

**INSTITUTO MILITAR DE ENGENHARIA**

**DIEGO CHAVES SAVELLI**

**SÍNTESE DE SINAIS E ESCOLHA DE ESTRUTURA DE  
CONTROLADORES DE SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA  
INTERLIGADOS CONSIDERANDO ROBUSTEZ A PERTURBAÇÕES  
EXTERNAS**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Curso de Mestrado em Engenharia Elétrica do Instituto Militar de Engenharia, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Ciências em Engenharia Elétrica.

Orientador: Paulo César Pellanda, Dr. ENSAE  
Co-orientador: Nelson Martins, Ph.D.

Rio de Janeiro  
2007

# **Livros Grátis**

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

c2007

INSTITUTO MILITAR DE ENGENHARIA  
Praça General Tibúrcio, 80 – Praia Vermelha  
Rio de Janeiro - RJ CEP: 22290-270

Este exemplar é de propriedade do Instituto Militar de Engenharia, que poderá incluí-lo em base de dados, armazenar em computador, microfilmар ou adotar qualquer forma de arquivamento.

É permitida a menção, reprodução parcial ou integral e a transmissão entre bibliotecas deste trabalho, sem modificação de seu texto, em qualquer meio que esteja ou venha a ser fixado, para pesquisa acadêmica, comentários e citações, desde que sem finalidade comercial e que seja feita a referência bibliográfica completa.

Os conceitos expressos neste trabalho são de responsabilidade do(s) autor(es) e do(s) orientador(es).

<p>S266b Savelli, Diego Chaves Síntese de Sinais e Escolha de Estrutura de Controladores de Sistemas Elétricos de Potência Interligados considerando Robustez a Perturbações Externas / Diego Chaves Savelli. - Rio de Janeiro: Instituto Militar de Engenharia, 2007. 113 p.: il.</p> <p>Dissertação (mestrado) - Instituto Militar de Engenharia – Rio de Janeiro, 2007.</p> <p>1. Sistemas de controle. 2. Sistemas elétricos de potência 3. Simulações não-lineares. I. Título II. Instituto Militar de Engenharia.</p> <p style="text-align: right;">CDD 621.317</p>
-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

**INSTITUTO MILITAR DE ENGENHARIA**

**DIEGO CHAVES SAVELLI**

**SÍNTESE DE SINAIS E ESCOLHA DE ESTRUTURA DE  
CONTROLADORES DE SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA  
INTERLIGADOS CONSIDERANDO ROBUSTEZ A PERTURBAÇÕES  
EXTERNAS**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Curso de Mestrado em Engenharia Elétrica do Instituto Militar de Engenharia, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Ciências em Engenharia Elétrica.

Orientador: Paulo César Pellanda – Dr. ENSAE.

Co-orientador: Nelson Martins – Ph.D..

Aprovada em 16 de agosto de 2007 pela seguinte Banca Examinadora:

---

Paulo César Pellanda – Dr. ENSAE do IME – Presidente

---

Nelson Martins – Ph.D. do CEPEL

---

Glauco Nery Taranto – Ph.D. da COPPE/UFRJ

---

Decílio de Medeiros Sales – DC do IME

Rio de Janeiro  
2007

## AGRADECIMENTOS

Aos meus pais José Antonio e Maria Angélica e minha irmã Carla, meus maiores entusiastas, que nunca deixaram de ser pacientes e solícitos em todas as situações e momentos, de quem jamais esquecerei o carinho e a dedicação. Aos meus familiares, padrinhos, sogros, amigos e conhecidos, pelo apreço e fé em mim depositados.

A minha amada e futura esposa Marcella, pela compreensão e apoio irrestrito nos momentos mais difíceis ao longo desta árdua jornada e cujos sacrifícios demonstrados são provas irrefutáveis de que não há pessoa melhor no mundo para ser minha companheira em todas as fases da minha vida.

Aos meus professores-orientadores TC Pellanda e Dr. Nelson Martins, incansáveis tutores que possibilitaram esta oportunidade de ampliar meus horizontes, sabendo ser pacientes e rígidos nos momentos certos e, sem os quais, seria impossível a conclusão deste trabalho. A minha sincera e especial gratidão por terem confiado em mim, apesar de todos os obstáculos que surgiram.

A todos os meus mestres do IME, Cel Pinheiro, Maj Ades, Maj Medlig, Maj Galdino e Cap Carrilho, e da COPPE, Dr. Glauco Taranto, pelo privilégio dos seus ensinamentos e atenção dispensada em cada uma das muitas dúvidas que tive. Aos meus colegas de turma, Adriano, Ten Pinho e Wander, meu muito obrigado pela companhia, amizade e bons momentos que vivenciamos.

Aos pesquisadores, engenheiros e desenvolvedores do CEPTEL, FURNAS e ONS, que evitarei citar para não cometer a injustiça da omissão, pela ajuda, disponibilidade, colaboração e inúmeros esclarecimentos prestados no decorrer do trabalho, contribuindo significativamente para a melhoria da qualidade dos resultados e a conclusão desta tese.

A minha empresa, TRANSPETRO, e meus colegas de trabalho por reconhecerem a importância deste curso no meu desenvolvimento profissional.

A Deus, que me confortou nos momentos de aflição e ansiedade e pelo qual tudo vale a pena.

Aproveito para agradecer pela paciência com que todas essas pessoas me ouviram e ensinaram, não apenas para a carreira, mas para a vida.

## SUMÁRIO

LISTA DE ILUSTRAÇÕES.....	7
LISTA DE TABELAS.....	10
LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS .....	11
<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>14</b>
1.1 Contexto e Motivação.....	14
1.2 Objetivos .....	16
1.3 Organização.....	17
<b>2 FERRAMENTAS LINEARES PARA ESTUDO DE SISTEMAS ELÉTRICOS DE GRANDE PORTE.....</b>	<b>18</b>
2.1 Introdução .....	18
2.2 Os Sistemas Elétricos de Potência.....	18
2.2.1 Controle no SEP .....	19
2.2.2 Estabilidade .....	19
2.3 Modelagem.....	23
2.3.1 Modelagem Estática.....	23
2.3.2 Modelagem Dinâmica.....	24
2.4 Linearização .....	25
2.5 Análise Modal .....	31
2.5.1 Mode Shape.....	31
2.5.2 Fatores de Participação .....	32
2.5.3 Fatores de Controlabilidade e Observabilidade.....	34
2.5.4 Resíduos .....	35
2.6 Resposta no Domínio do Tempo .....	36
2.7 Estudo no Domínio da Frequência .....	37
2.7.1 Lugar-das-Raízes .....	38
2.7.2 Diagrama de Bode .....	38
2.7.3 Diagrama de Nyquist .....	40
2.8 Formulação Aumentada ou Explícita .....	40
2.9 Metodologia de Projeto de Controlador no SEP .....	42

3	<b>A INTERLIGAÇÃO DO SISTEMA ELÉTRICO BRASILEIRO E O PROBLEMA DO AMORTECIMENTO DO MODO NORTE-SUL</b> .....	47
3.1	Introdução .....	47
3.2	O Sistema Elétrico Brasileiro Interligado .....	47
3.3	Compensação na Interligação.....	49
3.4	Modo de Oscilação Norte-Sul .....	51
3.5	Considerações Sobre o TCSC .....	52
3.5.1	Estrutura .....	53
3.5.2	Modos de Operação .....	54
3.5.3	Características Operacionais .....	56
3.6	Filosofias dos Controladores POD Atuais .....	58
3.7	Modelo do Sistema Elétrico Brasileiro .....	61
3.8	Programas de Análise e Simulações .....	65
4	<b>PROJETO LINEAR DE NOVA ESTRUTURA DO CONTROLADOR POD</b> .....	66
4.1	Introdução .....	66
4.2	O Problema da Saturação.....	66
4.3	Modelo Multivariável do Sistema .....	68
4.4	Modos de Oscilação Associados ao Transitório Adverso.....	70
4.5	Estratégia de Rejeição da Perturbação.....	72
4.6	Proposição de Nova Estrutura de Controlador.....	74
4.6.1	Análise Linear para Múltiplos Cenários .....	78
4.6.2	Análise da Perturbação em Serra da Mesa.....	81
4.7	Projeto de Estrutura de Dois Canais .....	85
5	<b>TESTES DE DESEMPENHO EM SIMULAÇÕES NÃO-LINEARES</b> .....	91
5.1	Introdução .....	91
5.2	Análise no Modelo Equivalente da Interligação .....	91
5.3	Análise no Modelo do SIN.....	95
5.4	Simulação com o Modo TSR Ativo.....	99
5.5	Análise da Perturbação em Serra da Mesa.....	101
5.6	Controle da Reatância de Referência.....	102
6	<b>CONCLUSÃO</b> .....	106
7	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b> .....	109

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

FIG. 2. 1 Curva do ângulo de potência linearizada no seu ponto de equilíbrio.....	26
FIG. 2. 2 Relação entre a posição dos autovalores no plano $s$ e a estabilidade do sistema.....	29
FIG. 2. 3 Mode shapes das velocidades dos geradores do Brasil e da Europa para modos interárea.....	32
FIG. 2. 4 Fatores de participação de vinte variáveis de estado em relação ao modo - $0,03 + j1,08$ do SIN.....	34
FIG. 2. 5 Diagrama de blocos do sistema compensado.....	36
FIG. 2. 6 Resposta do sistema a uma excitação senoidal .....	39
FIG. 2. 7 Diagrama do sistema de controle simplificado de um TCSC .....	42
FIG. 2. 8 <i>Mode shape</i> de velocidade dos rotores à excitação do modo crítico.....	43
FIG. 2. 9 Resíduos de maior magnitude da FT $ P_L(s)  / B_L(s)$ relativo ao modo crítico .....	44
FIG. 2. 10 Diagrama de blocos do SEP compensado.....	44
FIG. 2. 11 Diagrama de Nyquist do sistema em malha aberta .....	45
FIG. 2. 12 Diagrama de blocos do controlador POD .....	45
FIG. 2. 13 Diagrama de Nyquist do sistema compensado.....	46
FIG. 3. 1 Expansão do sistema elétrico brasileiro.....	48
FIG. 3. 2 Sistema Interligado Nacional referente ao ano 1999.....	49
FIG. 3. 3 Diagrama unifilar da Interligação Norte-Sul .....	51
FIG. 3. 4 Estrutura do circuito de potência do TCSC .....	53
FIG. 3. 5 Diagrama do sistema de controle do TCSC.....	54
FIG. 3. 6 Reatância do TCSC em função do nível de condução do reator .....	57
FIG. 3. 7 Corrente nos componentes do TCSC em função do nível de condução do reator.....	57
FIG. 3. 8 Curvas de capacidade do TCSC em função da corrente na linha.....	58
FIG. 3. 9 Diagrama de blocos do controlador POD de Serra da Mesa .....	60
FIG. 3. 10 Diagrama de blocos do controlador POD de Imperatriz.....	61
FIG. 3. 11 Autovalores do sistema elétrico brasileiro sem os controladores POD.....	63
FIG. 3. 12 Resposta no tempo do sistema elétrico brasileiro sem os controladores POD .....	63
FIG. 3. 13 Autovalores do sistema elétrico brasileiro com os dois controladores POD .....	64
FIG. 3. 14 Resposta no tempo do sistema elétrico brasileiro com os dois controladores POD.....	64
FIG. 4. 1 Sistema máquina-barra infinita usado nas simulações não-lineares .....	67

FIG. 4. 2 Simulações não-lineares do sistema máquina-barra infinita: (a) reatância e (b) potência ativa .....	67
FIG. 4. 3 Diagrama de blocos do modelo multivariável do SIN .....	68
FIG. 4. 4 Resposta do fluxo de potência ativa $P_{ij}$ ao degrau de 0,03 p.u. nas funções (a) $G_{21}(s)$ e (b) $G_{22}(s)$ .....	70
FIG. 4. 5 Influência dos modos críticos na resposta à excitação do canal de perturbação.....	71
FIG. 4. 6 Lugar-das-raízes dos modos críticos para variação do ganho do POD original .....	71
FIG. 4. 7 (a) Mapa de pólos-zeros e (b) diagrama de Bode do filtro <i>notch</i> empregado.....	73
FIG. 4. 8 Resposta do (a) fluxo de potência ativa e da (b) susceptância do TCSC com e sem filtro <i>notch</i> .....	73
FIG. 4. 9 Lugar-das-raízes dos modos críticos para variação do ganho do POD proposto.....	75
FIG. 4. 10 Estrutura do controlador POD baseado em avanço de fase .....	75
FIG. 4. 11 Diagrama de Bode dos POD em atraso (POD <sub>1</sub> ) e em avanço (POD <sub>2</sub> ) de fase .....	76
FIG. 4. 12 Diagrama de Bode da FTMA do sistema compensado pelo POD <sub>1</sub> ou POD <sub>2</sub> .....	77
FIG. 4. 13 Diagrama de Bode do canal de perturbação em malha fechada para POD <sub>1</sub> ou POD <sub>2</sub> .77	
FIG. 4. 14 Respostas da potência ativa e da susceptância do TCSC nos cenários C, I e Q para POD <sub>1</sub> e POD <sub>2</sub> .....	79
FIG. 4. 15 Localização do MNS no plano complexo para os 17 cenários com e sem o POD <sub>1</sub> .....	80
FIG. 4. 16 Localização do MNS no plano complexo para os 17 cenários com e sem o POD <sub>2</sub> .....	80
FIG. 4. 17 Comparação entre os valores de pico do sinal de saída $B_{ij}$ do POD <sub>2</sub> e POD <sub>1</sub> .....	81
FIG. 4. 18 Diagrama de blocos do modelo multivariável do SIN com 2 canais de perturbação...	82
FIG. 4. 19 Respostas das potências terminais em (a) SMA e (b) TUC à excitação em $P_{mec}^{TUC}$ e $P_{mec}^{SMA}$ .....	84
FIG. 4. 20 Respostas do (a) fluxo de potência ativa e (b) susceptância do TCSC com POD <sub>1</sub> e POD <sub>2</sub> .....	84
FIG. 4. 21 Diagrama de Bode do canal de perturbação de SMA em malha fechada para POD <sub>1</sub> e POD <sub>2</sub> .....	85
FIG. 4. 22 Estrutura do controlador POD de dois canais .....	86
FIG. 4. 23 Diagrama de Bode da FT do POD <sub>1</sub> , POD <sub>2</sub> e POD <sub>3</sub> .....	87
FIG. 4. 24 Diagrama de Bode da FTMA do sistema compensado pelo POD <sub>1</sub> , POD <sub>2</sub> e POD <sub>3</sub> .....	88
FIG. 4. 25 Diagrama de Bode do canal de perturbação em malha fechada para POD <sub>1</sub> , POD <sub>2</sub> e POD <sub>3</sub> .....	88
FIG. 4. 26 Localização do MNS no plano complexo para os 17 cenários com e sem o POD <sub>3</sub> .....	89

FIG. 4. 27 Comparação entre os valores de pico do sinal de saída $B_{ij}$ do POD <sub>3</sub> e POD <sub>1</sub> .....	90
FIG. 4. 28 Respostas do (a) fluxo de potência ativa e (b) susceptância do TCSC com POD <sub>1</sub> e POD <sub>3</sub> .....	90
FIG. 5. 1 Diagrama unifilar do modelo equivalente da Interligação com TCSC .....	91
FIG. 5. 2 Comparação dos fluxos de potência ativa no modelo equivalente.....	92
FIG. 5. 3 Comparação das reatâncias equivalentes do TCSC no modelo equivalente .....	93
FIG. 5. 4 Comparação das ordens de reatância do POD no modelo equivalente .....	94
FIG. 5. 5 Comparação da estrutura do POD <sub>1</sub> (a) com e (b) sem o limitador AWC no modelo equivalente .....	94
FIG. 5. 6 Registro de campo de oscilação instável de potência na Interligação NS.....	95
FIG. 5. 7 Fluxo de potência ativa (a) e sinais de reatância do POD <sub>1</sub> (b) no modelo do SIN .....	96
FIG. 5. 8 Fluxo de potência ativa (a) e sinais de reatância do POD <sub>2</sub> (b) no modelo do SIN .....	96
FIG. 5. 9 Fluxo de potência ativa (a) e sinais de reatância do POD <sub>3</sub> (b) no modelo do SIN .....	97
FIG. 5. 10 Comparação dos fluxos de potência ativa dos POD no modelo do SIN .....	97
FIG. 5. 11 Comparação das ordens de reatância do POD no modelo do SIN .....	98
FIG. 5. 12 Comparação das reatâncias equivalentes do TCSC no modelo do SIN .....	98
FIG. 5. 13 Comparação dos fluxos de potência ativa para o TCSC com modo TSR no SIN .....	99
FIG. 5. 14 Comparação das ordens de reatância do POD para o TCSC com modo TSR no SIN .....	100
FIG. 5. 15 Comparação das reatâncias do TCSC com o modo TSR no SIN.....	100
FIG. 5. 16 Comparação dos fluxos de potência ativa para rejeição em Serra da Mesa .....	101
FIG. 5. 17 Comparação das reatâncias do TCSC para rejeição em Serra da Mesa .....	102
FIG. 5. 18 Diagrama simplificado da malha de controle da reatância de referência .....	103
FIG. 5. 19 (a) Fluxo de potência ativa e (b) reatâncias do TCSC com controle da referência....	103
FIG. 5. 20 Comparação dos fluxos de potência ativa para o TCSC com controle da referência no SIN .....	104
FIG. 5. 21 Comparação das ordens de reatância do POD com controle de referência no SIN ...	104
FIG. 5. 22 Comparação das reatâncias do TCSC com controle de referência no SIN.....	105

## LISTA DE TABELAS

TAB. 3. 1 Dados do TCSC instalado na Interligação Norte-Sul .....	56
TAB. 3. 2 Cenários do estudo de planejamento da Interligação Norte-Sul.....	61

## LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

### ABREVIATURAS

AVR	- Regulador automático de tensão ( <i>Automatic Voltage Regulator</i> )
AWC	- Limitador dinâmico ( <i>Anti-Windup Control</i> )
FACTS	- Equipamentos baseados em eletrônica de potência ( <i>Flexible AC Transmission Systems</i> )
FSC	- Compensação série fixa ( <i>Fixed Series Compensation</i> )
FT	- Função de transferência
FTMA	- Função de transferência em malha aberta
FTMF	- Função de transferência em malha fechada
LIT	- Linear e invariante no tempo
MAI	- Modo adverso de Instabilização
MAS	- Modo adverso de saturação
MIMO	- Sistema multivariável ( <i>Multiple Input Multiple Output</i> )
MNS	- Modo Norte-Sul
MOV	- Varistor de óxido metálico ( <i>Metal Oxide Varistor</i> )
NS	- Norte-Sul
POD	- Controlador para amortecimento de oscilações de potência ( <i>Power Oscillation Damping</i> )
PSS	- Estabilizador de sistemas de potência ( <i>Power System Stabilizer</i> )
SIL	- Carga de impedância de surto ou carga natural ( <i>Surge Impedance Load</i> )
SIN	- Sistema Interligado Nacional
SISO	- Sistema monovariável ( <i>Single Input Single Output</i> )
SMA	- Serra da Mesa
SVC	- Compensador estático de reativos ( <i>Static VAR Compensator</i> )
TCSC	- Compensação série controlada a tiristores ( <i>Thyristor Controlled Series Compensation</i> )
TSR	- Reator chaveado a tiristores ( <i>Thyristor Switched Reactor</i> )
TUC	- Tucuruí
UHE	- Usina hidrelétrica

### SÍMBOLOS

$B_{ij}$	- Susceptância equivalente do TCSC
$B_{POD}$	- Sinal de modulação da susceptância emitido pelo POD
$B_{ref}$	- Susceptância de referência do TCSC
$P_{ij}^{POD}$	- contribuição do POD na variação de potência ativa sobre o capacitor série
$P_{ij}^{TUC}$	- contribuição da perturbação em Tucuruí na variação da potência ativa da linha
$P_{ij}^{SMA}$	- contribuição da perturbação em Serra da Mesa na variação da potência ativa da linha
$P_{mec}^{SMA}$	- Perturbação na potência mecânica de Serra da Mesa
$P_{mec}^{TUC}$	- Perturbação na potência mecânica de Tucuruí

## RESUMO

Em função do comissionamento da Interligação Norte-Sul do sistema elétrico brasileiro, surgiu um modo de oscilação interárea fracamente amortecido e de baixa frequência, que exigiu a instalação de dois TCSC (do inglês *Thyristor Controlled Series Compensator*), um em cada extremidade da linha Norte-Sul, equipados com controladores para amortecimento de oscilação de potência (POD, do inglês *Power Oscillation Damping controllers*). O dimensionamento físico do TCSC, determinado por análise custo-benefício, leva este a saturar frente a grandes perturbações, reduzindo sua efetividade nos momentos mais críticos e impondo a utilização de técnicas avançadas de controle para garantir sua utilização mais efetiva no amortecimento do modo.

