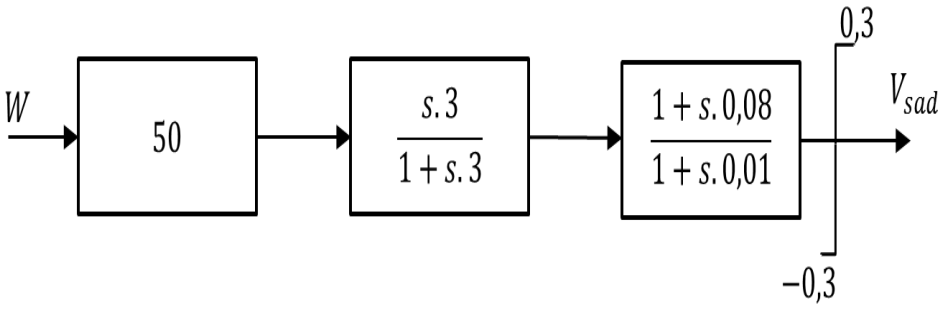


Figura C.3 – Estabilizador Adotado para o Gerador Síncrono

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

C.2.2

Aumento da Tensão Terminal do Compensador Síncrono de 1,02 para 1,03 pu (Teste 1)

Esse primeiro teste (denominado "Teste 1") tem a carga igual a 1.000 MW (modelada como 100% potência constante) e a linha de transmissão representada por uma impedância de $j0{,}10\ pu$ (modelo de linha adotado composto apenas por uma reatância série). Esta simplificação da linha não invalida os resultados, pois estes são confirmados na Seção C.3 onde é analisado um caso real do sistema elétrico brasileiro com os circuitos modelados utilizando os parâmetros reais das linhas (série e derivação).

O evento simulado nos programas Organon e Anatem consiste no aumento de 1% na tensão de referência do compensador (Barra 1) sendo os pontos de operação inicial e final ilustrados nas Figs. C.4 e C.5.

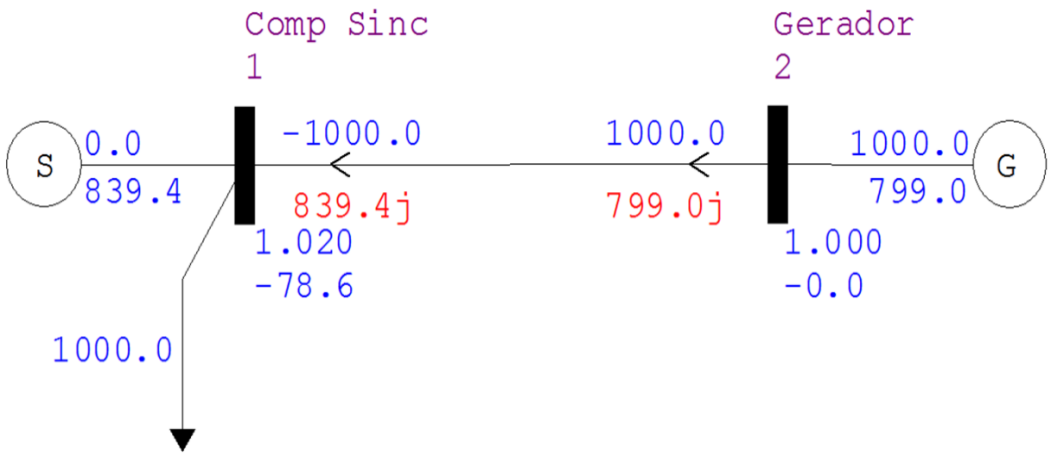


Figura C.4 - Ponto de Operação Inicial do Teste 1

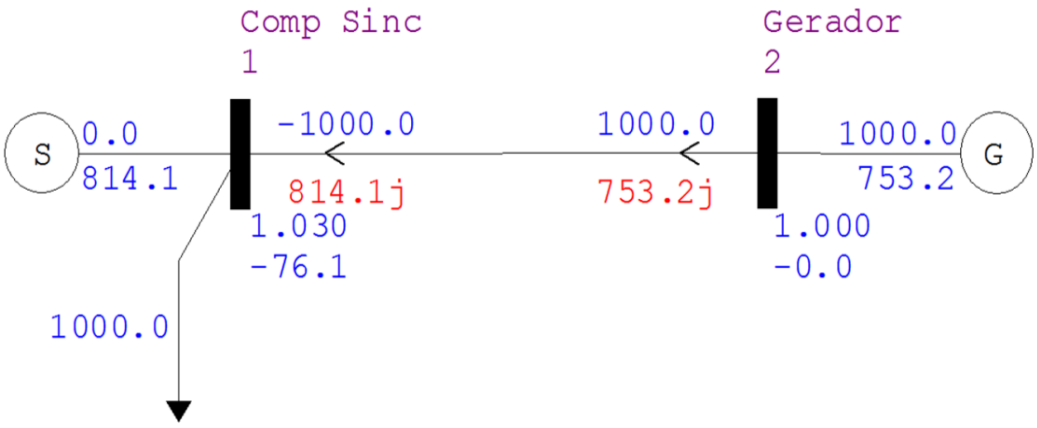


Figura C.5 - Ponto de Operação Final do Teste 1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

O ângulo da tensão terminal do gerador para o novo perfil de tensão é encontrado utilizando (2.37).

$$\theta_1 = arcsen\left(\frac{\frac{-1000}{100}0{,}1}{1{,}03.1{,}00}\right) = -76{,}14°$$

Desta forma, o fasor tensão terminal para o novo ponto em equilíbrio vale:

$$\dot{V}_1 = V_1\angle\theta_1 = 1{,}03\angle -76{,}14°\, pu \;=\; 0{,}25 - j1{,}00\, pu$$

Na Fig. C.6 mostra-se o comportamento do módulo da tensão terminal do compensador síncrono frente ao evento.

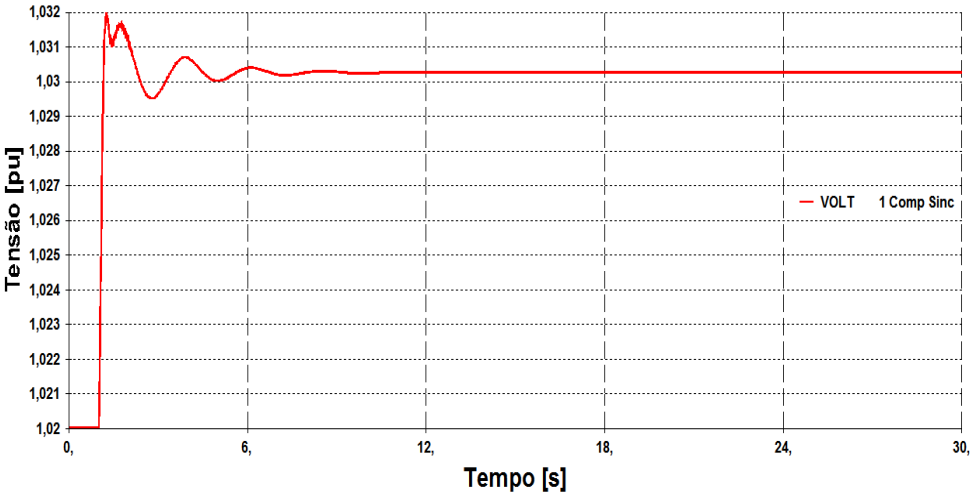


Figura C.6 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão V_t no Teste 1

Os fluxos de potência reativa para o novo ponto são encontrados por (2.15) e (2.17), e são validados pelas Figs. C.7 e C.8.

$$Q_{21} = \frac{1{,}00^2}{0{,}1} - \frac{1{,}03.1{,}00}{0{,}1}cos(-76{,}14°) = 7{,}5326 \text{ pu de Mvar ou } 753{,}26 \text{ Mvar}$$

$$Q_{12} = \frac{1{,}03^2}{0{,}1} - \frac{1{,}03.1{,}00}{0{,}1}cos(-76{,}14°) = 8{,}1416 \text{ pu de Mvar ou } 814{,}16 \text{ Mvar}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

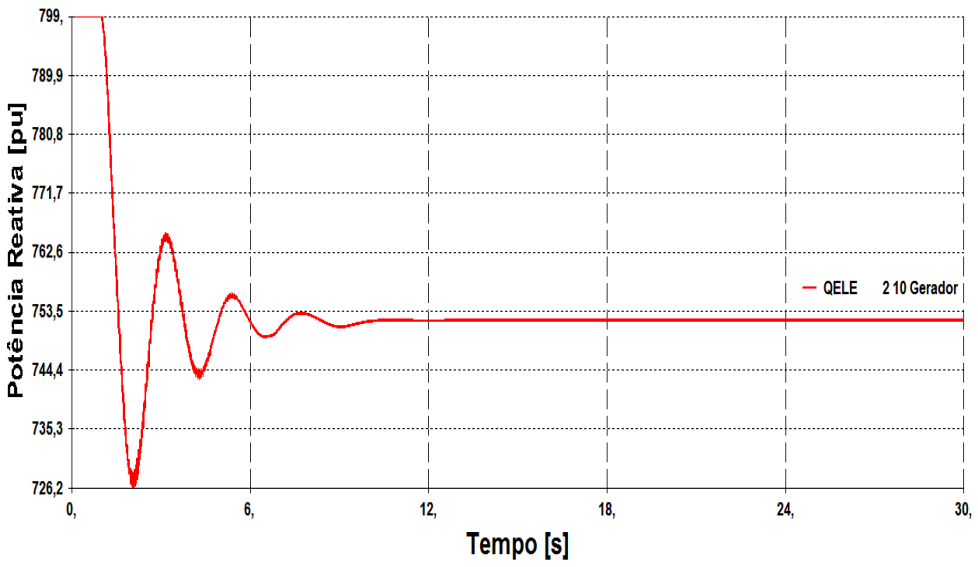


Figura C.7 – Resposta Dinâmica da Variável Q_{21} no Teste 1

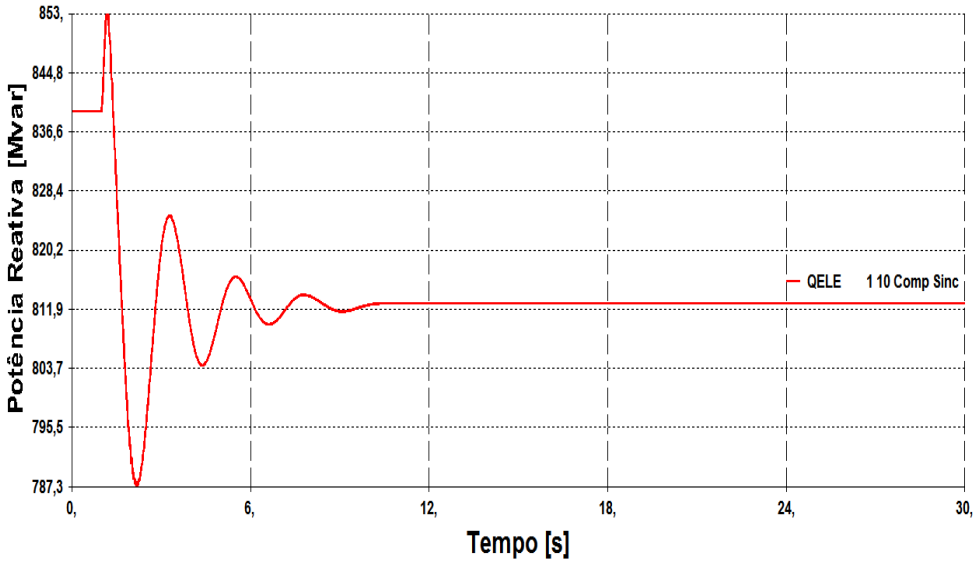


Figura C.8 – Resposta Dinâmica da Variável Q_{12} no Teste 1

Verifica-se na Fig. C.8 que o aumento em V_t provocou uma redução em Q_{12} de aproximadamente 25 Mvar. A relação inversa entre essas variáveis ocorre pelo fato dos pontos com $V_t = 1{,}02\ pu$ e $V_t = 1{,}03\ pu$ pertencerem a região do lado esquerdo da curva VQ do compensador síncrono (Fig. C.9).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

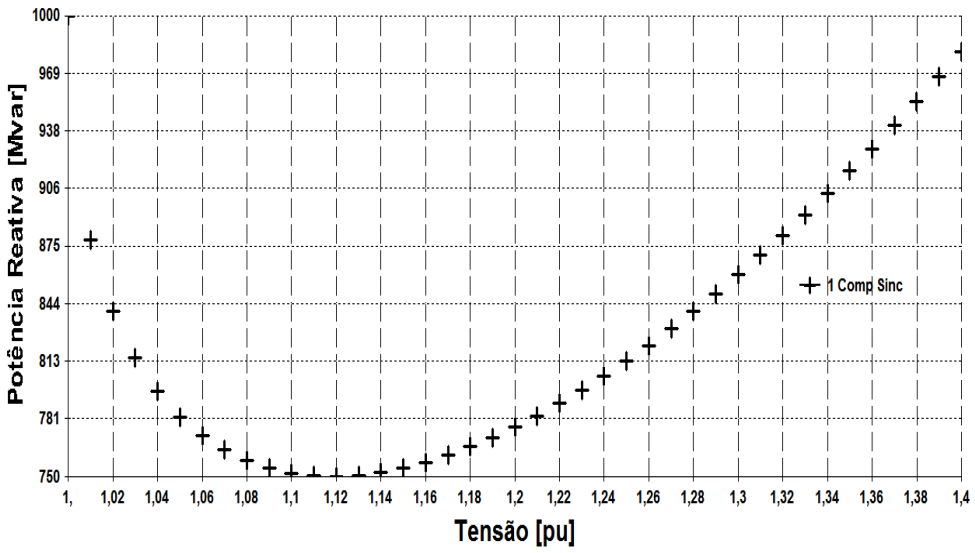


Figura C.9 - Curva VQ Estática do Compensador Síncrono no Teste 1

Na Fig. C.10 exibe-se o comportamento do consumo da potência reativa na rede, sendo determinada, para o ponto de operação final, somando-se os fluxos Q_{12} e Q_{21}.

$$Q_{total} = Q_{12} + Q_{21} = \frac{V_1^2 + V_2^2}{X_L} - 2\frac{V_1 V_2}{X_L} cos(\theta_1) = 1.567{,}42 \text{ Mvar}$$

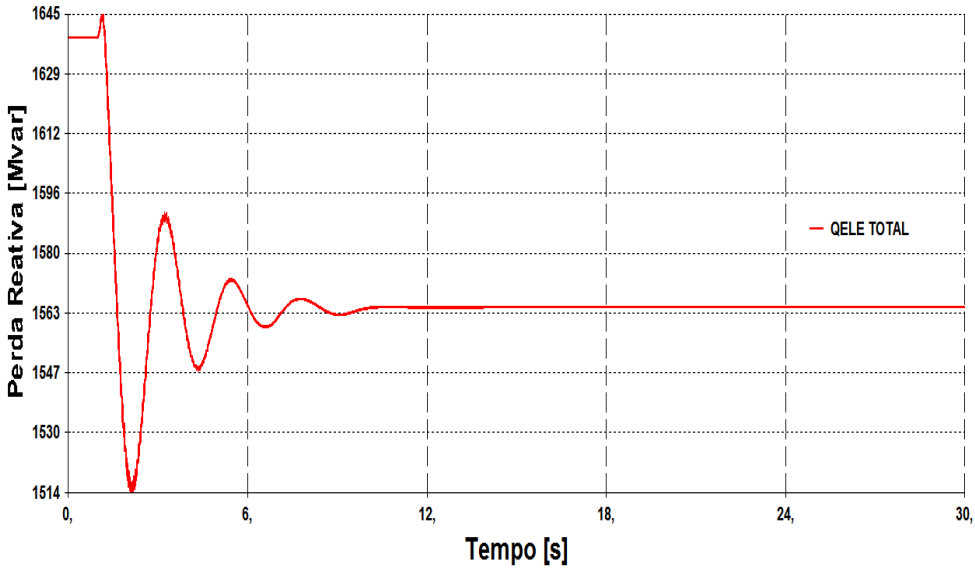


Figura C.10 – Comportamento no Tempo do Consumo de Potência Reativa na Rede no Teste 1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A corrente de linha que circulará, ao atingir o regime estacionário, é calculada por (2.38) ou (2.39). Então:

$$\dot{I}_{12} = \frac{1{,}03\angle -76{,}14° - 1{,}00\angle 0°}{0{,}1\angle 90°} = 12{,}52\angle 143{,}01°\, pu = -10{,}00 + j7{,}53\, pu$$

$$\dot{I}_{12}^{*} = \frac{\left[\frac{-1000}{100} + j\frac{814{,}16}{100}\right]}{1{,}03\angle -76{,}14°} = 12{,}52\angle -143{,}01°\, pu$$

A tensão terminal maior do compensador ocasiona redução na corrente de linha (Fig. C.11) e, por isso, o consumo de potência reativa no sistema também diminui (queda de 71 Mvar segundo a Fig. C.10).

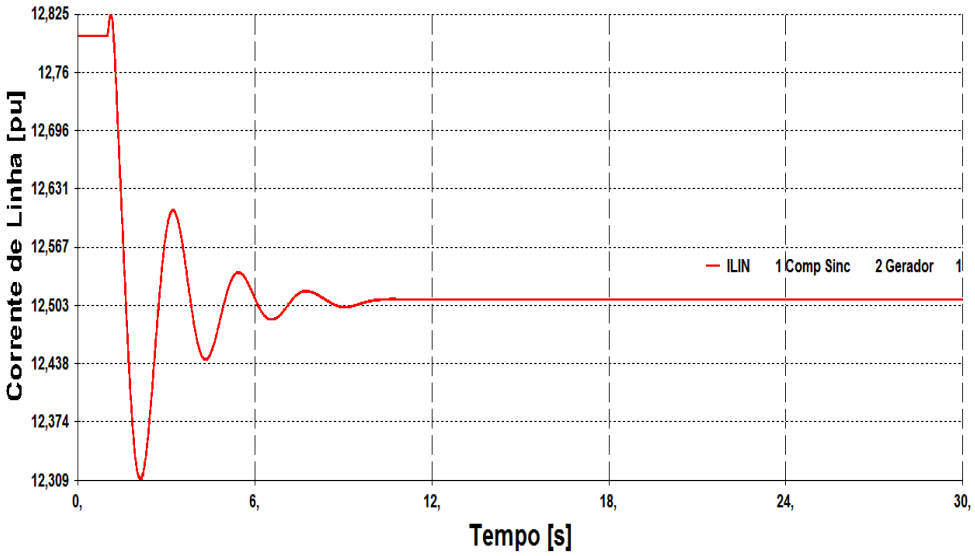


Figura C.11 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente de Linha no Teste 1

A corrente da armadura das unidades geradoras é dada por (2.41). Deste modo:

$$\dot{I}_{armadura}^{*} = \frac{\left[\frac{j\left(\frac{814{,}16}{7}\right)}{184}\right]}{1{,}03\angle -76{,}14°} = 0{,}61\angle 166{,}14°\, pu$$

$$\dot{I}_{armadura} = 0{,}61\angle -166{,}14°\, pu = -0{,}60 - j0{,}15\, pu$$

Este resultado do módulo da corrente de armadura para o novo ponto de equilíbrio é confirmado através da Fig. C.12.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

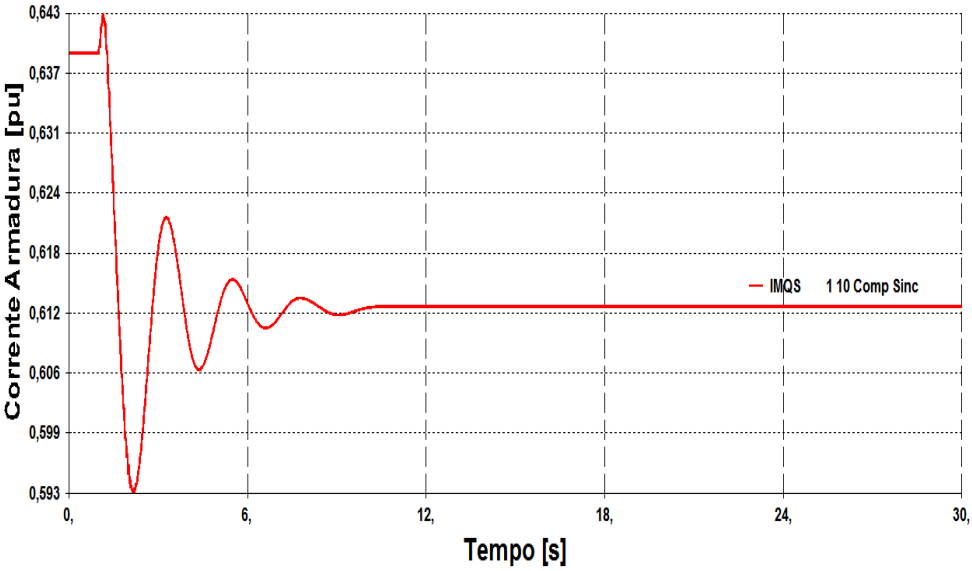


Figura C.12 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente de Armadura no Teste 1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A equação (2.27) permite encontrar o valor do ângulo de carga do compensador síncrono para o novo ponto de equilíbrio. Desta maneira:

$$E_q\angle\delta = 1{,}03\angle -76{,}14° + j0{,}681(0{,}61\angle -166{,}14°)$$

$$E_q\angle\delta = 1{,}45\angle -76{,}14° \rightarrow \delta = -76{,}14°$$

A corrente e a tensão da armadura projetadas nos eixos d e q são definidas por (2.42) e (2.43), respectivamente, e correspondem a:

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen(-76{,}14°) & -\cos(-76{,}14°) \\ cos(-76{,}14°) & sen(-76{,}14°) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -0{,}60 \\ -0{,}15 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}613 \\ 0{,}000 \end{bmatrix} pu$$

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen(-76{,}14°) & -cos(-76{,}14°) \\ cos(-76{,}14°) & sen(-76{,}14°) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}25 \\ -1{,}00 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}000 \\ 1{,}030 \end{bmatrix} pu$$

Os valores estimados anteriormente são ratificados pelas Figs. C.13 a C.16.

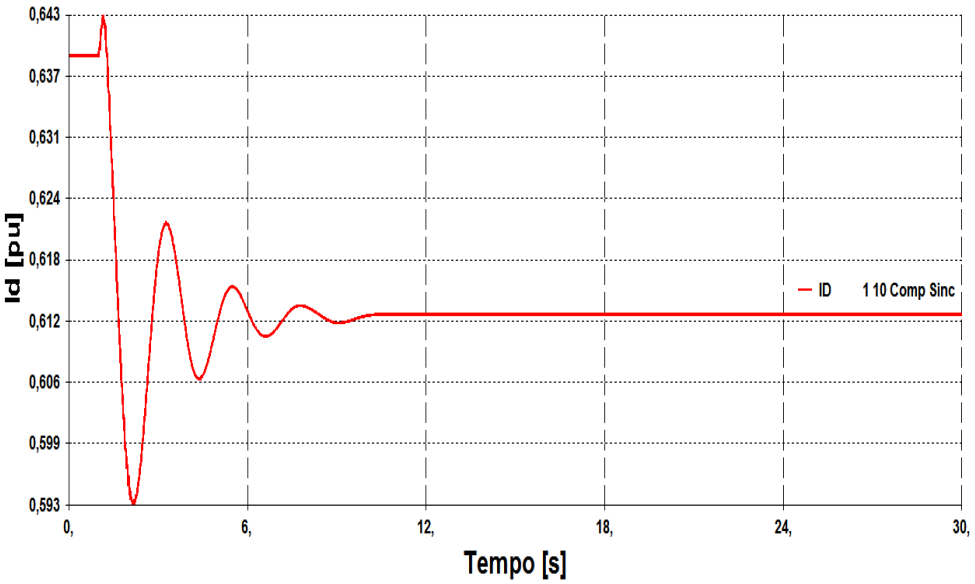


Figura C.13 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_d no Teste 1

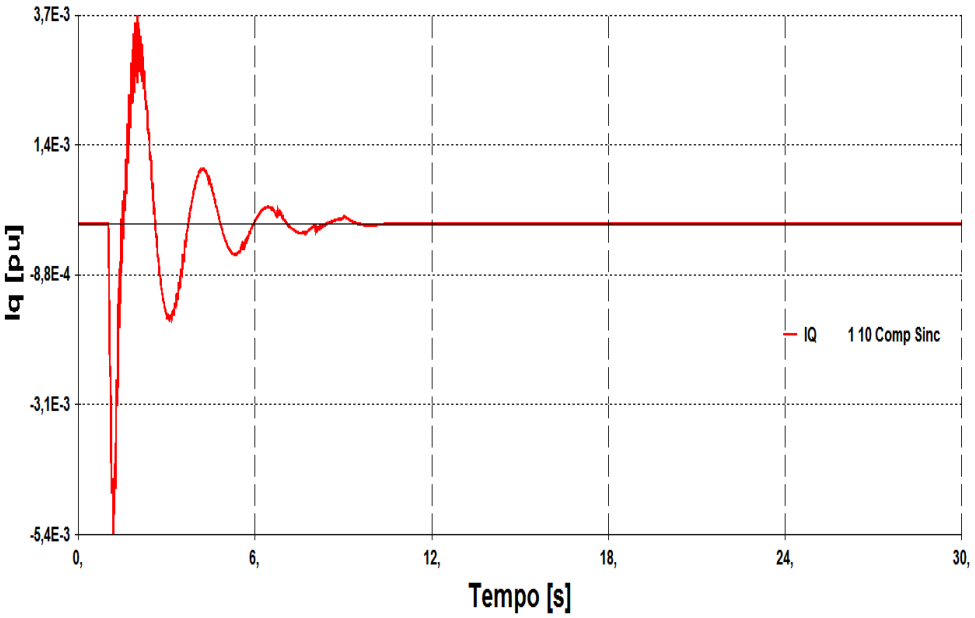


Figura C.14 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_q no Teste 1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

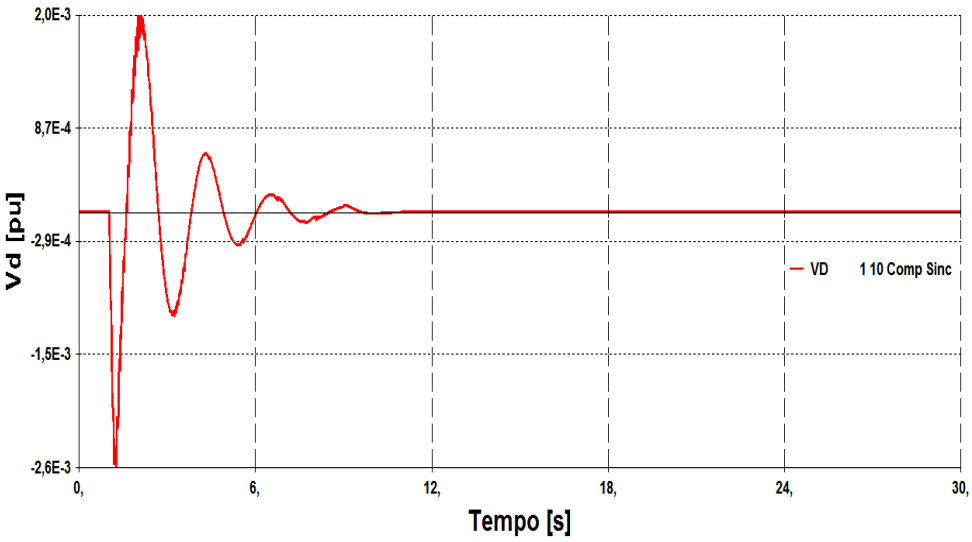


Figura C.15 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_d no Teste 1

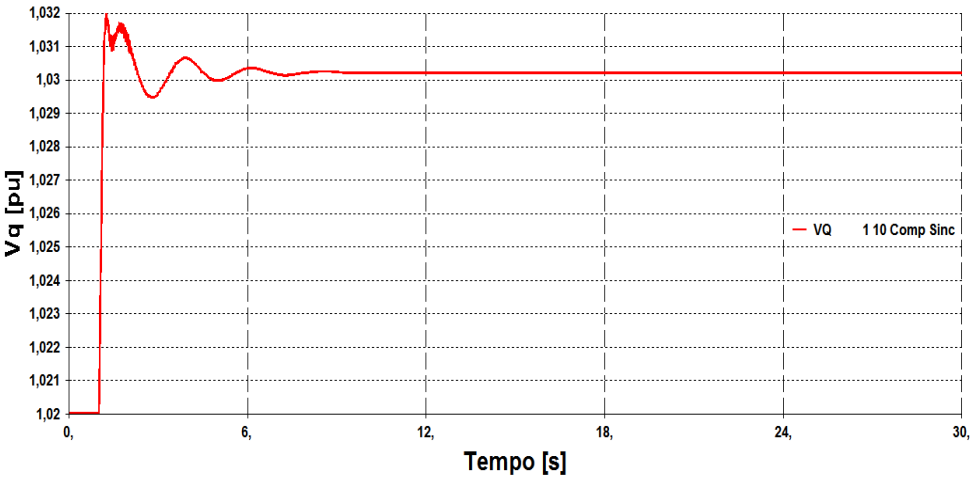


Figura C.16 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_q no Teste 1

Os valores das tensões subtransitórias E_d'', E_q'' e E'' são calculados através de (2.44), (2.45) e (2.46). Ou seja:

$$E_d'' = 0{,}000 - 0{,}288.0{,}000 = 0{,}000\ pu$$

$$E_q'' = 1{,}030 + 0{,}288.0{,}613 = 1{,}206\ pu$$

$$E'' = 1{,}21\angle 90{,}00°\ pu$$

As variáveis E_d'', E_q'' e E'' tem seus valores calculados corroborados pelo exame das curvas retratadas nas Figs. C.17 a C.19.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