Este trabalho aborda o problema da estabilização de modo de oscilação Norte-Sul, utilizando-se modelo detalhado do sistema elétrico de potência e de ordem elevada, considerando robustez a perturbações externas e múltiplos pontos de operação. Propõe-se uma nova estrutura de controlador POD, cujo projeto, apesar de feito através de técnicas lineares, leva em consideração as não-linearidades presentes tanto no sistema como no equipamento real, o TCSC.

Visando dimensionamento adequado e econômico do TCSC, torna-se necessária a investigação de estratégias de rejeição de perturbações adversas a serem implementadas no POD. Uma estrutura linear e mais simples pode ser utilizada com desempenho igual ou superior à existente no campo, atendendo às especificações de robustez em face de diversos cenários operativos, inclusive com reversão de fluxo na interligação, e rejeição de transitórios indesejados, associados a perdas intempestivas de geração ou de grandes blocos de carga. Após o projeto do POD através de técnicas lineares, o desempenho conjunto do TCSC e POD foi aferido através de simulações dinâmicas detalhadas, onde se verifica que os ganhos previstos na fase linear dos estudos são otimistas.

O estudo utiliza a interligação Norte-Sul e o TCSC da subestação de Serra da Mesa como referência para testes de desempenho. Os resultados apresentados são relativos a um modelo do sistema elétrico brasileiro referente ao ano 1999, considerando 17 cenários operativos e utilizados por grupo de trabalho específico, por ocasião dos estudos de planejamento desta interconexão. Engenheiros de FURNAS, ONS e CEPEL realizaram alguns testes e prestaram inúmeros esclarecimentos ao autor e orientadores no decorrer deste trabalho, contribuindo significativamente para a melhoria da qualidade dos resultados.

## ABSTRACT

The Brazilian North-South Interconnection gave rise to a low-frequency, poorly-damped interarea oscillation mode, denominated the North-South mode, which was damped by the installation of two TCSC (Thyristor Controlled Series Compensator) located at the two line ends and equipped with POD (Power Oscillation Damping controllers). Due to the finite equipment ratings, these TCSC can saturate under large system disturbances, imposing the use of advanced control design techniques to ensure adequate damping of the North-South mode.

This work deals with the stabilization of the North-South mode, utilizing a large-scale power system mode and considering robustness to exogenous disturbances and multiple operating points. A new POD controller structure is obtained exclusively by linear control design methods but considers the nonlinearities that exist both in the system and in the actual TCSC equipment.

In order to maximize equipment utilization and obtain a cost-effective design, it is mandatory to design a POD controller that rejects adverse disturbances that lead to TCSC saturation. POD performance should be adequate for multiple operating points, including power flow reversals, with sufficient rejection of undesirable transients, due to inadvertent losses of generation or large blocks of load.

The study uses the North-South interconnection and the TCSC and POD located at Serra da Mesa substation as reference for dynamic performance tests. The described results relate to a large-scale model for the year 1999, considering seventeen power flow scenarios and used by a multi-utility task force involved, at the time, in the planning studies of this interconnection. Engineers from FURNAS, ONS and CEPEL carried out some tests and kindly explained the intricacies of the problem to the author and his supervisors, significantly contributing to the improvement of this work.

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 CONTEXTO E MOTIVAÇÃO

Durante muitas décadas, o sistema elétrico brasileiro cresceu de maneira heterogênea, conforme as necessidades imediatas decorrentes do crescimento populacional e industrial do país. A dimensão continental brasileira e a diversidade geográfica e econômica de suas regiões deram origem a diferentes sistemas elétricos isolados, referentes a mercados regionais com distintas características de desenvolvimento [EXÉRCITO, 1977].

Em função da abundância de recursos hídricos das suas bacias, a base geradora de energia elétrica no Brasil desenvolveu uma característica eminentemente hidráulica, armazenando a energia potencial proveniente da água em grandes represas espalhadas pelo país. Com a expansão e a interligação dos diversos sistemas elétricos isolados, foi possível interconectar as bacias localizadas nas diferentes regiões geográficas, assegurando um importante ganho energético pela possibilidade de tirar proveito das sazonalidades e níveis pluviométricos de cada região.

Em 1999, o sistema elétrico brasileiro já era composto de dois grandes blocos isolados eletricamente um do outro: o subsistema Norte/Nordeste (N/NE) e o subsistema Sul/Sudeste/Centro-Oeste (S/SE/CO). Com o objetivo de possibilitar o intercâmbio de energia entre os subsistemas e otimizar o aproveitamento energético, permitindo uma melhor utilização dos reservatórios durante todo o ano, decidiu-se realizar a interligação desses sistemas, criando o Sistema Interligado Nacional (SIN).

A Interligação Norte-Sul (NS) resultou no surgimento de um modo de oscilação interárea de baixa frequência entre as máquinas geradoras de cada subsistema, o modo NS. Este modo pouco amortecido e por vezes instável, dependendo do cenário operativo, impôs a necessidade do ajuste coordenado e robusto de controladores com o objetivo de estabilizar o sistema para condições de operação críticas frente a pequenas e grandes perturbações, mantendo o amortecimento dos modos de oscilação eletromecânicos do SIN dentro de valores aceitáveis para todo o envelope de operação.

Após inúmeros estudos da melhor alternativa de estabilização do modo NS [ELETROBRÁS, 1998], optou-se pelo emprego de equipamentos FACTS (*Flexible AC Transmission Systems*) de compensação série controlada a tiristores, os TCSC, que foram

instalados nas extremidades da Interligação. A fonte de amortecimento é obtida através da modulação da reatância equivalente do TCSC, promovida por controlador POD (*Power Oscillation Damping*) derivado do sinal de potência ativa na linha da Interligação [BARBOSA, 1999].

A efetividade dos TCSC no amortecimento de oscilações de potência depende, dentre outros fatores, da escolha de um sinal de entrada e de uma estrutura para o controlador POD que possibilitem atender às especificações de robustez tanto para mudanças programadas nas condições operativas, inclusive com reversão de fluxo da interligação, quanto para perdas intempestivas de geração ou de grandes blocos de carga nos dois subsistemas. [MARTINS, 1996].

Em função das limitações físicas tais como capacidade MVA (potência) e suportabilidade de tensão e corrente dos componentes, o sinal de saída do POD pode saturar o TCSC, não correspondendo ao sinal de entrada do modelo linear devidamente compensado. Com a saturação do equipamento a cada ciclo de oscilação do modo NS, o valor efetivo da compensação de fase não é aquele definido em projeto, reduzindo-se assim sua eficácia [PELLANDA, 2006].

Um sistema de controle de alto desempenho deve considerar não apenas as características de resposta transitória e de regime estacionário, mas também outras considerações de projeto para controle robusto como maior margem de estabilidade, menor sensibilidade a ruídos e erros de modelagem e rejeição de perturbações tanto do modelo, pela variação dos seus parâmetros, quanto externas a ele, mantendo um sinal de saída pequeno referente à perturbação de entrada.

Muitas vezes, o sinal de saída do POD possui componentes modais que nada contribuem para o amortecimento das oscilações, originando transitórios adversos que, mediante grandes perturbações externas, podem resultar na saturação do TCSC. Portanto, um projeto linear de controlador para estabilização do modo NS que não contemple outras questões importantes, tais como desempenho frente a transitórios adversos, pode levar a implementações práticas inadequadas [GOMES, 2005].

Neste trabalho, é apresentada proposta de nova estrutura de controlador POD, cujo projeto é inteiramente baseado em técnicas lineares clássicas. Estratégias de rejeição de perturbações adversas são investigadas e contempladas. A estrutura do POD deve ser simples e apresentar bom desempenho, atendendo às especificações de robustez em face de diversos

cenários operativos, inclusive com reversão de fluxo na interligação, e rejeição de transitórios indesejados, associados a perdas intempestivas de geração ou de grandes blocos de carga.

O estudo utilizou a interligação Norte-Sul e o TCSC da subestação de Serra da Mesa como referência para testes de desempenho. Os modelos e cenários utilizados são relativos aos estudos de planejamento da operação para o ano de 1999, que foram produzidos a partir de dados reais do SIN no âmbito da força tarefa GCOI/SCEL FT-NSPRE [ELETROBRÁS, 1998]. Algumas simulações consideram condições extremas para comparação e análise do comportamento dinâmico dos controladores, representando ocorrências reais do sistema com amortecimento negativo [FURNAS, 2000].

As análises e simulações dinâmicas foram obtidas com dois programas do CEPEL de reconhecida importância no estudo de controle e estabilidade de sistemas elétricos. O PacDyn [CEPEL, 1997a] oferece um amplo pacote de opções para análise linear e possui algoritmos que lidam de forma eficiente com esparsidade matricial, viabilizando o estudo de pequenas perturbações em sistemas de grande porte. O desempenho dinâmico adequado e robusto dos controladores pode ser verificado através da simulação de grandes distúrbios com o programa Anatem [CEPEL, 1997b], que permite uma modelagem detalhada dos componentes reais, representando as diversas não-linearidades inerentes aos sistemas, equipamentos e seus controles. Complementando estas ferramentas, alguns algoritmos e rotinas computacionais foram implementados no programa MATLAB [MATLAB, 2005], auxiliando a análise multicenários e as simulações com múltiplas perturbações.

## 1.2 OBJETIVOS

Neste estudo, busca-se uma nova estrutura de controlador para o amortecimento do modo NS, que apresente potencial de desempenho superior ao verificado com o POD original. Deste modo, amplia-se o leque de possibilidades de estruturas e sinais para POD, a serem investigados com relação a novos empreendimentos.

Os principais tópicos abordados neste estudo são:

- Análise dos modelos de controladores POD atuais;
- Identificação dos modos dominantes nos transitórios adversos, visando a redução da saturação no atuador (TCSC) da malha de controle;
- Análise e síntese linear de controlador POD robusto para múltiplos cenários operativos e rejeição a perturbações adversas; e

- Análise do desempenho não-linear frente a grandes perturbações em modelos dinâmicos equivalentes e completos do sistema real.

### 1.3 ORGANIZAÇÃO

O presente trabalho encontra-se organizado em 5 capítulos além desta introdução, seguindo uma exposição gradual do desenvolvimento do estudo. Cada capítulo é descrito de modo conciso a seguir:

No capítulo 2 são apresentados alguns conceitos e fundamentações teóricas aplicados ao estudo. Os embasamentos matemáticos e as principais ferramentas de análise linear são descritos e exemplificados.

O capítulo 3 descreve as características do sistema elétrico brasileiro, da Interligação Norte-Sul e dos TCSC instalados nas suas extremidades. São apresentados os cenários e modelo do sistema utilizados na análise linear e comentadas as filosofias de controladores POD atualmente utilizadas.

No capítulo 4, o problema da saturação e a estratégia de rejeição da perturbação são detalhadamente explicados. São apresentadas as análises e simulações lineares para projeto da nova estrutura de controlador.

O capítulo 5 compara as simulações não-lineares das estruturas de POD analisadas para grandes perturbações no sistema. Propõe-se a utilização de uma malha de controle adicional ao POD para aumentar a efetividade no amortecimento das oscilações.

No capítulo 6 são apresentadas as conclusões e as principais contribuições trazidas pelo trabalho. Novas linhas de pesquisa são sugeridas em continuação ao desenvolvimento deste estudo.

## 2 FERRAMENTAS LINEARES PARA ESTUDO DE SISTEMAS ELÉTRICOS DE GRANDE PORTE

### 2.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo são enfatizados alguns conceitos e fundamentações teóricas de grande importância aplicados ao estudo da estabilidade e controle de sistemas dinâmicos, particularmente, os Sistemas Elétricos de Potência (SEP).

Serão abordados assuntos como representação em espaço de estados, equilíbrio, estabilidade, modelagem, linearização, autovalores, autovetores e matrizes modais, formando o embasamento matemático necessário ao entendimento e aplicação de ferramentas de análise linear tais como resposta no domínio do tempo e da frequência, *mode shapes*, resíduos, fatores de participação, observabilidade e controlabilidade.

Ao final, será apresentado um exemplo de projeto de controlador aplicando as técnicas e ferramentas lineares descritas ao longo deste capítulo.

### 2.2 OS SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA

Os Sistemas Elétricos de Potência são sistemas dinâmicos, geralmente de grande porte e fortemente não-lineares. Apesar de variarem em tamanho e componentes estruturais, os SEP, geralmente, possuem características básicas comuns: sistemas trifásicos de corrente alternada operando a tensão e frequência constantes, máquinas síncronas para geração de eletricidade e transmissão de energia por grandes distâncias atendendo a cargas (consumidores) em áreas abrangentes [KUNDUR, 1994].

A função de um SEP é converter energia das diversas formas disponíveis na natureza para a forma elétrica e transportá-la de modo fácil, eficiente, limpo e seguro para os consumidores, que poderão convertê-la em outras formas de energia mais úteis. Para tal, há uma série de componentes vitais para seu funcionamento como estações geradoras, redes de transmissão e distribuição, transformadores, dispositivos de manobra e proteção, etc.

### 2.2.1 CONTROLE NO SEP

Vários níveis de controle, envolvendo uma complexa estrutura de equipamentos, são utilizados para atender a requisitos operacionais e de instalação tais como alta confiabilidade, frequência e tensão constantes, variação da demanda de potência ativa e reativa e baixo custo operacional e impacto ambiental.

No caso dos sistemas de geração, o propósito básico do controle é balancear a geração de energia com o consumo das cargas e as perdas, mantendo a frequência desejada e o intercâmbio de energia com sistemas vizinhos. Esse controle é realizado sobre o acionamento primário e o sistema de excitação das máquinas geradoras. O primeiro visa regular a velocidade e controlar a potência ativa demandada pelas cargas, enquanto o controle da excitação tem por objetivo regular a tensão e a potência reativa de saída.

Nos sistemas de transmissão e distribuição a regulação é realizada por meio de dispositivos de controle de tensão e potência reativa como compensadores estáticos de reativos (SVC, do inglês *Static VAR Compensators*), condensadores síncronos, bancos de capacitores e reatores chaveados, transformadores de *tap* variável sob carga (ULTC, do inglês *Under Load Tap Change*), FACTS (do inglês *Flexible AC Transmission System*), etc.

Esses controles contribuem para operação do sistema mantendo a tensão, frequência e outras variáveis dentro de limites aceitáveis, melhorando o desempenho dinâmico e a habilidade de suportar grandes distúrbios.

### 2.2.2 ESTABILIDADE

Por estabilidade entende-se uma condição de equilíbrio entre forças opostas. No SEP, a estabilidade pode ser definida como uma propriedade que permite o sistema permanecer em estado de equilíbrio sob condições normais de operação e recuperá-lo, mesmo que em outro ponto operacional aceitável, quando submetido a um distúrbio.

O desempenho dinâmico de um SEP é influenciado por uma vasta gama de equipamentos e dispositivos de diferentes características e velocidades de resposta. Praticamente todo elemento de um sistema tem um efeito na sua estabilidade. Assim, mesmo sendo um problema único, não é prático estudar estabilidade de um SEP de forma unificada. O estudo da estabilidade é, então, dividido em categorias em função das diferentes formas de instabilidade, do tipo de distúrbio, do tempo de duração e do melhor método de análise aplicável [KUNDUR, 1994].

A estabilidade do tipo angular está relacionada à capacidade das máquinas síncronas de um sistema interligado permanecerem em sincronismo frente a perturbações no sistema. Seu estudo compreende a análise das oscilações eletromecânicas inerentes ao SEP. Neste problema busca-se verificar a maneira como se comporta a potência fornecida pelo gerador em função das oscilações do seu rotor.

O funcionamento de uma máquina síncrona baseia-se em dois elementos: os enrolamentos de campo e de armadura. Normalmente, o primeiro encontra-se no rotor e o segundo no estator da máquina. O campo é alimentado em corrente contínua e quando o rotor é acionado pela máquina motriz (turbina), gera o campo magnético girante que induz tensões alternadas trifásicas na armadura, numa frequência sincronizada com a velocidade do rotor. Quando mais de uma máquina síncrona é interconectada, as frequências das tensões de cada uma tornam-se a mesma, de forma que os rotores das máquinas interconectadas passam a girar em sincronismo.

Em regime permanente, a corrente no enrolamento da armadura induz um campo magnético girante, o campo do estator, de mesma velocidade e defasado do campo girante do rotor. Há uma relação direta e não-linear entre a potência elétrica de saída e a defasagem dos campos ou ângulo de carga  $\delta$ . Normalmente, com as devidas simplificações [STEVENSON, 1986], a potência elétrica é dada por:

$$P = \frac{E_f V_t}{X_s} \text{sen} \delta \quad (2.1)$$

onde  $E_f$  é a tensão interna gerada em fase com o campo girante do rotor,  $V_t$  é a tensão terminal da máquina em fase com o campo da armadura e  $X_s$  a reatância síncrona.

Quando se tem duas ou mais máquinas síncronas interconectadas, a potência elétrica fornecida por cada uma tem uma relação não-linear com a posição angular relativa do seu rotor em relação aos rotores das demais. O sincronismo é mantido por meio de forças restauradoras, que atuam sempre que houver forças tendendo a acelerar ou frear uma ou mais máquinas em relação às outras. Em regime permanente, há um equilíbrio entre o torque mecânico de entrada e o torque elétrico de saída de cada gerador, de forma que a velocidade do rotor permanece constante e igual para todos os geradores.

Mediante uma perturbação, esse equilíbrio é cessado e as forças resultantes aceleram ou freiam o rotor. Essa variação de velocidade implica a variação da posição angular do rotor em relação aos das outras máquinas, que por sua vez resulta numa transferência de cargas entre as

máquinas síncronas de tal forma que tende a reduzir a diferença de velocidades e, por conseguinte, a separação angular.

Devido à característica não-linear da relação ângulo-potência, além de certo ponto o aumento da separação angular leva a uma diminuição da potência elétrica de saída, causando um aumento ainda maior da separação angular e, conseqüentemente, a perda do sincronismo. A diferença de velocidades entre o campo do estator (frequência do sistema) e do rotor (frequência do acionador) resulta em grandes flutuações na potência de saída, tensão e corrente da máquina, levando o sistema de proteção a isolá-la do resto do sistema.

Percebe-se, então, que a estabilidade de um sistema depende da presença ou não de suficientes torques restauradores nos desvios angulares dos rotores. Nos SEP, essas forças restauradoras são dadas pelas duas componentes da variação do torque elétrico das máquinas síncronas em uma perturbação:

$$\Delta T_e = T_s \Delta \delta + T_D \Delta \omega \quad (2.2)$$

sendo  $T_s \Delta \delta$  a componente de torque de sincronismo em fase com a variação do ângulo do rotor e  $T_D \Delta \omega$  a componente de torque de amortecimento em fase com o desvio de velocidade do rotor.

Toda máquina síncrona precisa ter essas duas componentes de torque para garantir a estabilidade do sistema [STEVENSON, 1986]. A insuficiência de torque de sincronismo resulta em instabilidade aperiódica (não-oscilatória) do ângulo do rotor. Já a insuficiência de torque de amortecimento leva a uma instabilidade oscilatória, com oscilações de amplitude crescente.

Com base na intensidade das perturbações externas do sistema, a estabilidade angular pode ser dividida em dois tipos:

**ESTABILIDADE A PEQUENAS PERTURBAÇÕES:** é a propriedade de o sistema manter o sincronismo frente a pequenas perturbações como variações lentas e contínuas de carga e/ou geração. Por pequenas perturbações, entendem-se aquelas cujo erro no modelo linearizado pode ser considerado desprezível para efeito de análise e projeto. Tais distúrbios ocorrem continuamente no sistema e a instabilidade pode ocorrer sob duas formas: aumento aperiódico do ângulo do rotor ou oscilações rotóricas de amplitude crescente pela insuficiência dos torques de sincronismo e amortecimento, respectivamente.

Com a utilização dos reguladores automáticos de tensão (AVR, do inglês *Automatic Voltage Regulator*), que aumentam o torque de sincronismo, a forma mais comum de instabilidade é a oscilatória, causada pela falta de torque de amortecimento [KUNDUR, 1994]. Os principais modos de oscilação presentes no SEP são:

- Modos eletromecânicos: são modos geralmente pouco amortecidos, apresentando-se na faixa de 0,1 a 2,5 Hz, na quantidade de “n-1” máquinas e com alta influência nos estados de velocidade e ângulo do rotor das máquinas. São classificados em:
  - Modo local: associado às oscilações do conjunto de unidades de uma estação geradora com respeito ao restante do sistema. As frequências naturais dos modos locais ficam, em geral, na faixa de 1 a 2 Hz;
  - Modo intermáquinas ou intraplanta: associado às oscilações entre as unidades de uma mesma estação geradora;
  - Modo multimáquinas ou interplantas: associado às oscilações entre estações geradoras eletricamente próximas;
  - Modo interárea: associado às oscilações de várias máquinas de uma parte do sistema contra máquinas de outra parte, causado pela interligação de dois ou mais grupos de máquinas por um elo relativamente fraco, em frequências que normalmente variam de 0,1 a 0,7 Hz.
- Modos de controle: associados às oscilações causadas por ajuste inadequado dos controles de sistemas de excitação, reguladores de velocidade e compensadores estáticos de reativos, FACTS, etc.
- Modos torsionais: originados pela interação entre o sistema elétrico e o sistema mecânico constituído pelo conjunto eixo da turbina-rotor do gerador, tais como ressonância sub-síncrona com linhas compensadas, fadiga por chaveamento e interação com controles do sistema.

**ESTABILIDADE TRANSITÓRIA:** é a propriedade de o sistema manter o sincronismo quando submetido a severas perturbações transitórias como curtos-circuitos e perdas de grandes blocos de geração ou de carga. Neste caso, não é possível a aplicação de modelos lineares, pois as respostas provocam grandes excursões dos ângulos dos rotores influenciadas pela relação ângulo-potência fortemente não-linear. Normalmente, o sistema é alterado de tal forma que o estado operacional pós-distúrbio é diferente do estado inicial.

## 2.3 MODELAGEM

O estudo de estabilidade e controle de SEP requer a formulação de modelos matemáticos tão completos e detalhados conforme o tipo do problema estudado, a fim de permitir análises e projetos de sistemas de controle que garantam a operação adequada.

### 2.3.1 MODELAGEM ESTÁTICA

Nos SEP, os pontos de equilíbrio em regime permanente são atingidos quando a demanda total das cargas (incluindo as perdas) se iguala à potência total gerada. Por meio de métodos iterativos (Newton-Raphson, Gauss-Siedel, CC, desacoplados, etc), obtém-se uma solução para os sistemas de equações não-lineares do modelo. Essa solução representa um ponto de operação do sistema, consistindo na determinação do estado da rede, da distribuição dos fluxos de potência, das tensões nas barras e de outras grandezas de interesse [RAMOS, 1983]. O problema de encontrar esse ponto é conhecido como fluxo de potência (*power flow*).

Neste tipo de problema, as variações no tempo são suficientemente lentas de tal forma que os efeitos transitórios podem ser ignorados. Assim, a modelagem do sistema é estática, sendo a rede representada por um conjunto de equações e inequações algébricas. As equações básicas, representativas dos principais componentes do sistema, são obtidas impondo-se a conservação das potências ativa e reativa em cada nó da rede e expressando os fluxos de potência nos componentes como funções das suas tensões terminais, segundo as Leis de Kirchhoff. Além destas, há outras equações que são incluídas para representar a atuação de dispositivos de controle. Já as inequações correspondem a um conjunto de restrições operacionais da rede elétrica e de seus componentes [MONTICELLI, 1983].

As equações podem ser representadas em termos das injeções de corrente e das tensões das barras. A formulação matricial do problema (EQ. 2.3) implica na construção da matriz de admitância nodal  $Y_{barra}$ , que representa a relação matricial entre essas grandezas, decompostas em parte real e imaginária. Os blocos da diagonal principal da matriz  $Y_{barra}$  são o somatório de todas as admitâncias acopladas a cada barra, enquanto os blocos fora da diagonal são as admitâncias equivalentes entre duas barras:

$$\underbrace{\begin{bmatrix} I_1^{real} \\ I_1^{imag} \\ \vdots \\ I_n^{real} \\ I_n^{imag} \end{bmatrix}}_{\underline{I}} = \underbrace{\begin{bmatrix} B_{11} & G_{11} & \cdots & -B_{1n} & -G_{1n} \\ G_{11} & -B_{11} & \cdots & -G_{1n} & B_{1n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ -B_{n1} & -G_{n1} & \cdots & B_{nn} & G_{nn} \\ -G_{n1} & B_{n1} & \cdots & G_{nn} & -B_{nn} \end{bmatrix}}_{Y_{barra}} \underbrace{\begin{bmatrix} E_1^{real} \\ E_1^{imag} \\ \vdots \\ E_n^{real} \\ E_n^{imag} \end{bmatrix}}_{\underline{E}} \quad (2.3)$$

onde  $B_{ij}$  e  $G_{ij}$  são a susceptância e a condutância entre as barras  $i$  e  $j$ .

Em geral, essa matriz é altamente esparsa em SEP de grande porte, ou seja, tem uma grande proporção de elementos nulos, pois  $B_{ij} = G_{ij} = 0$  sempre que entre dois nós  $i$  e  $j$  não houver um circuito direto formado por linhas, FACTS ou transformadores. Essa propriedade favorece o uso de métodos numéricos de eliminação e cálculo eficiente para solução do problema.

### 2.3.2 MODELAGEM DINÂMICA

O estudo dos transitórios do sistema, ocasionados por pequenas ou grandes perturbações, só é possível por meio de uma modelagem dinâmica dos componentes do SEP, envolvendo equações diferenciais além das equações algébricas da modelagem estática.

Como explicado anteriormente, o conjunto de equações algébricas representa o ponto de operação do sistema, a topologia da rede e suas impedâncias (matriz de admitância nodal  $Y_{barra}$ ) e as relações algébricas entre os diversos componentes do sistema. Já as equações diferenciais descrevem o comportamento dinâmico de componentes tais como as máquinas síncronas e seus controles (AVR, PSS e regulador de velocidade), equipamentos FACTS (SVC, TCSC, etc), cargas dinâmicas e motores de indução.

O comportamento de qualquer sistema dinâmico pode ser formulado por sua representação em espaço de estados. Ordenando-se adequadamente as equações diferenciais em função de um vetor de variáveis de estado devidamente escolhido (da ordem do modelo e linearmente independente), obtêm-se um sistema de equações diferenciais de 1ª ordem, cuja solução descreve o desempenho dinâmico do modelo naquele ponto operacional [KUNDUR, 1994].

O estudo de estabilidade transitória dos SEP compreende simulações no domínio do tempo obtidas pela solução conjunta das equações de estado, algébricas e de saída não-lineares:

$$\begin{cases} \dot{\underline{x}} = f(\underline{x}, \underline{r}, \underline{u}) \\ \underline{0} = g(\underline{x}, \underline{r}, \underline{u}) \\ \underline{y} = h(\underline{x}, \underline{r}, \underline{u}) \end{cases} \quad (2.4)$$

onde  $\underline{x}$  representa o vetor de estado,  $\underline{r}$  o vetor de variáveis algébricas e  $\underline{u}$  e  $\underline{y}$  os vetores de entrada e saída, respectivamente.

## 2.4 LINEARIZAÇÃO

Basicamente, a diferença entre sistemas lineares e não-lineares reside na aplicação do princípio da superposição, o qual estabelece que a resposta a duas excitações diferentes simultâneas é igual à soma das duas respostas individuais a cada uma das excitações. Assim, para sistemas lineares, a resposta a várias entradas pode ser calculada considerando-se uma única entrada de cada vez e adicionando-se os resultados [OGATA, 1998].

A matemática e a teoria lineares possibilitam um grande número de ferramentas e facilidades no estudo, análise e projetos de sistemas lineares. Contudo, na prática, a maior parte dos sistemas dinâmicos reais são não-lineares. Deste modo, os procedimentos de linearização são indispensáveis ao estudo de qualquer sistema dinâmico, sempre que forem aplicáveis.

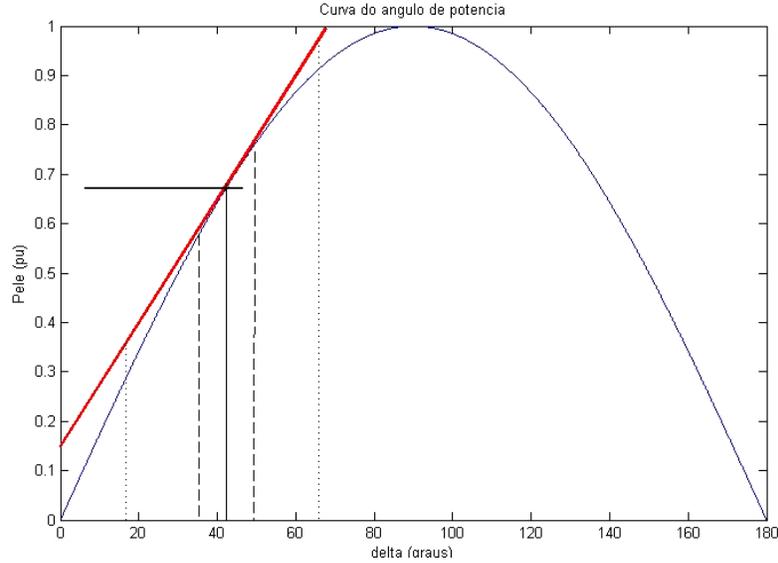
Antes de prosseguir com a técnica de linearização, é preciso definir melhor o conceito de equilíbrio e estabilidade local do ponto de vista da representação em espaço de estados de um sistema dinâmico não-linear.

Se as variáveis de estado representam a posição do estado num determinado tempo  $t$ , as suas derivadas em relação ao tempo representam a velocidade do estado no espaço de estado. Desta forma, um sistema é dito estar num ponto de equilíbrio se a velocidade do estado nesse ponto do espaço for nula, isto é, todas as variáveis de estado são constantes e não variam com o tempo nesse ponto [KUNDUR, 1994]:

$$\dot{\underline{x}}_0 = f(\underline{x}_0) = \underline{0} \quad (2.5)$$

Se o sistema em questão for linear, então o ponto de equilíbrio é único e será a origem do espaço ( $\underline{x}_0 = 0$ ). Porém, se o sistema for não-linear, poderá haver mais de um ponto de equilíbrio no espaço de estados. Com base nisso, define-se estabilidade local como sendo a vizinhança de um ponto de equilíbrio do sistema não-linear, que quando submetido a uma

pequena perturbação permanece nesta região. A técnica de linearização de sistemas não-lineares é precisa somente na região de estabilidade local. A FIG. 2.1 apresenta um exemplo de linearização de uma curva, destacando sua região de estabilidade local ao redor do ponto de equilíbrio.



**FIG. 2.1** Curva do ângulo de potência linearizada no seu ponto de equilíbrio

Sejam  $\underline{x}_0$ ,  $\underline{r}_0$  e  $\underline{u}_0$  os vetores de estado, de variáveis algébricas e de entradas de dimensões  $n$ ,  $m$  e  $p$ , respectivamente, de um sistema dinâmico não-linear na posição de equilíbrio:

$$\dot{\underline{x}}_0 = f(\underline{x}_0, \underline{r}_0, \underline{u}_0) = \underline{0} \quad (2.6)$$

Quando o sistema é submetido a uma pequena perturbação, ele permanece na região de estabilidade local:

$$\dot{\underline{x}} = \dot{\underline{x}}_0 + \Delta\dot{\underline{x}} = f((\underline{x}_0 + \Delta\underline{x}), (\underline{r}_0 + \Delta\underline{r})(\underline{u}_0 + \Delta\underline{u})) \quad (2.7)$$

Como a perturbação é pequena, cada função  $f_i$  do conjunto de  $n$  funções  $f$  pode ser expandida na sua série de Taylor. Os termos de ordem maiores que 1 são desprezados:

$$\begin{aligned} \dot{x}_i &= \dot{x}_{i0} + \Delta\dot{x}_i = f_i((\underline{x}_0 + \Delta\underline{x}), (\underline{r}_0 + \Delta\underline{r})(\underline{u}_0 + \Delta\underline{u})) \\ &= f_i(\underline{x}_0, \underline{r}_0, \underline{u}_0) + \frac{\partial f_i}{\partial x_1} \Delta x_1 + \dots + \frac{\partial f_i}{\partial x_n} \Delta x_n + \frac{\partial f_i}{\partial r_1} \Delta r_1 + \dots + \frac{\partial f_i}{\partial r_m} \Delta r_m + \frac{\partial f_i}{\partial u_1} \Delta u_1 + \dots + \frac{\partial f_i}{\partial u_p} \Delta u_p \end{aligned} \quad (2.8)$$

Sendo a velocidade do estado nula no novo ponto de equilíbrio (EQ. 2.6), a equação anterior pode ser simplificada:

$$\Delta \dot{x}_i = \frac{\partial f_i}{\partial x_1} \Delta x_1 + \dots + \frac{\partial f_i}{\partial x_n} \Delta x_n + \frac{\partial f_i}{\partial r_1} \Delta r_1 + \dots + \frac{\partial f_i}{\partial r_m} \Delta r_m + \frac{\partial f_i}{\partial u_1} \Delta u_1 + \dots + \frac{\partial f_i}{\partial u_p} \Delta u_p \quad (2.9)$$

onde todas as derivadas parciais são calculadas no ponto de equilíbrio. De maneira semelhante, obtém-se a expressão das equações algébricas e de saída, gerando o conjunto de equações do sistema linearizado:

$$\begin{cases} \Delta \dot{\underline{x}} = \frac{\partial f}{\partial \underline{x}} \Delta \underline{x} + \frac{\partial f}{\partial \underline{r}} \Delta \underline{r} + \frac{\partial f}{\partial \underline{u}} \Delta \underline{u} \\ \underline{0} = \frac{\partial g}{\partial \underline{x}} \Delta \underline{x} + \frac{\partial g}{\partial \underline{r}} \Delta \underline{r} + \frac{\partial g}{\partial \underline{u}} \Delta \underline{u} \\ \Delta \underline{y} = \frac{\partial h}{\partial \underline{x}} \Delta \underline{x} + \frac{\partial h}{\partial \underline{r}} \Delta \underline{r} + \frac{\partial h}{\partial \underline{u}} \Delta \underline{u} \end{cases} \quad (2.10)$$

O símbolo  $\Delta$  significa uma variação incremental do valor no ponto de equilíbrio e será omitido nas próximas equações deste trabalho para simplificação. Finalmente, reescrevendo o sistema de equações linearizadas na forma matricial:

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} I_n & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\underline{x}} \\ \dot{\underline{r}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_1 & J_2 \\ J_3 & J_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{x} \\ \underline{r} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \end{bmatrix} \underline{u} \\ \underline{y} = \begin{bmatrix} C_1 & C_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{x} \\ \underline{r} \end{bmatrix} + D_a \underline{u} \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} E \dot{\underline{x}}_a = J \underline{x}_a + B_a \underline{u} \\ \underline{y} = C_a \underline{x}_a + D_a \underline{u} \end{cases} \quad (2.11)$$

onde:  $I_n$  é a matriz identidade de ordem  $n$ ;

$E$  é a matriz Descritora;

$J$  é a matriz Jacobiano;

$x_a$  é o vetor de estado aumentado;

$B_a$  é a matriz de entrada aumentada;

$C_a$  é a matriz de saída aumentada; e

$D_a$  é a matriz de transmissão direta aumentada.

O Sistema Aumentado de Equações (EQ. 2.11) também é conhecido como Formulação Implícita. Mais adiante será comentada a importância de sua aplicação em sistemas de grande porte. Eliminando-se as variáveis algébricas do sistema de equações lineares, obtém-se a formulação Convencional ou Explícita do sistema dinâmico:

$$\begin{aligned}
A &= J_1 - J_2 J_4^{-1} J_3 \\
B &= B_1 - J_2 J_4^{-1} B_2 \\
C &= C_1 - C_2 J_4^{-1} J_3 \\
D &= D_a - C_2 J_4^{-1} B_2
\end{aligned}
\rightarrow \begin{cases} \dot{\underline{x}} = A \underline{x} + B \underline{u} \\ \underline{y} = C \underline{x} + D \underline{u} \end{cases} \quad (2.12)$$

onde:  $A$  é a matriz dinâmica ou de estados;

$B$  é a matriz de entrada;

$C$  é a matriz de saída;

$D$  é a matriz de transmissão direta.

A função de transferência de um sistema linear e invariante no tempo é definida como a relação entre a transformada de Laplace do sinal de saída (resposta) e a transformada de Laplace do sinal de entrada (excitação) na hipótese em que todas as condições iniciais são nulas [OGATA, 1998].

Aplicando-se a Transformada de Laplace às equações de estado e manipulando-se algebricamente as variáveis, obtém-se a função de transferência (FT) em termos das matrizes de realização do sistema:

$$Y(s) = [C(sI_n - A)^{-1}B + D]U(s) = \left[ C \frac{adj(sI_n - A)}{\det(sI_n - A)} B + D \right] U(s) \quad (2.13)$$

Os pólos da FT são dados pelas raízes de  $\det(sI_n - A)$ . Este polinômio de grau  $n$  em  $s$  é denominado polinômio característico de  $A$ , pois suas raízes determinam uma importante característica do sistema: os autovalores da matriz de estados  $A$ . Os  $n$  autovalores  $\lambda_i$ , que são os modos de oscilação do sistema, podem ser obtidos diretamente da matriz a partir da solução da equação abaixo para as soluções não-triviais, ou seja,  $(A - \lambda I)$  singular [STRANG, 1988]:

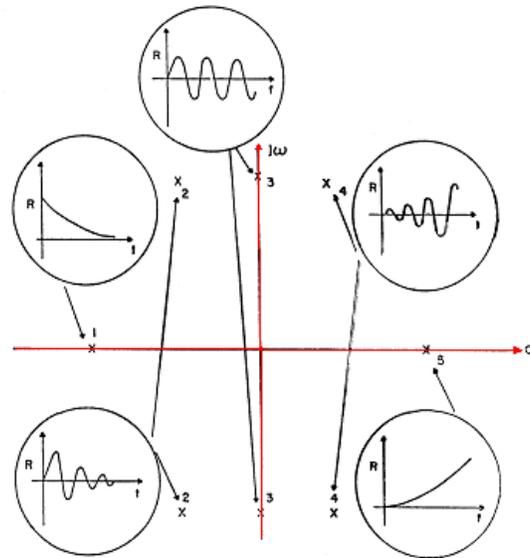
$$A \underline{\phi}_i = \lambda_i \underline{\phi}_i \Rightarrow (A - \lambda_i I) \underline{\phi}_i = 0 \quad (2.14)$$

$$\det(A - \lambda_i I) = 0 \quad (2.15)$$

Segundo o Critério de Estabilidade de Lyapunov [KAYLATH, 1980], a partir dos autovalores de  $A$ , é possível se determinar qual o tipo de estabilidade o sistema possui:

- Sistemas cujos autovalores, sem exceção, possuem parte real negativa são assintoticamente estáveis;
- Sistemas com pelo menos um autovalor com parte real positiva são instáveis;
- Sistemas com pelo menos um autovalor com parte real nula e os demais com parte real negativa possuem estabilidade relativa (marginal).