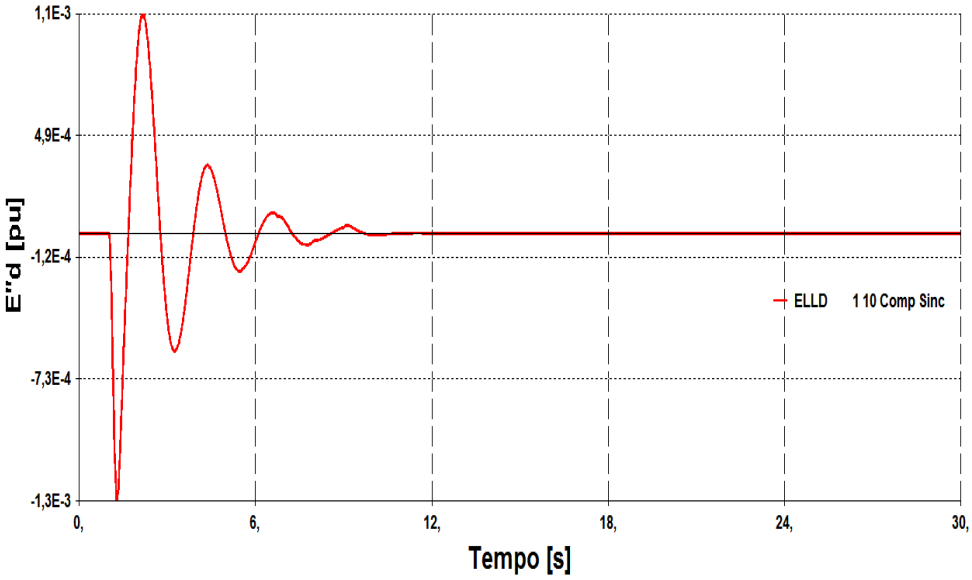


Figura C.17 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_d'' no Teste 1

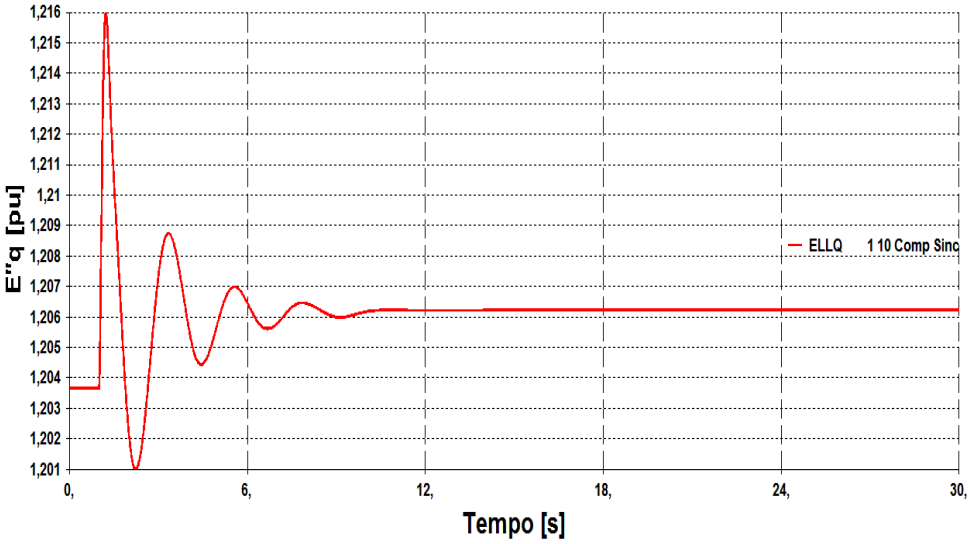


Figura C.18 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_q'' no Teste 1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

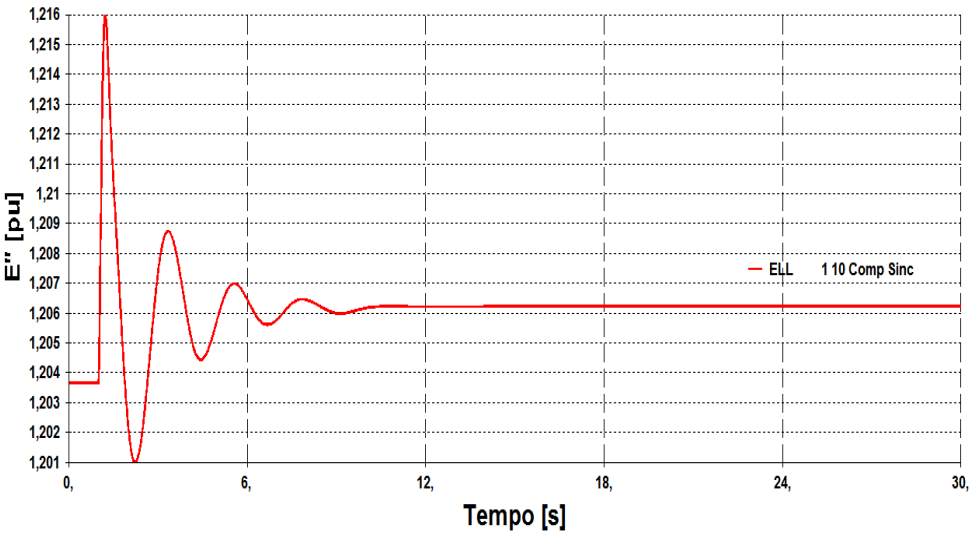


Figura C.19 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão E'' no Teste 1

O valor da tensão transitória E'_q é estabelecido por (2.29) e tem seu comportamento no tempo exposto na Fig. C.20.

$$E'_q = 1{,}206 + (0{,}350 - 0{,}288)0{,}613 = 1{,}245\ pu$$

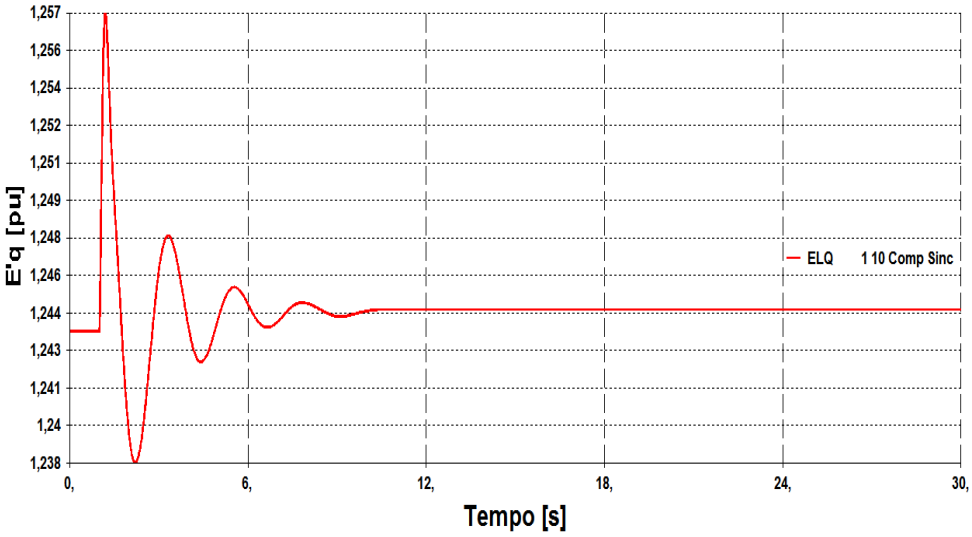


Figura C.20 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E'_q no Teste 1

A equação (2.30) estabelece a tensão de campo da máquina em equilíbrio e na Fig. C.21 exibe-se o comportamento dinâmico da variável.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$$E_{fd} = -\frac{1{,}138 - 0{,}35}{0{,}35 - 0{,}158}1{,}206 + \frac{1{,}138 - 0{,}158}{0{,}35 - 0{,}158}1{,}245 + \frac{(1{,}138 - 0{,}35)(0{,}288 - 0{,}158)}{0{,}35 - 0{,}158}0{,}613 + 0{,}013e^{7{,}92(1{,}245-0{,}8)} = 2{,}169\ pu$$

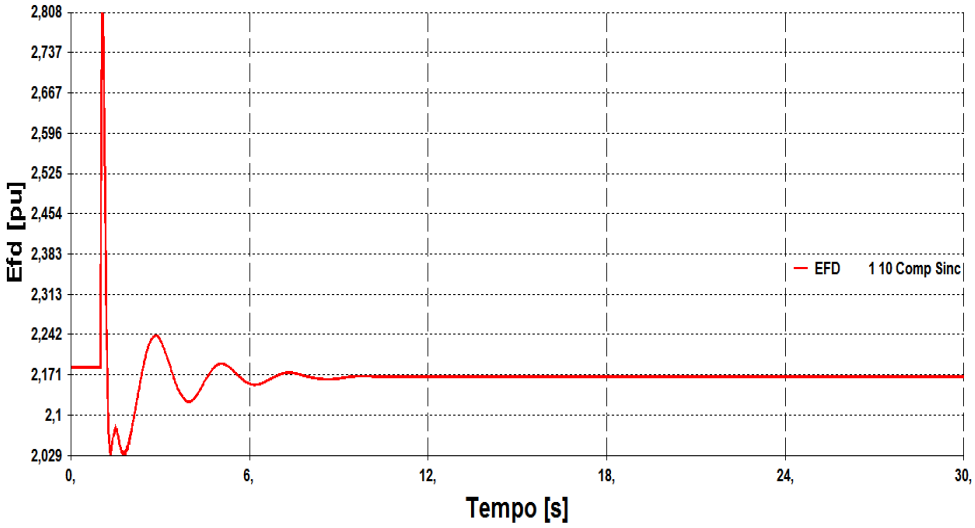


Figura C.21 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_{fd} no Teste 1

Na Fig. C.22 nota-se que o aumento em V_t resultou em E_{fd} menor (reduziu de 2,184 para 2,169 pu) indicando relação inversa entre essas variáveis de controle (compensador no lado esquerdo da curva VE_{fd}). Esse resultado aponta que o controle responde de forma correta independente do lado de operação da curva VE_{fd}.

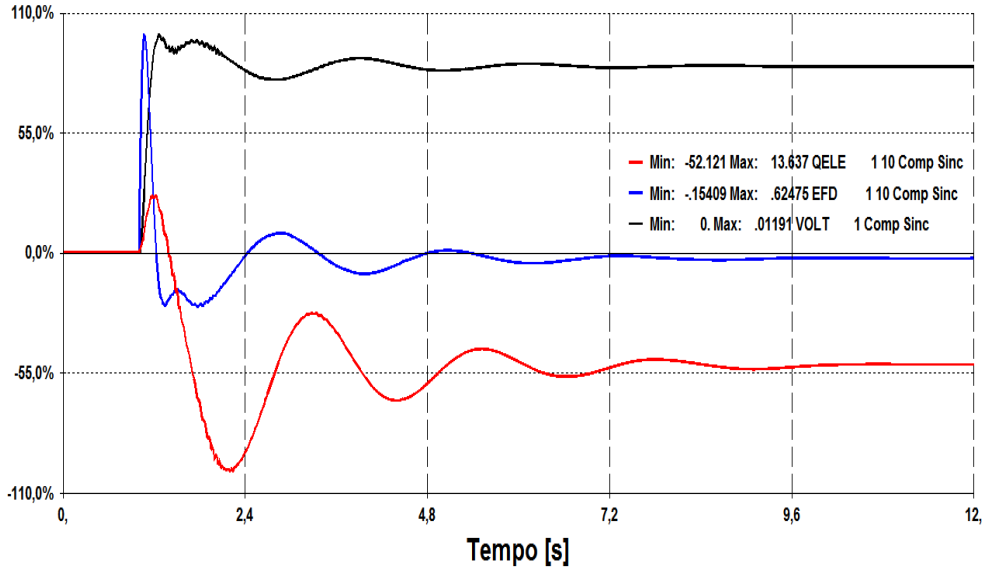


Figura C.22 - Variação das Grandezas V_t, E_{fd} e Q_{ele} no Teste 1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

C.2.2.1
Conclusão Teste 1

A análise do sistema do ponto de vista estático mostrou que V_t mais elevada reduz a corrente na linha e, por conseguinte, diminui o consumo de potência reativa na rede. Do ponto de vista dinâmico, para a tensão terminal subir, a excitação também sobe nos instantes iniciais devido à reposta ao degrau positivo do RAT de primeira ordem e, após isto, com a redução da corrente de linha e com a rede demandando menos potência reativa, a tensão de campo se acomoda em valor menor que o valor inicial. Esta constatação é explicada pelo fato do erro de controle, diferença entre a tensão de referência (V_{ref} que é uma constante) e a tensão terminal (V_t que é uma função da própria excitação da máquina e da excitação do sistema) ter diminuído. Em outras palavras, existem dois fatores influenciando a tensão terminal do compensador o que é comprovado através da análise da equação elétrica do estator em equilíbrio (2.24) em que o fasor $\dot{V}_t$ é diretamente proporcional à corrente de campo, ou excitação da máquina (i_{fd}), e à corrente do estator ($i_d + ji_q$) que é uma função da excitação do sistema.

Com isso, pode-se afirmar que, havendo capacidade para o controle de tensão, a ação de controle através do compensador é adequada independente do lado de operação nas curvas VQ e VE_{fd}. Isto é, essa atuação correta do controle para as situações especiais, além de não ser intuitiva, serve para contra-argumentar os critérios de estabilidade referente ao método da curva VQ [1] e da matriz [VCS] [3]. Ademais, a simulação realizada indica que o comportamento em regime permanente e dinâmico são coerentes com o fato do ponto de operação pertencer ao lado esquerdo das curvas e que o ponto de equilíbrio estático (no lado esquerdo das curvas) pode ser assintoticamente estável contrariando o critério de estabilidade de tensão a pequenas perturbações [1].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

C.2.3

Aumento da Tensão Terminal do Compensador Síncrono de 1,03 para 1,06 pu (Teste 2)

O evento simulado no "Teste 2" refere-se ao aumento da tensão terminal do compensador de 1,03 para 1,06 pu (variação de 3% em V_{ref}). O ponto de operação inicial e final são mostrados nas Figs. C.5 e C.23, e o comportamento da tensão no tempo é exibido na Fig. C.24. Os dados de rede e de máquinas utilizados são similares ao teste anterior.

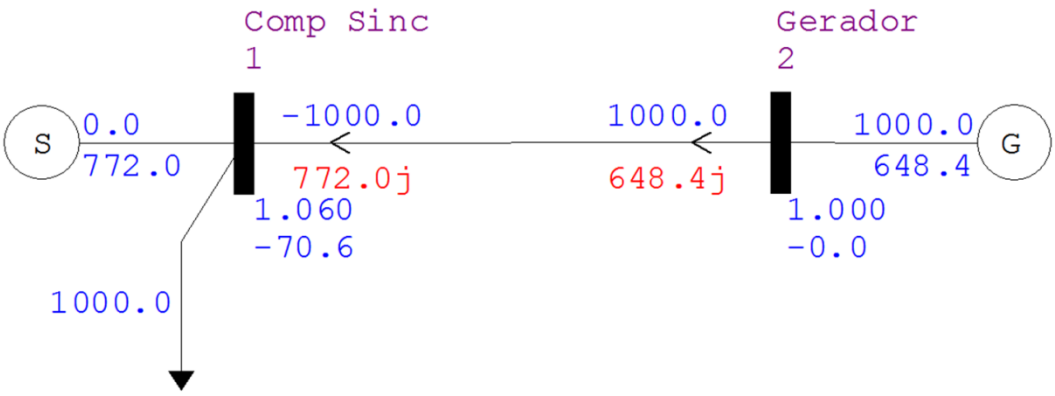


Figura C.23 - Ponto de Operação Final do Teste 2

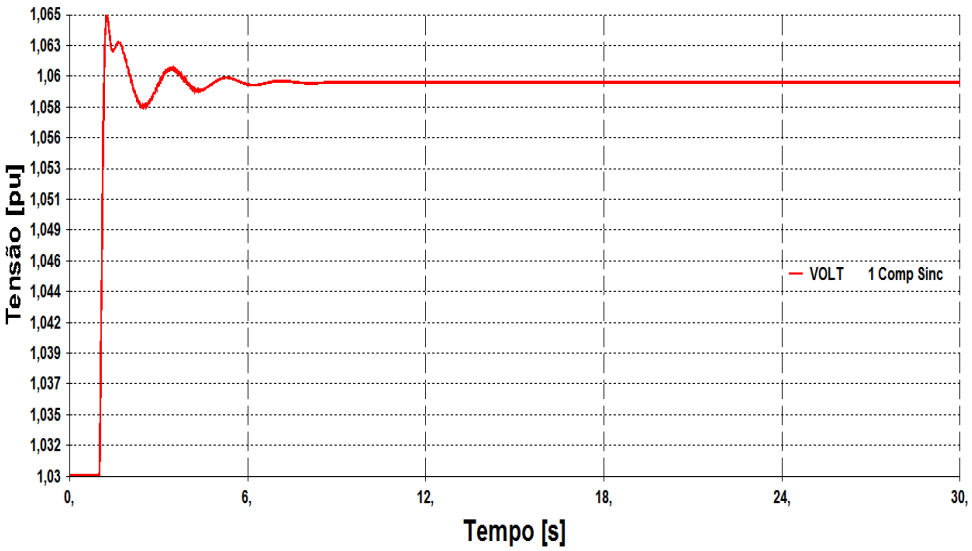


Figura C.24 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão V_t no Teste 2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

O ângulo da tensão terminal para o novo perfil de tensão encontrado através de (2.37) corresponde a:

$$\theta_1 = arcsen\left(\frac{\frac{-1000}{100}0{,}1}{1{,}06.1{,}00}\right) = -70{,}63°$$

Então, o fasor tensão terminal para o novo ponto em equilíbrio fica igual a:

$$\dot{V}_1 = V_1\angle\theta_1 = 1{,}06\angle -70{,}63°\, pu \;=\; 0{,}35 - j1{,}00\, pu$$

Os fluxos de potência reativa do sistema são calculados por (2.15) e (2.17). Estes fluxos e o consumo de potência reativa pela rede são validados pela análise das Figs. C.25 a C.27.

$$Q_{21} = \frac{1{,}00^2}{0{,}1} - \frac{1{,}06.1{,}00}{0{,}1}cos(-70{,}63°) = 6{,}4843\, pu\ de\ Mvar\ ou\ 648{,}4\, Mvar$$

$$Q_{12} = \frac{1{,}06^2}{0{,}1} - \frac{1{,}06.1{,}00}{0{,}1}cos(-70{,}63°) = 7{,}7203\, pu\ de\ Mvar\ ou\ 772{,}0\, Mvar$$

$$Q_{total} = Q_{12} + Q_{21} = 1.420{,}46 \text{ Mvar}$$

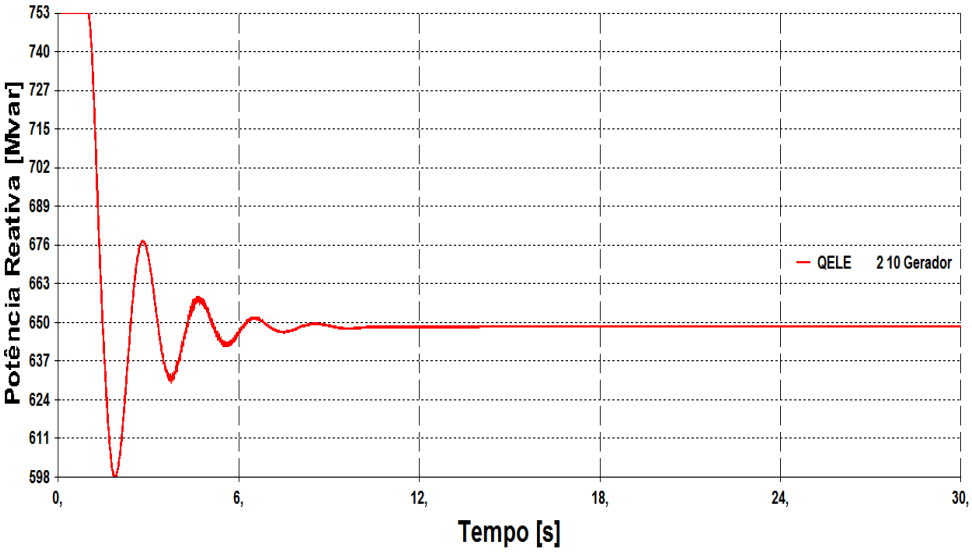


Figura C.25 – Resposta Dinâmica da Variável Potência Q_{21} no Teste 2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

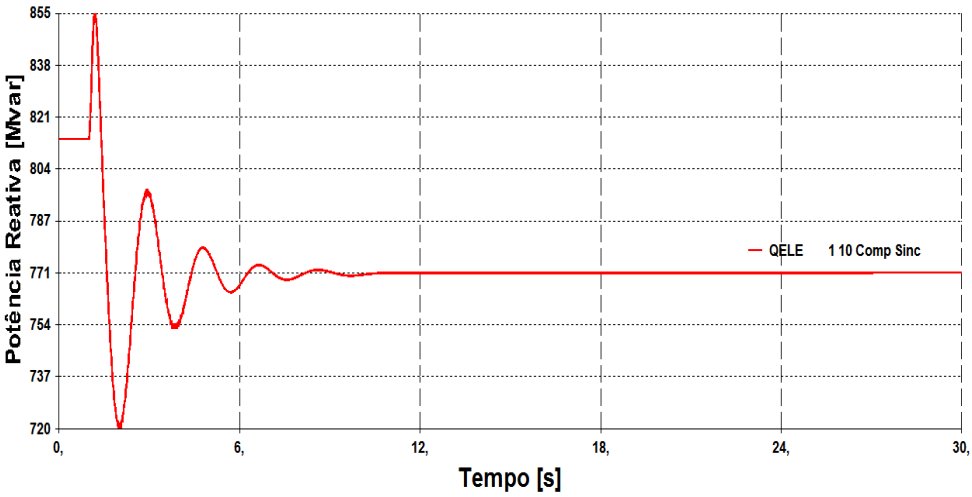


Figura C.26 – Resposta Dinâmica da Variável Potência Q_{12} no Teste 2

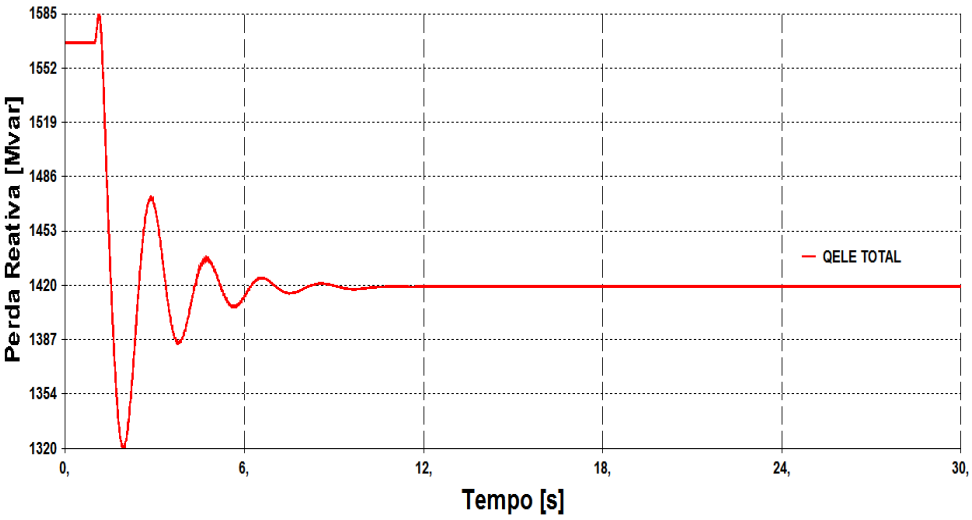


Figura C.27 – Comportamento no Tempo do Consumo de Potência Reativa na Rede para o Teste 2

As simulações indicam que o aumento da tensão terminal é atingido com a redução de 44 Mvar da potência reativa gerada pelo compensador síncrono (verificado na Fig. C.26). E, mais uma vez, a relação inversa entre essas variáveis da máquina ocorre devido à operação do gerador no lado esquerdo da curva VQ (os pontos com $V_t = 1{,}03\ pu$ e $V_t = 1{,}06\ pu$ estão localizados à esquerda na Fig. C.9).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

As equações (2.38) e (2.41) definem os valores das correntes de linha e da armadura para o novo ponto de equilíbrio sendo possível comprová-los através de exame das Figs. C.28 e C.29.

$$\dot{I}_{12} = \frac{1{,}06\angle{-70{,}63°} - 1{,}00\angle 0°}{0{,}1\angle 90°} = 11{,}92\angle 147{,}04°\, pu = -10{,}00 + j6{,}48\, pu$$

$$\dot{I}^{*}_{armadura} = \frac{\left[\frac{j\left(\frac{772{,}03}{7}\right)}{184}\right]}{1{,}06\angle{-70{,}63°}} = 0{,}566\angle 160{,}63°\, pu$$

$$\dot{I}_{armadura} = 0{,}566\angle -160{,}63°\, pu = -0{,}53 - j0{,}19\, pu$$

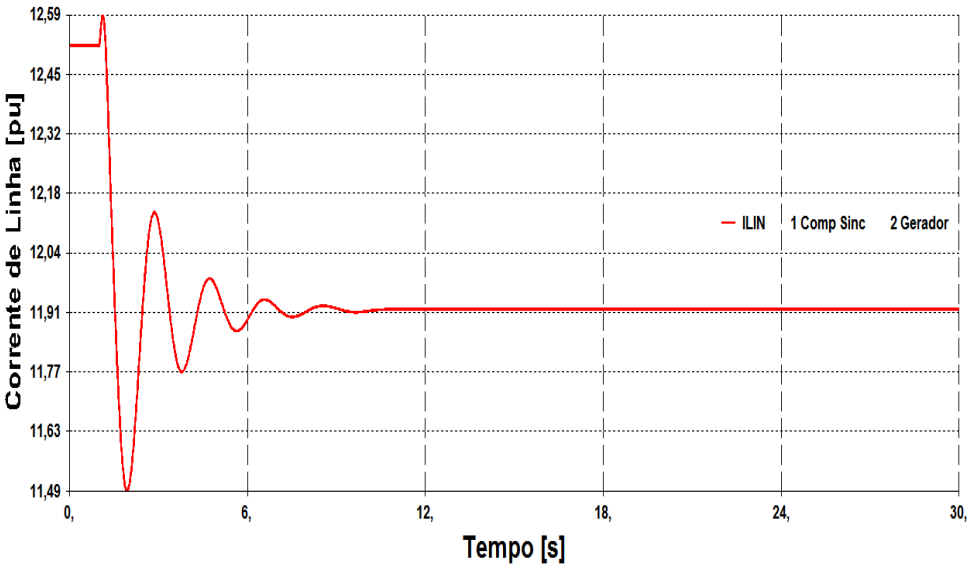


Figura C.28 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente de Linha no Teste 2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

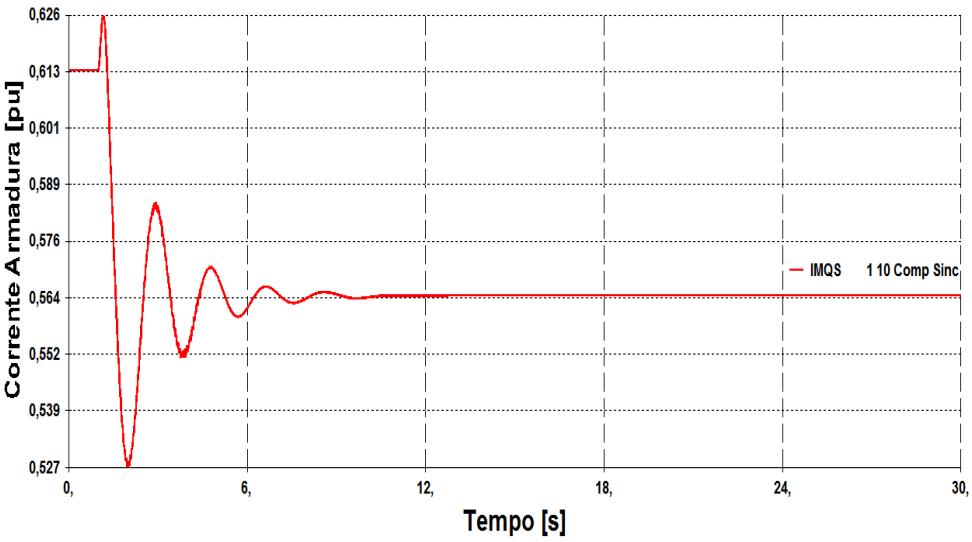


Figura C.29 – Resposta Dinâmica do Módulo da Corrente de Armadura no Teste 2

O gráfico da corrente de linha (Fig. C.28) comprova que a tensão terminal da máquina mais elevada reduz a corrente e, como consequência, diminui o consumo de potência reativa no sistema (queda de aproximadamente 148 Mvar, segundo Fig C.27).

O ângulo da máquina em regime estacionário dado por (2.27) corresponde a:

$$E_q\angle\delta = 1{,}06\angle -70{,}63° + j0{,}681(0{,}566\angle -160{,}63°)$$

$$E_q\angle\delta = 1{,}45\angle -70{,}63° \rightarrow \delta = -70{,}63°$$

A corrente e a tensão da armadura são definidas por (2.42) e (2.43). Esses valores estipulados são confirmados através de inspeção nas Figs. C.30 a C.33.