Como simplificação, nas seções seguintes serão considerados apenas autovalores distintos, que é o caso mais comum no estudo de Sistemas Elétricos de Potência. No entanto, a mesma teoria se aplica para o caso de autovalores de multiplicidade maior que um, apenas considerando a forma canônica de Jordan na representação [KAYLATH, 1980, STRANG, 1988]. A FIG. 2.2 ilustra como a posição dos autovalores no plano  $s$  influencia a estabilidade do sistema.



**FIG. 2. 2** Relação entre a posição dos autovalores no plano  $s$  e a estabilidade do sistema

Para cada autovalor  $\lambda_i$  substituído na EQ. 2.14, está associado um vetor  $\underline{\phi}_i$  que satisfaz a equação, sendo denominado autovetor à direita de  $A$ . Da mesma maneira, há um vetor  $\underline{\psi}_i$ , denominado autovetor à esquerda de  $A$ , que satisfaz a equação a seguir para cada autovalor  $\lambda_i$ :

$$\underline{\psi}_i A = \underline{\psi}_i \lambda_i \Rightarrow \underline{\psi}_i (A - \lambda_i I) = 0 \quad (2.16)$$

As matrizes constituídas por esses autovetores e autovalores são denominadas matrizes modais:

$$\Phi = [\underline{\phi}_1 \ \underline{\phi}_2 \ \dots \ \underline{\phi}_n] \quad (2.17)$$

$$\Psi = [\underline{\psi}_1^T \ \underline{\psi}_2^T \ \dots \ \underline{\psi}_n^T]^T \quad (2.18)$$

$$\Lambda = \text{diag}(\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n) \quad (2.19)$$

As matrizes modais  $\Phi$  e  $\Psi$  formam uma base para o subespaço nulo à direita e o subespaço nulo à esquerda de  $(A - \lambda I)$ , respectivamente, de forma que os autovetores à esquerda e à direita de  $A$ , de diferentes autovalores, são ortogonais [STRANG, 1988]. Para autovetores associados a um mesmo autovalor, o produto escalar será unitário se estes forem normalizados. Deste modo, as matrizes modais de autovetores à direita,  $\Phi$ , e à esquerda,  $\Psi$ , se relacionam por:

$$\Psi\Phi = I \Rightarrow \Phi = \Psi^{-1} \quad (2.20)$$

Qualquer matriz com autovalores distintos pode ser fatorada em função de suas matrizes modais como:

$$A\Phi = \Phi\Lambda \quad \text{e} \quad \Psi\Phi = I \Rightarrow A = \Phi\Lambda\Psi \quad (2.21)$$

Nem sempre o sistema de equações originado por considerações físicas é a melhor forma para se estudar analiticamente. As variáveis de estado são geralmente acopladas umas às outras e a taxa de variação de cada uma no tempo é uma combinação linear das demais.

Qualquer conjunto de  $n$  variáveis linearmente independentes pode ser usado para descrever um estado, podendo ser físicas ou matemáticas. Se as variáveis forem trocadas, os eixos do sistema de coordenadas do espaço de estados são alterados, mas o estado é o mesmo [KAYLATH, 1980]. Essa troca de variáveis ou mudança de base é obtida mediante uma Transformação de Similaridade.

A fim de eliminar o acoplamento e facilitar o estudo do comportamento de um sistema cujos autovalores são distintos, é considerado um novo vetor de variáveis de estado,  $\underline{z}$ , que se relaciona com o antigo por:

$$\underline{x} = \Phi \underline{z} \quad (2.22)$$

onde  $\Phi$  é a matriz de autovetores à direita de  $A$ . Substituindo  $\underline{x}$  na representação em espaço de estados (equação 2.12), obtém-se a nova formulação em função do vetor de estados  $\underline{z}$ :

$$\begin{cases} \dot{\underline{z}} = \Phi^{-1}A\Phi \underline{z} + \Phi^{-1}B \underline{u} \\ \underline{y} = C\Phi \underline{z} + D \underline{u} \end{cases} \quad (2.23)$$

Partindo-se da decomposição de  $A$  (EQ. 2.21), reescreve-se a equação de estados:

$$\begin{cases} \dot{\underline{z}} = \Lambda \underline{z} + \Psi B \underline{u} \\ \underline{y} = C\Phi \underline{z} + D \underline{u} \end{cases} \quad (2.24)$$

A essa representação dá-se o nome de forma diagonal, pois a nova matriz de estados é constituída apenas de autovalores na diagonal principal. Em função disso, todas as variáveis de estado estão desacopladas, com cada variável  $z_i$  se relacionando apenas com um autovalor.

A alteração das variáveis de estado de um sistema significa apenas uma mudança de base do espaço de estados, não alterando o seu comportamento dinâmico. Na Transformação de Similaridade, ao se multiplicar uma matriz por outra à esquerda e por sua inversa à direita, ou vice-versa, preserva-se a equação característica do sistema e, por sua vez, os autovalores da matriz original. Deste modo, toda a informação do sistema é mantida, apesar da representação ser diferente.

## 2.5 ANÁLISE MODAL

### 2.5.1 MODE SHAPE

Quando um sistema está representado na sua forma diagonal, a resposta de cada variável de estado está associada à excitação do autovalor (modo) correspondente. Como não há acoplamento entre variáveis de estado distintas, a excitação de cada modo terá atividade apenas na respectiva variável com que se relaciona, facilitando o estudo.

Entretanto, muitas vezes é preferível trabalhar diretamente com as variáveis de estado originais por representarem grandezas físicas do sistema real estudado. É o caso da análise do comportamento de uma variável física do sistema para um projeto de sistema de controle.

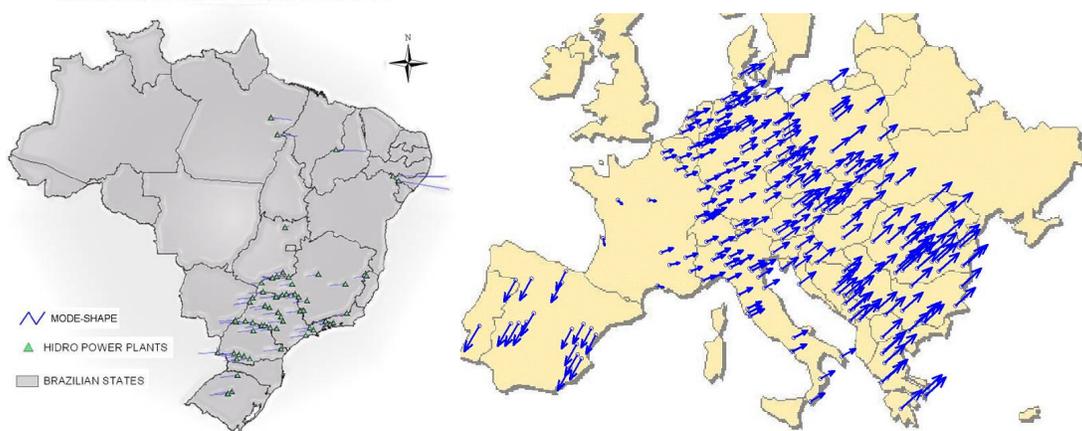
O *mode shape* é uma importante ferramenta de análise modal que permite medir a atividade relativa de cada estado original com respeito à excitação de um dado modo [KUNDUR, 1994]. Uma vez que as variáveis transformadas  $\underline{z}$  relacionam-se diretamente com

os modos, então as variáveis originais  $\underline{x}$  relacionam-se com os modos a partir da matriz de autovetores à direita  $\Phi$ , conforme a EQ. 2.22 de mudança do vetor de estados:

$$\underline{x} = \Phi \underline{z} \quad (2.25)$$

Em cada autovetor de  $\Phi$ , a magnitude das componentes representa a amplitude das atividades das  $n$  variáveis de estado para o respectivo modo associado ao autovetor, e os ângulos das componentes são a defasagem entre as variáveis de estado com respeito a esse modo. Com isso, a partir da componente  $k$  do autovetor à direita  $\phi_i$  pode-se medir qual o grau de atividade de um estado específico  $x_k$  se o modo  $\lambda_i$  for excitado.

Basicamente, o *mode shape* compreende a visualização do comportamento relativo dos estados em relação a um dado modo num diagrama fasorial. Na FIG. 2.3, são ilustrados os *mode shapes* das variáveis velocidades dos rotores dos geradores do Brasil e da Europa para modos interáreas dos sistemas elétricos brasileiro e europeu. As magnitudes das hastes (setas) indicam a intensidade do modo nas oscilações dos rotores, enquanto os sentidos opostos das hastes indicam oscilações dos rotores em antifase.



**FIG. 2.3 Mode shapes das velocidades dos geradores do Brasil e da Europa para modos interárea**

### 2.5.2 FATORES DE PARTICIPAÇÃO

Trabalhar diretamente com autovetores para relacionar variáveis de estado e modos pode levar a grandes distorções na análise das contribuições e atividades relativas, pois as componentes desses autovetores são dependentes das unidades e das escalas usadas para as variáveis de estado.

A ferramenta utilizada para análise dessas relações de forma normalizada chama-se fatores de participação [KUNDUR, 1994]. Esses fatores são elementos da matriz de participação, a qual combina autovetores à esquerda e à direita da maneira apresentada na EQ. 2.26. Para facilitar a visualização das relações, foram inseridos os modos e as variáveis de estado próximas às linhas/colunas com que se relacionam:

$$P = \begin{matrix} & \lambda_1 & \cdots & \lambda_i & \cdots & \lambda_n \\ \begin{bmatrix} p_{11} & \cdots & p_{1i} & \cdots & p_{1n} \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ p_{k1} & \cdots & p_{ki} & \cdots & p_{kn} \\ \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ p_{n1} & \cdots & p_{ni} & \cdots & p_{nn} \end{bmatrix} & \begin{matrix} x_1 \\ \vdots \\ x_k \\ \vdots \\ x_n \end{matrix} & , \text{ onde } p_{ki} = \phi_{ki} \psi_{ik} \end{matrix} \quad (2.26)$$

Cada fator de participação  $p_{ki}$  mede a participação relativa da  $k^a$  variável de estado no  $i^o$  modo e vice-versa. Uma vez que o fator é composto pela multiplicação da atividade relativa da  $k^a$  variável para o  $i^o$  modo ( $\phi_{ki}$ ) e pela contribuição desta atividade no  $i^o$  modo ( $\psi_{ik}$ ),  $p_{ki}$  é adimensional e representa a participação resultante.

Devido à normalização dos autovetores, a soma dos fatores de participação em cada linha ou coluna da matriz de participação é igual a 1. Assim, a atividade relativa de uma variável de estado é um valor em p.u. (por unidade) da atividade relativa de todas as variáveis para excitação de um dado modo. Da mesma forma, a contribuição da atividade de cada variável é um valor em p.u. da contribuição de todas as atividades para um dado modo.

Normalmente, a forma mais comum de se apresentar os fatores de participação é por meio de um histograma, onde as variáveis são ordenadas em ordem decrescente de atividade em relação ao modo de interesse (FIG. 2.4).

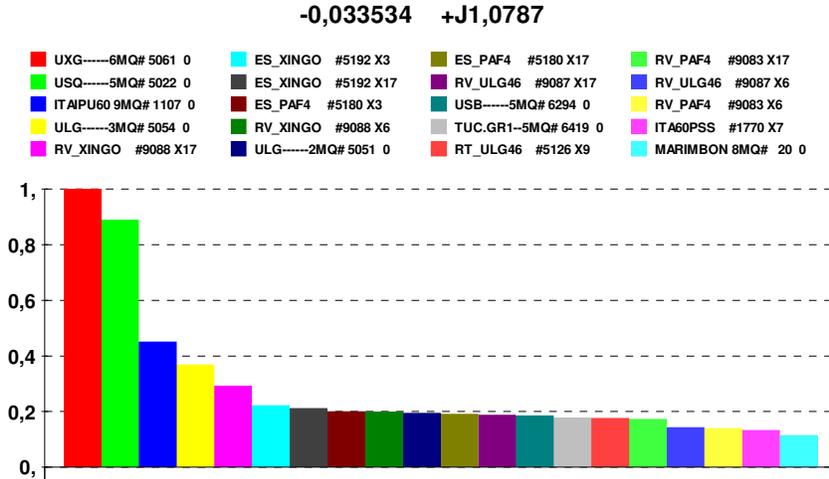


FIG. 2. 4 Fatores de participação de vinte variáveis de estado em relação ao modo  $-0,03 + j1,08$  do SIN

### 2.5.3 FATORES DE CONTROLABILIDADE E OBSERVABILIDADE

O sistema dinâmico representado pela EQ. 2.12 é dito controlável se, para qualquer estado inicial  $x_0$ ,  $t_1 > 0$  e estado final  $x_1$ , houver uma entrada  $u$  tal que a solução da equação de estado satisfaça  $x(t_1) = x_1$ . Caso contrário o sistema é dito ser não-controlável [ZHOU, 1995].

Como foi visto anteriormente, por meio de uma transformação de similaridade, qualquer sistema com autovalores distintos pode ser representado na sua forma diagonal (EQ. 2.24). Nesta abordagem, as variáveis de estados estão desacopladas de forma que cada uma se relaciona apenas com um autovalor.

$$\begin{aligned} \dot{\underline{z}} &= \Lambda \underline{z} + \Psi B u \\ \underline{y} &= C \Phi \underline{z} + D u \end{aligned} \quad \Rightarrow \quad \begin{aligned} \dot{\underline{z}} &= A' \underline{z} + B' u \\ \underline{y} &= C' \underline{z} + D u \end{aligned} \quad (2.27)$$

De acordo com a equação 2.27, se a  $i^{\text{a}}$  linha de  $B'$  é nula, então a entrada não terá influência sobre o  $i^{\text{o}}$  modo, isto é, o modo  $i$  é não-controlável. Por outro lado, se a  $j^{\text{a}}$  coluna de  $C'$  for nula, então o  $j^{\text{o}}$  modo não terá contribuição na resposta. O modo  $j$  é dito não-observável.

A matriz  $B' = \Psi B$  é denominada matriz de controlabilidade modal, enquanto a matriz  $C' = C \Phi$  é a de observabilidade modal. Os elementos da matriz são chamados fatores de controlabilidade e de observabilidade, respectivamente. Por inspeção de  $B'$  e  $C'$ , é possível classificar cada um dos modos do sistema como controlável e observável, controlável e não-observável, não-controlável e observável e, não-controlável e não-observável.

Em um projeto de controlador, a análise dos fatores de controlabilidade e observabilidade permite uma escolha criteriosa e eficiente das melhores variáveis de controle e controlada, respectivamente, como sinais do controlador [ARCIDIACONO, 1980, MARTINS, 1990].

#### 2.5.4 RESÍDUOS

A função de transferência de um sistema qualquer pode ser obtida a partir de sua representação em espaço de estados (EQ. 2.12). No caso de um sistema SISO (do inglês *Single Input Single Output*) de autovalores distintos, a FT e sua fatoração são dadas por:

$$G(s) = \underline{c}(sI - A)^{-1}\underline{b} + d = K \frac{(s - z_1)(s - z_2)\dots(s - z_l)}{(s - p_1)(s - p_2)\dots(s - p_n)} + d \quad (2.28)$$

onde  $p_i$  são os pólos e  $z_i$  são os zeros da FT. A função pode ser expandida em suas frações parciais:

$$G(s) = \frac{R_1}{s - p_1} + \frac{R_2}{s - p_2} + \dots + \frac{R_n}{s - p_n} + d \quad (2.29)$$

onde  $R_i$  são os resíduos em cada pólo.

Na realização na forma diagonal (EQ. 2.24), a FT é representada, também, pelas matrizes modais de autovalores e de autovetores à direita e à esquerda:

$$G(s) = \underline{c}\Phi(sI - \Lambda)^{-1}\Psi\underline{b} + d \quad (2.30)$$

Sendo  $\Lambda$  uma matriz diagonal de autovalores, a expansão de  $G(s)$  em frações parciais pode ser escrita como uma função dos autovalores e dos fatores de controlabilidade e observabilidade:

$$G(s) = \sum_{i=1}^n \frac{\underline{c}\phi_i \psi_i \underline{b}}{s - \lambda_i} + d \quad (2.31)$$

A mesma fórmula é válida para um sistema MIMO (*Multiple Input Multiple Output*), onde  $\underline{b}$  e  $\underline{c}$  seriam os vetores correspondentes às variáveis de entrada e de saída consideradas. O fato de o resíduo se relacionar diretamente com o produto dos fatores de controlabilidade e observabilidade relativo a cada modo leva a conclusões interessantes sobre a determinação da malha de controle para estabilização ou amortecimento de um modo. Se um ou os dois fatores

forem nulos, o resíduo também será nulo e o respectivo modo será não-controlável, não-observável ou ambos.

De maneira geral, o resíduo de um modo em determinada FT indica o seu grau de controlabilidade e observabilidade para análise e controle nesta malha. Seja o diagrama da FIG. 2.5:

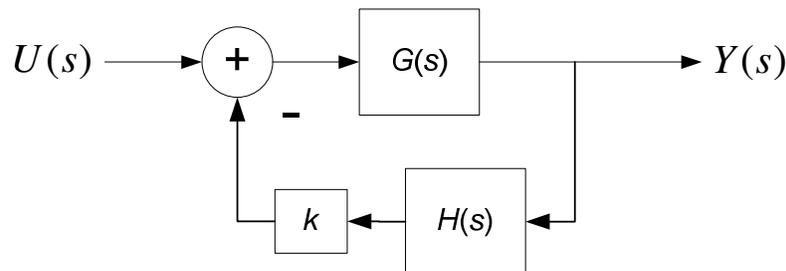


FIG. 2. 5 Diagrama de blocos do sistema compensado

Quando a FT  $G(s)$  é realimentada por  $H(s)$ , o ganho incremental  $k$  nesta malha causa pequenos desvios nos autovalores do sistema, representados pela expressão [MARTINS, 1994]:

$$\Delta\lambda_i = -R_i \cdot k \cdot H(\lambda_i) \quad (2.32)$$

onde  $\lambda_i$  é um pólo de  $G(s)$  e  $R_i$  é o resíduo associado. Percebe-se que a variação do autovalor para um ganho incremental é proporcional ao módulo do seu resíduo.

Nos sistemas de potência, a análise dos resíduos possibilita determinar qual malha de controle será mais efetiva para se instalar controladores. O método descrito em [ARCIDIACONO, 1980] consiste em calcular os resíduos das funções de transferência relativos ao modo a ser controlado, ordenar esses resíduos em ordem decrescente de magnitude e selecionar os maiores, determinando-se a FT que terá maior eficiência no controle e a compensação de fase necessária (ângulo do resíduo escolhido).

## 2.6 RESPOSTA NO DOMÍNIO DO TEMPO

A teoria linear fornece um grande número de ferramentas para análise e controle de sistemas dinâmicos. Porém, nenhum estudo de estabilidade está completo sem a análise da resposta no domínio do tempo, pois é desta maneira que as variáveis físicas se comportam e são observadas num sistema real.

Um sistema cujo modelo é representado em espaço de estados já fornece como saída a resposta no tempo. Já um sistema modelado no domínio da frequência por sua função de transferência precisa ter sua resposta mapeada no domínio temporal.

Sejam  $G(s)$  uma função de transferência de um sistema SISO genérico e  $U(s)$  uma entrada impulsiva unitária. A saída no domínio da frequência pode ser expandida em frações parciais:

$$Y(s) = G(s)U(s) = [c(sI - A)^{-1}b + d]1 = \sum_i \frac{R_i}{s - \lambda_i} + d \quad (2.33)$$

Aplicando a Transformada de Laplace inversa sobre a saída  $Y(s)$ , obtém-se a resposta do sistema ao impulso unitário no domínio do tempo:

$$y(t) = \sum_i R_i e^{\lambda_i t} + d\delta(t) \quad (2.34)$$

A simulação da resposta temporal ao degrau é uma forma reconhecidamente eficaz de analisar amortecimento de oscilações e controle em sistemas de grande porte. Se a entrada for degrau unitário ( $U(s) = 1/s$ ), então sua resposta é dada por:

$$y(t) = \sum_i \frac{R_i}{\lambda_i} (e^{\lambda_i t} - 1) + d \quad (2.35)$$

Normalmente, essas são as principais entradas na análise das respostas temporais dos sistemas. Outros tipos de excitações como rampa, parabólica e senoidal podem ser aplicadas, dependendo do estudo realizado. Para uma entrada genérica, obtém-se a resposta da variável de saída:

$$y(t) = \sum_i R_i G(\lambda_i) e^{\lambda_i t} + \sum_i R_i^u U(\lambda_i^u) e^{\lambda_i^u t} + d d^u \delta(t) \quad (2.36)$$

onde  $R_i^u$  é o resíduo relativo ao modo  $\lambda_i^u$  da função de entrada.

## 2.7 ESTUDO NO DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA

A análise da resposta de um sistema no domínio da frequência oferece muitas vantagens em relação ao domínio temporal. O estudo no domínio da frequência permite o uso de

técnicas gráficas para prever o desempenho e a estabilidade do sistema sem a necessidade de resolver as equações diferenciais que o descrevem [OGATA, 1998].

Algumas funções comuns como senóides e exponenciais podem ser convertidas em funções algébricas de uma variável complexa  $s$  e operações como derivação e integração podem ser substituídas por operações algébricas no plano complexo. Assim, uma equação diferencial linear pode ser transformada numa equação algébrica na variável  $s$  e ser facilmente resolvida. Quando a solução é convertida para o domínio do tempo, tanto a componente transitória como a de regime permanente podem ser obtidas simultaneamente.

### 2.7.1 LUGAR-DAS-RAÍZES

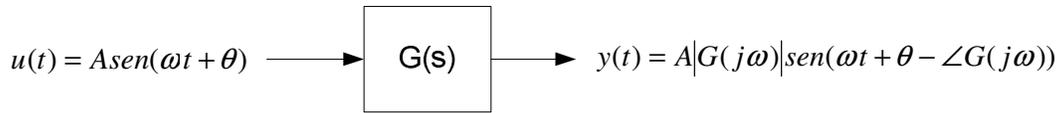
O lugar-das-raízes é uma técnica que mostra como variações nas características do sistema em malha aberta influenciam as características dinâmicas em malha fechada. Basicamente, esta técnica permite desenhar o lugar geométrico das raízes (pólos) de malha fechada no plano  $s$  quando um parâmetro de malha aberta varia, produzindo o lugar-das-raízes [FRANKLIN, 1998].

Geralmente, o método do lugar-das-raízes é aplicado em estudos sobre o efeito da variação do ganho de uma malha, porém pode ser usado no estudo do efeito de qualquer parâmetro do sistema ou do controlador. Uma característica fundamental desta técnica é o fato de que é possível estudar o sistema em malha fechada conhecendo apenas as características (pólos e zeros) do sistema em malha aberta.

### 2.7.2 DIAGRAMA DE BODE

Quando um sistema linear e invariante no tempo (LIT) é submetido a uma excitação senoidal, sua resposta em regime estacionário no domínio da frequência é conhecida como resposta em frequência. Variando-se a frequência da senóide de entrada ao longo de uma faixa de interesse, estudam-se as características do sistema a partir da resposta resultante.

A resposta de um sistema submetido a uma entrada senoidal será, em regime estacionário, um sinal também senoidal da mesma frequência que o da entrada, porém com amplitude e fase geralmente diferentes: a amplitude do sinal de saída é dada pelo produto da amplitude de entrada pelo módulo da FT nesta frequência e a fase pela diferença da fase de entrada pelo ângulo da FT na frequência do sinal [OGATA, 1998]:



**FIG. 2. 6 Resposta do sistema a uma excitação senoidal**

Observa-se pelo sinal de saída em regime estacionário da FIG. 2.6 que a função de transferência senoidal  $G(j\omega)$  é uma grandeza complexa, composta de magnitude e fase, e pode ser obtida pela substituição da variável complexa  $s$  por  $j\omega$ :

$$G(j\omega) = \underline{c}(j\omega I - A)^{-1} \underline{b} + d = |G(j\omega)| \angle G(j\omega) \quad (2.37)$$

O diagrama de Bode é a representação gráfica da resposta em frequência por meio de dois gráficos distintos: o primeiro representando o valor da magnitude de  $G(j\omega)$  em função da frequência e o segundo a fase de  $G(j\omega)$  em função da frequência. Normalmente, a magnitude é representada na escala logarítmica  $20 \log|G(j\omega)|$ , sendo a sua unidade o decibel (dB), e a fase é dada em graus. A frequência pode ser representada numa escala linear ou logarítmica e sua unidade padrão é radianos por segundo (rad/s).

Uma característica muito útil dos diagramas de Bode é a análise gráfica da estabilidade relativa de um sistema realimentado de fase mínima (todos os pólos e zeros no semiplano esquerdo do plano complexo  $s$ ) a partir de sua função de transferência em malha aberta (FTMA). A estabilidade relativa indica não apenas se o sistema é ou não instável, mas também o seu grau de estabilidade, isto é, quão próximos seus pólos dominantes estão do eixo imaginário. Essa proximidade é representada em termos da margem de fase e da margem de ganho, onde a primeira é o atraso de fase na frequência de cruzamento de ganho necessário para levar o sistema ao limiar da estabilidade e o segundo é o análogo para o ganho na frequência cujo ângulo é  $-180^\circ$ . Para o sistema ser estável, a margem de ganho e a margem de fase devem ser positivas.

No caso de um sistema realimentado, o diagrama de Bode da função de transferência em malha fechada (FTMF) permite uma análise da banda passante do sinal de saída: quanto mais alta for a frequência, mais rápido será o transitório da resposta. Por outro lado, uma maior banda passante aumenta os ruídos, que diminuem a margem de ganho podendo até instabilizar o sistema. Além disso, o diagrama de Bode também permite fazer a análise modal do sistema, muito útil no problema de redução de modelos [GOMES, 2005, SILVEIRA, 2006].

### 2.7.3 DIAGRAMA DE NYQUIST

O diagrama de Nyquist, também conhecido como gráfico polar, é a representação gráfica do módulo da FT senoidal  $G(j\omega)$  versus o ângulo de fase de  $G(j\omega)$  em coordenadas polares, para a frequência  $\omega$  variando de menos infinito a infinito. A vantagem do seu uso em relação ao diagrama de Bode é que ele apresenta a resposta em frequência de toda a faixa de frequências de interesse num único gráfico. Porém, é mais difícil construí-lo analiticamente e analisar a contribuição individual de cada fator da FTMA.

A utilização desta representação permite a aplicação de um método amplamente utilizado na teoria de controle clássico: o Critério de Estabilidade de Nyquist. Este critério relaciona a resposta em frequência de malha aberta ao número de pólos de malha aberta e fechada presentes no semiplano direito do plano  $s$ . Assim, a análise de estabilidade absoluta em malha fechada pode ser determinada graficamente a partir das curvas de resposta em frequência em malha aberta sem a necessidade de se determinar os pólos de malha fechada.

Seja o sistema realimentado representado pelo diagrama de blocos da FIG. 2.5. Segundo o Critério de Estabilidade de Nyquist, se a FTMA própria  $G(s)H(s)$  possuir  $k$  pólos no semiplano  $s$  da direita, então a curva da FT senoidal  $G(j\omega)H(j\omega)$  no diagrama de Nyquist deve envolver o ponto  $-1+j0$   $k$  vezes no sentido anti-horário para o sistema ser estável à malha fechada [OGATA, 1998]. Esse critério pode ser expresso por:

$$N = P_{MF} - P_{MA} \quad (2.38)$$

onde  $P_{MA}$  é o número de pólos da FTMA,  $P_{MF}$  é o número de pólos da FTMF e  $N$  é o número de envolvimentos do ponto  $-1$  do diagrama de Nyquist de  $G(j\omega)H(j\omega)$ . Se  $P_{MA}$  for diferente de zero, para o sistema ser estável  $P_{MF} = 0$  e  $N = -P_{MA}$ , o que significa que a curva de  $G(j\omega)H(j\omega)$  deve envolver o ponto  $-1$   $P_{MA}$  vezes no sentido horário.

Mais adiante será exemplificada uma aplicação deste método no projeto de sinal estabilizador de um TCSC.

## 2.8 FORMULAÇÃO AUMENTANDA OU EXPLÍCITA

O estudo de grandes sistemas elétricos de potência interligados requer uma modelagem detalhada de todo o sistema. São cada vez mais comuns sistemas com milhares de dispositivos dinâmicos e até dezenas de milhares de barras. Considerando uma média de 15

variáveis por equipamento, o número total de variáveis de estado necessário para a análise modal de alguns sistemas de grande porte pode ser da ordem de 30 mil [KUNDUR, 1994].

Em sistemas de grande porte, a utilização das técnicas lineares baseadas na formulação convencional, explicadas anteriormente, seria proibitiva computacionalmente em função do elevado tempo de processamento e requisitos de armazenamento da memória.

O conceito que permite que os métodos para análise da estabilidade a pequenas perturbações sejam aplicados em sistemas de grande porte é o uso do Sistema Aumentado de Equações [LIMA, 1991, MARTINS, 1992], conforme apresentado na EQ. 2.11.

Da mesma forma, a equação básica que relaciona a matriz de estados, autovalores e autovetores pode ser expressa em termos das matrizes Jacobiano e Descritora, tornando-se um problema de autovalores generalizado:

$$\begin{bmatrix} J_1 & J_2 \\ J_3 & J_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{\phi} \\ \underline{\phi}_r \end{bmatrix} = \lambda \begin{bmatrix} I_n & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{\phi} \\ \underline{\phi}_r \end{bmatrix} \Rightarrow J \underline{\phi}_a = \lambda E \underline{\phi}_a \quad (2.39)$$

onde  $\underline{\phi}_a = (\underline{\phi}^T \ \underline{\phi}_r^T)^T$  é o autovetor aumentado à direita associado ao autovalor  $\lambda$ . De forma semelhante, obtém-se o autovetor aumentado à esquerda  $\underline{\psi}_a$ .

A grande vantagem desta técnica é que a matriz Jacobiano é altamente esparsa [GOMES JR., 2003], tornando possível a utilização de algoritmos que lidam de forma eficiente com esparsidade e viabilizando o estudo de pequenas perturbações em sistemas de grande porte. Alguns desses algoritmos são citados a seguir:

- Quociente de Rayleigh [MARTINS, 1995];
- Quociente de Rayleigh com Deflação [MARTINS, 1995];
- Bi-Iteração com Refatoração – RBI [CAMPAGNOLO, 1995];
- Algoritmo de Pólo Dominante [MARTINS, 1996];
- Algoritmo de Múltiplos Pólos Dominantes – DPSE [MARTINS, 1997];
- Algoritmo de Pólo Dominante em Sistema Multivariável [MARTINS, 2003];
- Computação Eficiente de Pólos Dominantes – SADPA [ROMMES, 2006];
- Computação Eficiente de Pólos Dominantes em Sistema Multivariável – SAMDP [ROMMES, 2006].

## 2.9 METODOLOGIA DE PROJETO DE CONTROLADOR NO SEP

A operação segura e econômica de um SEP depende, dentre outros fatores, de quão ajustados e bem localizados estiverem os seus controles. Como explicado anteriormente, um SEP possui uma ampla gama de equipamentos e dispositivos, aplicados nos diversos níveis de controle, que devem garantir o funcionamento adequado e confiável do sistema para um grande conjunto de cenários operativos.

Um desses equipamentos, que é assunto deste trabalho, é o dispositivo FACTS de compensação série controlada a tiristores ou TCSC (do inglês *Thyristor Controlled Series Compensation*). Dentre outras funções, os TCSC podem ser utilizados para estabilizar e amortecer modos de oscilação eletromecânicos críticos por meio do controlador POD (do inglês *Power Oscillation Damping*).

Nesta seção será apresentado um exemplo de projeto de controlador aplicando as técnicas e ferramentas lineares descritas anteriormente. Maiores informações sobre o TCSC e o controlador POD serão apresentadas no capítulo 3 deste trabalho.

O diagrama do sistema de controle simplificado de um TCSC é mostrado na FIG. 2.7. Os blocos  $TCSC(s)$  e  $POD(s)$  representam as funções de transferência do equipamento TCSC e do seu controlador, respectivamente. Os blocos  $F_1(s)$  e  $F_2(s)$  são as funções de transferência do sistema elétrico que relacionam a variável de controle  $X_{CTRL}$  do TCSC com a variável controlada do sistema,  $X_{CTRLADO}$ , e a variável de entrada  $X_{ENT}$  do POD. O sinal  $X_{REF}$  é a variável de referência do controlador, cujo valor em regime permanente deve ser o mesmo da variável controlada.

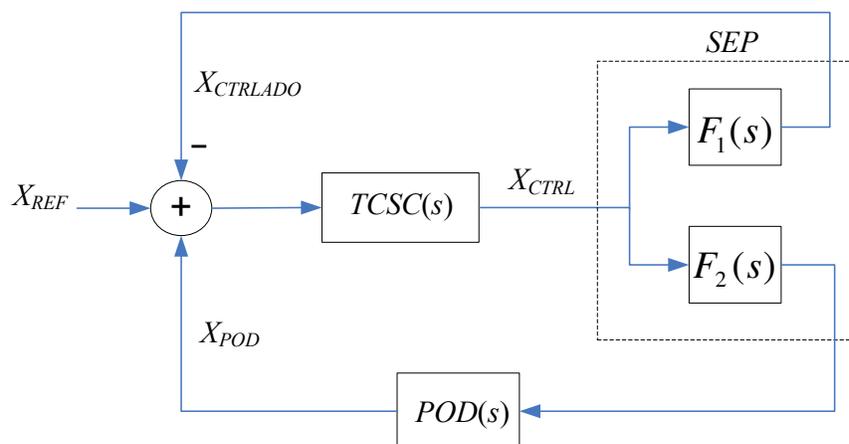
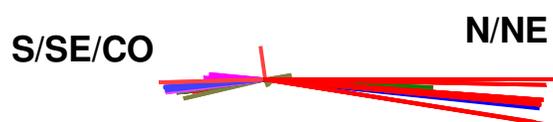


FIG. 2.7 Diagrama do sistema de controle simplificado de um TCSC

A função de transferência  $F_1(s)$  está relacionada à malha de controle do fluxo de potência do TCSC, não sendo objeto de estudo neste exemplo. A malha de controle do POD, por sua vez, é a responsável pela geração do sinal estabilizador. A ação de amortecimento do POD é exercida pela variação da susceptância do TCSC em resposta aos desvios no módulo da potência ativa da linha. Assim,  $F_2(s)$  relaciona o módulo da potência ativa  $P_L$  na linha, que é a variável controlada, com a susceptância de saída  $B_L$  do TCSC, que é a variável de controle.

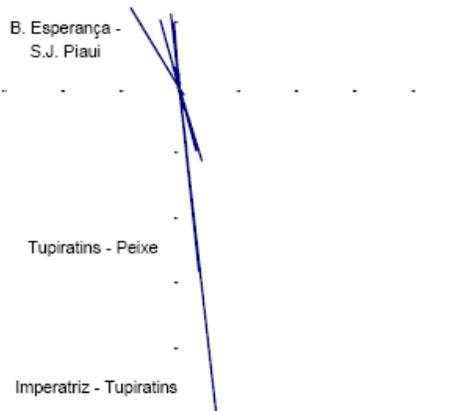
Uma metodologia matemática é utilizada para determinação dos locais mais adequados de instalação do dispositivo TCSC para fins de amortecimento de oscilações. A aplicação da análise modal é de fundamental importância nesta fase do projeto.

Seja um modo de oscilação eletromecânico pouco amortecido de um sistema elétrico de grande porte:  $\lambda = -0,03 \pm j1,08$ . O *mode shape* da velocidade dos rotores dos geradores para este modo (FIG. 2.8) revela qual o tipo de modo de oscilação e quais máquinas do sistema estão mais envolvidas nas oscilações do sistema quando o mesmo é excitado.



**FIG. 2.8** *Mode shape* de velocidade dos rotores à excitação do modo crítico

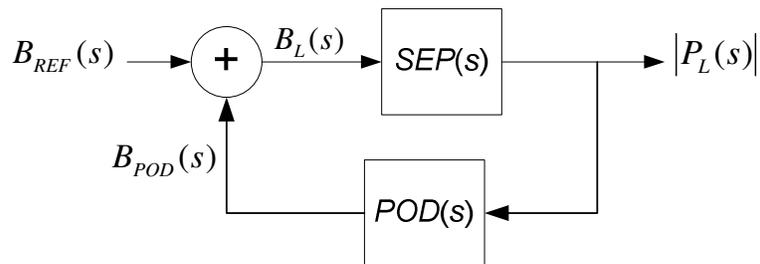
A linha de transmissão mais efetiva para se instalar um TCSC para amortecer este modo é determinada pela lista dos resíduos de maior magnitude das funções de transferência  $|P_L(s)| / B_L(s)$ , onde  $L = 1, 2, \dots, N_L$  ( $N_L$  é o número total de linhas do SEP). A FIG. 2.9 apresenta graficamente os resíduos referentes a cada linha, sendo possível observar a magnitude e fase relativas de cada um.



**FIG. 2.9** Resíduos de maior magnitude da FT  $|P_L(s)| / B_L(s)$  relativo ao modo crítico

Uma vez determinada a melhor localização do TCSC, deve ser projetado o controlador POD responsável pelo sinal estabilizador de amortecimento das oscilações. Dentre as possíveis técnicas de controle linear, será utilizada aqui o projeto de resposta em frequência pelo Critério de Estabilidade de Nyquist, como descrito em [MARTINS, 1989].

Desconsiderando a malha de controle de fluxo de potência dada por  $F_1(s)$  na FIG. 2.7, as funções  $TCSC(s)F_2(s)$  e  $POD(s)$  podem ser equiparadas às funções  $G(s)$  e  $H(s)$ , respectivamente, do sistema realimentado da FIG. 2.5. Como  $TCSC(s)F_2(s)$  é uma FT que relaciona variáveis do sistema elétrico, será de agora em diante referida por  $SEP(s)$ . Assim, o diagrama de controle é representado conforme a FIG. 2.10.



**FIG. 2.10** Diagrama de blocos do SEP compensado

No diagrama de Nyquist da função de transferência  $|P_L(s)| / B_L(s)$ , a frequência do modo de oscilação crítica é mostrada em destaque. Como nesse sistema não há nenhum modo instável em malha aberta, para o sistema realimentado se manter estável sua curva não deve circundar o ponto -1, segundo o Critério de Estabilidade de Nyquist (FIG. 2.11).

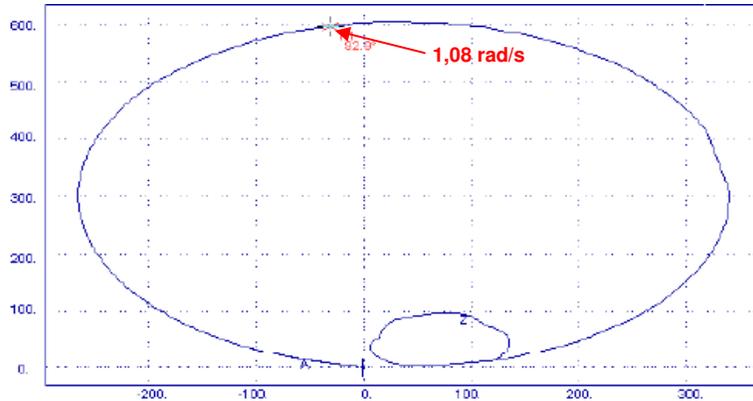


FIG. 2. 11 Diagrama de Nyquist do sistema em malha aberta

A compensação de fase  $G_c(s)$  para a função  $SEP(s)$  deve girar o gráfico em torno de  $90^\circ$ , no sentido horário e na frequência do modo crítico, de forma que um aumento no ganho do controlador permita um aumento no amortecimento do modo mantendo sua frequência natural amortecida. Esta compensação angular pode ser obtida com o uso de compensadores do tipo atraso de fase, calculando-se os parâmetros:

$$\alpha = \frac{1 + \text{sen}\phi_m}{1 - \text{sen}\phi_m} \quad \text{e} \quad T = \frac{1}{\sqrt{\alpha} \cdot \omega_m} \quad (2.40)$$

$$G_c(s) = \left( \frac{\alpha T s + 1}{T s + 1} \right)^k \quad (2.41)$$

onde  $\phi_m$  é o ângulo de compensação de cada bloco e  $\omega_m$  a frequência do modo interárea. O número  $k$  de compensadores depende da compensação angular total do projeto, uma vez que o limite prático por compensador é de  $65^\circ$  [OGATA, 1994].