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen(-70{,}63°) & -cos(-70{,}63°) \\ cos(-70{,}63°) & sen(-70{,}63°) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -0{,}53 \\ -0{,}19 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}566 \\ 0{,}000 \end{bmatrix} pu$$

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen(-70{,}63°) & -cos(-70{,}63°) \\ cos(-70{,}63°) & sen(-70{,}63°) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0{,}35 \\ -1{,}00 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0{,}000 \\ 1{,}060 \end{bmatrix} pu$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

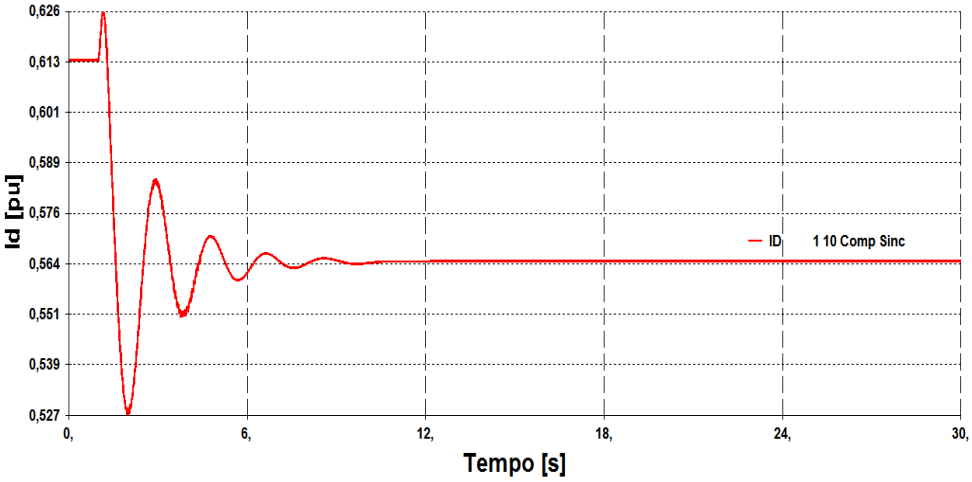


Figura C.30 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_d no Teste 2

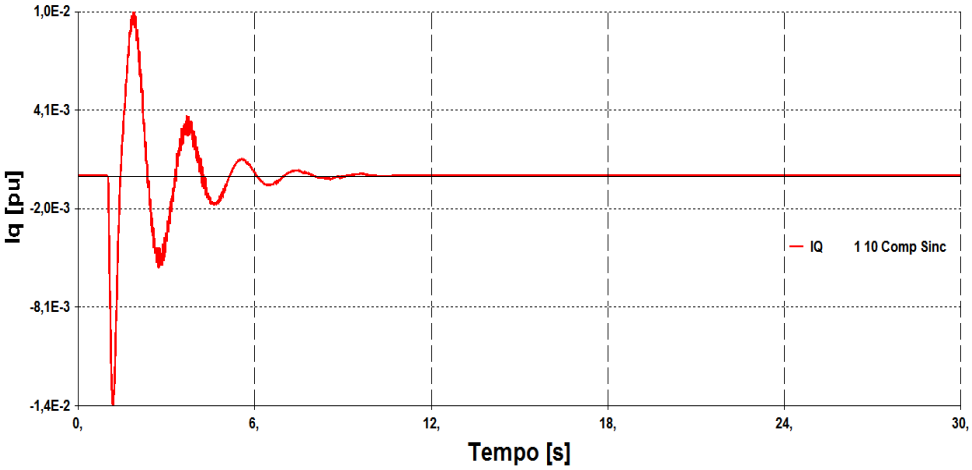


Figura C.31 – Resposta Dinâmica da Variável Corrente i_q no Teste 2

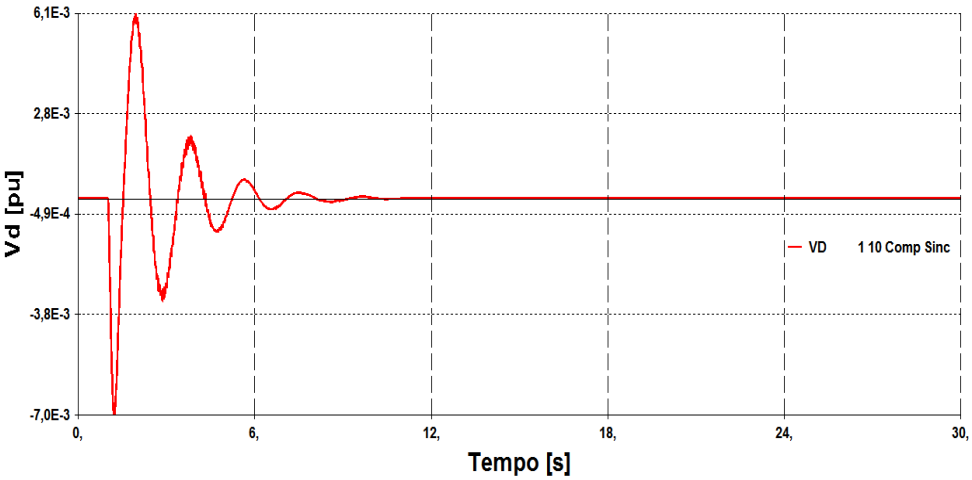


Figura C.32 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_d no Teste 2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

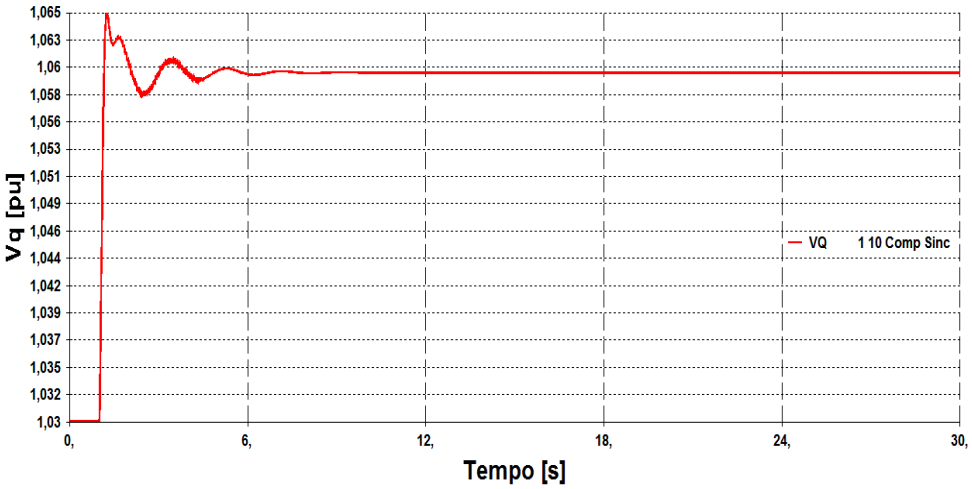


Figura C.33 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão v_q no Teste 2

Os valores das tensões subtransitórias da máquina são encontrados utilizando (2.44), (2.45) e (2.46). Os cálculos são validados pelas simulações no tempo retratadas nas Figs. C.34 a C.36.

$$E_d'' = 0{,}000 - 0{,}288.0{,}000 = 0{,}000\ pu$$

$$E_q'' = 1{,}060 + 0{,}288.0{,}566 = 1{,}223\ pu$$

$$E'' = 1{,}22\angle 90{,}0°\ pu$$

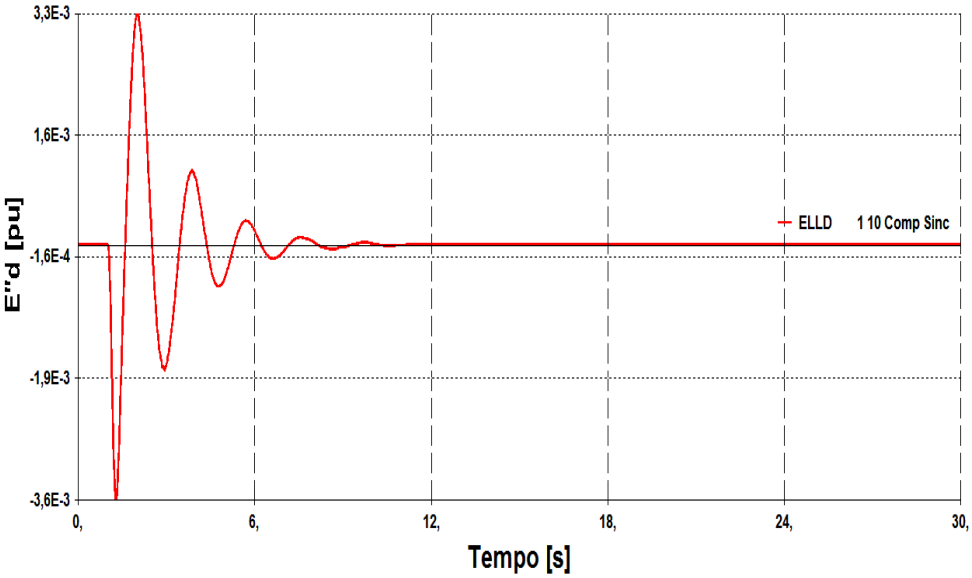


Figura C.34 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_d'' no Teste 2

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

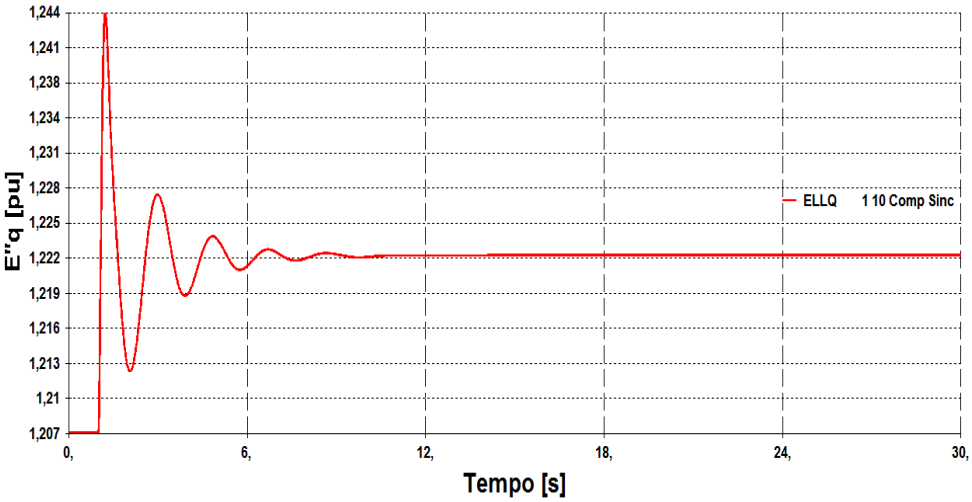


Figura C.35 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_q'' no Teste 2

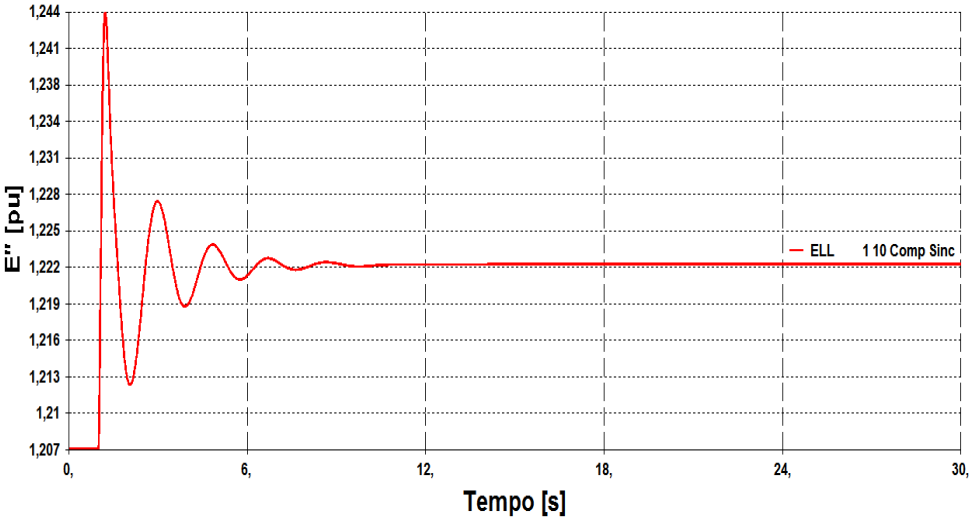


Figura C.36 – Resposta Dinâmica do Módulo da Tensão E'' no Teste 2

Por fim, as tensões em equilíbrio de E_q' e E_{fd} são estabelecidas por (2.29) e (2.30), e suas curvas dinâmicas são mostradas nas Figs. C.37 e C.38.

$$E_q' = 1{,}223 \ + (0{,}35 - 0{,}288)0{,}566 = 1{,}258\ pu$$

$$E_{fd} = -\frac{1{,}138 - 0{,}35}{0{,}35 - 0{,}158}1{,}223 + \frac{1{,}138 - 0{,}158}{0{,}35 - 0{,}158}1{,}258 + \frac{(1{,}138 - 0{,}35)(0{,}288 - 0{,}158)}{0{,}35 - 0{,}158}0{,}566$$
$$+ 0{,}013e^{7{,}92(1{,}258-0{,}8)} = 2{,}192\ pu$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

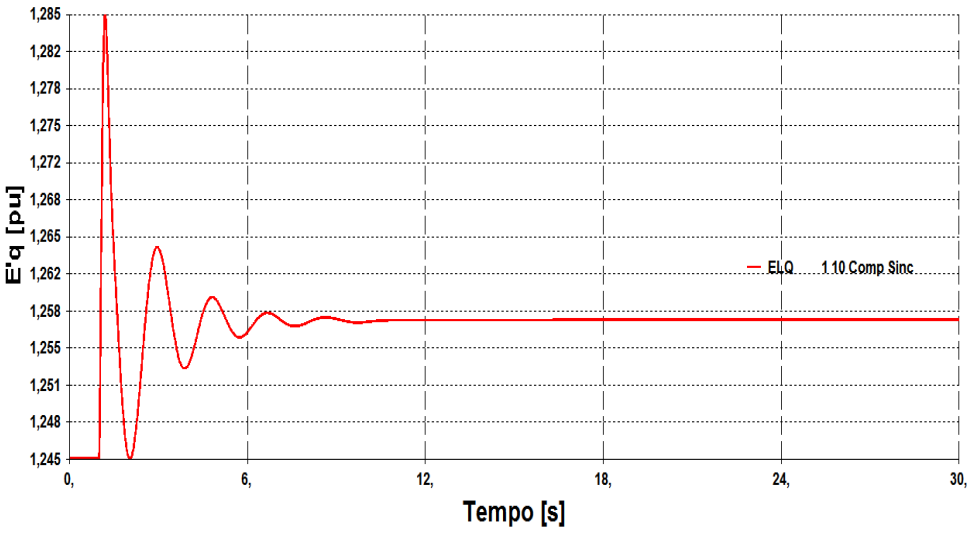


Figura C.37 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_q' no Teste 2

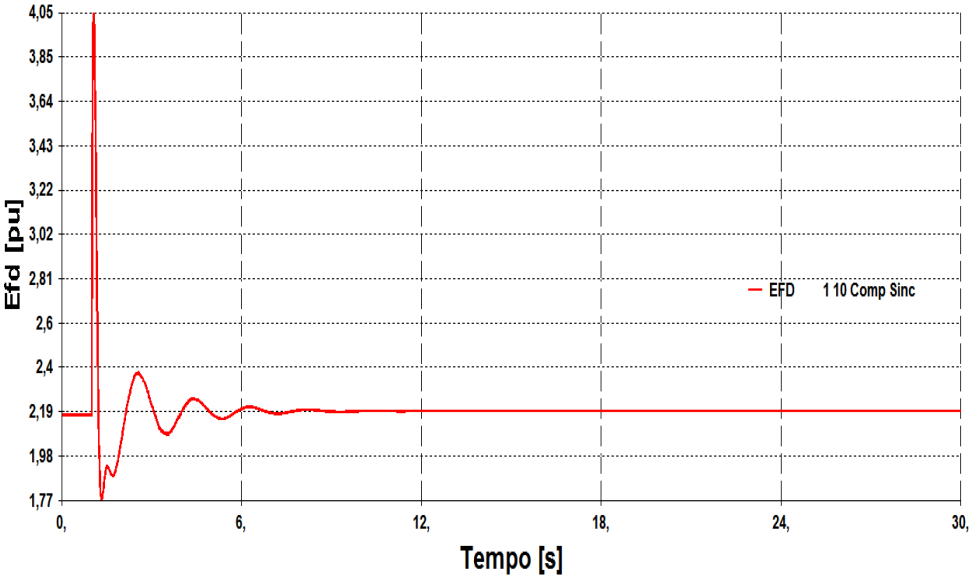


Figura C.38 – Resposta Dinâmica da Variável Tensão E_{fd} no Teste 2

Na Fig. C.39 percebe-se que, embora esse teste tenha o compensador operando no lado esquerdo da curva VQ, a tensão E_{fd} aumenta (aumentou de 2,169 para 2,192 pu) indicando relação direta entre as variáveis de controle da máquina (quer dizer, compensador operando no lado direito da curva VE_{fd}).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

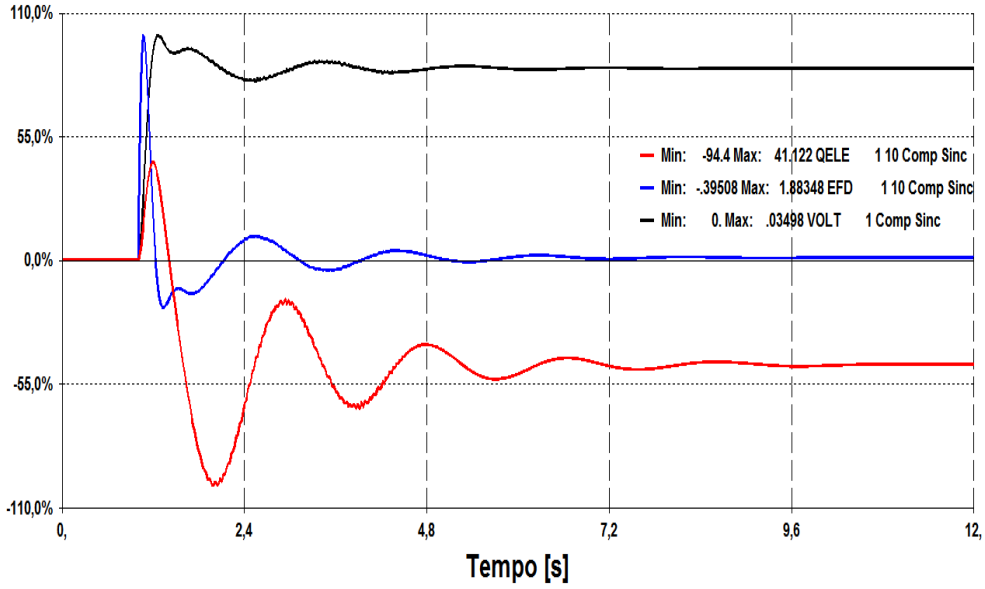


Figura C.39 – Variação das Grandezas V_t, E_{fd} e Q_{ele} no Teste 2

Assim como no caso com o gerador síncrono, esta diferença entre as regiões de operação do compensador na curva VQ (lado esquerdo) e na curva VE_{fd} (lado direito) surge porque os pontos de fronteira das curvas ocorrem para diferentes valores de tensão terminal. Isto pode ser ilustrado pelas curvas VQ e VE_{fd} dinâmicas do compensador síncrono (Figs. C.40 e C.41) que foram construídas variando-se a tensão terminal de 1,00 até 1,18 pu através da implementação de sucessivos incrementos de 1,00% em V_{ref} (total de 18 incrementos).

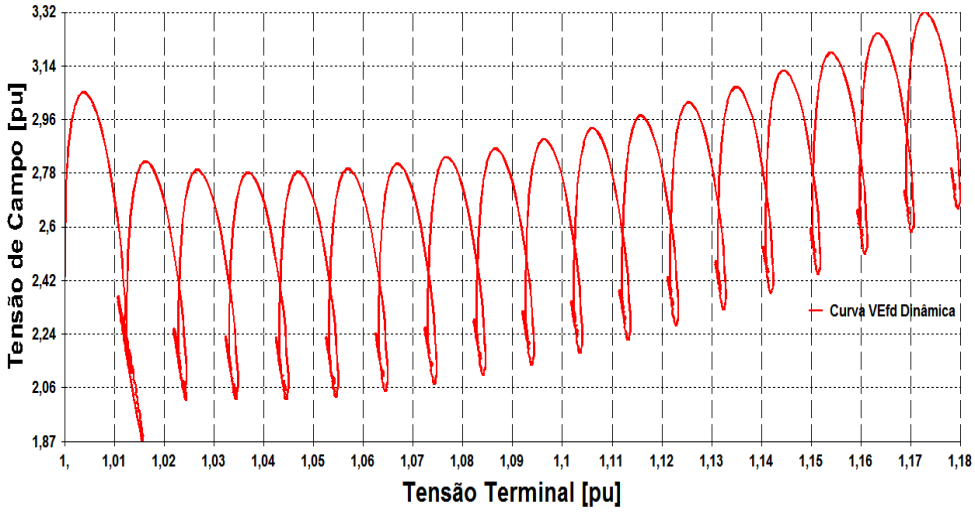


Figura C.40 - Curva VE_{fd} Dinâmica do Compensador Síncrono

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

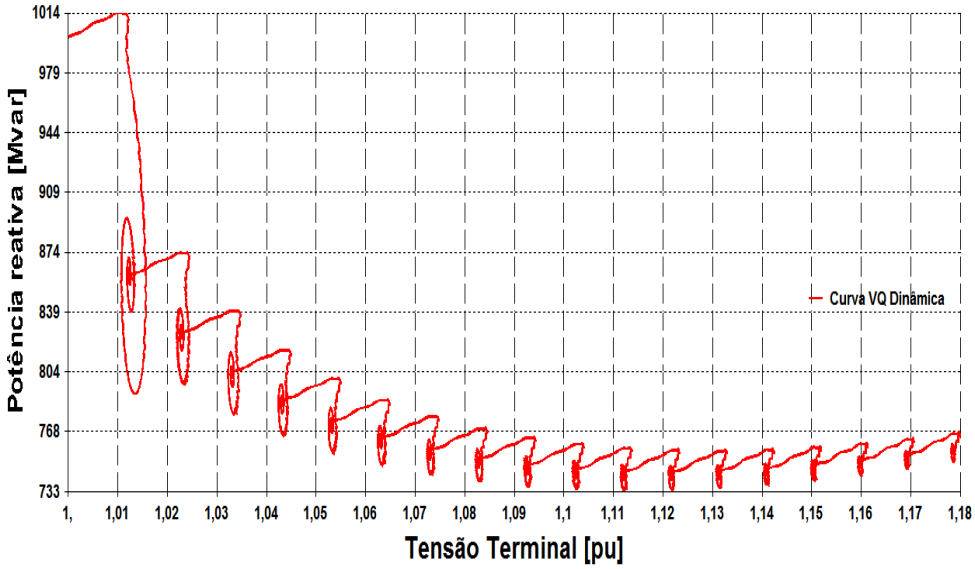


Figura C.41 - Curva VQ Dinâmica do Compensador Síncrono

A análise das Figs. C.40 e C.41 mostra que o ponto de fronteira da curva VE_{fd} ocorre para um valor de tensão terminal menor quando comparado com a fronteira da curva VQ (aproximadamente 1,03 pu e 1,11 pu, respectivamente) e, como o evento do "Teste 2" ocorre para valores de tensão terminal situados na região entre os pontos de fronteira das curvas ($V_t^{inicial} = 1{,}03\ pu$ e $V_t^{final} = 1{,}06\ pu$), o aumento da tensão do gerador é alcançado com a redução em Q_{ele} e com o aumento de E_{fd}. Ademais, essas figuras ilustram que a operação do compensador próximo ao ponto de fronteira (limite de estabilidade de tensão) ou a ultrapassagem do ponto de fronteira das curvas VQ e VE_{fd} não representam problema para o controle.

Resumindo, a comparação entre essas curvas dinâmicas da máquina (Fig. C.42) indica a existência de uma região (entre os pontos de fronteira das curvas) onde as variáveis em análise apresentam informações contrárias (uma curva indica relação direta entre as variáveis e a outra curva relação inversa) e, portanto, prova-se que a determinação da relação entre as variáveis de controle do compensador (V_t e E_{fd}) não pode ser estabelecida pela análise das curvas VQ estática e/ou dinâmica da máquina.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

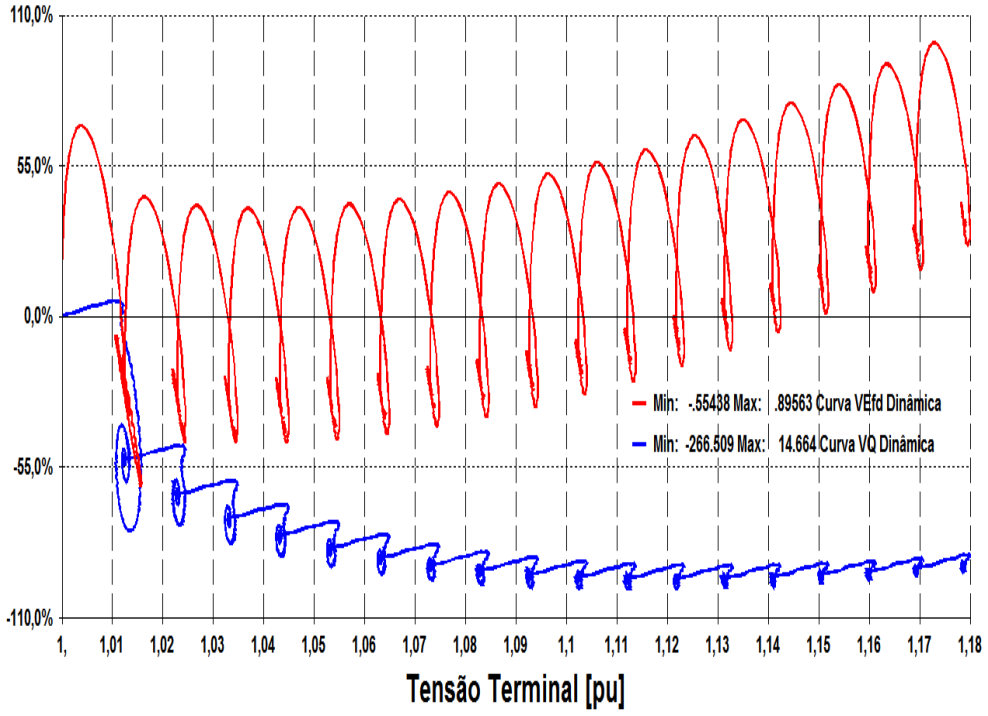


Figura C.42 – Comparação entre as Curvas VQ e VE_{fd} Dinâmicas do Compensador

C.2.3.1
Conclusão Teste 2

As simulações mostram que i) o controle do compensador tem o comportamento adequado independente da região de operação das curvas VQ e VE_{fd}, ii) a relação entre as variáveis de controle do compensador (V_t e E_{fd}) não pode ser estabelecida apenas pela análise das curvas VQ estática e/ou dinâmica da máquina, e iii) a operação próxima ao ponto de fronteira das curvas VQ e VE_{fd} ou a ultrapassagem desses pontos de fronteira não representam problema para o controle, isto é, os pontos de fronteira das curvas do compensador não representam o limite de estabilidade de tensão, como é definido no critério de estabilidade referente ao método da curva VQ [1].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

C.3
Estudo de Caso

Essa seção tem a finalidade de validar, através do estudo de um caso real do sistema brasileiro, os resultados e as conclusões encontrados para o sistema-teste fictício com duas barras analisado nas seções anteriores.

O caso escolhido refere-se ao sistema S/SE/CO do Brasil em 24 de abril de 1997 (caso já utilizado no Capítulo 2) onde deseja-se determinar a influência de compensadores síncronos no ajuste de tensão do sistema.

C.3.1
Estudo de Caso – Sistema S/SE/CO em 24 de Abril de 1997

O ponto de operação em análise corresponde ao cenário alguns minutos antes do blecaute (já apresentado na Seção 2.5.2) com algumas alterações. As modificações realizadas foram: a geração de Itaipu 60Hz foi elevada de 5.260 para 5.450 MW e sua tensão terminal reduzida de 1,030 para 0,995 pu, a carga total do sistema foi aumentada em 1,0% (partes ativa e reativa) e o tape do LTC de Ibiúna foi alterado de 1,013 para 1,012 pu.

Este caso é utilizado para determinar se o compensador, operando na região com relação inversa entre suas variáveis de controle, apresenta efeito deletério para o controle de tensão do sistema. Além disso, pretende-se, através desse sistema real, com representação de 1.758 barras (demais dados da rede apresentados na Tab. C.3), validar as conclusões encontradas para o sistema simples de duas barras estudado.

Tabela C.3 - Dados do Sistema S/SE/CO de Abril de 1997

ELEMENTO	QUANTIDADE
Áreas	23
Barras	1.758
Circuitos (LTs e Trafos)	2.507
Geradores e Compensadores Síncronos[38]	169 (96 modelados)
Transformadores / LTCs	692 / 205
Shunt de Barra (CER, Capacitores e Reatores)	309 (2 compensadores estáticos modelados)
Carga Ativa Total	29.881,0 MW
Carga Reativa Total	13.289,5 Mvar

[38] Os dados de máquinas/controles utilizados nas simulações dinâmicas foram obtidos do banco de dados do ONS disponível em: <http://www.ons.org.br/avaliacao_condicao/casos_eletromecanicos.aspx>.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A modelagem de carga adotada corresponde à representação de carga utilizada nos estudos desenvolvidos pelo ONS no ano de 2015[39].