A estrutura completa do modelo linear do POD (FIG. 2.12) é obtida com a introdução de um filtro *washout* para atenuar baixas frequências, impedindo que o POD atue para variações lentas do sinal de entrada, e um filtro quadrático para reduzir ganhos em altas frequências.

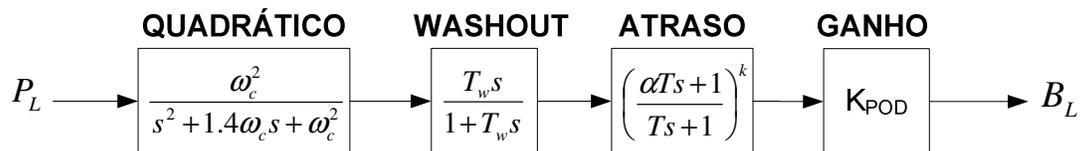
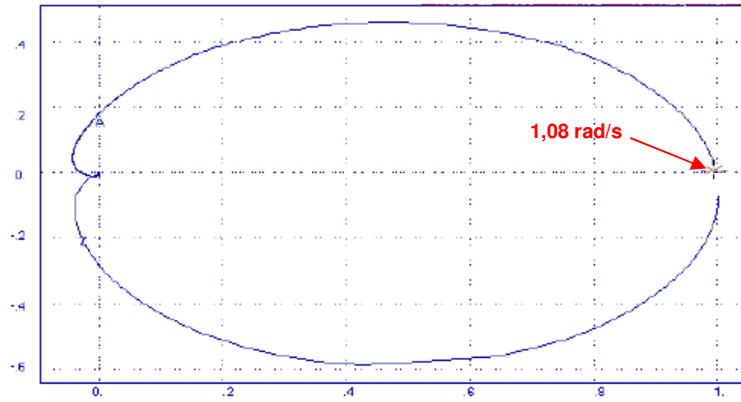


FIG. 2. 12 Diagrama de blocos do controlador POD

O diagrama de Nyquist (FIG. 2.13) da FT  $SEP(s)POD(s)$  mostra o efeito da compensação projetada no sistema e na frequência do modo interárea.



**FIG. 2. 13** Diagrama de Nyquist do sistema compensado

### 3 A INTERLIGAÇÃO DO SISTEMA ELÉTRICO BRASILEIRO E O PROBLEMA DO AMORTECIMENTO DO MODO NORTE-SUL

#### 3.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo são descritas, brevemente, as características do sistema elétrico brasileiro e da Interligação Norte-Sul, comentando-se a necessidade de compensação em linhas longas e as alternativas de amortecimento do modo de oscilação interárea originado pela Interligação.

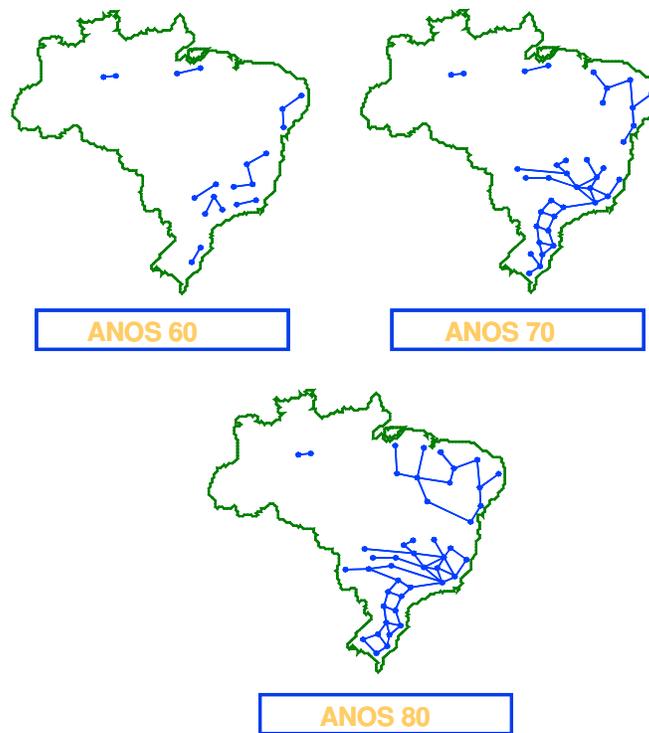
As características, modos de operação e limitações dos TCSC (do inglês *Thyristor Controlled Series Compensation*) instalados nas extremidades da Interligação são explicados ao longo do capítulo, assim como as filosofias de controle atualmente utilizadas nos controladores POD (do inglês *Power Oscillation Damping controllers*) associados para amortecimento das oscilações de potência. São comentados os cenários e modelos do sistema e os programas de análise e simulações que geraram os resultados apresentados neste estudo.

#### 3.2 O SISTEMA ELÉTRICO BRASILEIRO INTERLIGADO

O sistema elétrico brasileiro, por seu porte continental e enorme complexidade, apresenta características ímpares em relação a qualquer outro SEP. Com cinco regiões completamente diversificadas quanto ao clima, pluviosidade, desenvolvimento econômico e densidade populacional, o sistema elétrico nacional apresenta dificuldades únicas no mundo.

Possuindo uma das maiores reservas aquíferas do planeta, sobretudo exposta em suas bacias, o Brasil desenvolveu seu sistema baseado, principalmente, no recurso hídrico, armazenando a energia potencial proveniente da água em grandes represas espalhadas pelo país e interligando a rede de modo a otimizar o sistema com um todo.

O aumento do consumo aliado a usinas geradoras cada vez mais distantes dos centros de carga exigiu a expansão da rede básica em todas as regiões do país, porém com maior intensidade nas regiões mais industrializadas: Sul e Sudeste. Nas últimas quatro décadas, os diversos sistemas isolados foram se expandindo e interligando (FIG. 3.1), aos poucos vindo a se tornar o que hoje é chamado Sistema Interligado Nacional (SIN).



**FIG. 3. 1** Expansão do sistema elétrico brasileiro

No ano de 1999, o sistema era composto de dois grandes blocos isolados um do outro: o subsistema Norte, abrangendo as regiões Norte e Nordeste, e o subsistema Sul, abrangendo as regiões Sul, Sudeste e Centro-Oeste. Com características operativas e de planejamento bem diferentes, os subsistemas possuíam carga instalada de 13000 MW e 45000 MW, respectivamente, concentrando 96% da capacidade nacional de geração e consumo de energia [CIGRÉ, 2000].

À época existiam duas alternativas possíveis de interconexão desses subsistemas. A primeira, melhor do ponto de vista meramente técnico, consistia na aplicação da tecnologia de transmissão em corrente contínua de alta tensão (HVDC), ideal para conexão de sistemas por meio de uma longa linha de transmissão. A segunda alternativa, transmissão em corrente alternada, se apresentava mais adequada por uma perspectiva político-estratégica, possibilitando o desenvolvimento sócio-econômico da vasta área geográfica atravessada pela linha e a construção de várias usinas hidrelétricas no seu percurso [MARTINS, 1996].

Após inúmeros estudos, foi construída em 1999 a Interligação Norte-Sul (FIG. 3.2) entre as subestações de Serra da Mesa (GO) e de Imperatriz (MA), uma linha de transmissão de 500 kV em corrente alternada, 1300 MW de capacidade e com cerca de 1000 km de extensão,

possibilitando o intercâmbio de energia entre os subsistemas e um ganho sinérgico avaliado em mais de 600 MW-médios por meio da operação hidroenergética otimizada.

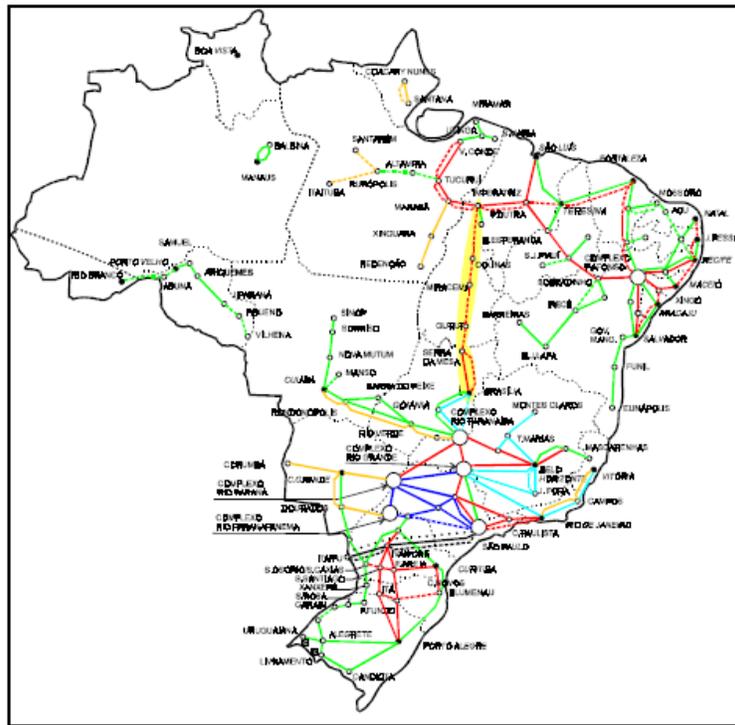


FIG. 3.2 Sistema Interligado Nacional referente ao ano 1999

### 3.3 COMPENSAÇÃO NA INTERLIGAÇÃO

Em linhas de transmissão muito longas, como a interligação Norte-Sul, o nível de potência transmitida pode ser limitado num valor abaixo da capacidade dos cabos e equipamentos nelas instalados. A potência ativa transmitida numa linha de potência sem perdas pode ser representada pela seguinte fórmula [STEVENSON, 1986]:

$$P = \frac{E_S E_R}{Z_C \text{sen}\theta} \text{sen}\delta \quad (3.1)$$

onde  $E_S$  e  $E_R$  são as tensões nos extremos do lado da fonte e da carga,  $Z_C$  é a impedância característica,  $\theta$  é o comprimento elétrico da linha e  $\delta$  o ângulo de transmissão.

Numa linha com tensão controlada nos dois extremos, a potência transmitida pode ser representada em termos da sua carga natural ou SIL (do inglês *Surge Impedance Load*)  $P_0$ . Sendo o comprimento elétrico  $\theta$  função do comprimento da linha e a carga natural  $P_0$  função

da sua tensão nominal e impedância característica, a potência transmitida numa dada linha de potência é função apenas do ângulo de transmissão  $\delta$ :

$$P = \frac{P_0}{\text{sen}\theta} \text{sen}\delta \quad (3.2)$$

A fórmula de potência transmitida numa linha é semelhante à da potência transferida entre duas máquinas (EQ. 2.1). Na verdade, os sistemas elétricos nos extremos de uma linha de transmissão podem ser representados em termos de máquinas síncronas equivalentes. O ângulo de transmissão seria, então, uma medida da posição relativa dos rotores destas duas máquinas, o ângulo de carga  $\delta$ .

Para uma dada condição do sistema, quando o ângulo de carga atinge o valor de  $90^\circ$ , a potência transmitida alcança seu valor máximo:  $P_0 / \text{sen}\theta$ . Além deste ponto de máxima potência, um aumento no torque da máquina do lado da fonte resulta num aumento de  $\delta$ , mas a potência transmitida diminui. Isto leva a uma aceleração da máquina no lado da fonte e uma desaceleração da máquina no lado da carga, resultando na perda de sincronismo e instabilidade.

Existem alguns limites que definem o grau de carregamento de uma linha em porcentagem da sua carga natural (SIL): limites térmicos, queda de tensão e estabilidade. No caso de linhas longas o mais crítico está relacionado à estabilidade do sistema em regime permanente [KUNDUR, 1994]. Para uma operação segura, considera-se uma margem de estabilidade mínima de 30%, isto é, a máxima potência transmitida deve ser 70% da potência máxima com ângulo de transmissão de  $90^\circ$ , que em linhas longas corresponde a menos de um SIL.

As reatâncias indutivas série das redes de transmissão são os principais determinantes dos limites de estabilidade. A redução dessas reatâncias melhora a estabilidade transitória aumentando a transmissão de potência sincronizante na condição pós-falta. Uma forma muito comum de redução das reatâncias da rede é por meio de compensação da linha: banco de capacitores conectados em série com os condutores da linha. Basicamente, considerando o caso simplificado de uma linha sem perdas com compensação uniformemente distribuída, o efeito da compensação série sobre o comprimento elétrico  $\theta$  e a carga natural da linha  $P_0$  é:

$$\begin{aligned} \theta' &= \theta \sqrt{1-k} \\ P_0' &= \frac{P_0}{\sqrt{1-k}} \end{aligned} \quad (3.3)$$

onde  $\theta'$  é o comprimento elétrico e  $P_0'$  a carga natural (SIL) da linha compensada com  $k$  p.u. de compensação série capacitiva.

Percebe-se que quanto maior for a compensação com capacitores série na linha, isto é, quanto maior for o  $k$ , menor será o comprimento elétrico  $\theta'$  da mesma e maior será a sua carga natural  $P_0'$  em relação à da linha não compensada. Deste modo, a potência máxima transmitida (EQ. 3.2) pode ser substancialmente elevada, garantindo um limite de estabilidade maior, menores perdas por potência reativa e melhor regulação da tensão.

Ao longo da Interligação Norte-Sul foram instalados seis bancos de capacitores série, totalizando 54% de compensação série fixa (FSC), e nas suas extremidades foram instalados dois equipamentos FACTS de compensação série controlada a tiristores (TCSC), cada um fornecendo 6% de compensação série em regime permanente (FIG. 3.3).

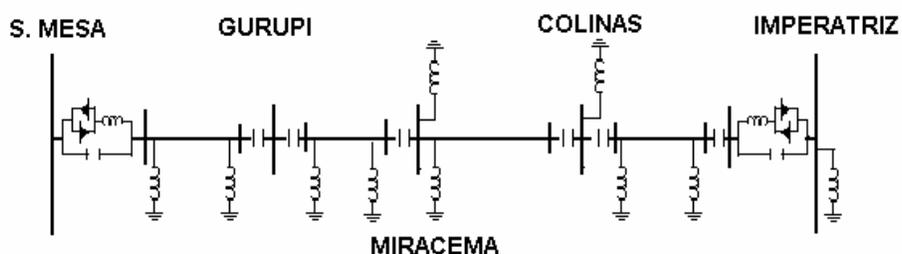


FIG. 3.3 Diagrama unifilar da Interligação Norte-Sul

### 3.4 MODO DE OSCILAÇÃO NORTE-SUL

Com a interligação dos subsistemas Norte e Sul, houve o advento de um modo de oscilação eletromecânica entre os geradores síncronos de cada subsistema, doravante denominado modo Norte-Sul (NS), com frequência entre 0,17 e 0,25 Hz, pouco amortecido e por vezes instável, dependendo do ponto de operação do sistema. Este modo de oscilação interárea de baixa frequência é inerente à interconexão síncrona de grandes sistemas por um elo de baixa capacidade, relativa à grande inércia dos mesmos.

Diversos artigos técnicos e forças-tarefas foram realizados para estudar o problema de estabilizar e amortecer o modo NS por meio do ajuste dos estabilizadores (PSS) existentes ou pela instalação de equipamentos FACTS (TCSC) na interligação [ELETROBRÁS, 1998, BARBOSA, 1999]. A estratégia do reajuste dos estabilizadores de algumas usinas do subsistema Norte se mostrou eficaz no amortecimento do modo NS na análise de um conjunto

de cenários operativos. Porém, surgiram alguns questionamentos de ordem técnica que impediram a adoção desta alternativa naquela ocasião [MARTINS, 1996].

A alternativa de amortecimento por meio dos TCSC se apresentou mais atrativa que a modificação dos PSS existentes. A fonte de amortecimento para o modo NS, diretamente vinculada a esta interligação, é automaticamente retirada do sistema com a saída da interligação. Isto, em tese, permite que os subsistemas Norte e Sul tenham seus controles adequadamente ajustados para operação isolada, garantindo o amortecimento dos modos eletromecânicos com ou sem a interligação.

A alta observabilidade do modo NS na potência transmitida na linha da interligação impôs a necessidade do ajuste coordenado e robusto de controladores POD associados aos TCSC. O objetivo foi estabilizar o sistema para operações críticas frente a pequenas e grandes perturbações, mantendo o amortecimento dos modos de oscilação eletromecânicos do sistema interligado, incluído o modo NS, dentro de valores aceitáveis para todo o envelope de operação.

Devido à reduzida efetividade do TCSC no amortecimento de oscilações para baixos fluxos de potência na interligação [GAMA, 1998], as duas soluções foram posteriormente implementadas no sistema elétrico real, garantindo um confortável nível de redundância de fontes de amortecimento.

### 3.5 CONSIDERAÇÕES SOBRE O TCSC

A forma mais simples de compensação série é a compensação série fixa (FSC), composta apenas por bancos de capacitores. Quando é necessário o controle da reatância da linha para controle do fluxo de potência ou amortecimento de oscilações de potência, uma compensação série controlada a tiristores (TCSC) pode ser utilizada.

A aplicação do TCSC em SEP é de origem recente. Os primeiros estudos sobre a configuração e aplicação desta tecnologia FACTS remontam aos anos 1980 [VITHAYATHIL, 1988]. Somente a partir da década 1990 esses equipamentos começaram a ser testados e instalados em vários sistemas do mundo [LARSEN, 1993], inclusive na Interligação Norte-Sul do SIN.

### 3.5.1 ESTRUTURA

De maneira geral, um módulo de TCSC consiste, basicamente, de um banco de capacitores em paralelo com um ramo de reator em série com uma válvula de tiristores (FIG. 3.4). A válvula é formada por vários tiristores em série em dois ramos conectados em anti-paralelo. O funcionamento do TCSC é baseado na modulação da reatância equivalente do circuito LC paralelo por meio do controle dos disparos na válvula de tiristores.

Os capacitores série são normalmente submetidos a tensões da ordem da regulação da linha, isto é, menos de 5% da sua tensão nominal. No entanto, quando a linha é curto-circuitada por uma falta além do TCSC, os capacitores estão sujeitos a tensões da ordem da tensão fase-terra da linha [KUNDUR, 1994]. Para proteção contra sobretensões, um varistor de óxido metálico (MOV, do inglês *Metal Oxide Varistor*) é conectado em paralelo ao banco de capacitores, garantido um *bypass* quase instantâneo numa falta e uma rápida reinserção do TCSC para ação de amortecimento no pós-falta.

O circuito de proteção do TCSC possui um dispositivo de centelhamento (*spark gap*) para sobretensões maiores que as suportáveis pelo MOV. Um disjuntor de *bypass* conectado em paralelo é fechado quando há uma corrente no dispositivo de centelhamento. Um circuito de amortecimento limita o valor da corrente e absorve a energia do capacitor, diminuindo o estresse do componente [BRAUN, 2006].