O primeiro evento simulado consiste na redução de 1,0% na tensão da barra de alta tensão de Ibiúna (ou seja, $V_{86}^{inicial} = 0{,}977\ pu$ e $V_{86}^{final} = 0{,}967\ pu$). Essa tensão da Barra 86 (barra de alta de Ibiúna) é controlada remotamente pela Barra 48 (barra onde o compensador síncrono está conectado). A simulação do evento no domínio do tempo é dado na Fig. C.43, na qual, percebe-se que a redução em V_t foi alcançada com aumento em Q_{ele} e E_{fd} (isto é, ponto de operação pertence ao lado esquerdo das curvas $V_{86}Q_{48}$ e $V_{86}E_{fd_48}$).

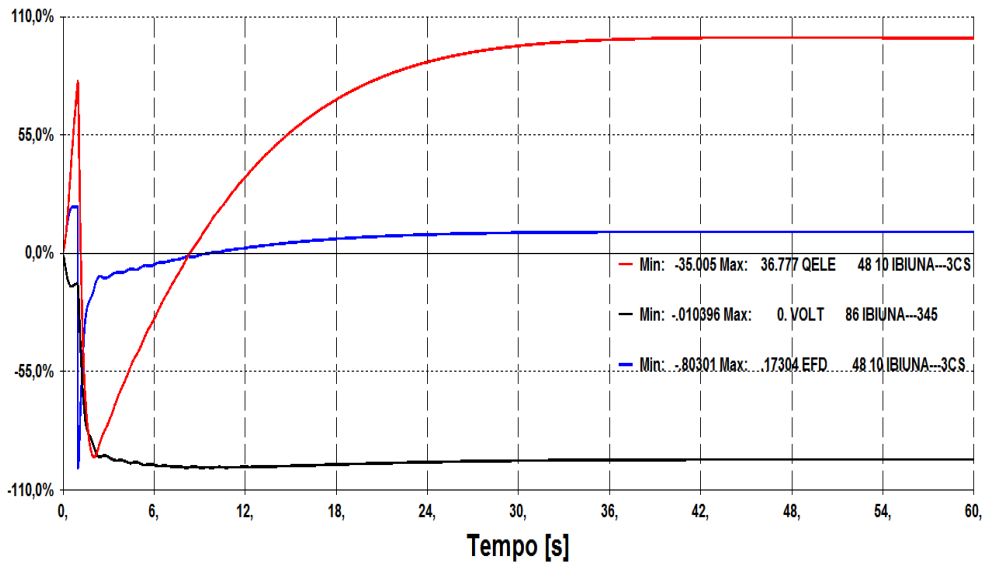


Figura C.43 - Variações em V_t, E_{fd} e Q_{ele} na Redução de 1,0% na Tensão da Barra de Alta de Ibiúna

O segundo teste simulado consiste no aumento de 0,5% na tensão da barra de alta de Ibiúna partindo do mesmo ponto de operação inicial (ou seja, $V_{86}^{inicial} = 0{,}977\ pu$ e $V_{86}^{final} = 0{,}982\ pu$). A simulação do evento no domínio do tempo é mostrado na Fig. C.44.

[39] Os modelos de carga usados nas simulações dinâmicas foram conseguidos na base de dados do ONS disponível em: <http://www.ons.org.br/avaliacao_condicao/casos_eletromecanicos.aspx>.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

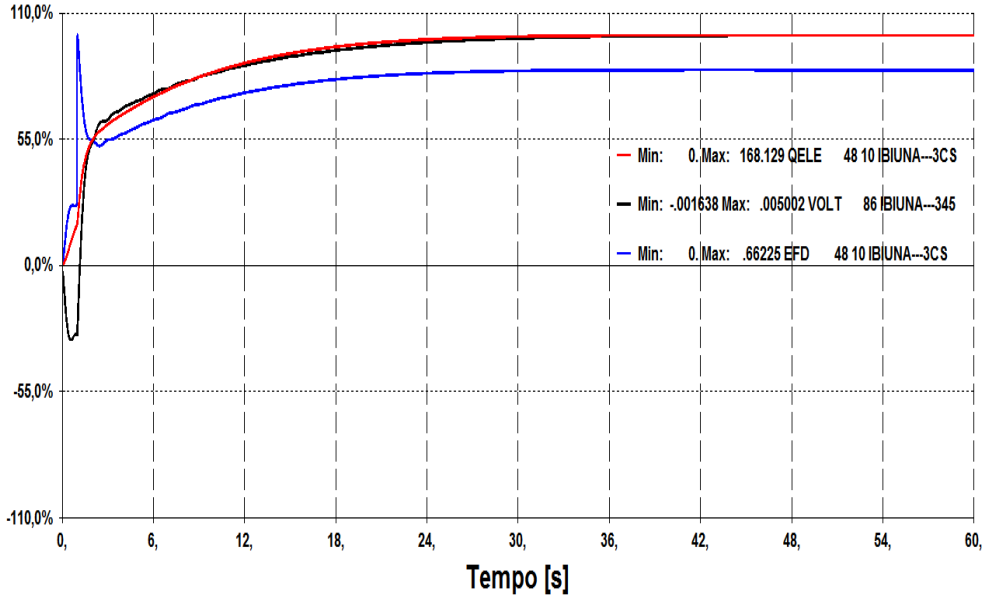


Figura C.44 - Variações em V_t, E_{fd} e Q_{ele} no Aumento de 0,5% na Tensão da Barra de Alta de Ibiúna

Neste segundo teste, o aumento de V_t foi atingido com aumento em Q_{ele} e E_{fd}, ou seja, agora, o compensador encontra-se no lado direito das curvas $V_{86}Q_{48}$ e $V_{86}E_{fd_48}$, e, conforme esperado, o controle não apresenta problemas para ultrapassar os pontos de fronteira das curvas.

C.3.2
Conclusão do Estudo de Caso

As simulações realizadas no sistema S/SE/CO de abril de 1997 apontam que casos de colapso (caracterizados por afundamento de tensão) não podem ter o nível de tensão agravado devido à relação inversa das variáveis de controle dos compensadores síncronos. Isto porque, o comportamento do controle é adequado independente da região de operação (esse resultado não é intuitivo para a operação na região anormal das curvas VxQ, E_{fd}).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

C.4
Conclusão

Os resultados e as conclusões encontrados para os compensadores são semelhantes aos dos geradores síncronos do ponto de vista do controle da tensão do sistema.

Desta forma, assim como ocorre para os geradores síncronos, os testes indicam que os critérios para análise de estabilidade de tensão a pequenas perturbações [1], de estabilidade referente ao método da curva VQ [1] e da matriz [VCS] [3] não podem ser aplicados a barras com tensão controlada por compensadores síncronos, uma vez que:

- a operação com essa(s) barra(s) apresentando relação inversa entre VxQ, E_{fd} pode ser assintoticamente estável e o RAT pode responder de forma adequada (caso haja capacidade suficiente para o controle de tensão), e
- os pontos de fronteira das curvas VxQ, E_{fd} não representam o limite de estabilidade de tensão (visto que, o controle não apresenta problemas em ultrapassá-los) .

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Apêndice D
Estudo de Caso com Limitador de Sobre-Excitação do Tipo Soma no Sistema de Excitação das Máquinas de Ibiúna

D.1.
Motivação

A simulação computacional do blecaute de 24 de abril de 1997 no sistema S/SE/CO do Brasil tem como finalidade analisar o efeito do disparo do limitador de sobre-excitação das máquinas de Ibiúna na estabilidade do sistema. Para tanto, este apêndice apresenta um estudo de caso onde se adota para essas máquinas o sistema de excitação dos compensadores síncronos de Tijuco Preto.

As unidades geradoras de Tijuco Preto têm as características semelhantes às máquinas de Ibiúna, porém utilizam um modelo de sistema de excitação que possui limitador de sobre-excitação do tipo soma. Desta forma, podem-se analisar, para o evento em questão, as variações no comportamento do sistema devido ao uso dos diferentes tipos de limitadores. Esta comparação é possível porque no Capítulo 3 são realizadas as simulações onde se utiliza o modelo real do sistema de excitação das máquinas de Ibiúna que contém limitador do tipo *takeover*.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

D.2.
Estudo de Caso

Este estudo consiste na simulação computacional do blecaute de 24 de abril de 1997 com o modelo de sistema de excitação de Tijuco Preto adotado para os compensadores síncronos de Ibiúna.

Os diagramas de blocos do regulador de tensão e do limitador de sobre-excitação adotados são apresentados nas Figs. D.1 e D.2.

Os valores adotados (em p.u. na base da máquina) para as variáveis e os parâmetros do limitador são:

Limite superior do primeiro integrador (LS) = 5,200 pu

Limite inferior do primeiro integrador (LI) = 3,568 pu

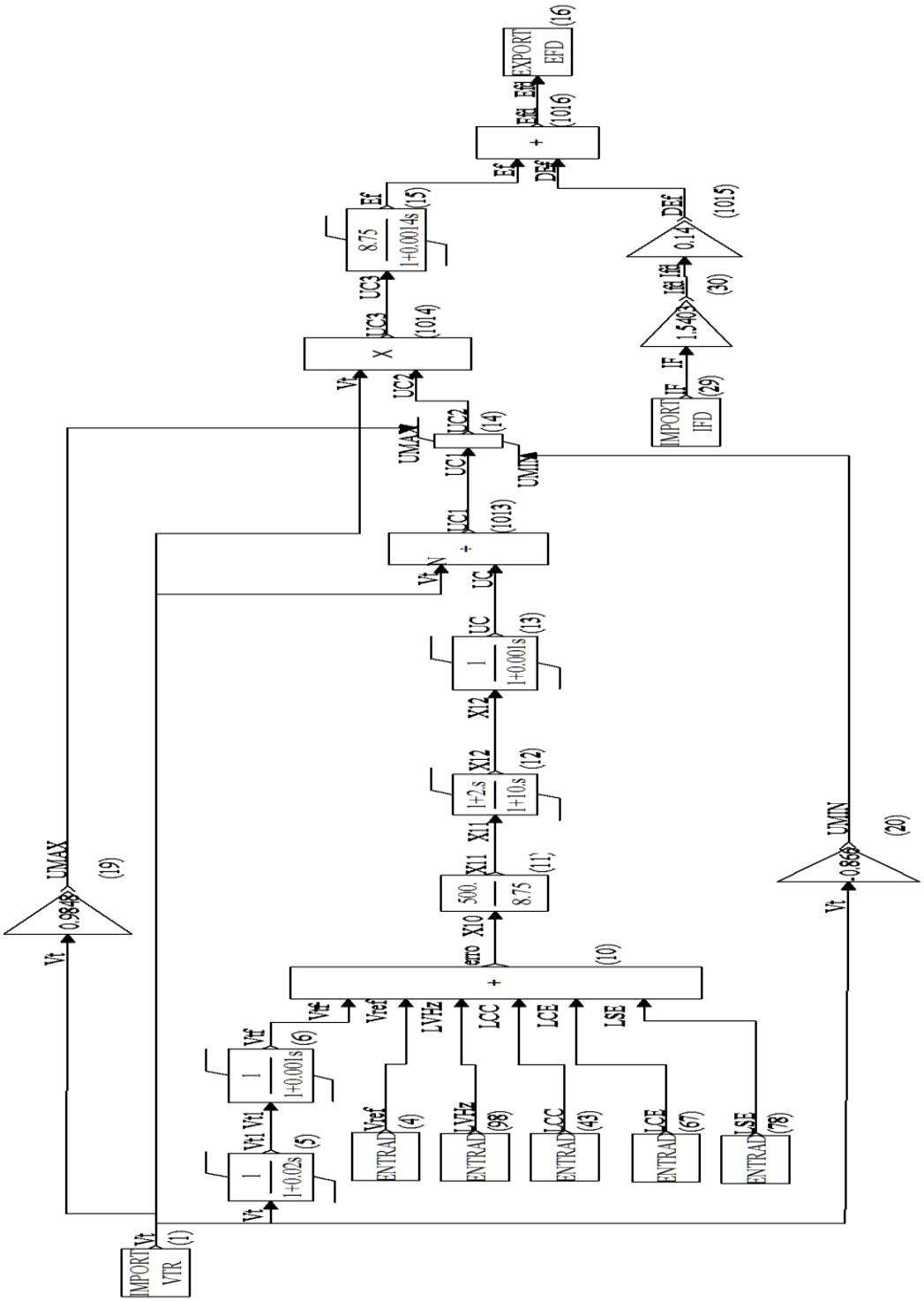
Limite superior do segundo integrador ($ZERO$) = 0,000 pu

Limite inferior do segundo integrador ($LCCmn$) = -5,000 pu

$I_{fmax} = 5{,}200\ pu$

$I_{fterm} = 3{,}587\ pu$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA



$LVHz$: sinal do Limitador de Sobrefluxo Magnético Volt/Hertz

LCC : sinal do Limitador de Corrente de Campo ou Limitador de Sobre-excitação

LCE : sinal do Limitador de Corrente do Estator

LSE : sinal do Limitador de Subexcitação

Figura D.1 – Modelo do Sistema de Excitação de Tijuco Preto Adotado para os Compensadores Síncronos de Ibiúna

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

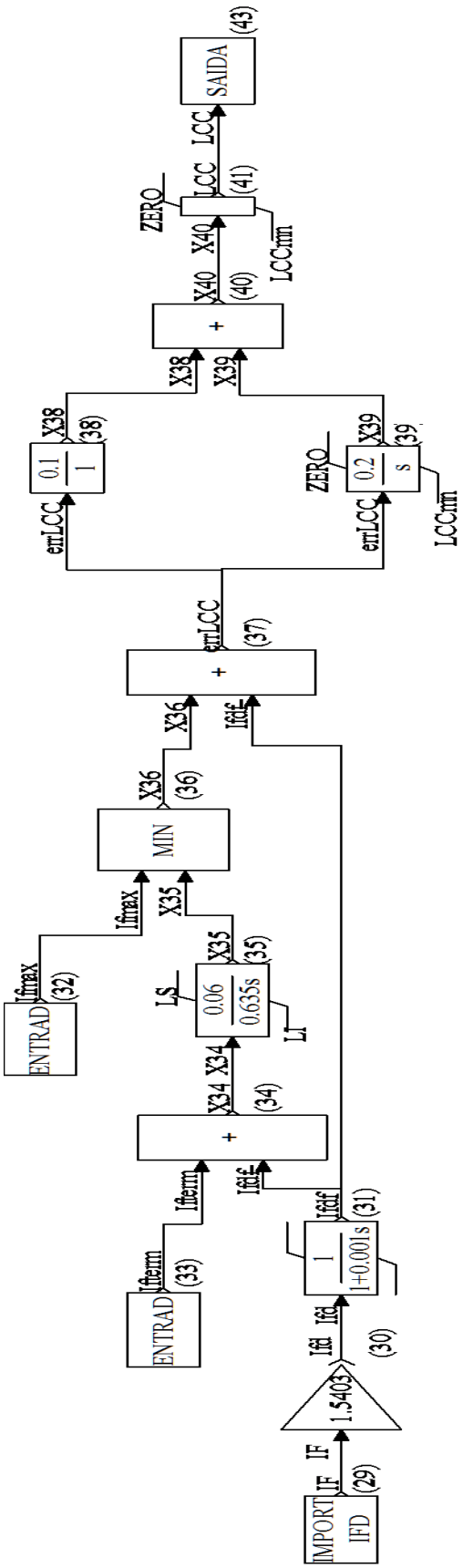


Figura D.2 – Modelo de Limitador de Sobre-excitação do Tipo Soma de Tempo Inverso

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

D.2.1.
Análise do Funcionamento do Limitador de Sobre-excitação do Tipo Soma

Caso o valor da corrente de campo com a base alterada (I_{fdf}) assumir valor superior à constante I_{fterm} (valor máximo da corrente permissível em regime multiplicado por 1,5403), o primeiro integrador (Bloco 35) atua, fazendo uma rampa negativa que parte do valor inicial de LS. Com isso, o valor da saída do bloco de mínimo (Bloco 36) fica igual à saída desse primeiro integrador, já que, o valor da saída do integrador é menor que a constante I_{fmax}. A saída da junção de soma (Bloco 37) produz uma rampa negativa determinada pela diferença entre a saída do primeiro integrador e a corrente I_{fdf}. Essa saída do bloco soma é chamada de erro do limitador de corrente de campo ($erLCC$) e serve como entrada para o bloco do tipo fração (Bloco 38) e para o segundo integrador (Bloco 39) que tem valor inicial de saída igual a zero. Quando o valor de $erLCC$ for inferior a zero, o segundo integrador (Bloco 39) atua produzindo uma rampa negativa com inclinação dada pela constante do numerador igual a 0,2. Sendo assim, a saída do bloco limita (Bloco 41), que permite apenas a passagem de valores negativos, fica igual a zero para valores de saída bloco de soma (Bloco 40) maiores ou igual a zero. Para valores menores que zero, a saída do limitador, chamada de sinal do limitador de corrente de campo (LCC), assume valores negativos que servem como sinal de limitação do sistema de excitação da máquina. Este sinal de limitação é, posteriormente, adicionado ao sinal da tensão terminal, ao sinal de outros limitadores e à tensão de referência na entrada da malha principal de controle do regulador de tensão (canal de atuação temporizada).

Deve-se notar que, se o sinal da corrente de campo (I_F) for superior ao valor da corrente de teto que vale 3,376 pu (ou seja, a corrente I_{fdf} maior que 5,20 pu), a saída se torna imediatamente negativa, sem atraso, e a excitação é reduzida (canal de atuação instantânea).

Ao contrário de outros modelos comumente utilizados, esse controlador não atua de forma instantânea na redução da excitação, a não ser quando a corrente ultrapassa o valor de teto.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

D.2.2.

Simulação no Domínio do Tempo do Aumento de Carga no Sistema S/SE/CO com Limitador do Tipo Soma em Ibiúna

O evento simulado consiste de aumentos sucessivos da carga ativa e reativa do sistema, conforme descrito na Seção 3.5.1.2. O primeiro teste consiste na simulação do evento no programa Anatem supondo que existe limite para o nível de sobre-excitação das máquinas de Ibiúna. E, no segundo teste, simula-se o evento desconsiderando essa restrição na corrente de campo das máquinas supracitadas.

1° Teste - Desempenho do Sistema com Atuação do Limitador de Sobre-excitação do Tipo Soma das Máquinas de Ibiúna

Os comportamentos da tensão na barra de 345 kV de Ibiúna e da tensão de campo dessas máquinas para o evento simulado (Figs. D.3 e D.4) mostram que, assim como no Capítulo 3, a atuação do limitador de sobre-excitação pode ser a causa para a perda de estabilidade do sistema em $t = 152{,}00$ segundos. Desta forma, torna-se necessário analisar a sequência de eventos que provocaram o disparo do limitador.

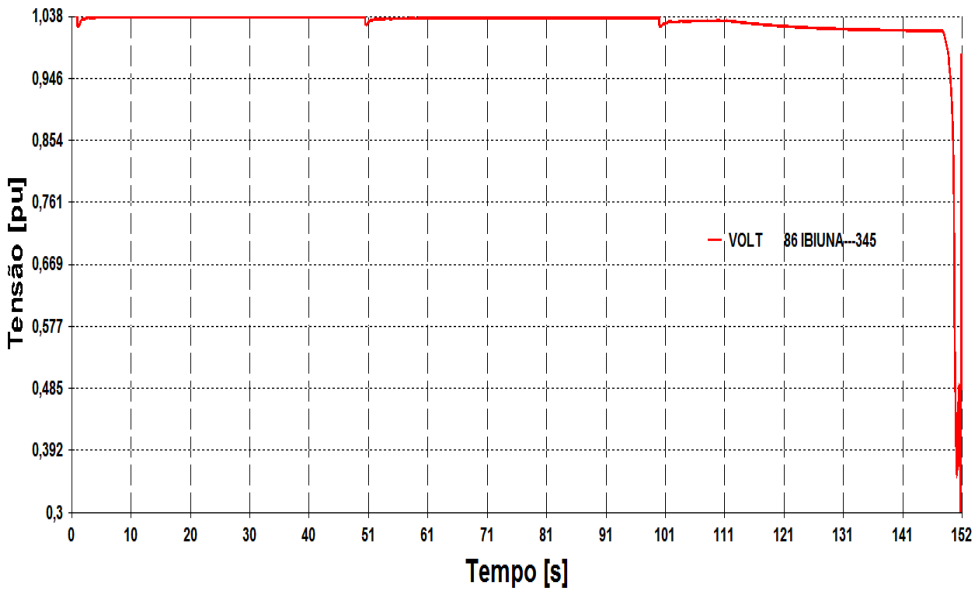


Figura D.3 – Tensão da Barra de 345 kV de Ibiúna

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

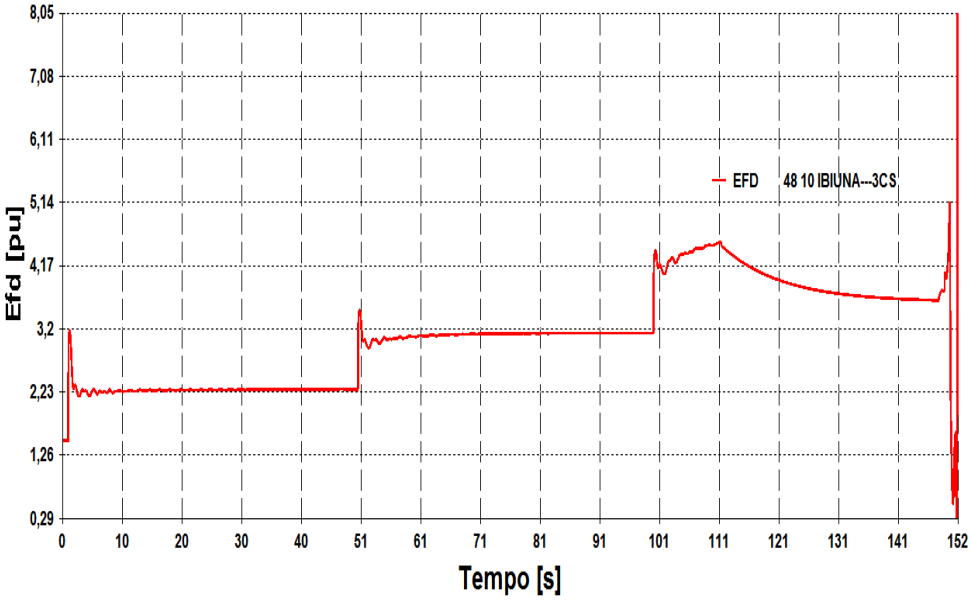


Figura D.4 – Tensão de Campo das Máquinas de Ibiúna

Nas Figs. D.5 e D.6 apresentam-se as oscilações nas correntes de campo e da armadura do compensador para o evento.

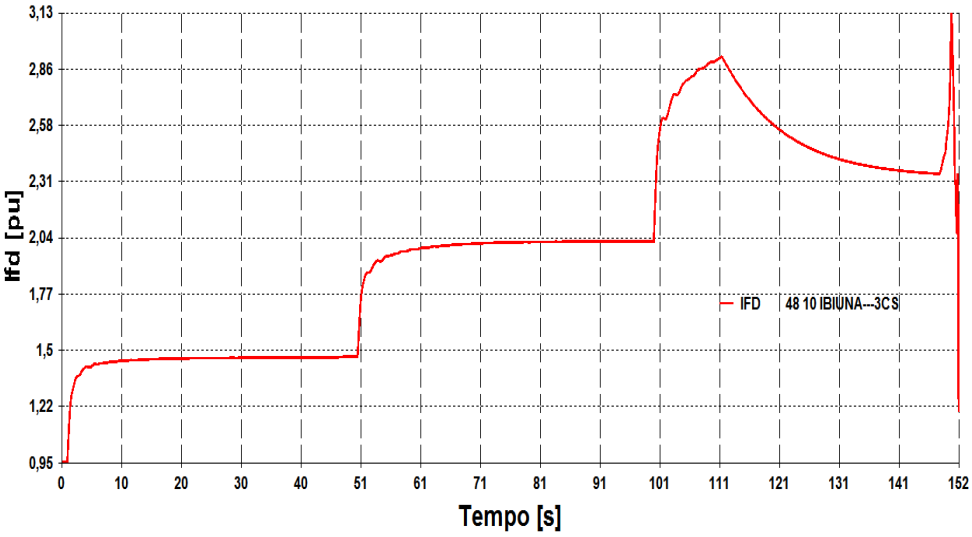


Figura D.5 – Corrente de Campo das Máquinas de Ibiúna

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

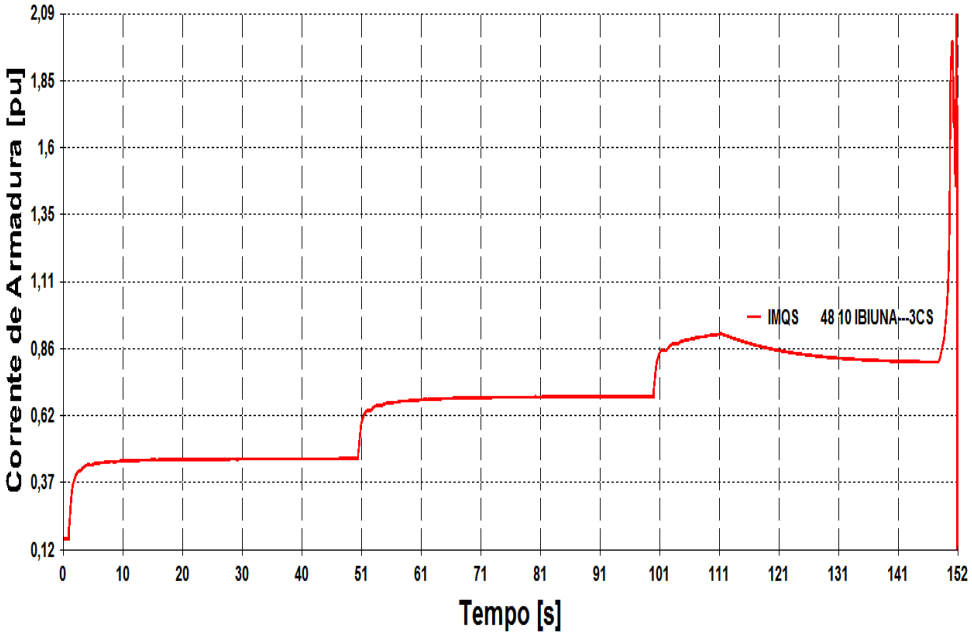


Figura D.6 – Corrente de Armadura das Máquinas de Ibiúna

A análise do funcionamento desse modelo de limitador de sobre-excitação (Seção D.2.1) indicou que o aumento na corrente de campo pode ativar o disparo do sinal de limitação na função temporizada ou na instantânea (dependendo do valor da corrente).

O sinal de limitação é ativado na função temporizada quando o valor da corrente de campo corrigida I_{fdf} supera o valor da constante I_{fterm} e o sinal de saída do primeiro integrador (Bloco 35) produz uma rampa negativa em aproximadamente $t = 100{,}04$ segundos (conforme Fig. D.7). Isto, aliado ao aumento progressivo da corrente de campo, provocado pelo aumento da carga do sistema, faz com que a saída da segunda junção de soma ($errLCC$) passe a excursionar por valores negativos ativando o segundo integrador (Bloco 39) em $t = 111{,}46$ segundos.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

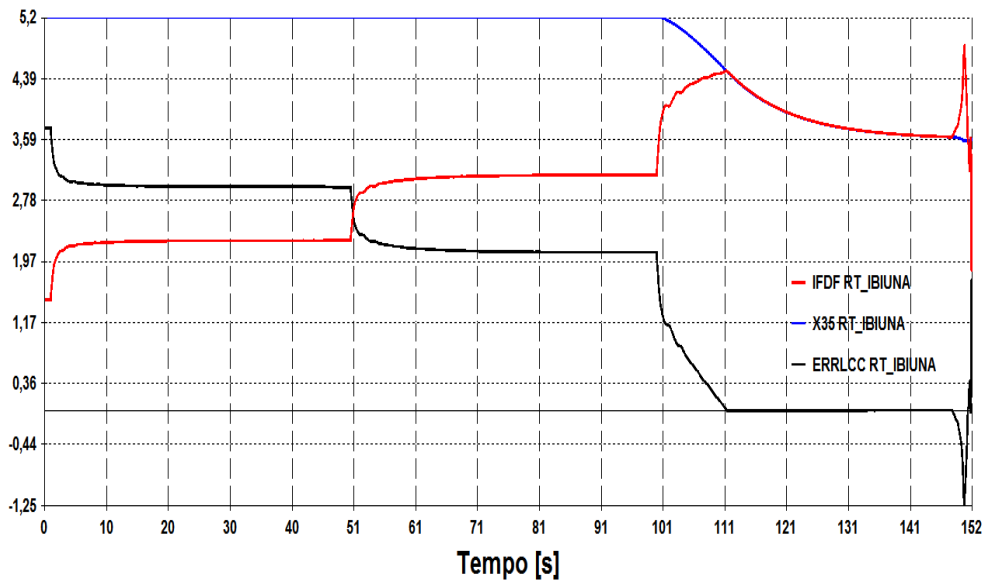


Figura D.7 – Sinal na Saída da Segunda Junção de Soma ($errLCC$)

O segundo integrador dispara provocando a atuação da limitação de tensão de campo, uma vez que, o sinal de saída da terceira junção de soma (X_{40}) torna-se menor que zero (apresentado na Fig. D.8). Esse disparo do limitador (conforme Fig. D.9) tenta puxar a corrente para seu valor máximo permissível em regime.

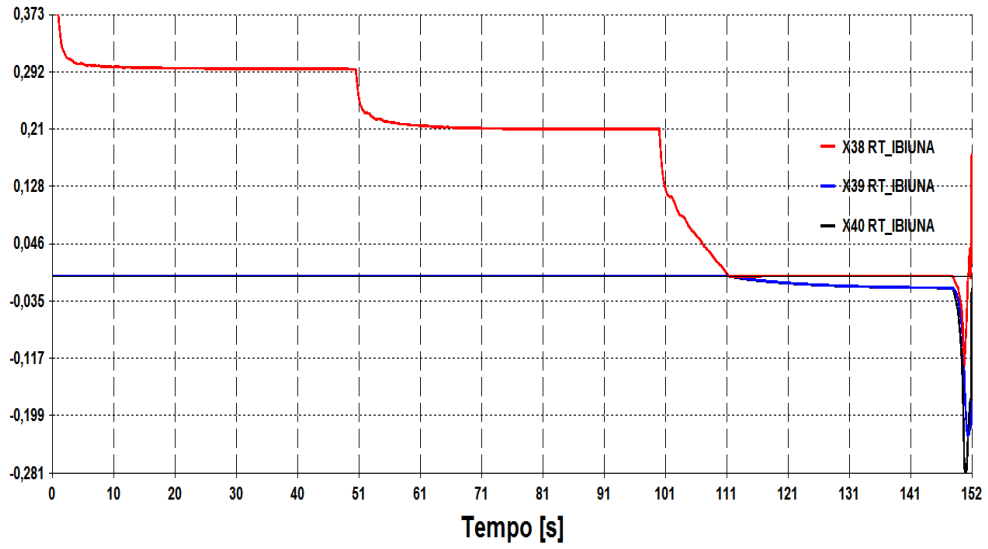


Figura D.8 – Sinal na Saída da Terceira Junção de Soma (X_{40})

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

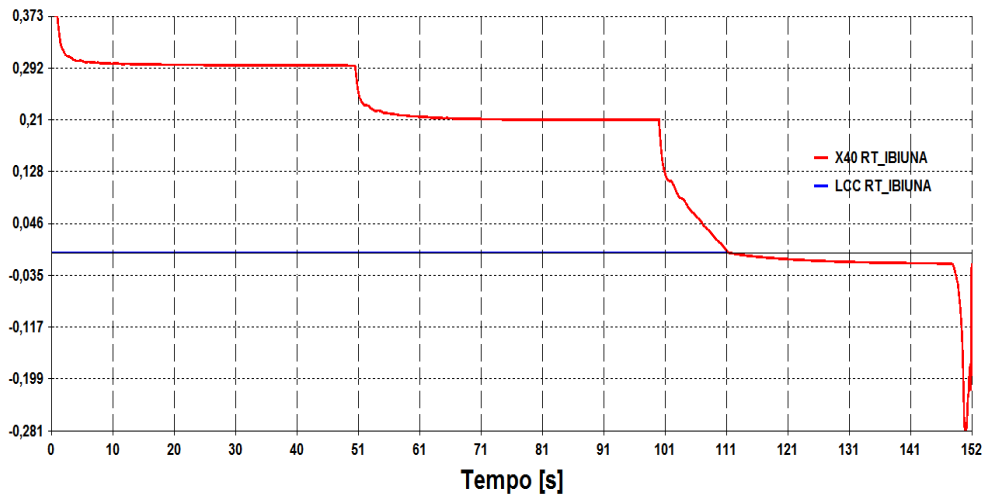


Figura D.9 – Disparo do Limitador de Sobre-excitação

Passado um intervalo de tempo, o sinal de tensão de campo passa a ser limitado (Fig. D.4), não sendo mais possível regular adequadamente a tensão na barra de alta de Ibiúna (Fig. D.3) e dar o suporte adequado de potência reativa (Fig. D.10) ao sistema configurando um colapso de tensão.

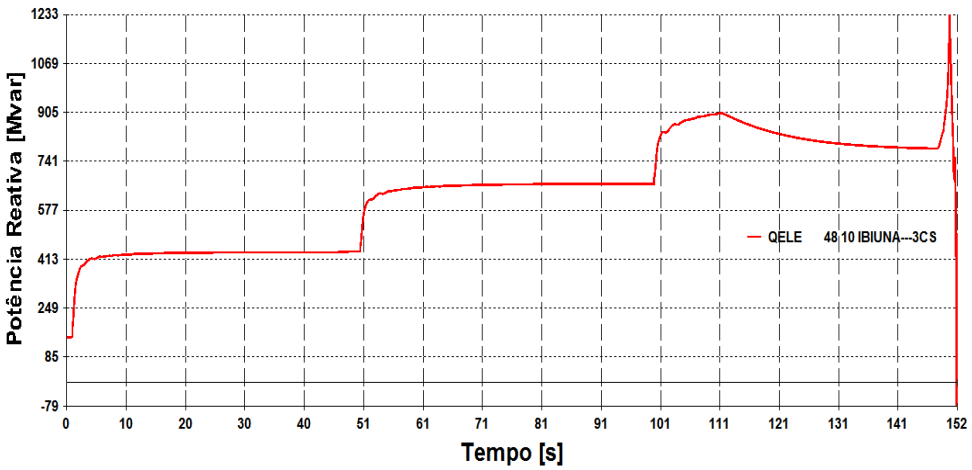


Figura D.10 – Potência Reativa Gerada em Ibiúna

Enfim, verifica-se que os resultados deste teste são qualitativamente iguais aos resultados do 1° teste do estudo de caso da Seção 3.4.1.2. Ou seja, para o evento em análise, o sistema perde a estabilidade quando há limitação de corrente nas máquinas de Ibiúna independente do modelo de limitador de sobre-excitação empregado nas máquinas supracitadas.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

2° Teste - Desempenho do Sistema sem Atuação do Limitador de Sobre-excitação do Tipo Soma das Máquinas de Ibiúna

Esse teste tem a finalidade de analisar a estabilidade do sistema supondo que não há restrição de corrente de campo nas máquinas de Ibiúna. Para tanto, desabilita-se a entrada associada ao sinal da limitação de sobre-excitação no bloco tipo soma (Bloco 10) localizado na entrada da malha principal de controle do regulador de tensão de Ibiúna. Após isto, simula-se novamente o evento que tem o comportamento de algumas variáveis de Ibiúna mostrado nas Figs. D.11 a D.13.

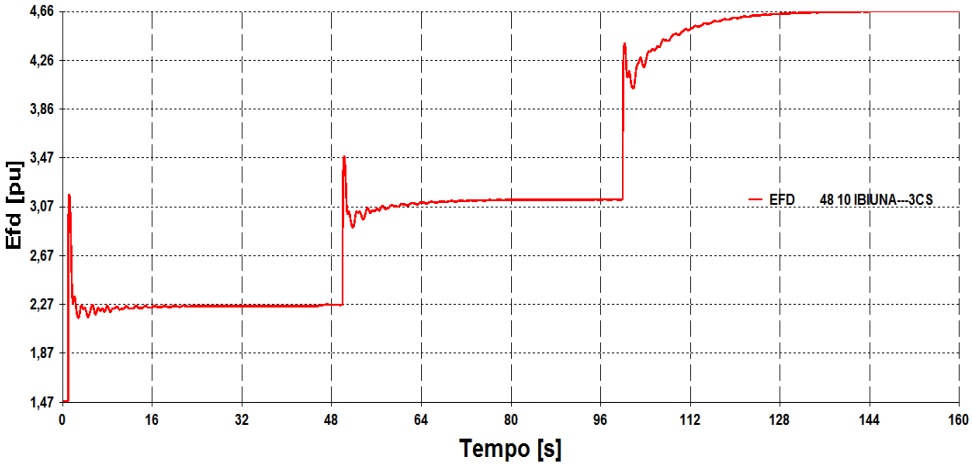


Figura D.11 – Tensão de Campo de Ibiúna sem Limite de Sobre-excitação

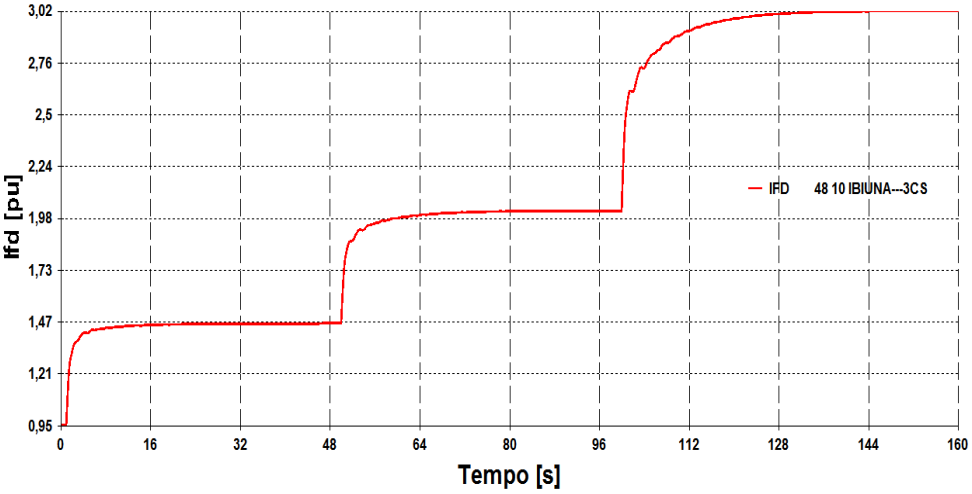


Figura D.12 – Corrente de Campo de Ibiúna sem Limite de Sobre-excitação

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

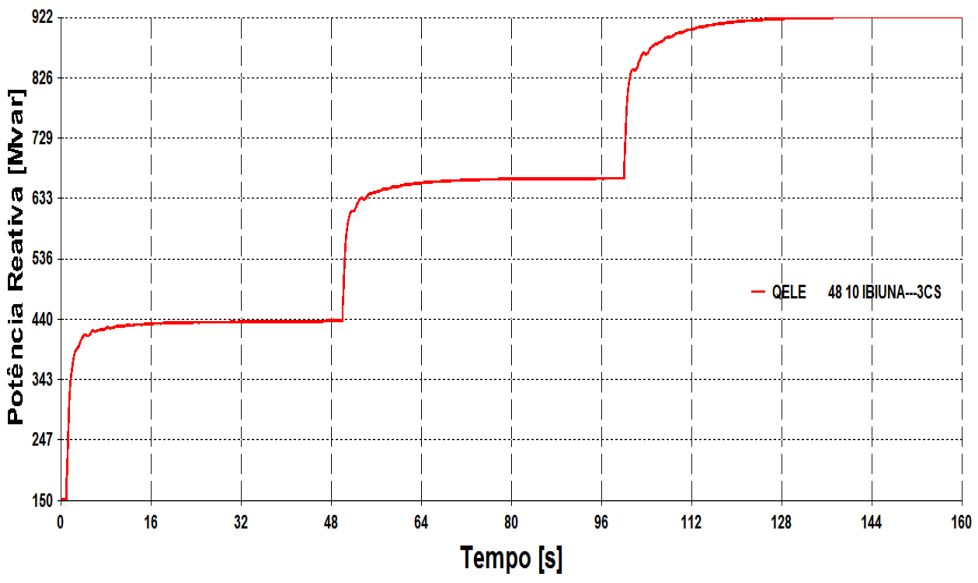


Figura D.13 – Potência Reativa Gerada em Ibiúna sem Limite de Sobre-excitação

Observa-se que os resultados deste teste são qualitativamente iguais aos resultados do 2° Teste do estudo de caso da Seção 3.4.1.2. Isto é, para o evento em questão, o sistema mantém a estabilidade quando não existe limitação de corrente nas máquinas de Ibiúna.

D.3. Conclusão

As análises no domínio do tempo do caso de 24 de Abril de 1997, apresentadas neste apêndice e no Capítulo 3, revelam que o sistema perde a estabilidade devido à atuação do limitador de sobre-excitação das máquinas de Ibiúna independente do tipo de limitador empregado nessas máquinas.

Esta afirmação foi comprovada através de simulações com e sem limitação de corrente, e com os dois tipos de limitador de sobre-excitação utilizado nas máquinas supracitadas.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Apêndice E
Determinação de I_{fd} através do Cálculo de E_q

E.1.
Motivação

Na Seção 4.4 mostrou-se que é possível definir a relação entre as variáveis de controle (E_q) e controlada (V_t) das máquinas síncronas utilizando a matriz $[GVCS]$. Entretanto, os valores de E_q (variável de controle em regime estacionário) e E_{fd} (variável de controle dinâmica) ainda não foram comparados para determinado valor de tensão terminal do gerador.

Essa comparação tem como propósito descobrir se é possível relacionar as variáveis E_q e E_{fd} em equilíbrio, ou seja, busca-se atestar que o uso do Modelo E_q serve como subterfúgio para prever o valor da variável de controle real da máquina E_{fd} e, por conseguinte I_{fd}, mesmo que essas variáveis não apareçam no problema em regime estacionário. A comparação é realizada graficamente usando as curvas nos planos VE_q (variáveis controlada e de controle em regime permanente) e VE_{fd} (variáveis controlada e de controle dinâmicas).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

E.2.
Cálculo de E_q para Máquinas de Polos Salientes

Nas Seções 4.4.1 e 4.4.2 mostrou-se que é possível definir a relação entre as variáveis de controle da máquina de polos salientes através da matriz de sensibilidades. Agora, é averiguada a aplicabilidade do Modelo E_q para a estimação de E_{fd}, isto é, investiga-se a possibilidade de prever o valor de E_{fd} em equilíbrio através do cálculo de E_q.

Para tanto, nessa seção comparam-se os valores de E_q (calculado) e E_{fd} (simulado) para a máquina de polos salientes do sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" com despacho de 1.000 MW ("Teste 1.2").

A elaboração da curva no plano $VE_{fd}^{dinâmica}$ requer simulação, no domínio do tempo, de eventos que consistem em variações sucessivas da tensão de referência da máquina. Os eventos escolhidos para serem simulados foram:

1. Três reduções seguidas em V_{ref} de 0,005 pu aplicadas a cada 20 segundos de simulação (partindo do ponto de operação inicial com $V_t = 1{,}02pu$), conforme Figs. E.1 e E.2
2. Dezesseis aumentos sucessivos em V_{ref} de 0,005 pu submetidos a cada 10 segundos de simulação (também partindo do ponto de operação inicial), apresentado nas Figs. E.3 e E.4

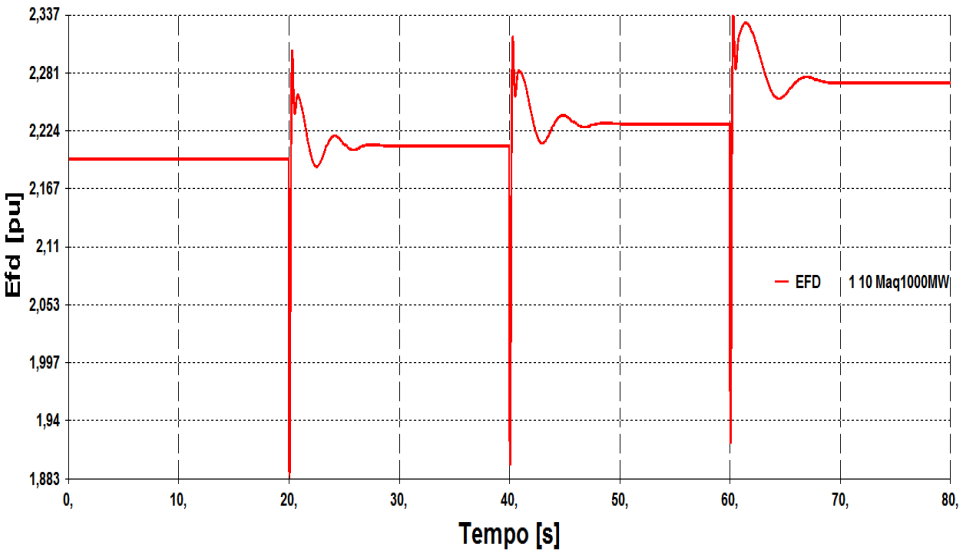


Figura E.1 – Resposta Dinâmica de E_{fd} da Máquina de Polos Salientes para Evento com Sucessivas Reduções em V_{ref}

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

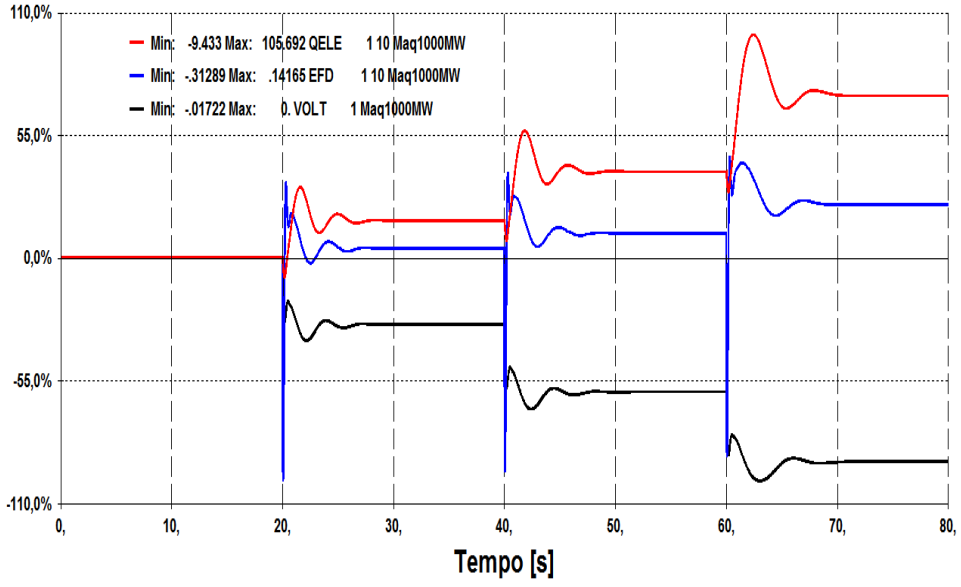


Figura E.2 - Variação das Grandezas V_t, E_{fd} e Q_{ele} da Máquina de Polos Salientes para Evento com Sucessivas Reduções em V_{ref}

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

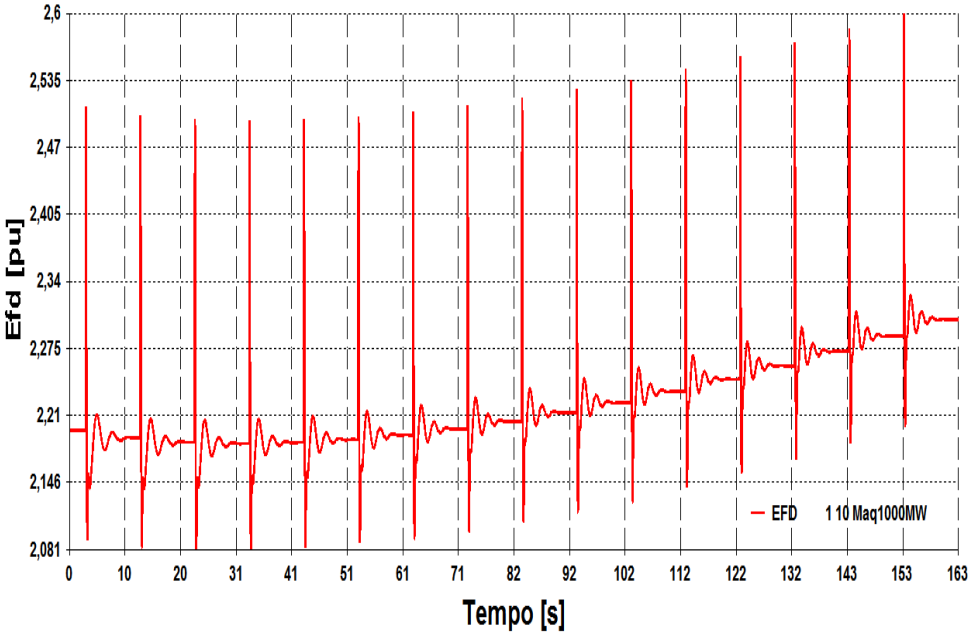


Figura E.3 – Resposta Dinâmica de E_{fd} da Máquina de Polos Salientes para Evento com Sucessivos Aumentos em V_{ref}

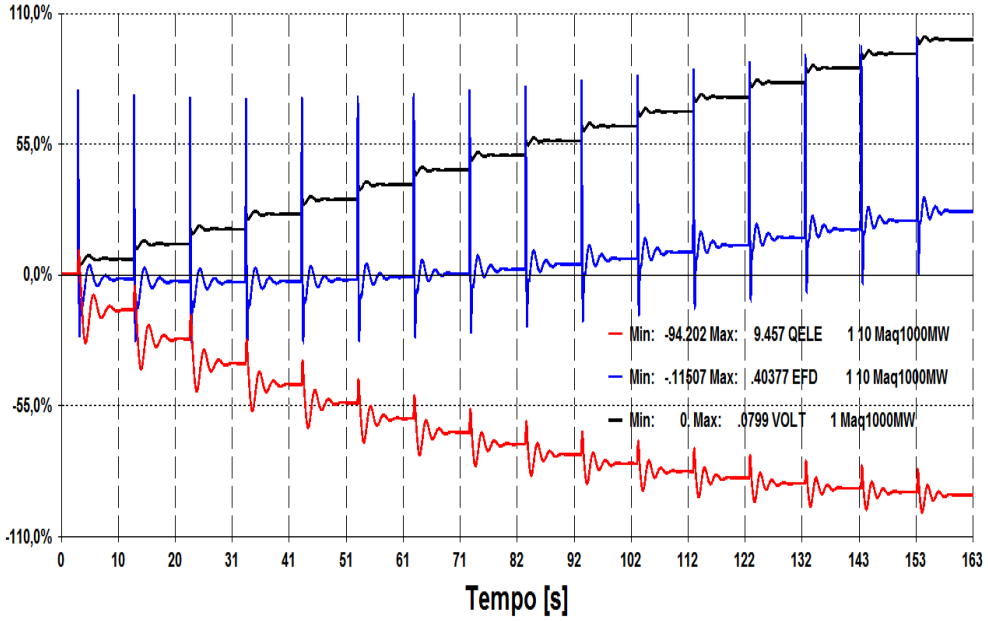


Figura E.4 - Variação das Grandezas V_t, E_{fd} e Q_{ele} da Máquina de Polos Salientes para Evento com Sucessivos Aumentos em V_{ref}

A curva $VE_{fd}^{dinâmica}$ é construída juntando as respostas no domínio do tempo dos dois eventos em um único gráfico (E.5).

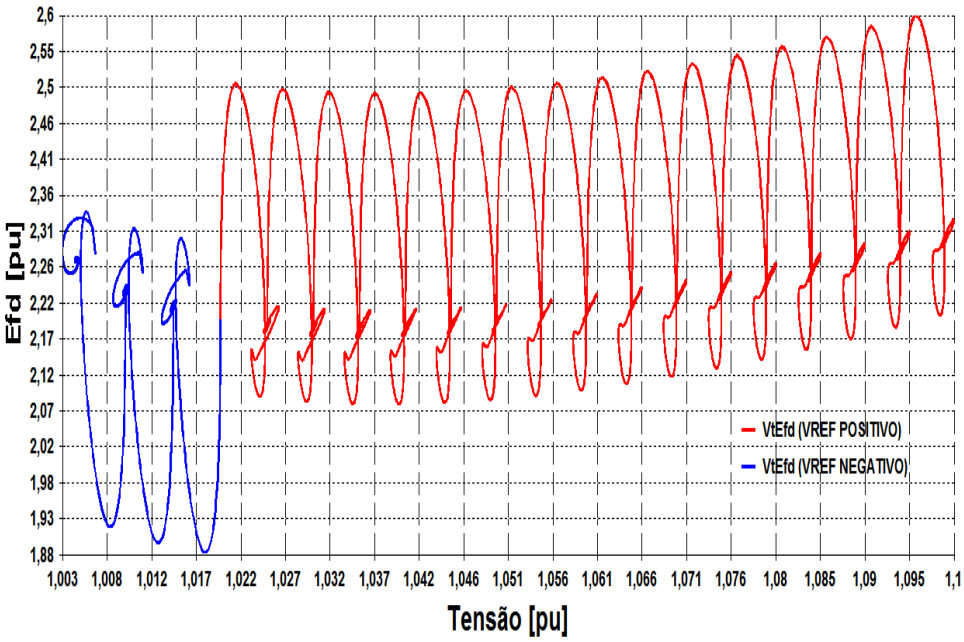


Figura E.5 - Curva $VE_{fd}^{dinâmica}$ da Máquina de Polos Salientes

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Assim, pode-se elaborar a curva no plano $VE_{fd}^{dinâmica}$ em equilíbrio (Fig. E.6). Os valores de $E_{fd}^{dinâmica}$ escolhidos para a plotagem dessa curva estática são os valores quando o equilíbrio é atingido, ou seja, os valores exatamente anteriores aos eventos mudança em V_{ref}. Dessa maneira, torna-se possível a comparação entre as variáveis de controle estacionárias (V e E_q) e dinâmicas (V e $E_{fd}^{dinâmica}$) da máquina. Na Fig. E.6 apresenta-se a curva $VE_{fd}^{dinâmica}$ em equilíbrio para os valores de V_t entre 1,00 pu e 1,10 pu.

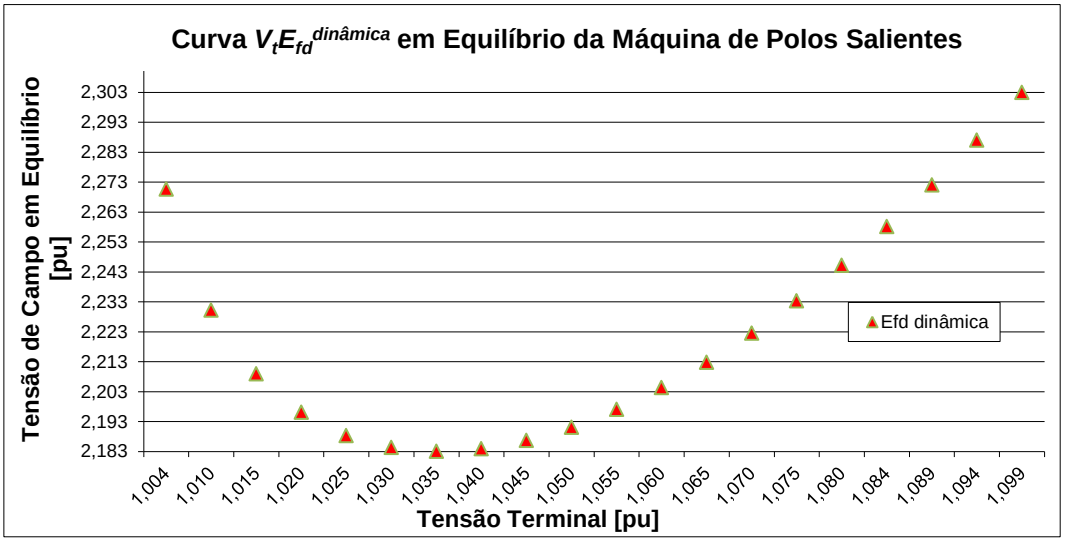


Figura E.6 – Curva $VE_{fd}^{dinâmica}$ em Equilíbrio da Máquina de Polos Salientes

A curva no plano VE_q é montada através de cálculos de fluxo de carga[40] considerando uma sequência de incrementos (positivos e negativos) na variável controlada V_t com a máquina representada pelo Modelo E_q (modelo já apresentado na Seção 4.4.2).

Os incrementos usados são semelhantes aos eventos simulados no exame dinâmico anterior, ou seja: três reduções em V_t iguais a 0,005 pu (a partir do ponto de operação inicial com $V_t = 1{,}02\ pu$) e 16 aumentos da ordem de 0,005 pu (que também são implementados a partir do ponto de operação inicial). A curva VE_q da máquina de polos salientes é apresentada na Fig. E.7.

[40] O problema do fluxo de carga é resolvido por um algoritmo baseado no método de Newton-Rapshon e desenvolvido em ambiente MATLAB (versão R2012b).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

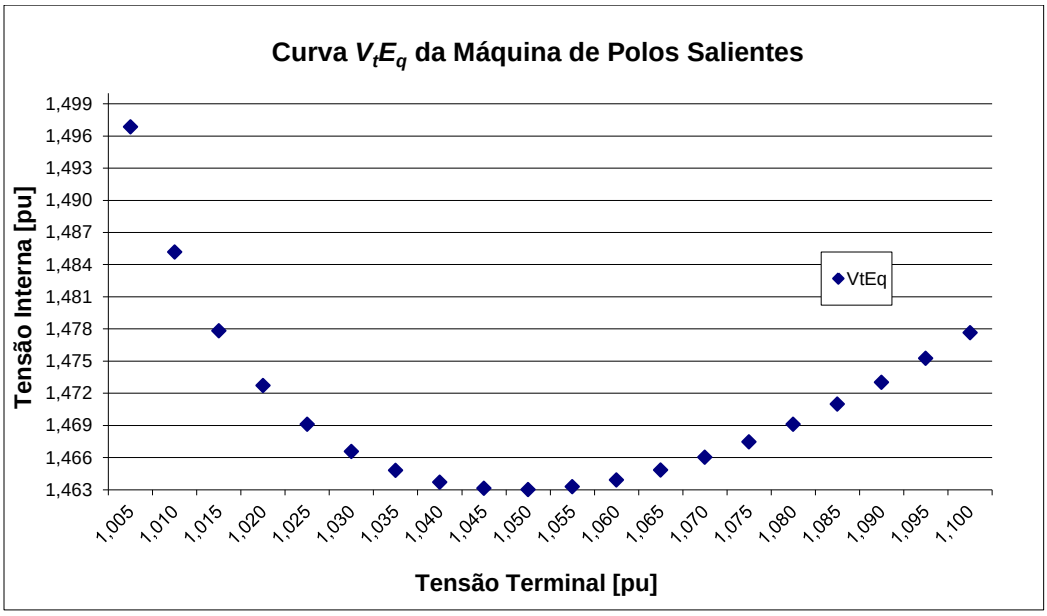


Figura E.7 - Curva VE_q da Máquina de Polos Salientes

As curvas VE_q e $VE_{fd}^{dinâmica}$ em equilíbrio da máquina de polos salientes são comparadas utilizando um plano com múltiplos eixos conforme Fig. E.8. Nesta figura mostra-se que as curvas não são coincidentes e que, portanto, não é possível prever o valor de E_{fd} em equilíbrio através do cálculo de E_q.