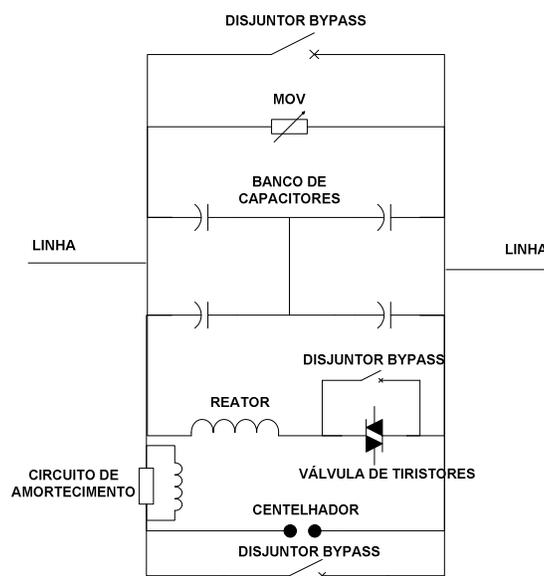
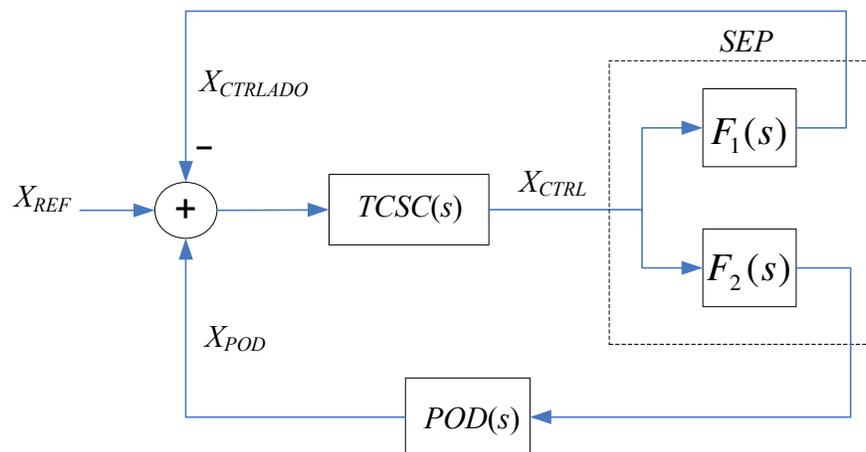


FIG. 3. 4 Estrutura do circuito de potência do TCSC

Para proteção e manobra há disjuntores de *bypass* conectados em paralelo com o banco de capacitores e a válvula de tiristores. No caso da válvula, o *bypass* pode ser utilizado de modo controlado para melhorar o amortecimento das oscilações de potência, conforme será visto mais adiante.

### 3.5.2 MODOS DE OPERAÇÃO

O sistema de controle em malha fechada do TCSC tem a função de determinar o ângulo de disparo da válvula de tiristores que define a sua reatância. O diagrama de controle do TCSC é novamente apresentado na FIG. 3.5. Os blocos  $TCSC(s)$  e  $POD(s)$  denotam as funções de transferência do equipamento e do controlador POD. As funções  $F_1(s)$  e  $F_2(s)$  relacionam a variável de saída do TCSC, sua reatância (ou susceptância), com a variável controlada do sistema e o sinal de entrada do controlador. A variável  $X_{CTRLADO}$  depende da estratégia de controle adotada. Normalmente, o TCSC opera com a estratégia de controle de impedância, na qual sua reatância (ou susceptância) equivalente é regulada de acordo com a reatância (ou susceptância) de referência, variável  $X_{REF}$ .



**FIG. 3. 5 Diagrama do sistema de controle do TCSC**

Em condições de regime permanente, a reatância de cada TCSC da interligação é mantida em  $-15,9 \Omega$ , (6% de compensação série na linha), o que representa 1,2 vezes a reatância física do capacitor série na frequência fundamental. A reatância do TCSC pode ser continuamente controlada de  $-13,3 \Omega$ , com a válvula de tiristores bloqueada, até  $-39,9 \Omega$ , cobrindo uma faixa

de controlabilidade de 1 a 3 p.u. da reatância física do capacitor [GAMA, 2000]. A TAB. 3.1 apresenta alguns parâmetros relevantes do TCSC.

Os modos de operação do TCSC variam de acordo com o fabricante do equipamento. Em geral, pode-se destacar cinco modos básicos:

- Faixa capacitiva de operação
- Amortecimento de oscilações de potência (POD)
- Válvula de tiristores bloqueada
- Controle do disjuntor de bypass da válvula ou TSR
- Disjuntor de bypass do TCSC fechado

O modo “faixa capacitiva de operação” é o modo de operação normal em regime permanente, no qual o sistema de controle do TCSC mantém sua reatância, segundo a reatância de referência, dentro da faixa de 1 a 3 p.u. O sistema controla o ângulo de disparo da válvula de tiristores e a condução parcial dos tiristores determina a reatância equivalente do circuito LC paralelo do TCSC.

Uma melhora significativa na estabilidade transitória do sistema pode ser obtida quando se aproveita o potencial do modo “amortecimento das oscilações de potência” ou modo POD. Este modo é ativado quando é detectada uma amplitude de oscilação superior a um valor definido e o controlador gera um sinal estabilizador que somado ao sinal de referência permite a modulação da reatância capacitiva, amortecendo essas oscilações.

No modo “válvula de tiristores bloqueada” não há comando de disparo nos tiristores, não havendo, portanto, condução no ramo do reator. Assim, a reatância efetiva do TCSC é simplesmente a reatância do capacitor série. Este modo só é utilizado em situações de baixo fluxo de potência na linha.

Durante grandes perturbações, a válvula de tiristores pode ser temporariamente curto-circuitada pelo seu disjuntor de *bypass* para melhorar o amortecimento das oscilações de potência, configurando o modo de operação “controle do disjuntor de *bypass* da válvula”, também chamado de modo TSR (do inglês *Thyristor Switched Reactor*) [FURNAS, 2000b, GAMA, 2000]. Com a condução plena do reator, a maior parte da corrente da linha flui pelo seu ramo de tal forma que a reatância equivalente do TCSC é indutiva, com valor de 2,5  $\Omega$ .

O modo “disjuntor de *bypass* do TCSC fechado” é utilizado como proteção contra correntes elevadas oriundas de faltas e por motivos de falhas internas ou necessidade de remoção do equipamento.

**TAB. 3. 1** Dados do TCSC instalado na Interligação Norte-Sul

PARÂMETROS DO TCSC	VALOR
Potência reativa nominal	108 MVAR
Máxima tensão de linha	550 kV
Tensão nominal sobre o capacitor série	23,9 kV
Corrente nominal da linha (1,0 p.u.)	1500 A
Corrente de sobrecarga de 30 min (1,5 p.u.)	2250 A
Corrente de sobrecarga de 10 s (2,0 p.u.)	3000 A
Corrente máxima de curto-circuito	23 kA
Reatância capacitiva física (1,0 p.u.)	13,3 $\Omega$ /fase
Reatância capacitiva nominal (1,2 p.u.)	15,9 $\Omega$ /fase
Máxima reatância capacitiva (3,0 p.u.)	39,9 $\Omega$ /fase
Reatância indutiva no modo TSR	2,5 $\Omega$ /fase
Indutância do reator	5,63 mH

### 3.5.3 CARACTERÍSTICAS OPERACIONAIS

A faixa de controle dinâmico da reatância modulada do TCSC é determinada pelo nível de condução no ramo do reator. Na FIG. 3.6 é ilustrada a região de operação capacitiva do TCSC em função do nível de condução dos tiristores, isto é, a corrente no ramo dos tiristores em p.u. da condução total. O limite inferior de 1 p.u. da reatância representa a operação isolada do capacitor, com a da válvula de tiristores bloqueada. Já o limite superior de 3 p.u. está próximo da região de ressonância do circuito LC paralelo [LARSEN, 1994].

A indisponibilidade operacional da região acima de 3 p.u. está relacionada ao impacto das correntes e tensões ressonantes no circuito do TCSC. A FIG. 3.7 mostra as correntes no capacitor (pontilhada) e no reator (contínua) em função do nível de condução do tiristor. Um aumento na reatância do TCSC leva a um aumento correspondente nas correntes e tensões dos componentes, que é um fator significativo no dimensionamento do TCSC e resulta nos limites práticos da faixa de controlabilidade.

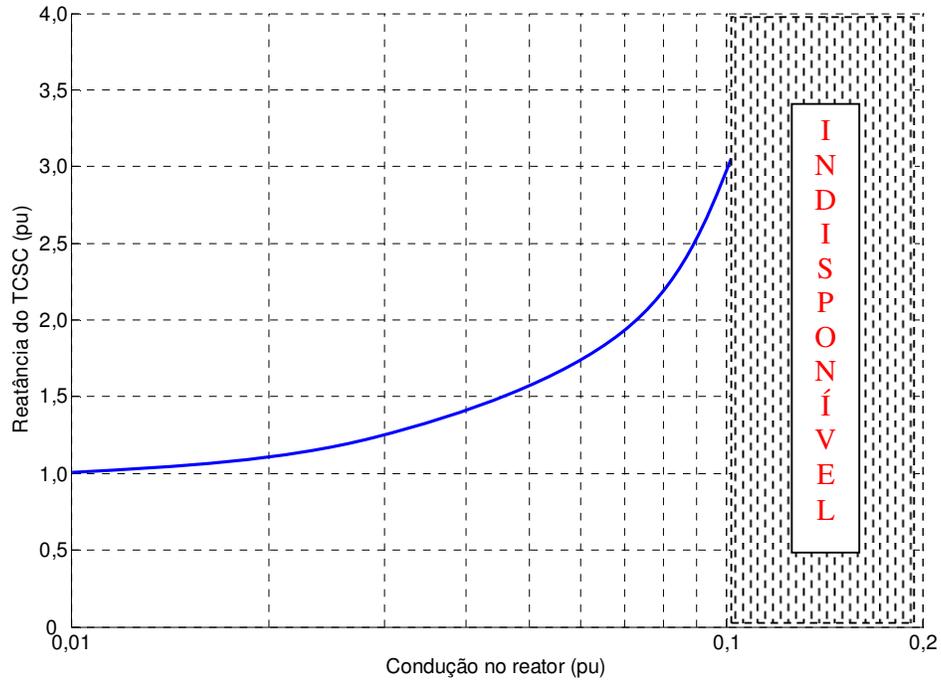


FIG. 3. 6 Reatância do TCSC em função do nível de condução do reator

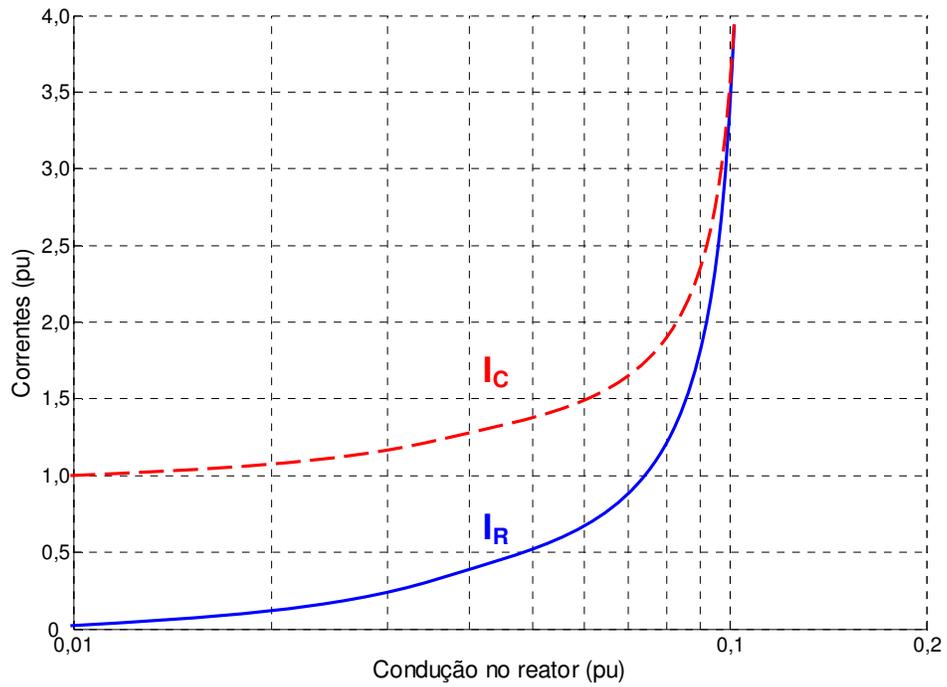
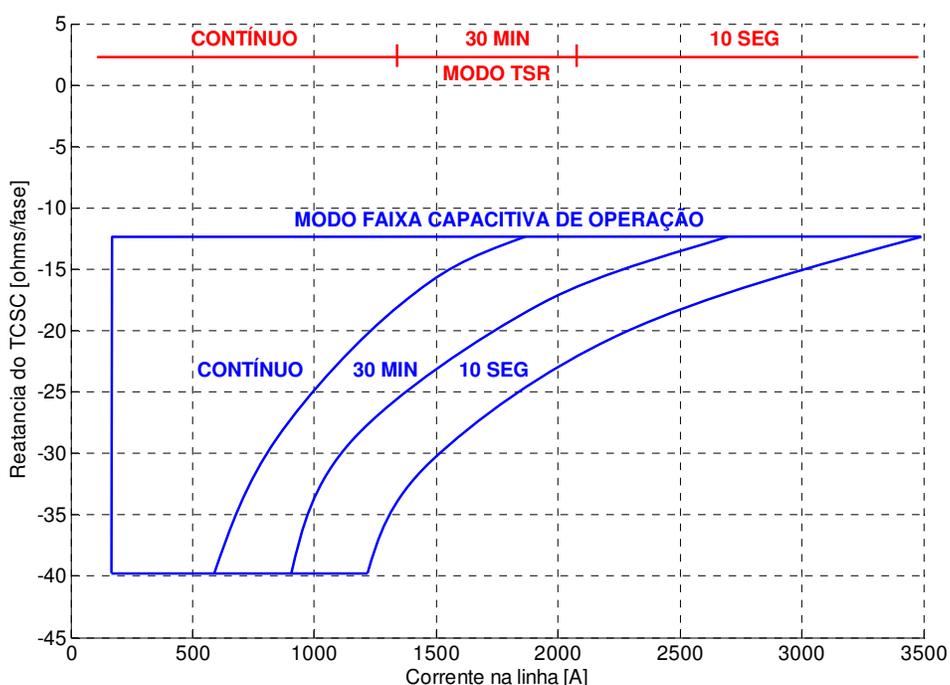


FIG. 3. 7 Corrente nos componentes do TCSC em função do nível de condução do reator

Além dos limites da reatância modulada, o TCSC tem sua operação limitada pela capacidade do equipamento. Um fator determinante é o nível de isolamento, o qual impõe uma máxima tensão de operação sobre o capacitor série. A curva de capacidade do TCSC é limitada por valores de corrente onde a máxima tensão restringe a operação. Um aspecto importante nessa restrição é a duração, normalmente dividida em contínua, 30 minutos e 10 segundos (FIG. 3.8).

### 3.6 FILOSOFIAS DOS CONTROLADORES POD ATUAIS

Uma das principais características do TCSC é o seu potencial de aplicação em amortecimento de oscilações de potência. Por meio do controlador POD associado ao TCSC, o efeito de amortecimento é obtido quando o sistema de controle recebe uma ordem de modulação da reatância, dada pela soma da reatância de referência em regime permanente com a saída do controlador POD.



**FIG. 3.8** Curvas de capacidade do TCSC em função da corrente na linha

O TCSC instalado no extremo Norte da interligação (Imperatriz) foi fornecido pela ABB, enquanto o segundo instalado no extremo Sul (Serra da Mesa) foi fornecido pela Siemens. Por serem de fabricantes diferentes, seus controladores POD possuem filosofias de controle

distintas. Para gerar o sinal estabilizador, o POD de Serra da Mesa é baseado numa estrutura de compensação de fase com blocos avanço-atraso, enquanto o POD de Imperatriz utiliza estimação fasorial e técnicas não-lineares. A seguir, cada um deles será resumidamente explicado.

O controlador POD de Serra da Mesa (FIG. 3.9) utiliza filtros, *washouts* e blocos avanço-atraso em série [LUZ, 2001, FURNAS, 2003b]. Os filtros atenuam as altas frequências e os *washouts* têm a função de eliminar o valor médio e extrair a parte oscilatória do sinal. Os blocos avanço-atraso fornecem a compensação de fase desejada na frequência do modo de oscilação.

O sinal estabilizador é proporcional e atrasado de aproximadamente 90° em relação à oscilação de potência medida [MARTINS, 2000]. Normalmente, o sinal de entrada do POD é o módulo da potência ativa ou da corrente da linha, porém, em teoria, qualquer sinal com boa observabilidade do modo NS poderia ser utilizado.

Além de fornecerem a compensação requerida em projeto, os blocos de avanço-atraso possuem limitadores dinâmicos, também conhecidos por limitadores *non-windup* ou AWC (*Anti-Windup Control*). A razão de seu uso está nas restrições do circuito principal do TCSC, dadas pelos limites da faixa de operação capacitiva. Ao contrário do limite estático, que limita apenas a saída do bloco, o limitador dinâmico atua sobre a variável de estado, tornando a resposta do bloco mais rápida [KUNDUR, 1994].

Outra função desses limitadores é reduzir o nível médio (*DC offset*) do sinal de saída do POD durante transitórios do sistema. Na ausência deles, o sinal estabilizador poderia variar entre valores mais próximos de um limite ou de outro, podendo saturar o TCSC por mais tempo que o desejado e prejudicar o amortecimento das oscilações [FURNAS, 2000b].

Como a efetividade do POD aumenta com o fluxo de potência ativa no TCSC, o controlador utiliza uma estratégia de ganho variável para adaptar seu ganho real a diferentes condições de carregamento na linha. Uma vez definido o ganho ótimo dos cenários com elevado fluxo de potência ativa na linha e o ganho ótimo dos cenários com baixo fluxo, em qualquer outro cenário com potência da linha intermediária o ganho do controlador é obtido pela interpolação linear desses dois ganhos ótimos.

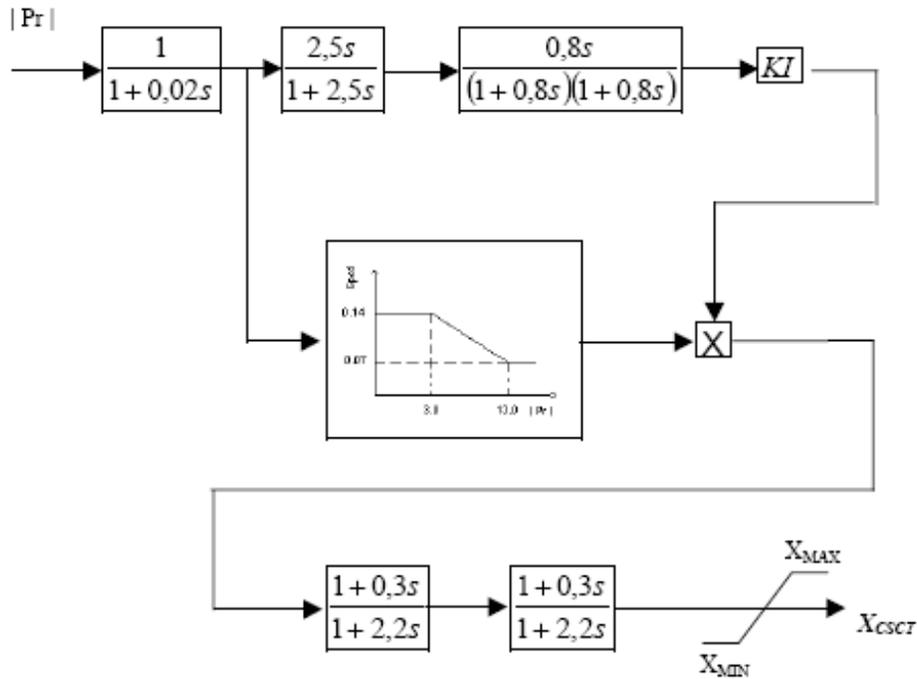


FIG. 3. 9 Diagrama de blocos do controlador POD de Serra da Mesa

Em Imperatriz, a estratégia de controle do POD é completamente distinta da anterior. Seu conceito baseia-se no conhecimento prévio da frequência da oscilação e, a partir desta premissa, na divisão da potência ativa medida em duas componentes: fluxo de potência médio e oscilação de potência [GAMA, 2000].