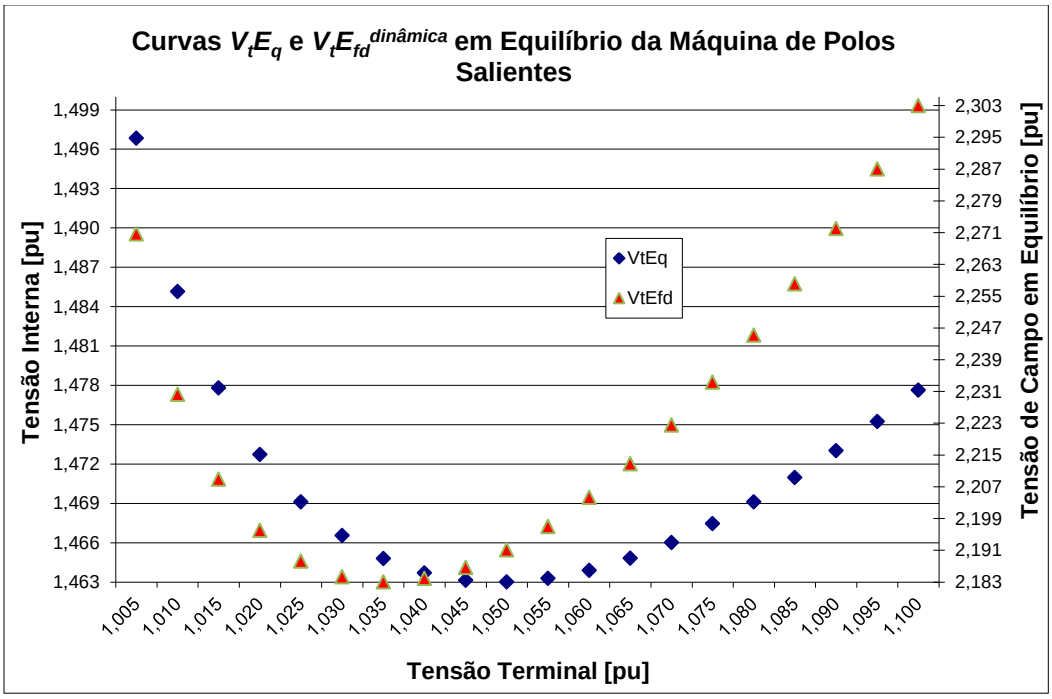


Figura E.8 - Curvas VE_q e $VE_{fd}^{dinâmic}$ em Equilíbrio da Máquina de Polos Salientes

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

O motivo das curvas não serem coincidentes está relacionado ao cálculo da tensão interna através do Modelo E_q que foi elaborado desconsiderando-se os efeitos da saliência e da saturação magnética da máquina.

Esse efeito da saliência foi desprezado na equação elétrica do estator em equilíbrio (2.27) após assumir que $X_d = X_q = X_s$ em (2.26). Esta simplificação resultou na exclusão do termo $j(X_d - X_q)i_d$ em (2.27). Ou seja, o fator de correção em E_q devido à saliência (ΔSAL) é dado por:

$$\Delta SAL = (X_d - X_q)i_d \tag{E.1}$$

A característica de saturação magnética da máquina não é considerada na elaboração do Modelo E_q. Esta característica é dada pela relação entre a força magnetomotriz interna do campo ou excitação (E_i) e a tensão terminal da máquina na operação em vazio ($|\dot{V}_t^{vazio}|$), conforme Fig. E.9. Nesta verifica-se as condições sem saturação (reta) e com saturação (curva) de uma máquina síncrona em circuito aberto.

A tensão $\dot{V}_t^{vazio}$ é encontrada considerando que i_d e i_q são nulas em (2.22) e (2.23). Desta maneira:

$$v_d = 0$$

$$v_q = X_{ad} i_{fd}$$

$$\dot{V}_t^{vazio} = v_d + jv_q = jX_{ad} i_{fd} \tag{E.2}$$

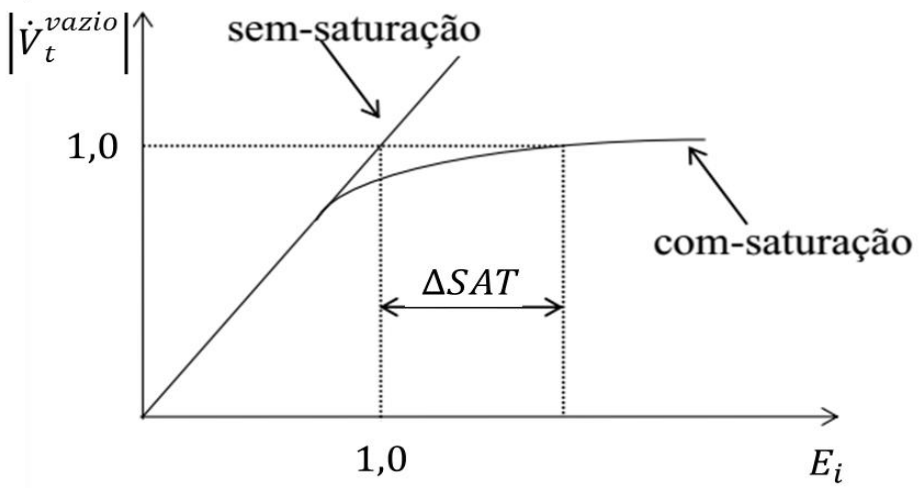


Figura E.9 – Característica de Saturação da Máquina Síncrona em Circuito Aberto

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Na Fig. E.9, a linha reta (denominada linha de entreferro) representa a relação entre a tensão terminal e a excitação em circuito aberto. Nesta linha, 1,0 p.u. de E_i resulta em 1,0 p.u. de tensão. Na realidade, devido à saturação do fluxo, é necessária uma excitação maior que 1,0 p.u. para produzir 1,0 p.u. de tensão terminal. Esta parcela está representada na figura pelo segmento ΔSAT [29]. Assim, a relação entre $\left|\dot{V}_t^{vazio}\right|$ e E_i é expressa por:

$$E_i = \left|\dot{V}_t^{vazio}\right| + \Delta SAT = X_{ad} i_{fd} + \Delta SAT \tag{E.3}$$

A relação de saturação entre o fluxo do entreferro resultante e a força magnetomotriz sob condições de carga é a mesma que sob condições sem carga. Isto possibilita representar a característica de saturação pela curva de circuito aberto (Fig. E.9) que, em geral, é o único dado de saturação disponível [29].

Na condição de regime permanente, reescreve-se (4.12) como:

$$E_{fd} = E_i \tag{E.4}$$

Igualando-se (E.3) e (E.4):

$$E_{fd} = X_{ad} i_{fd} + \Delta\, SAT \tag{E.5}$$

De (2.25) tem-se que:

$$j\left(X_{ad} i_{fd} - \left(X_d - X_q\right) i_d\right) = \dot{V}_t + \left(R_a + jX_q\right)\left(i_d + j i_q\right) \tag{E.6}$$

O módulo de (E.6) é calculado considerando R_a=0. Assim:

$$X_{ad} i_{fd} = \left|\dot{V}_t + jX_q^{eq} \dot{I}_t\right| + \left(X_d - X_q\right) i_d \tag{E.7}$$

Substituindo-se (E.1) e (E.7) em (E.5):

$$E_{fd}^{saliente} = \left|\dot{V}_t + jX_q^{eq} \dot{I}_t\right| + \Delta SAL + \Delta SAT = \left|E_q\right| + \Delta SAL + \Delta SAT_{saliente} \tag{E.8}$$

A curva de saturação da máquina de polos salientes em análise é dada por:

$$\Delta SAT_{saliente} = 0{,}013 e^{7{,}920\left(\left|E_q'\right| - 0{,}8\right)}$$

A nova curva $VE_{fd}^{saliente}$ é mostrada na Fig. E.10, na qual, evidencia-se que o emprego dos fatores de correção (ΔSAL e $\Delta SAT_{saliente}$) em E_q faz com que as curvas fiquem coincidentes permitindo, desta maneira, estimar o valor final da variável E_{fd} no problema em regime permanente.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Os valores calculados de $E_{fd}^{saliente}$ são idênticos aos valores de $E_{fd}^{equilíbrio}$ (estes são calculados pelas equações de movimento do rotor em equilíbrio e pelas equações elétricas do estator). Isto ocorre porque, em equilíbrio, $E_{fd} = E_i$. Assim, a tensão de campo em regime permanente da máquina de polos salientes (representada com um enrolamento de campo e dois enrolamentos amortecedores) pode ser determinada por (2.30) ou (E.8).

Com isto, o valor da corrente I_{fd}^{final} para máquinas do tipo polos salientes pode ser calculado por:

$$I_{fd}^{final} = \frac{E_{fd}^{saliente}}{X_{ad}} = \frac{|E_q| + \Delta SAL + \Delta SAT_{saliente}}{X_{ad}} \tag{E.9}$$

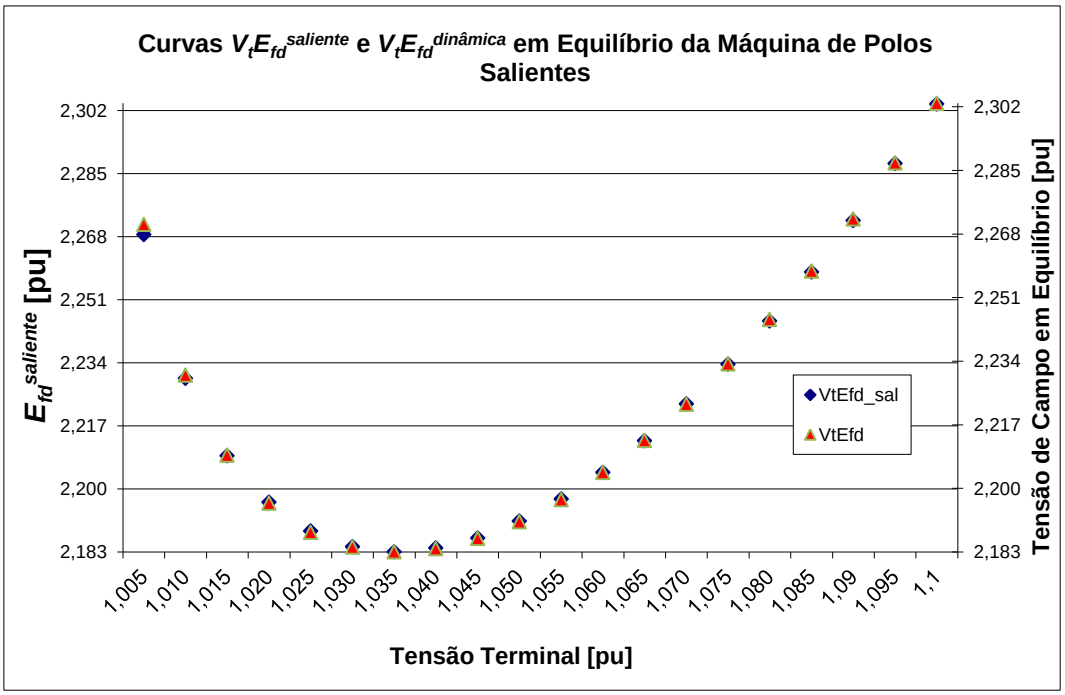


Figura E.10 - Curvas $VE_{fd}^{saliente}$ e $VE_{fd}^{dinâmica}$ em Equilíbrio da Máquina de Polos Salientes

As pequenas diferenças entre $E_{fd}^{saliente}$ e $E_{fd}^{dinâmica}$ em equilíbrio são atribuídas ao erro estacionário dos controles das máquinas.

Por fim, investiga-se o uso de outros valores de reatância da máquina em substituição à reatância X_q^{eq} no Modelo E_q. Esta investigação não considera fatores de correção, pois o intuito é analisar apenas se existe alguma forma para representação da máquina, através de uma reatância simples, que apresente resultados melhores que o modelo com X_q^{eq}.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A primeira tentativa consiste em substituir a reatância X_q^{eq} pela reatância equivalente de eixo direto do gerador (X_d^{eq}). Isto porque em [1], propõe-se um modelo simples para representação da máquina síncrona em regime permanente que se baseia em uma fonte de tensão atrás de uma reatância síncrona (X_s), sendo $X_s = X_d^{eq} = X_q^{eq}$.

A reatância X_d^{eq} da máquina é encontrada de maneira similar a reatância X_q^{eq}, ou seja:

$$X_d^{eq} = \frac{X_d}{n° \; de \; unidades} \frac{S_{base\ sist}}{S_{base\ máq}}$$

Assim, a reatância X_d^{eq} para a máquina do caso em análise corresponde a:

$$X_d^{eq} = \frac{1{,}138}{8} \frac{100}{184} = 0{,}0773 \; pu \; ou \; 7{,}73 \; \%$$

A construção da curva no plano VE_d, supondo o modelo de máquina representado pela reatância X_d^{eq}, utiliza os mesmos valores de incrementos descritos para a construção da curva com o modelo de máquina utilizando X_q^{eq} (curva da Fig. E.8).

Na Fig. E.11 comparam-se as curvas VE_d e VE_{fd}, onde se percebe que o uso da reatância X_d^{eq} no modelo provoca grande distorção na estimação da variável de controle E_{fd}.

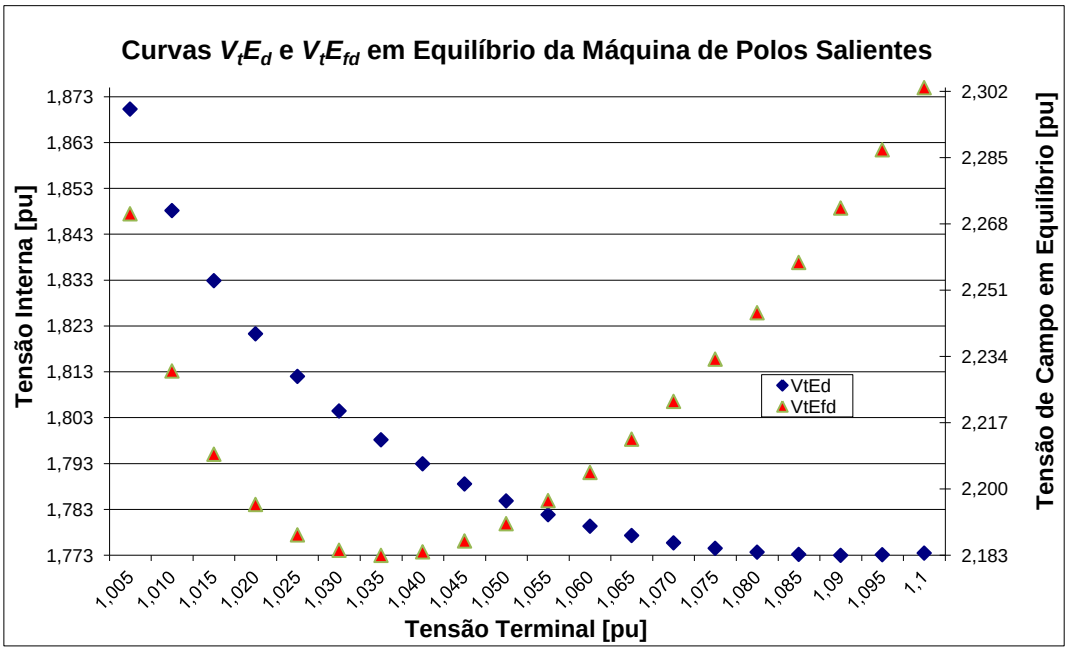


Figura E.11 - Curvas VE_d e $VE_{fd}^{estática}$ da Máquina de Polos Salientes

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Ademais, foi investigado o emprego de outras combinações de reatâncias no modelo de máquina, sendo que todas as alternativas apresentaram resultados menos precisos que o modelo com X_q^{eq}. As reatâncias testadas no modelo de máquina foram: $(X_d^{eq} + X_q^{eq})/2$, e $\left(\sqrt{(X_d^{eq})^2 + (X_q^{eq})^2}\right)/2$.

E.3.
Cálculo de E_q para Máquinas de Rotor Liso

Nas Seções 4.4.3 e 4.4.4 atestou-se que é possível determinar a relação entre as variáveis de controle da máquina de rotor liso em regime estacionário através da matriz de sensibilidades. Porém, falta investigar a possibilidade de prever o valor de E_{fd} em equilíbrio através do cálculo de E_q para esse tipo de máquina.

A validação do uso do modelo é realizada através da comparação entre os valores de E_q (calculado) e de E_{fd} (simulado) da máquina de rotor liso do sistema "Máquina *versus* Barra Infinita" com despacho de 1.000 MW ("Teste 1.4").

A montagem da curva no plano $VE_{fd}^{dinâmica}$ utiliza simulação de eventos no domínio do tempo que consistem em 23 aumentos sucessivos em V_{ref} de 0,01 pu (os sete degraus iniciais foram aplicados a cada 10 segundos e os demais dezesseis degraus a cada 5 segundos, conforme Figs. E.12 e E.13).

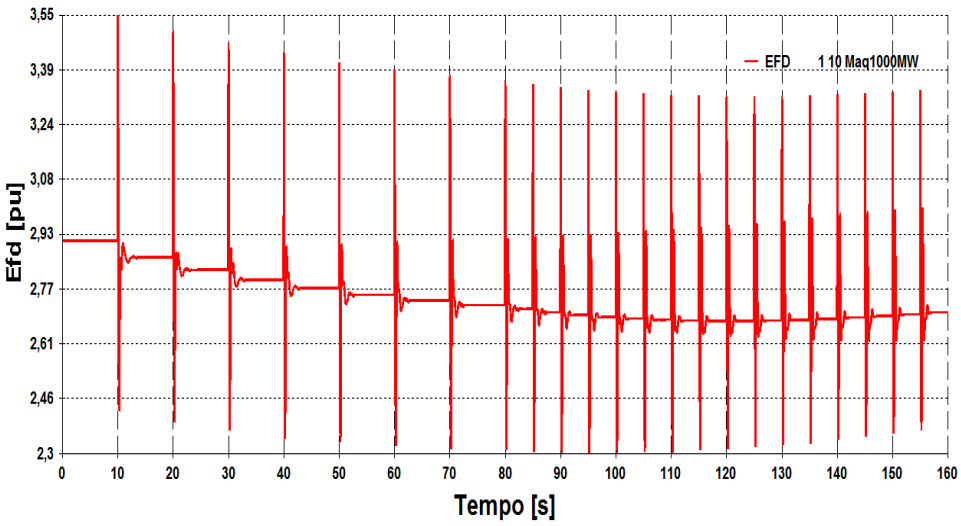


Figura E.12 – Resposta Dinâmica de E_{fd} da Máquina de Rotor Liso para Evento com Sucessivos Aumentos em V_{ref}

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

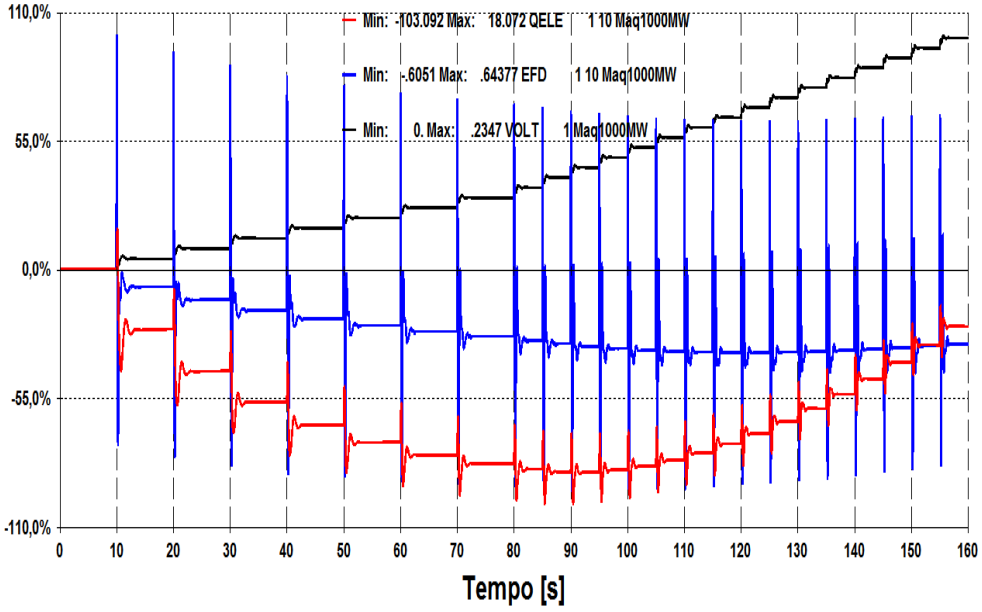


Figura E.13 - Variação das Grandezas V_t, E_{fd} e Q_{ele} da Máquina de Rotor Liso para Evento com Sucessivos Aumentos em V_{ref}

A curva $VE_{fd}^{dinâmica}$ para a máquina de rotor liso é apresentada na Fig. E.14.

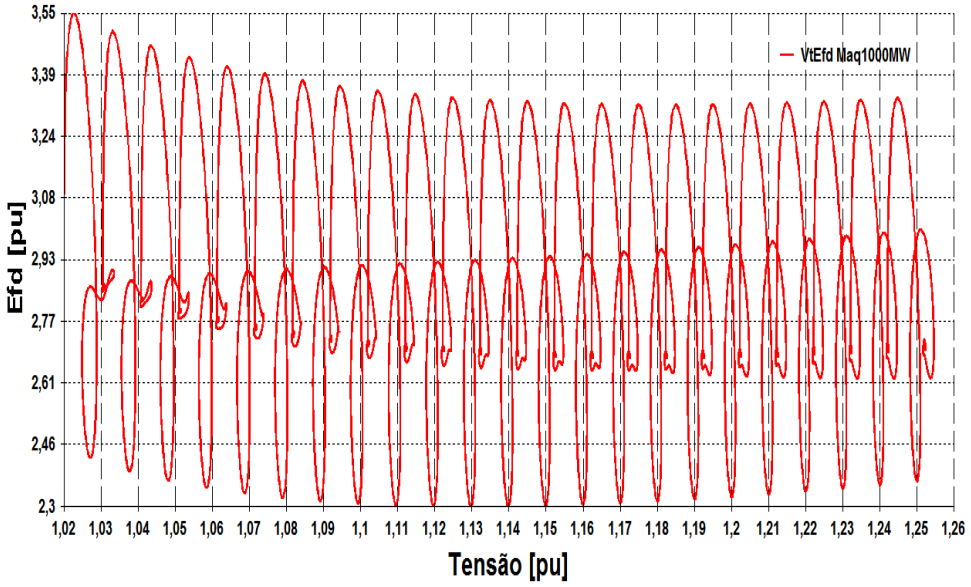


Figura E.14 - Curva VE_{fd} Dinâmica da Máquina de Rotor Liso

A plotagem da curva no plano $VE_{fd}^{dinâmica}$ em equilíbrio (Fig. E.15) usa, mais uma vez, os valores de $E_{fd}^{dinâmica}$ quando este atinge o equilíbrio para

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

possibilitar a comparação entre as variáveis estacionárias (V e E_q) e dinâmicas (V e E_{fd}) da máquina.

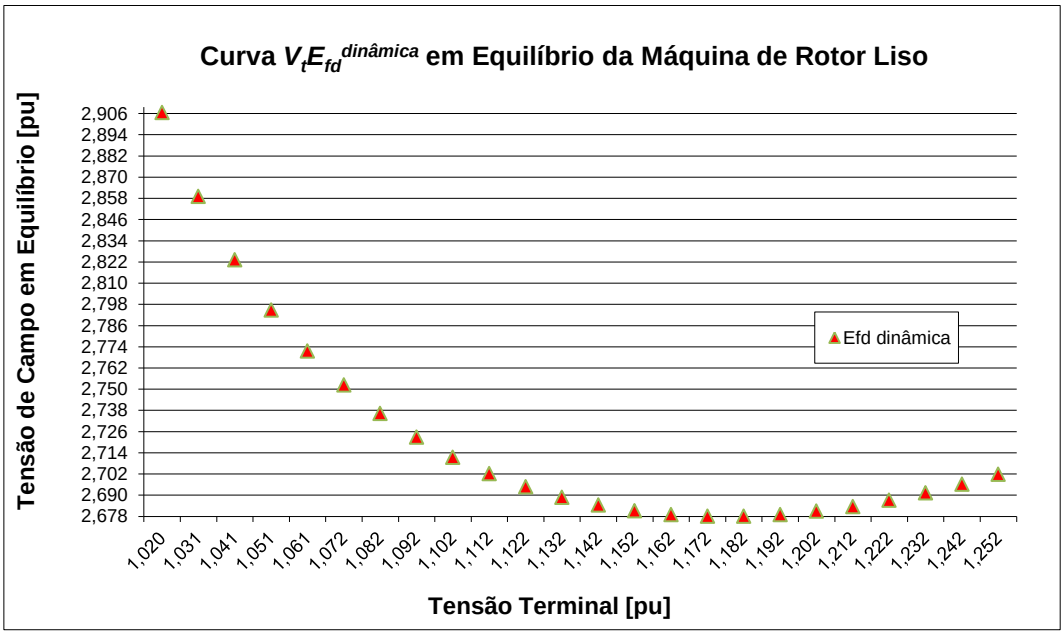


Figura E.15 - Curva $VE_{fd}^{dinâmica}$ em Equilíbrio da Máquina de Rotor Liso

A curva no plano VE_q (Fig. E.16) utiliza os resultados do cálculo de fluxo de carga considerando uma sequência de 23 incrementos de 0,01 pu na variável controlada V_t.

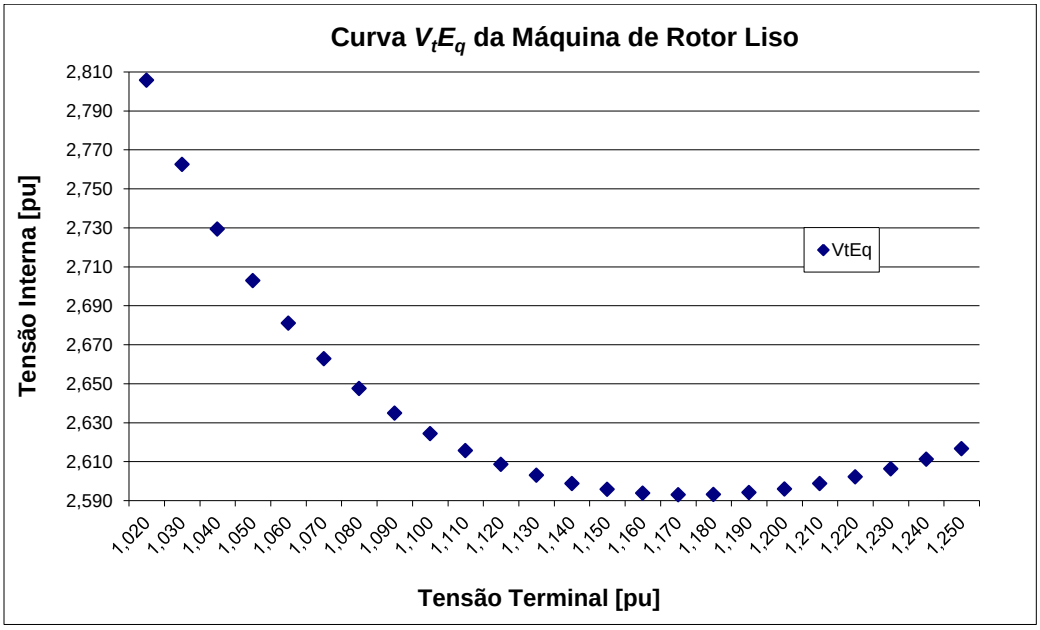


Figura E.16 - Curva VE_q Estática da Máquina de Rotor Liso

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

As curvas VE_q e $VE_{fd}^{estática}$ da máquina de rotor liso são relacionadas usando um plano com múltiplos eixos conforme Fig. E.17. Nesta figura destaca-se que as curvas supracitadas são praticamente coincidentes, em relação ao eixo V_t, mas que os valores de E_q e E_{fd}, para um mesmo V_t, são diferentes.

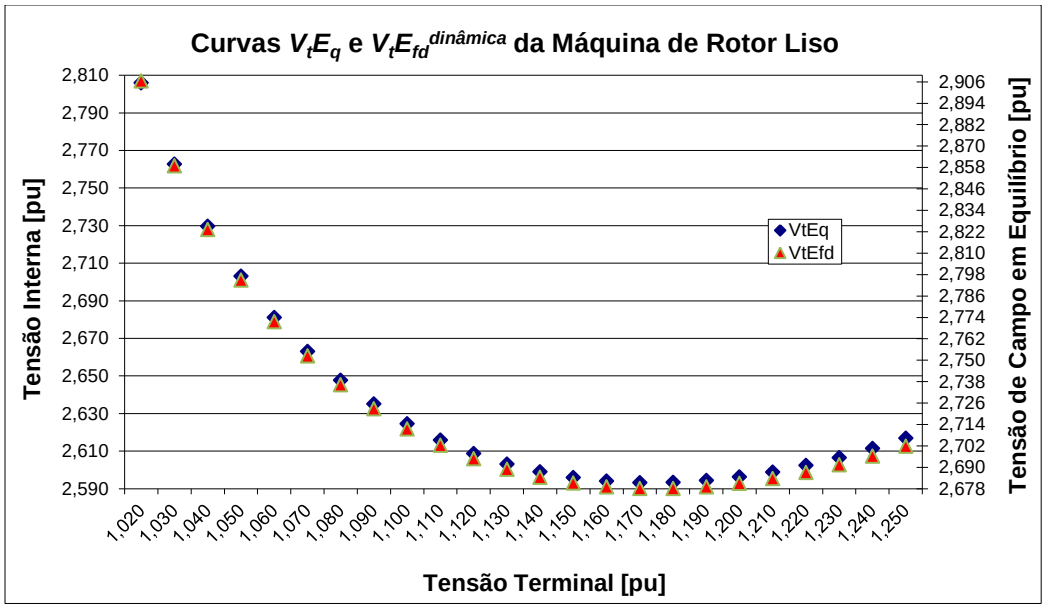


Figura E.17 - Curvas VE_q e VE_{fd} Estática da Máquina de Rotor Liso

As equações de regime permanente para as máquinas de rotor liso são as mesmas que as de polos salientes [29]. Assim, pode-se reescrever (E.8) como:

$$E_{fd}^{liso} = \left|\dot{V}_t + jX_q^{eq}\dot{I}_t\right| + \Delta SAL + \Delta SAT_{liso} = \left|E_q\right| + \Delta SAL + \Delta SAT_{liso} \qquad \text{(E.10)}$$

A curva de saturação da máquina de rotor liso em análise é dada por:

$$\Delta SAT_{liso} = \frac{E_q''}{|E''|} 0{,}002 e^{3{,}387(|E''|-0{,}8)}$$

Novamente, os valores calculados de E_{fd}^{liso} são idênticos aos valores de $E_{fd}^{equilíbrio}$. Em outras palavras, a tensão de campo em equilíbrio da máquina de rotor liso (representada por um enrolamento de campo e três enrolamentos amortecedores) pode ser determinada por (2.34) ou (E.10).

A nova curva VE_{fd}^{liso} é apresentada na Fig. E.18, na qual constata-se que a utilização dos fatores de correção (ΔSAL e ΔSAT_{liso}) no cálculo de E_q possibilita prever E_{fd} no problema em regime permanente. Assim, o valor da corrente I_{fd}^{final} para este tipo de máquina é encontrado por:

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$$I_{fd}^{final} = \frac{E_{fd}^{liso}}{X_{ad}} = \frac{|E_q| + \Delta SAL + \Delta SAT_{liso}}{X_{ad}} \tag{E.11}$$

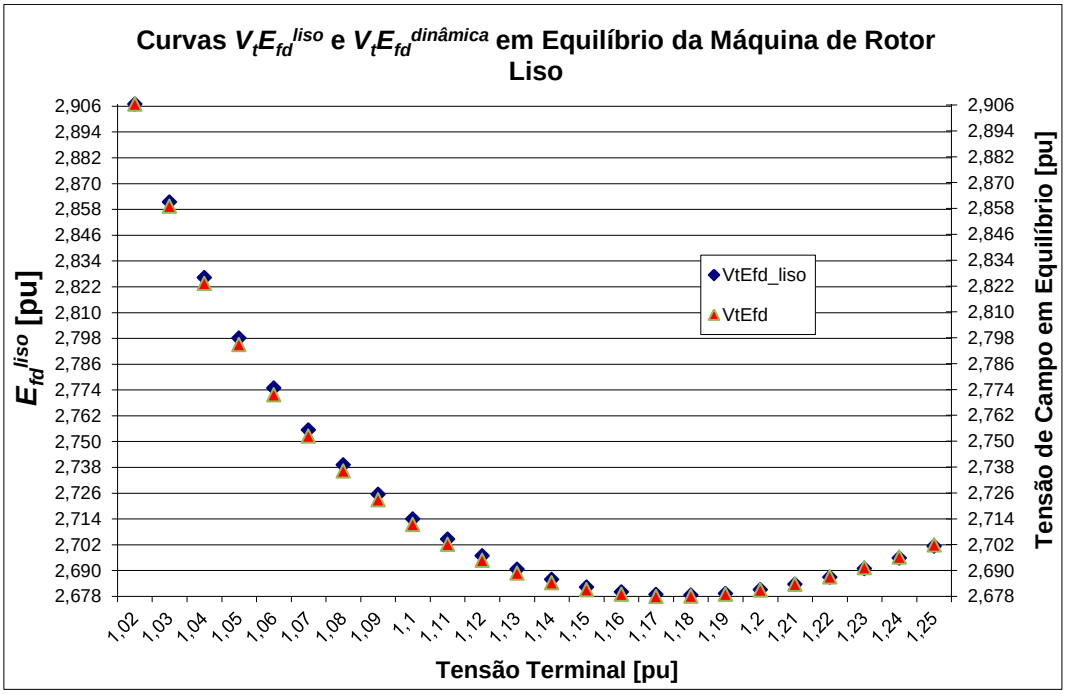


Figura E.18 - Curvas VE_{fd}^{liso} e $VE_{fd}^{dinâmica}$ em Equilíbrio da Máquina de Rotor Liso

Novamente, as pequenas diferenças entre E_{fd}^{liso} e $E_{fd}^{dinâmica}$ em equilíbrio são atribuídas ao erro estacionário dos controles das máquinas.

E.4. Conclusão

A representação de máquinas síncronas através do Modelo E_q facilita o cálculo das variáveis de estado da máquina em regime permanente, uma vez que, é incorporado a variável ângulo de carga no problema de fluxo de potência. Entretanto, a tensão interna (E_q) não corresponde à tensão de campo em equilíbrio pelo fato do modelo desconsiderar os efeitos da saliência e da saturação magnética da máquina.

O efeito da saliência em máquinas de rotor liso não é relevante porque o valor da reatância X_d é aproximadamente igual ao valor da reatância X_q. Para as máquinas de polos salientes, os valores diferentes de X_d e X_q tornam o efeito da

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

saliência significativo provocando perda de exatidão na representação desse tipo de máquina pelo Modelo E_q.

O erro do modelo é compensado adotando-se fatores de correção para a saliência e a saturação magnética (ΔSAL e ΔSAT) no cálculo de E_q, conforme (E.8) e (E.9).

Desta forma, as variáveis dinâmicas tensão e corrente de campo podem ser previstas em estudos de regime permanente o que permite identificar a atuação dos limitadores de sobre-excitação. Outra forma de estimar E_{fd} e I_{fd} é através das equações de movimento do rotor em equilíbrio e das equações elétricas do estator associadas ao novo ponto de operação, conforme mostrado em Seção 2.4.2, Apêndice B e Seção 4.5.

Resumindo, a tensão de campo em equilíbrio da máquina de polos salientes (representada com um enrolamento de campo e dois enrolamentos amortecedores) pode ser definida por (2.30) ou (E.8). E, a máquina de rotor liso (representada por um enrolamento de campo e três enrolamentos amortecedores) tem a tensão de campo em regime permanente calculada por (2.34) ou (E.10).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Apêndice F
Modelos de Compensadores Estáticos de Potência Reativa para Estudos de Regime Permanente

F.1.
Motivação

O Compensador Estático de Potência Reativa (CER) ou *Static Var Compensator* (SVC) é um equipamento para o controle de tensão cuja função é gerar ou absorver potência reativa assim como o seu predecessor compensador síncrono.

A principal vantagem do CER em relação ao compensador síncrono é a ausência de partes rotativas, pois o compensador estático é composto basicamente por capacitores e/ou reatores variáveis.

Este fato proporciona ao CER um rendimento maior, uma vida útil mais longa e uma necessidade de manutenção menor quando comparado ao compensador síncrono. Ou seja, o compensador estático apresenta melhor relação custo/benefício para casos onde é necessário um controle de tensão no ponto de instalação e, por isto, seu uso no sistema elétrico tem aumentado nos últimos tempos.

Devido a esta maior utilização do CER, neste apêndice apresentam-se os fundamentos utilizados para a elaboração da modelagem do compensador estático presente nos programas comerciais de fluxo de potência.

Este apêndice também tem o propósito de servir como base para o Capítulo 5 que trata da análise do controle de tensão no sistema pelo CER.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

F.2.
Compensador Estático de Potência Reativa (CER)

O compensador estático é formado por reatores ou capacitores fixos, capacitores chaveados a tiristores e reatores controlados a tiristores. Na Fig. F.1 apresenta-se a configuração mais utilizada que consiste de um capacitor fixo (*Fixed Capacitor* - FC) em paralelo com um reator controlado a tiristor (*Thyristor Controlled Reactor* - TCR) [67], [68].

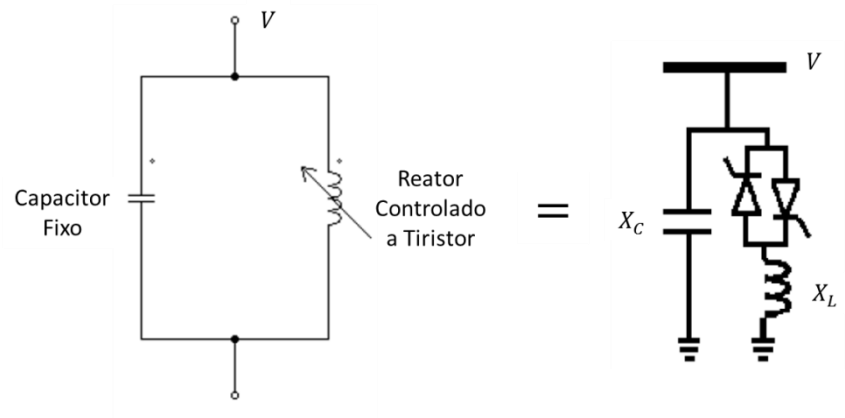


Figura F.1 – Estrutura do CER

O controle da tensão pelo CER é realizado através da variação da reatância em derivação (gerando ou absorvendo potência reativa) que é ajustada automaticamente em resposta à variação das condições de operação do sistema. Este ajuste é feito através do controle dos ângulos de disparo dos tiristores do TCR, de forma a manter a magnitude de tensão da barra controlada no valor especificado [67].

Segundo [67] - [69], a reatância variável do TCR ($X_{V(TCR)}$) é dada por:

$$X_{V(TCR)} = X_L \frac{\pi}{2(\pi - \alpha) + sen(2\alpha)} \tag{F.1}$$

onde X_L é a reatância do reator e α é o ângulo de disparo dos tiristores.

A susceptância variável do TCR ($B_{V(TCR)}$) equivale ao inverso de (F.1), ou seja:

$$B_{V(TCR)} = \frac{2(\pi - \alpha) + sen(2\alpha)}{\pi X_L} \tag{F.2}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

A análise de (F.2) mostra que $B_{V(TCR)}$ assume seu valor máximo igual a $1/X_L$ quando $\alpha = 90°$ e assume seu valor mínimo igual a zero quando $\alpha = 180°$.

A reatância total do CER (X_{cer}) é formada pela associação em paralelo da reatância do capacitor (X_C) com a reatância variável do TCR. Desta maneira:

$$X_{cer} = jX_{V(TCR)}//-jX_C = \frac{X_C X_{V(TCR)}}{X_C - X_{V(TCR)}} = \frac{X_C X_L}{\frac{X_C}{\pi}\big(2(\pi - \alpha) + sen(2\alpha)\big) - X_L} \qquad \text{(F.3)}$$

A reatância equivalente do CER em função do ângulo de disparo dos tiristores é apresentado na Fig. F.2. Nesta observa-se que o dispositivo pode operar, de acordo com o valor de α, na região indutiva ou capacitiva. Nota-se também um valor de α onde ocorre ressonância de regime permanente, isto é, quando $X_{V(TCR)} = X_C$ [67].

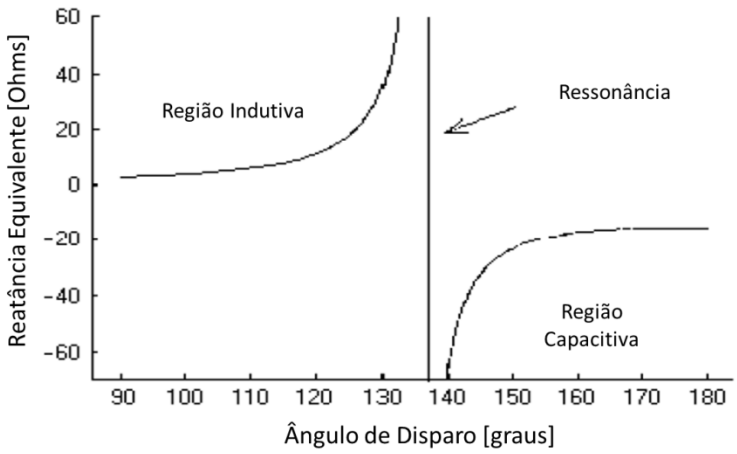


Figura F.2 – Reatância Equivalente do CER em Função do Ângulo de Disparo dos Tiristores ($X_C = 15\ \Omega$ e $X_L = 2{,}56\ \Omega$) [67]

A susceptância total do CER (B_{SVC}) é calculada por:

$$B_{SVC} = -jB_{V(TCR)}//jB_C = \frac{X_{V(TCR)} - X_C}{X_C - X_{V(TCR)}} = \frac{X_L - \frac{X_C}{\pi}\big(2(\pi - \alpha) + sen(2\alpha)\big)}{X_C X_L} \qquad \text{(F.4)}$$

Na Fig. F.3 mostra-se a susceptância equivalente do CER em função do ângulo de disparo dos tiristores, no qual se observa que a variação de B_{SVC} ocorre sem descontinuidades nas regiões de operação [67].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

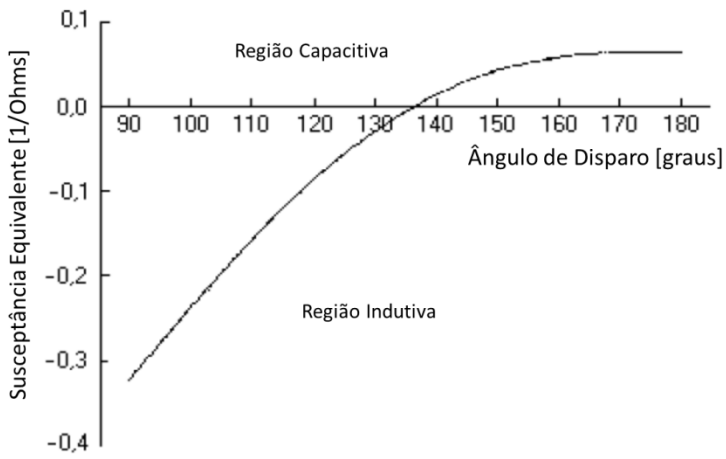


Figura F.3 – Susceptância Equivalente do CER em Função do Ângulo de Disparo dos Tiristores ($X_C = 15\ \Omega$ e $X_L = 2{,}56\ \Omega$) [67]

Conforme descrito em [67], na solução do fluxo de potência é preferível usar as equações baseadas em B_{SVC} do que as baseadas em X_{SVC}, pois enquanto $B_{V(TCR)}$ varia entre 0 e $1/X_L$, $X_{V(TCR)}$ varia entre X_L e ∞.

F.3. Modelagem do CER nos Programas de Fluxo de Potência

As curvas características VI de regime permanente do CER (modelo de injeção de corrente) e VQ (modelo de potência reativa injetada) são mostradas nas Figs. F.4 e F.5, respectivamente. A tensão de referência (V_{ref}) ou tensão especificada (V_{esp}) equivale à tensão quando a potência reativa injetada pelo CER é nula.

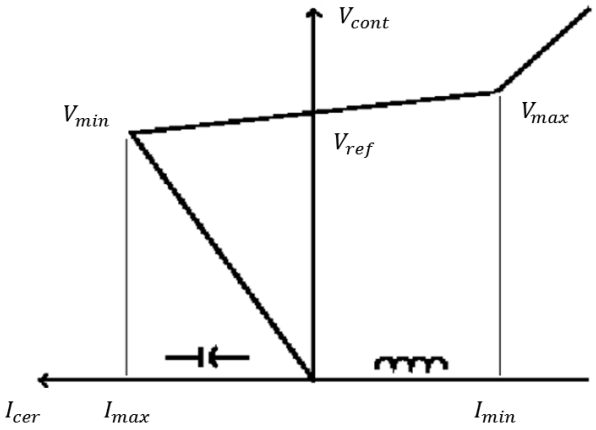


Figura F.4 – Característica VI em Regime Permanente do CER [67]

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

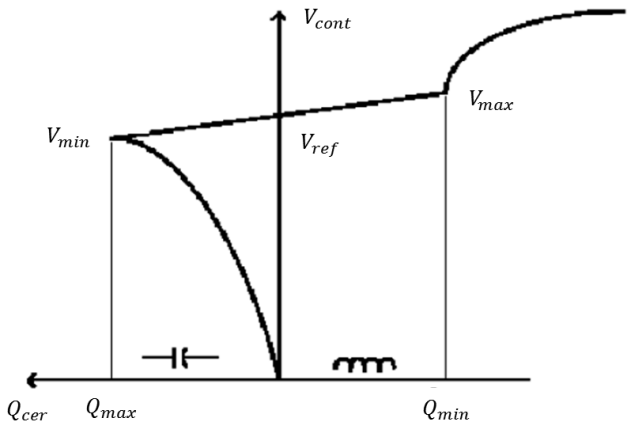


Figura F.5 – Característica QV em Regime Permanente do CER [67]

Segundo [67], a operação do CER pode ser dividida em três regiões:

- capacitiva, onde o equipamento se comporta puramente como um capacitor;
- linear, com a potência reativa ou corrente injetada sendo função da tensão na barra controlada (local ou remoto);
- indutiva, na qual o dispositivo tem comportamento como um indutor.

O CER opera na região controlável quando V_{cont} estiver entre V_{max} e V_{min}, sendo seu comportamento definido por uma reta. Esta faixa de controle linear é determinada pela susceptância máxima do indutor e pela susceptância total devido aos bancos de capacitores em serviço e à capacidade de filtragem [67], [70].

Caso a tensão onde o CER está conectado for menor que V_{min}, os tiristores do TCR ficam bloqueados e o CER opera na região capacitiva. Quando a tensão é maior que V_{max}, o ângulo de disparo dos tiristores é mínimo e o CER opera na região indutiva. Nas regiões capacitiva e indutiva o dispositivo tem comportamento semelhante a uma reatância fixa localizada na barra, isto é, nestas faixas não lineares, o CER perde a capacidade de controle e funciona simplesmente como um indutor ou capacitor [67].

A representação do CER no programa Anarede considera a potência reativa injetada na barra do CER como variável dependente e, para tornar o sistema de equações possível e determinado, adiciona-se a este sistema uma equação de controle representando o comportamento do dispositivo. Esta equação

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

de controle é função do ponto de operação do equipamento e da modelagem de controle adotada. Nesta formulação não há qualquer tipo de inserção de barras, mantendo-se a topologia original do sistema [67], [71], [72].

A faixa linear da Fig. F.4 pode ser definida matematicamente como:

$$V_{cont} = V_{ref} + X_{SL} I_{cer} \tag{F.5}$$

onde a inclinação da reta (X_{SL}) e a tensão de referência (V_{ref}) são calculadas por:

$$X_{SL} = \frac{V_{min} - V_{max}}{I_{max} - I_{min}} \tag{F.6}$$

$$V_{ref} = \frac{V_{max} I_{max} - V_{min} I_{min}}{I_{max} - I_{min}} \tag{F.7}$$

A análise de (F.6) indica que a inclinação X_{SL} é negativa, pois I_{cer} cresce para a esquerda. Em outras palavras, trata-se de uma função decrescente porque I_{cer} aumenta quando V_{cont} diminui.

Com isto, têm-se as seguintes equações de controle para o modelo de injeção de corrente:

i) Faixa Capacitiva ($V_{cont} < V_{min}$):

$$Q_{cer} - B_{max} V_t^2 = 0 \tag{F.8}$$

ii) Faixa Linear ($V_{min} < V_{cont} < V_{max}$):

$$V_{cont} - V_{ref} - X_{SL} I_{cer} = 0 \tag{F.9}$$

iii) Faixa Indutiva ($V_{cont} > V_{max}$):

$$Q_{cer} - B_{min} V_t^2 = 0 \tag{F.10}$$

onde V_t é a tensão da barra conectada ao CER (no controle de tensão local, $V_{cont} = V_t$) e Q_{cer} é a potência reativa gerada/absorvida pelo CER.

Da faixa linear da Fig. F.5, tem-se:

$$V_{cont} = V_{ref} + X_{SL} Q_{cer} \tag{F.11}$$

A inclinação da reta X_{SL} e V_{ref} são definidas matematicamente como:

$$X_{SL} = \frac{V_{min} - V_{max}}{Q_{max} - Q_{min}} \tag{F.12}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

$$V_{ref} = \frac{V_{max}Q_{max} - V_{min}Q_{min}}{Q_{max} - Q_{min}} \quad \text{(F.13)}$$

Desta maneira, têm-se as seguintes equações de controle para o modelo de injeção de potência reativa:

i) Faixa Capacitiva ($V_{cont} < V_{min}$):

$$Q_{cer} - B_{max}V_t^2 = 0 \quad \text{(F.14)}$$

ii) Faixa Linear ($V_{min} < V_{cont} < V_{max}$):

$$V_{cont} - V_{ref} - X_{SL}Q_{cer} = 0 \quad \text{(F.15)}$$

iii) Faixa Indutiva ($V_{cont} > V_{max}$):

$$Q_{cer} - B_{min}V_t^2 = 0 \quad \text{(F.16)}$$

Segundo [67], no caso do controle de tensão remoto, deve ser considerada, nas equações das faixas capacitivas e indutivas, a tensão da barra conectada ao CER ao invés da tensão da barra controlada. Observa-se também que as equações de controle nas faixas de operação capacitiva e indutiva são iguais para os dois tipos de modelo.

As equações de controle mostradas em (F.9) e (F.15) não são adequadas para estudar a variação da susceptância em relação à tensão terminal (ou remota) na faixa de controle linear, porque estas equações relacionam, respectivamente, a corrente injetada e a potência reativa gerada pelo CER com a tensão controlada. Neste caso, pode-se usar (F.17) para o modelo de injeção de corrente e (F.18) para o modelo de injeção de potência reativa.

$$V_{cont} - V_{ref} - X_{SL}B_{cer}V_t = 0 \quad \text{(F.17)}$$

$$V_{cont} - V_{ref} - X_{SL}B_{cer}V_t^2 = 0 \quad \text{(F.18)}$$

onde X_{SL} de (F.17) é dado por (F.6), enquanto que X_{SL} de (F.18) é calculado por (F.12).

Da mesma forma, as equações de controle apresentadas em (F.9) e (F.15) não são adequadas para comparar a variação do ângulo de disparo dos tiristores em relação à tensão terminal (ou remota) na faixa de controle linear. Para tanto, pode-se usar as equações de controle (F.19) e (F.20). A equação (F.19) é utilizada para a faixa de controle linear do modelo de injeção de corrente e foi obtida a

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

partir de (F.4) e (F.17). Por outro lado, (F.20) serve para a faixa de controle linear do modelo de injeção de potência reativa e foi obtida de (F.4) e (F.18).

$$V_{cont} - V_{ref} - X_{SL}\left(\frac{X_L - \frac{X_C}{\pi}\big(2(\pi-\alpha) + sen(2\alpha)\big)}{X_C X_L}\right)V_t = 0 \qquad \text{(F.19)}$$

$$V_{cont} - V_{ref} - X_{SL}\left(\frac{X_L - \frac{X_C}{\pi}\big(2(\pi-\alpha) + sen(2\alpha)\big)}{X_C X_L}\right)V_t^2 = 0 \qquad \text{(F.20)}$$

onde X_{SL} de (F.19) é dado por (F.6), enquanto que X_{SL} de (F.20) é calculado por (F.12).

Nas faixas não lineares a capacidade de controle é perdida e o dispositivo se comporta como uma reatância fixa localizada na barra, sendo usadas (F.8) e (F.10).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Apêndice G
Modelos de Transformadores para Estudos em Regime Permanente

G.1.
Motivação

O Apêndice G tem como principais propósitos rever os fundamentos utilizados para a elaboração dos circuitos π equivalente (que representam os transformadores em estudos de regime) e servir como base para o assunto discutido no Capítulo 6 (que trata do controle de tensão no sistema pelo LTC).

Esta representação de transformadores é adotada desde a década de 1930 e apresenta resultados que são dependentes do sentido do fluxo de potência. Ou seja, caso o tape esteja no primário, a mudança do tape não influencia a máxima capacidade de transmissão e a ação de controle de tensão pelo LTC tem sempre o efeito esperado. Caso o tape esteja no secundário, ocorre o contrário, isto é, o ponto de máximo carregamento varia e a ação de controle tem efeito oposto ao esperado. Visto isto, foi desenvolvido em [49] um novo modelo de transformador com tape variável, onde os resultados são independentes do sentido do fluxo de potência.

Neste apêndice é apresentado esse novo modelo de transformador e, depois, ele é comparado com o modelo usual utilizado nos programas comerciais para análise estática de sistemas elétricos.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

G.2.
Representação Usual do Transformador para os Estudos Elétricos

O circuito elétrico de um transformador em regime permanente é montado através dos dados obtidos nos ensaios em vazio e de curto circuito do transformador, segundo [73] - [82]. Esse circuito, mostrado na Fig. G.1, é composto por duas impedâncias série, sendo uma do lado 0 refletida para o lado 1 ($R_0' + jX_0'$) e a outra do lado 1 ($R_1 + jX_1$). Essas impedâncias representam as resistências dos enrolamentos e as reatâncias de dispersão. Entre elas, existe uma impedância em derivação (ou do inglês *shunt*) referente às perdas no ferro (R_f) e à reatância de magnetização (X_{mag}) [79].

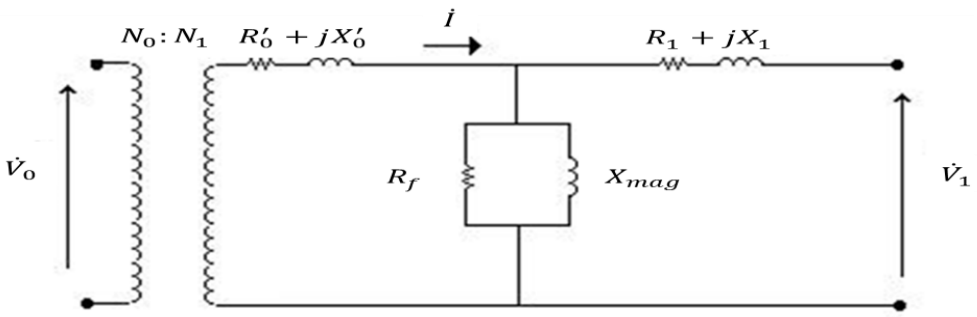


Figura G.1 – Modelo de Transformador em Regime Permanente

Este modelo da Fig. G.1 pode ser simplificado desprezando-se a impedância em derivação (devido ao seu elevado valor quando comparado às impedâncias série) e as resistências dos enrolamentos (por serem muito menores que as respectivas reatâncias de dispersão). Os erros introduzidos por essas simplificações são geralmente irrelevantes. Assim, chega-se a um circuito equivalente simplificado que consiste de um transformador ideal em série com uma reatância (Fig. G.2). Esta reatância equivalente é o resultado da soma da reatância de dispersão do lado 1 do transformador (X_1) com a reatância de dispersão do lado 0 referida ao lado 1 (X_0'). A reatância é referida ao outro lado do transformador pela seguinte relação [79]:

$$X_0' = X_0 \left(\frac{N_1}{N_0}\right)^2$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

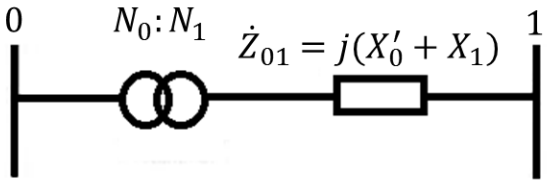


Figura G.2 – Modelo Simplificado de Transformador em Regime Permanente

O transformador ideal da Fig. G.2 pode ser eliminado através da representação desse circuito elétrico por seu π equivalente, conforme [83] - [89]. Esta forma de representação dos transformadores é similar ao modelo π clássico para representação das linhas de transmissão (Fig. G.3) e é mundialmente utilizada em programas de fluxo de potência. Este circuito π equivalente para os transformadores foi inicialmente proposto em [83] e [84].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

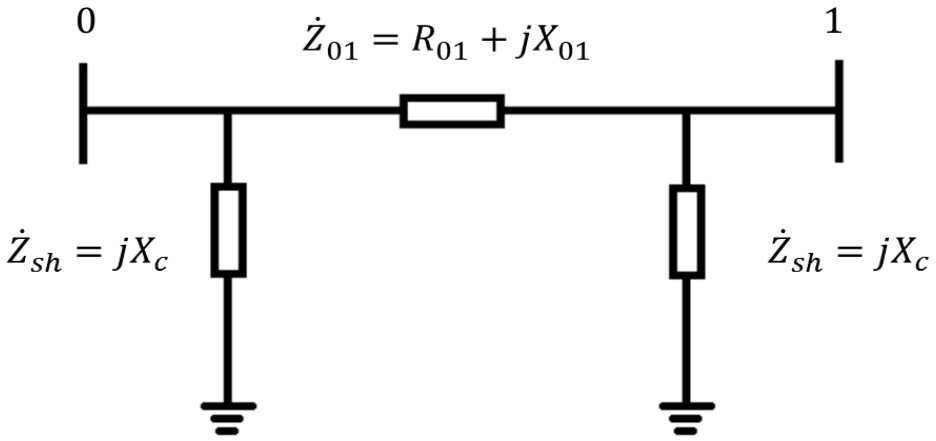


Figura G.3 – Modelo π Clássico de Linhas de Transmissão

A obtenção das impedâncias (série e em derivação) dos circuitos π equivalente dos transformadores com variação de tapes no primário e para troca de tapes no secundário é apresentada na Seção G.3 e Seção G.4, respetivamente.

G.3.
Circuito π Equivalente do Transformador com Variação de Tapes no Primário

Na Fig. G.4 ilustra-se o modelo simplificado de um transformador com tape (a) variável no primário. Este circuito é composto, basicamente, por uma admitância (Y_{01}) conectada em série com um transformador ideal.

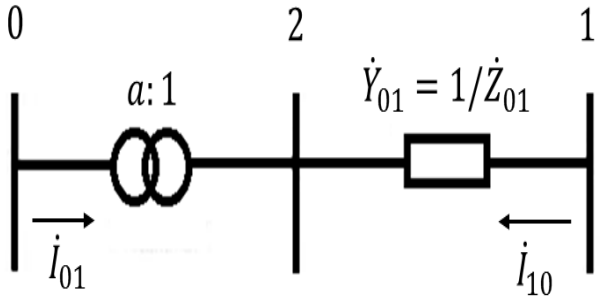


Figura G.4 – Modelo Simplificado de Transformador com Variação de Tapes no Primário

A relação entre as magnitudes das tensões dos terminais 0 e 2 do transformador ideal é dado por:

$$\frac{V_2}{V_0} = \frac{1}{a} \tag{G.1}$$

No transformador ideal não há dissipação de potência ativa e reativa entre os nós 0 e 2, então:

$$V_0 I_{01} + V_2 I_{10} = 0$$

$$V_0 I_{01} = -V_2 I_{10}$$

$$\frac{I_{01}}{I_{10}} = -\frac{V_2}{V_0} \tag{G.2}$$

Igualando-se (G.2) a (G.1):

$$\frac{I_{01}}{I_{10}} = -\frac{V_2}{V_0} = -\frac{1}{a} \tag{G.3}$$

A equação acima indica que as correntes (I_{01} e I_{10}) estão defasadas de 180º e suas magnitudes são relacionadas pela razão 1: a.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

As admitâncias A, B e C do modelo π equivalente do transformador (Fig. G.5) são encontradas igualando-se as equações das correntes (I_{01} e I_{10}) do modelo simplificado (Fig. G.4) e do modelo π (Fig. G.5).

As correntes I_{01} e I_{10} do modelo π do transformador são dadas por:

$$I_{01} = (V_0 - V_1)A + V_0 B = (A + B)V_0 - AV_1 \tag{G.4}$$

$$I_{10} = (V_1 - V_0)A + V_1 C = (A + C)V_1 - AV_0 \tag{G.5}$$

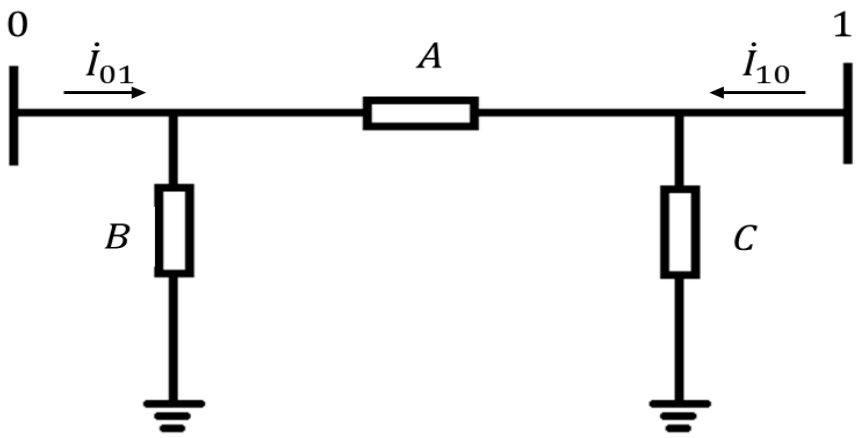


Figura G.5 – Circuito π Equivalente de um Transformador

O circuito da Fig. G.4 permite escrever:

$$I_{10} = (V_1 - V_2)Y_{01} \tag{G.6}$$

Pode-se rearranjar (G.3) como:

$$I_{01} = -\frac{1}{a} I_{10} \tag{G.7}$$

Aplicando-se (G.6) em (G.7):

$$I_{01} = (V_2 - V_1)\frac{1}{a} Y_{01} \tag{G.8}$$

Substituindo-se (G.1) em (G.8) e (G.6):

$$I_{01} = \left(\frac{V_0}{a} - V_1\right)\frac{1}{a} Y_{01} = \frac{Y_{01}}{a^2} V_0 - \frac{Y_{01}}{a} V_1 \tag{G.9}$$

$$I_{10} = \left(V_1 - \frac{V_0}{a}\right) Y_{01} = Y_{01} V_1 - \frac{Y_{01}}{a} V_0 \tag{G.10}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Igualando-se (G.9) a (G.4) e (G.10) a (G.5):

$$I_{01} = \frac{Y_{01}}{a^2}V_0 - \frac{Y_{01}}{a}V_1 = (A+B)V_0 - AV_1 \tag{G.11}$$

$$I_{10} = Y_{01}V_1 - \frac{Y_{01}}{a}V_0 = (A+C)V_1 - AV_0 \tag{G.12}$$

Consegue-se identificar as admitâncias A, B e C através da análise de (G.11) e (G.12). Sendo assim, essas admitâncias do modelo podem ser encontradas por:

$$A = \frac{Y_{01}}{a} \tag{G.13}$$

$$B = \frac{Y_{01}}{a^2} - \frac{Y_{01}}{a} = \frac{(1-a)Y_{01}}{a^2} \tag{G.14}$$

$$C = Y_{01} - \frac{Y_{01}}{a} = \frac{(a-1)Y_{01}}{a} \tag{G.15}$$

A análise de (G.13), (G.14) e (G.15) permite definir o efeito da relação de transformação $a{:}\,1$ sobre as magnitudes das tensões V_0 e V_1. Considerando-se inicialmente $a = 1$ (ou seja, tape opera em sua condição nominal), as admitâncias B e C ficam nulas, e o circuito π equivalente é reduzido à admitância série Y_{01}. Se for alterada a relação de transformação para um valor $a > 1$, a admitância B fica com sinal contrário a Y_{01}, isto é, torna-se uma admitância do tipo capacitiva, enquanto C fica com mesmo sinal de Y_{01}, transformando-se em uma admitância do tipo indutiva. Isto provoca o aumento de V_0 e a redução de V_1. Por outro lado, caso $a < 1$, ocorre o oposto, a admitância B fica indutiva (mesmo sinal de Y_{01}) e C fica capacitiva (sinal contrário a Y_{01}) fazendo V_0 diminuir e V_1 aumentar. Se uma das barras tiver tensão regulada ou estiver eletricamente próxima a uma barra deste tipo, somente a outra barra sofre os efeitos das alterações na relação de transformação [90].

Na Fig. G.6 mostra-se o circuito π equivalente com os parâmetros expressos em função da admitância e da relação de transformação.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

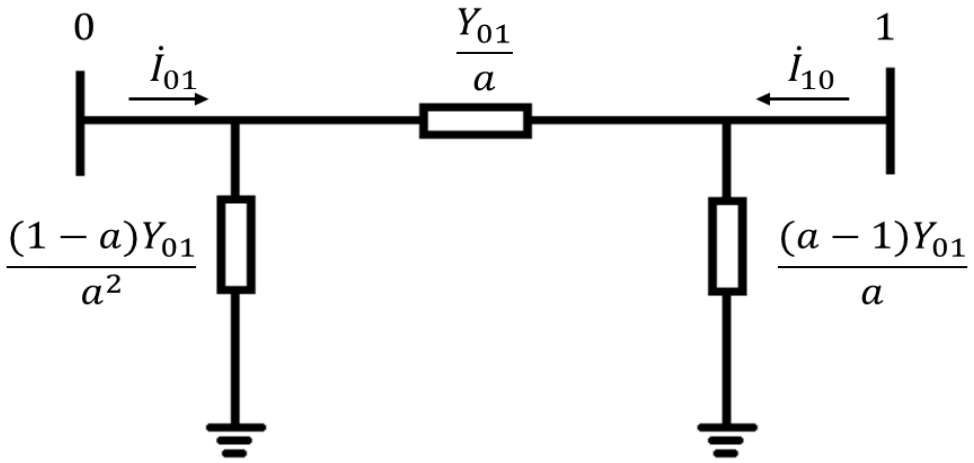


Figura G.6 – Circuito π Equivalente do Transformador com Tape no Primário e Parâmetros Expressos em Função da Admitância e da Relação de Transformação

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

G.4.
Circuito π Equivalente do Transformador com Variação de Tapes no Secundário

O modelo simplificado de um transformador com tape variável em seu secundário é apresentado na Fig. G.7. A relação entre as magnitudes das tensões dos terminais 0 e 2 do transformador vale:

$$\frac{V_2}{V_0} = a \tag{G.16}$$

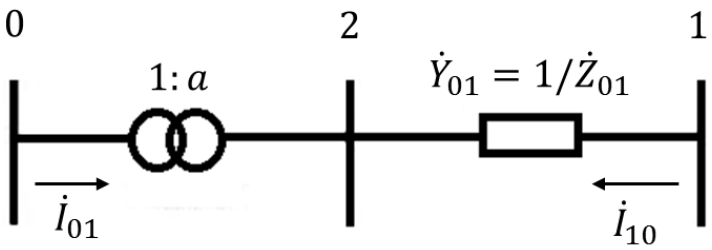


Figura G.7 – Modelo Simplificado de Transformador com Variação de Tapes no Secundário

Como não há dissipação de potência ativa e reativa entre os nós 0 e 2, tem-se:

$$V_0 I_{01} + V_2 I_{10} = 0$$

$$\frac{I_{01}}{I_{10}} = -\frac{V_2}{V_0} = -a \tag{G.17}$$

A equação acima indica que as correntes (I_{01} e I_{10}) estão defasadas de 180º e suas magnitudes são relacionadas pela razão a: 1.

Da Fig. G.7, pode-se escrever:

$$I_{10} = (V_1 - V_2)Y_{01} \tag{G.18}$$

Pode-se rearranjar (G.17) como:

$$I_{01} = -aI_{10} \tag{G.19}$$

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Aplicando-se (G.18) em (G.19):

$$I_{01} = (V_2 - V_1)aY_{01} \tag{G.20}$$

Substituindo-se (G.16) em (G.20) e (G.18):

$$I_{01} = (V_0 a - V_1)aY_{01} = Y_{01}a^2V_0 - Y_{01}aV_1 \tag{G.21}$$

$$I_{10} = (V_1 - V_0 a)Y_{01} = Y_{01}V_1 - Y_{01}aV_0 \tag{G.22}$$

Igualando-se (G.21) a (G.4) e (G.22) a (G.5):

$$I_{01} = Y_{01}a^2V_0 - Y_{01}aV_1 = (A + B)V_0 - AV_1 \tag{G.23}$$

$$I_{10} = Y_{01}V_1 - Y_{01}aV_0 = (A + C)V_1 - AV_0 \tag{G.24}$$

Novamente, consegue-se identificar as admitâncias A, B e C através da análise de (G.23) e (G.24). Sendo assim, as admitâncias do modelo equivalem a:

$$A = Y_{01}a \tag{G.25}$$

$$B = Y_{01}a^2 - Y_{01}a = a(a - 1)Y_{01} \tag{G.26}$$

$$C = Y_{01} - Y_{01}a = (1 - a)Y_{01} \tag{G.27}$$

A análise de (G.25), (G.26) e (G.27) permite definir o efeito da transformação $1{:}\,a$ sobre as magnitudes das tensões V_0 e V_1. Considerando-se inicialmente $a = 1$, as admitâncias B e C ficam nulas, e o circuito π equivalente é reduzido à admitância série Y_{01}. Se $a > 1$, a admitância B fica com mesmo sinal de Y_{01}, isto é, torna-se uma admitância do tipo indutiva, enquanto C fica com sinal contrário a Y_{01}, transformando-se em uma admitância do tipo capacitiva. Isto resulta na redução de V_0 e no aumento de V_1. Por outro lado, caso $a < 1$, ocorre o oposto, a admitância B fica capacitiva (sinal contrário de Y_{01}) e C fica indutiva (mesmo sinal de Y_{01}) fazendo V_0 aumentar e V_1 diminuir [90].

Na Fig. G.8 mostra-se o circuito π equivalente com os parâmetros expressos em função da admitância e da relação de transformação.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

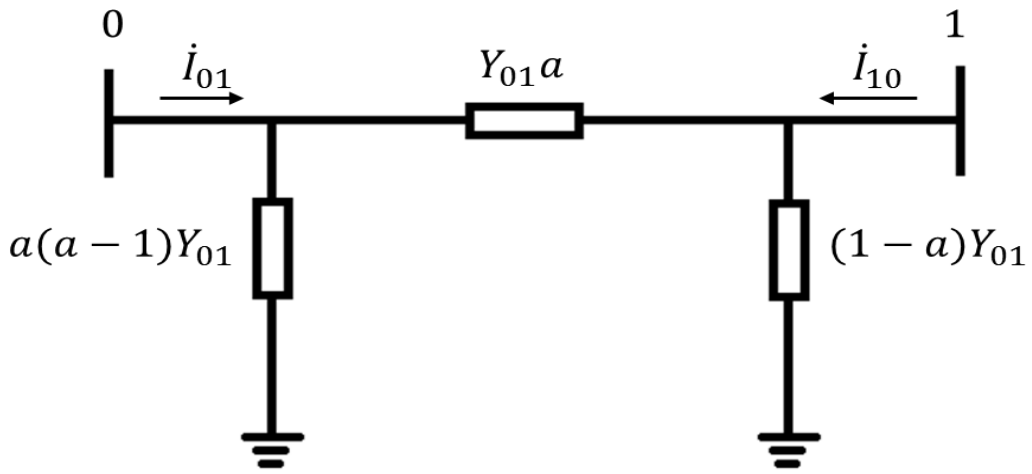


Figura G.8 – Circuito π Equivalente do Transformador com Tape no Secundário e Parâmetros Expressos em Função da Admitância e da Relação de Transformação

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

G.5.
Novo Modelo de Transformador com Tape Variável para Estudos em Regime Permanente [49]

Na representação usual do transformador com tape no secundário (Figs. G.7 e G.8), isto é, considerando o fluxo de potência no sentido da Barra 0 para a Barra 1, a máxima transferência de potência ocorre quando a impedância equivalente da carga Z_1 é igual à impedância total do transformador Z (refletida no lado da Barra 1). Nesse caso, observa-se que a impedância no ponto de máximo carregamento não é modificada quando o tape é alterado. Por outro lado, invertendo-se o sentido do fluxo de potência, a máxima transferência de potência ocorre quando o valor da impedância equivalente da carga Z_0 é igual à impedância total do transformador refletida para o lado da Barra 0, ou seja, $Z_0 = {}^{Z}/_{a^2}$. Assim, dependendo do sentido do fluxo de potência, a impedância equivalente da carga no ponto de máximo carregamento pode variar (ou não) quando o tape é modificado.

Esta afirmação é comprovada através da análise da mudança do sentido do fluxo de potência no circuito da Fig. G.7. Para tanto, pode-se construir a curva para $\emptyset$ (ângulo do fator de potência) constante no plano SV com dois valores diferentes de tape do transformador (a_1 e a_2), assim como a curva da impedância equivalente da carga que passa pelos pontos de máximo carregamento.

Observa-se na Fig. G.9 que, caso o fluxo de potência seja da Barra 0 para a Barra 1, a impedância equivalente da carga no ponto de máximo carregamento permanece a mesma quando o tape é alterado. Contudo, o ponto de máximo carregamento varia. Por outro lado, conforme Fig. G.10, se o fluxo de potência flui da Barra 1 para a Barra 0, ocorre o oposto, isto é, o ponto de máximo carregamento permanece o mesmo e a impedância equivalente da carga no ponto de máximo carregamento varia.

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

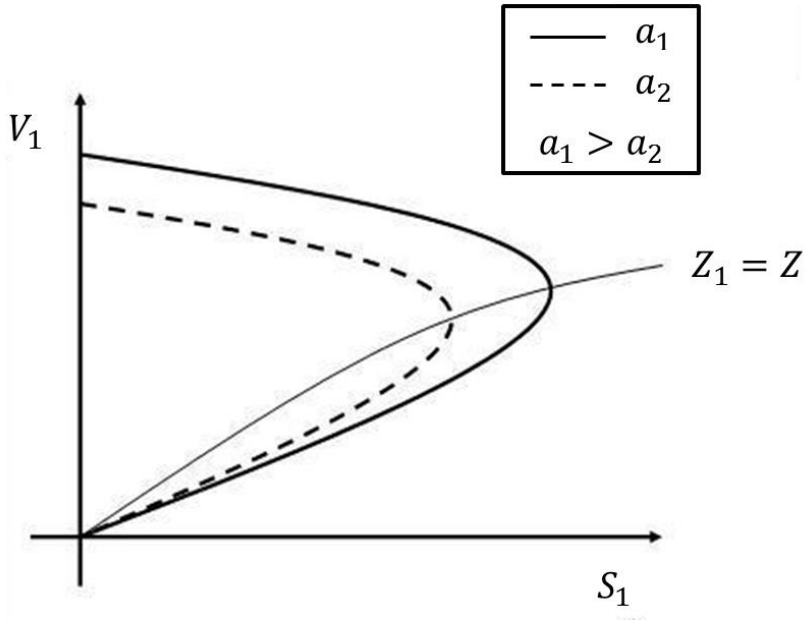


Figura G.9 – Curvas ∅ e Z Constante para Dois Valores de Tape com o Modelo Usual e com Fluxo da Barra 0 para a Barra 1

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

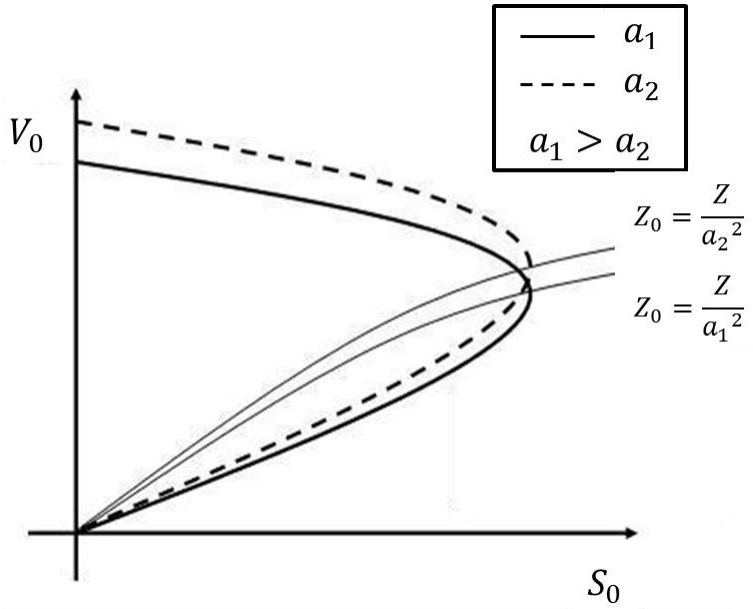


Figura G.10 – Curvas ∅ e Z Constante para Dois Valores de Tape com o Modelo Usual e com Fluxo da Barra 1 para a Barra 0

O fato da mudança do sentido do fluxo de potência apresentar as diferenças citadas anteriormente é inesperado e, por isto, foi proposto em [49] um novo modelo para representação do transformador com tape variável em regime permanente.

O modelo físico de um transformador com tape variável é mostrado na Fig. G.11, onde são representadas as impedâncias de cada enrolamento do transformador em ohms.

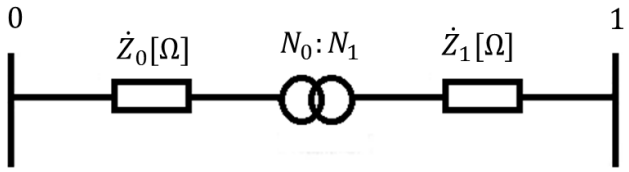


Figura G.11 – Modelo Físico de Transformador com Tape Variável

As impedâncias Z_0 e Z_1 do modelo acima guardam relação quadrática de transformação, porém, como as impedâncias base dos lados 0 e 1 também apresentam relação quadrática, as impedâncias em p.u. nos lados 0 e 1 são iguais, isto é, $Z_0(pu) = Z_1(pu) = Z(pu)/2$. Desta forma, o modelo proposto em [49] consiste do circuito da Fig. G.11 com as impedâncias dadas em p.u. (conforme Fig. G.12).

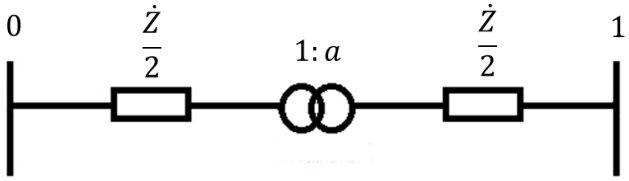


Figura G.12 – Modelo Proposto para Transformador com Tape Variável

Na Fig. G.13, nota-se que caso a impedância do lado 0 seja refletida para o lado 1, considerando-se a relação $1 : a$, a impedância total muda quando o tape é alterado, ao contrário do que ocorre com o modelo usual, apresentado na Fig. G.7. Observa-se, ainda, que a impedância total no lado 1 será igual à Z somente quando a relação de transformação for a nominal e, nesse caso, o modelo proposto coincide com o modelo usual.

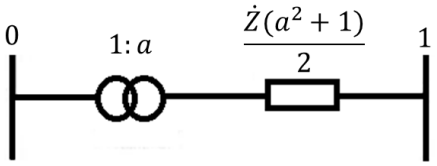


Figura G.13 – Modelo Proposto para Transformador com Tape Variável com Reflexão de Impedância

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

Na Fig. G.14 mostra-se o circuito π equivalente do modelo proposto com os parâmetros expressos em função da admitância e da relação de transformação.

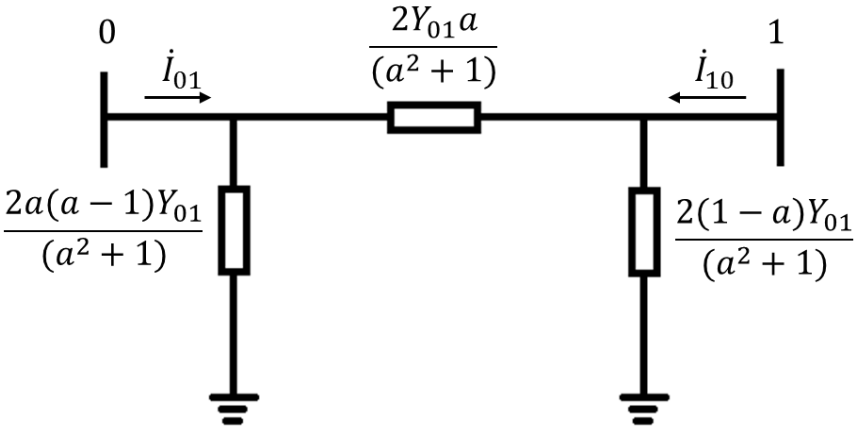


Figura G.14 – Circuito π Equivalente do Modelo Proposto com Parâmetros Expressos em Função da Admitância e da Relação de Transformação

A análise da Fig. G.14 permite definir o efeito da transformação $1{:}\,a$ sobre as magnitudes das tensões V_0 e V_1. Caso o tape opere em sua condição nominal ($a = 1$), as admitâncias em derivação ficam nulas e o circuito π equivalente se resume à admitância série (Y_{01}). Se o valor do tape for alterado para um valor $a > 1$, a admitância em derivação ligada à Barra 0 fica com mesmo sinal de Y_{01} (tornando-se indutiva) e a admitância ligada à Barra 1 fica com sinal contrário a Y_{01} (tornando-se capacitiva). Consequentemente, há uma tendência de diminuir V_0 e aumentar V_1. Por outro lado, caso $a < 1$, ocorre o efeito contrário, a admitância em derivação ligada à Barra 0 assume sinal contrário a Y_{01} (capacitiva) e a admitância ligada à Barra 1 tem mesmo sinal de Y_{01} (indutiva). Isto resulta no aumento de V_0 e na redução de V_1. Estes resultados são qualitativamente iguais aos apresentados para o modelo usual (na Seção G.4), uma vez que o sinal das admitâncias dos dois modelos permanece o mesmo quando o tape é variado. As únicas modificações ocorrem nos módulos das admitâncias que, de acordo com o modelo proposto, devem ser multiplicadas por $\frac{2}{a^2+1}$ em relação ao modelo usual. Verifica-se que esse valor é unitário quando $a = 1$.

Agora, podem-se construir as curvas com $\emptyset$ e impedância constantes para o modelo proposto (Figs. G15 e G.16).

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

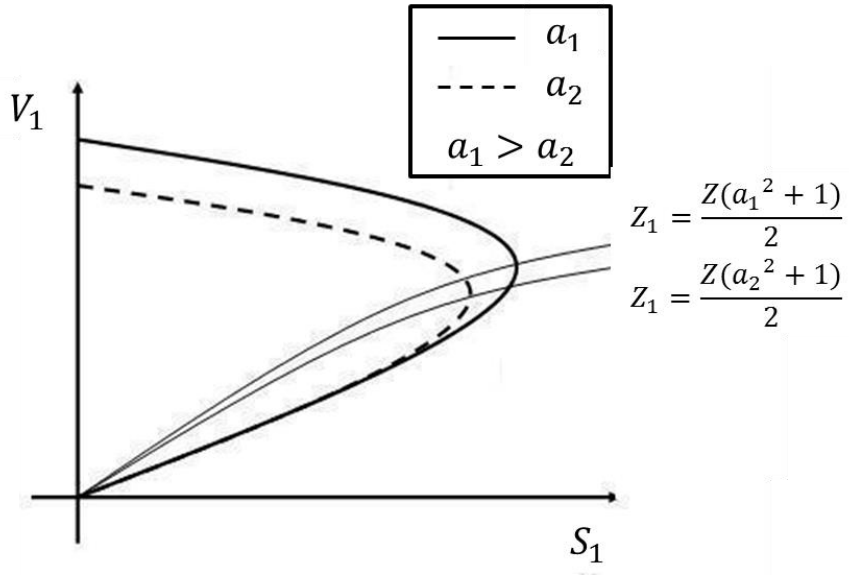


Figura G.15 – Curvas ∅ e Z Constante para Dois Valores de Tape com o Modelo Proposto e com Fluxo da Barra 0 para a Barra 1

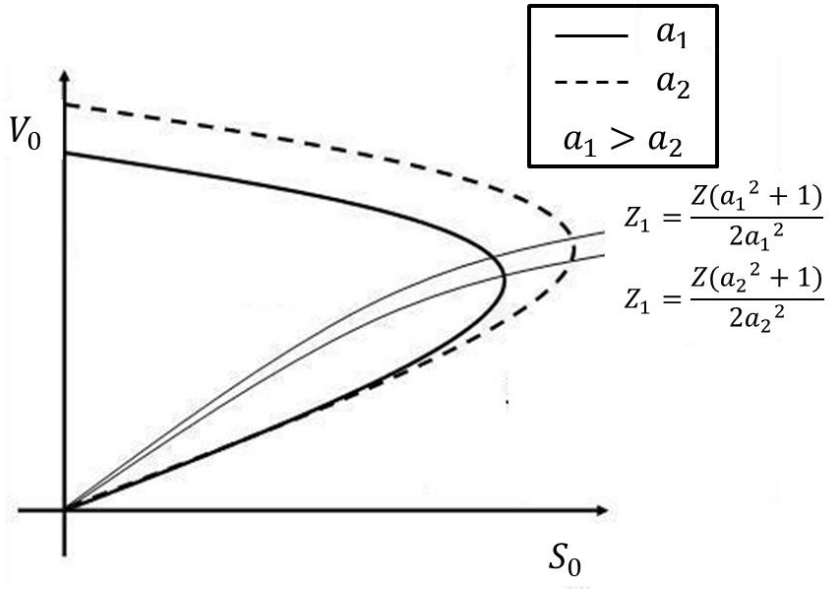


Figura G.16 – Curvas ∅ e Z Constante para Dois Valores de Tape com o Modelo Proposto e com Fluxo da Barra 1 para a Barra 0

Nas figuras acima, observa-se que, para o modelo proposto, tanto o ponto de máximo carregamento, quanto a impedância equivalente da carga neste ponto, variam quando o tape é alterado independente do sentido do fluxo de potência. Este resultado é o esperado conforme ensaios realizados em laboratório e apresentados em [49].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA

G.6.
Conclusão

No Capítulo 6, os sistemas-testes estudados tem os LTCs com tape no secundário e, por isto, os resultados encontrados com o modelo usual de LTC são qualitativamente iguais aos determinados com o novo modelo proposto em [49].

PUC-Rio - Certificação Digital Nº 1321809/CA