Utilizando-se uma técnica similar à aplicada em um PLL (*Phase Locked Loop*) para extrair o ângulo de fase instantâneo na frequência fundamental de sinais periódicos, a oscilação de potência pode ser representada por um fasor estimado que gira na frequência de oscilação considerada. Uma vez de posse desse fasor, gera-se um sinal com amplitude e compensação de fase desejadas em relação ao sinal medido por meio de técnicas não-lineares (FIG. 3.10).

Como a frequência de oscilação está sujeita a variações em função das diferentes condições da rede, o controlador utiliza um esquema adaptativo que obtém a frequência de oscilação real, necessária para gerar um sinal estabilizador com a compensação de fase requerida em projeto. Observando-se o ângulo de fase do fasor estimado, se o mesmo aumenta, a frequência de oscilação real é maior que a esperada e a frequência considerada deve ser aumentada e vice-versa.

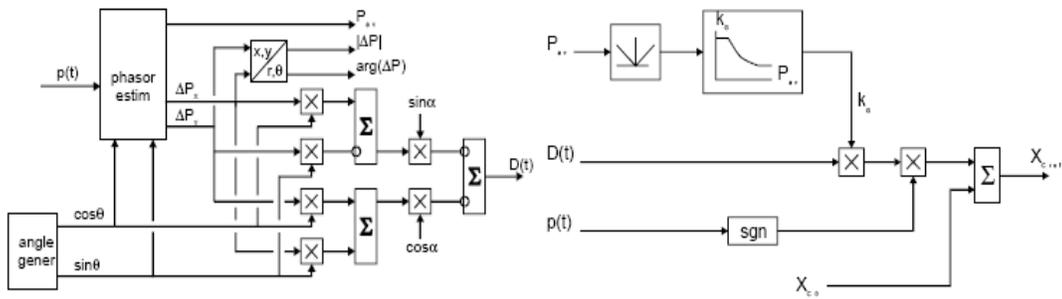


FIG. 3. 10 Diagrama de blocos do controlador POD de Imperatriz

### 3.7 MODELO DO SISTEMA ELÉTRICO BRASILEIRO

Ao longo deste trabalho, as simulações e os resultados apresentados foram obtidos para o modelo do Sistema Interligado Nacional referente ao ano de 1999, utilizado pelo planejamento da operação da Eletrobrás [ELETROBRÁS, 1998, BARBOSA, 1999]. O modelo completo do SEP possui 2.370 barras (subestações), 3.401 linhas de transmissão ou transformadores, 2.519 cargas não-lineares, 123 máquinas síncronas, 122 sistemas de excitação (AVR), 99 reguladores de velocidade, 46 estabilizadores de sistema de potência (PSS), 4 compensadores estáticos de reativos (SVC), 2 TCSC equipados com controladores POD e uma linha de alta tensão em corrente contínua (HVDC) de dois bipolos.

Todos os equipamentos relevantes do sistema foram detalhadamente modelados e cada máquina síncrona e seus controles, com poucas exceções, são modelos agregados de toda uma planta geradora. As conclusões apresentadas neste trabalho estão baseadas na análise de 17 cenários com a rede completa na ausência dos dois TCSC (TAB. 3.2). Estes cenários foram utilizados no âmbito dos estudos de planejamento da Interligação Norte-Sul [ELETROBRÁS, 1998].

TAB. 3. 2 Cenários do estudo de planejamento da Interligação Norte-Sul

CENÁRIOS	DESCRIÇÃO				MODO NS		
	CARGA	GERAÇÃO TUCURUÍ	FLUXO (MW)	DIREÇÃO DO FLUXO	$\omega_d$ (Hz)	$\zeta$ (%)	
A	L00GMAXE	LEVE	MÁXIMA	0	—	0,24	15,03
B	L00GMIME	LEVE	MÍNIMA	0	—	0,23	7,64
C	LNSGMAXE	LEVE	MÁXIMA	1000	N → S	0,24	10,05
D	LNSGMINE	LEVE	MÍNIMA	1000	N → S	0,21	5,69
E	LSNGMAXE	LEVE	MÁXIMA	1000	S → N	0,24	15,75
F	LSNGMINE	LEVE	MÍNIMA	1000	S → N	0,25	12,80
G	M00GMAXE	MÉDIA	MÁXIMA	0	—	0,22	12,99

H	M00GMINE	MÉDIA	MÍNIMA	0	—	0,19	4,47
I	MNSGMINE	MÉDIA	MÍNIMA	1000	N → S	0,17	3,11
J	MSNGMAXE	MÉDIA	MÁXIMA	1000	S → N	0,21	12,55
K	MSNGMINE	MÉDIA	MÍNIMA	1000	S → N	0,21	9,27
L	P00GMAXE	PESADA	MÁXIMA	0	—	0,21	13,50
M	P00GMINE	PESADA	MÍNIMA	0	—	0,20	11,27
N	PNS1000E	PESADA	MÍNIMA	1000	N → S	0,19	8,62
O	PNSGUNIE	PESADA	ÚNICA	700	N → S	0,20	10,74
P	PSNGMAXE	PESADA	MÁXIMA	1000	S → N	0,20	12,50
Q	PSNGMINE	PESADA	MÍNIMA	1000	S → N	0,20	11,06

Foi escolhido como caso de referência o cenário que originalmente apresentava o pior amortecimento do modo NS: Carga Média com Geração Mínima em Tucuruí e Fluxo de 1000 MW na Interligação, no Sentido Norte para Sul (cenário I). O modelo linearizado deste sistema possui 1.676 variáveis de estado e 11.219 variáveis algébricas, resultando numa matriz Jacobiano de ordem 13.250 e com 48.388 elementos não nulos. A estrutura da matriz Jacobiano é apresenta em [GOMES JR, 2003].

O espectro completo de autovalores da matriz de estados do modelo é obtido por uma rotina QR [MATLAB, 2005], possibilitando observar os modos de oscilação menos amortecidos ou instáveis do sistema. Na FIG. 3.11, o modo NS encontra-se destacado. Percebe-se claramente que é um modo fracamente amortecido (3%) na ausência dos dois POD associados aos TCSC.

A FIG. 3.12 mostra a resposta temporal dos desvios de velocidade dos rotores de alguns geradores do sistema à excitação em degrau de diferentes polaridades aplicadas à referência de potência mecânica de alguns geradores. A resposta linear mostra um sistema com múltiplos modos de oscilação de diferentes frequências e amortecimentos. A dominância do modo NS é revelada pela oscilação mantida de baixa frequência em antifase dos rotores dos subsistemas Norte e Sul.

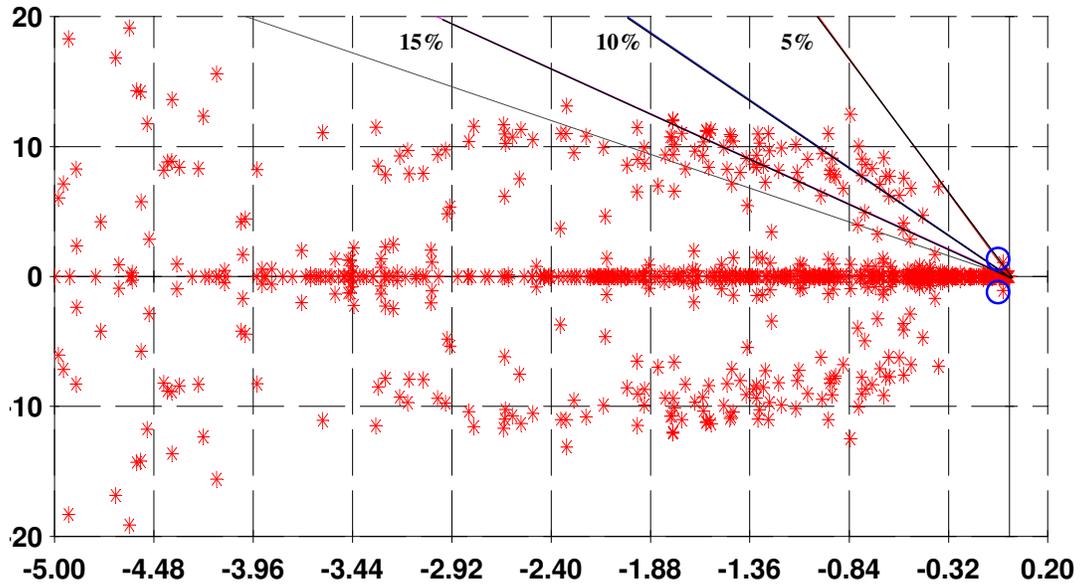


FIG. 3.11 Autovalores do sistema elétrico brasileiro sem os controladores POD

Quando os POD são utilizados nos TCSC dos extremos da Interligação, o modo NS é fortemente amortecido (15%). Nota-se pelos autovalores do modelo com POD (FIG. 3.13) que nenhum outro modo do sistema teve seu amortecimento prejudicado pela atuação dos controladores, um requisito importante no projeto de um bom controlador.

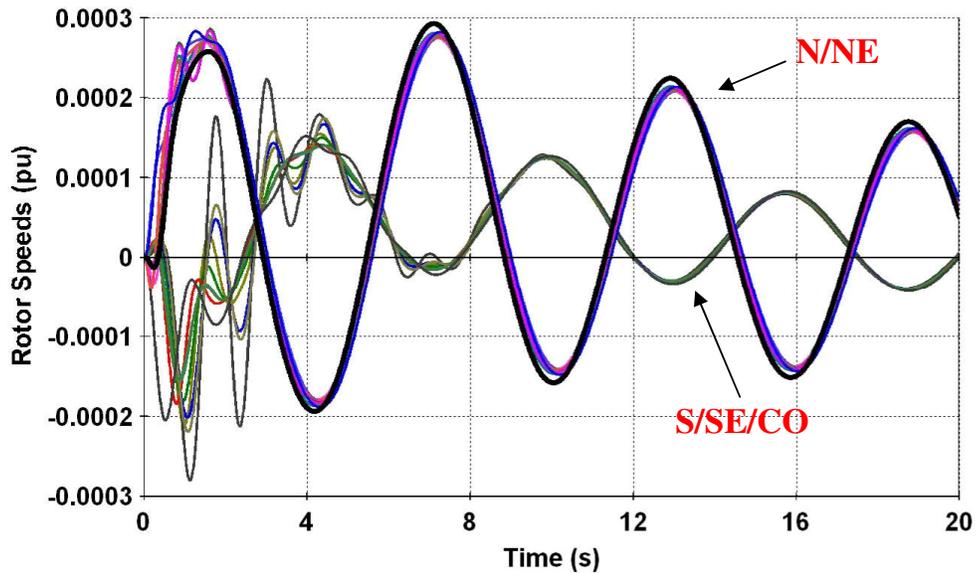


FIG. 3.12 Resposta no tempo do sistema elétrico brasileiro sem os controladores POD

A resposta ao degrau à mesma excitação do caso sem POD é conclusiva ao mostrar a eficácia desses controladores no amortecimento das oscilações na velocidade dos rotores. A FIG. 3.14 confirma, no caso analisado, que os POD se apresentam como uma boa alternativa à estabilização do modo NS, sem detrimento do amortecimento de outros modos do sistema.

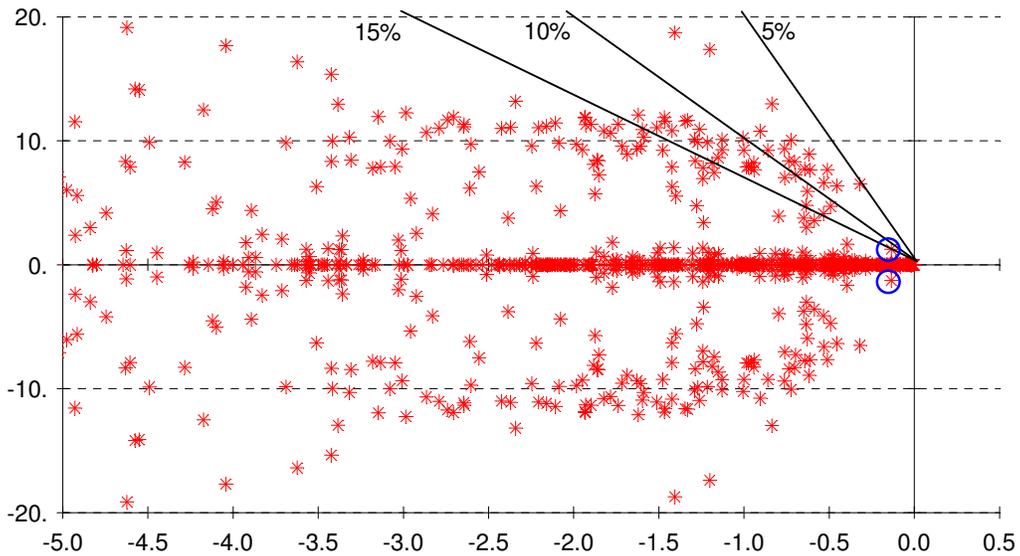


FIG. 3.13 Autovalores do sistema elétrico brasileiro com os dois controladores POD

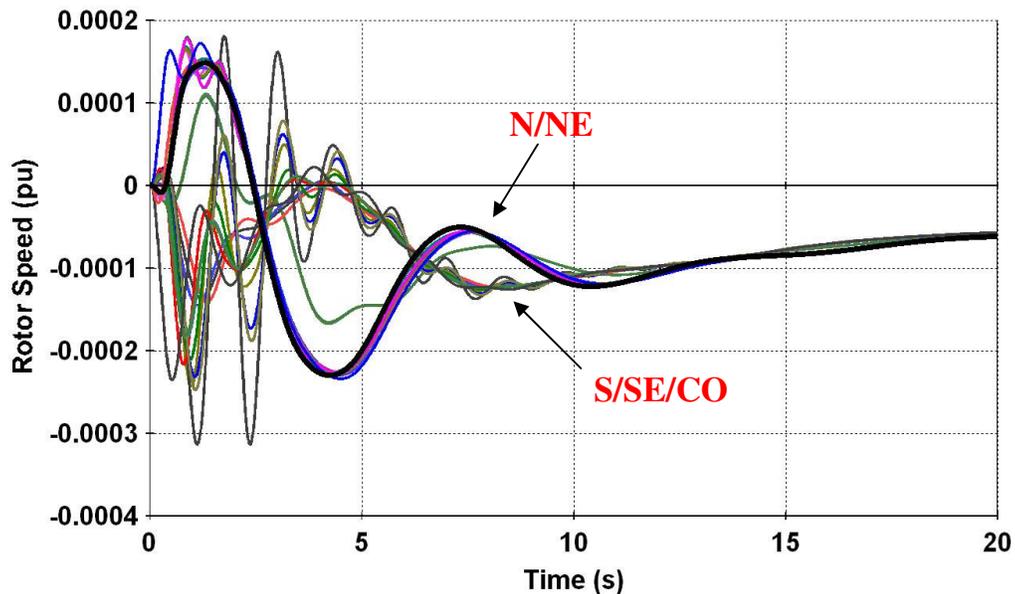


FIG. 3.14 Resposta no tempo do sistema elétrico brasileiro com os dois controladores POD

### 3.8 PROGRAMAS DE ANÁLISE E SIMULAÇÕES

Neste estudo, utilizou-se o PacDyn, programa de Estabilidade a Pequenas Perturbações desenvolvido pelo Centro de Pesquisas de Energia Elétrica - CEPEL [CEPEL, 1997a], que oferece diversas opções para análise linear tais como resposta no tempo, resposta em frequência, cálculo de pólos e zeros, lugar-das-raízes, modelo reduzido, análise modal, projeto de controladores, etc, sendo capaz de avaliar sistemas de grande porte com rapidez e eficiência.

As simulações não-lineares foram realizadas utilizando-se o programa de análise de transitórios eletromecânicos, Anatem [CEPEL, 1997b], que permite uma modelagem detalhada dos equipamentos reais, representando efetivamente seus comportamentos dinâmicos, e as diversas não-linearidades inerentes aos sistemas, equipamentos e controles na análise da resposta de grandes distúrbios em sistemas de grande porte.

Ambas ferramentas são amplamente utilizadas tanto em setores de planejamento e operação do sistema elétrico nacional quanto em organismos internacionais. Embora a utilização da análise linear seja de extrema utilidade no controle do amortecimento de oscilações eletromecânicas, o estudo de estabilidade transitória é fundamental para a avaliação completa do problema. As duas ferramentas, na realidade, complementam-se e confirmam as informações obtidas separadamente.

## 4 PROJETO LINEAR DE NOVA ESTRUTURA DO CONTROLADOR POD

### 4.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo, propõe-se uma nova estrutura de controlador POD. A Interligação Norte-Sul foi utilizada como sistema teste para mostrar que esta estrutura apresenta desempenho robusto tanto no amortecimento do modo de oscilação Norte-Sul (considerando vários cenários operativos) quanto na rejeição a transitórios indesejados, associados a perdas intempestivas de grandes blocos de geração ou de carga.

O estudo despreza o comportamento dinâmico do TCSC de Imperatriz, concentrando-se exclusivamente no TCSC de Serra da Mesa. Esse POD foi escolhido para análise e investigação de uma nova estrutura de controle por apresentar maiores desafios quanto ao seu ajuste, em função da proximidade da UHE Serra da Mesa. Os resultados apresentados são relativos a simulações realizadas no sistema teste utilizado pela força-tarefa dos estudos da Interligação Norte-Sul, envolvendo diversos cenários do ano de 1999 [ELETROBRÁS, 1998].

### 4.2 O PROBLEMA DA SATURAÇÃO

A efetividade do TCSC no amortecimento de oscilações de potência depende, dentre outros fatores, da escolha de um sinal de entrada e de uma estrutura para o controlador POD que possibilitem atender especificações de robustez em face de transitórios adversos e mudanças programadas ou não nas condições operativas, tais como perdas intempestivas de geração e reversão do fluxo da interligação [MARTINS, 2000].

No capítulo anterior foi explicado que a faixa de controle dinâmico de modulação da reatância do TCSC varia de 1 a 3 p.u. da reatância física do capacitor série. Valores de reatância fora desta faixa correspondem a altos níveis de tensão e corrente no circuito principal do equipamento, que impactam diretamente no seu dimensionamento.

Em função das limitações físicas tais como capacidade MVA e suportabilidade de tensão e corrente dos componentes, o sinal de saída do POD pode saturar os componentes do TCSC, não correspondendo ao sinal de entrada do modelo linear do sistema devidamente compensado. Com a saturação do equipamento a cada ciclo de oscilação do modo NS, o valor

efetivo da compensação de fase não é mais aquele definido em projeto, reduzindo-se assim sua eficácia.

Com o intuito de demonstrar o efeito da saturação do TCSC no amortecimento das oscilações de potência foram realizadas simulações não-lineares de uma grande perturbação num sistema teste: remoção de um grande bloco de carga de 225 MW em um sistema máquina (1275 MVA)-barra infinita com um TCSC na linha (FIG. 4.1).

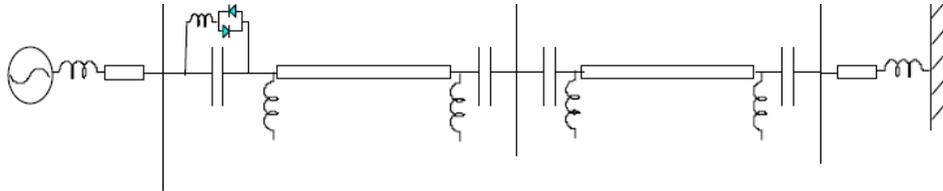


FIG. 4. 1 Sistema máquina-barra infinita usado nas simulações não-lineares

As simulações foram obtidas considerando três dimensionamentos distintos para o TCSC: 56 MVAR, 108 MVAR e 203 MVAR. A reatância modulada do TCSC e a potência ativa na linha para os três casos mais o cenário sem TCSC estão comparadas na FIG. 4.2. É notória a relação entre dimensionamento do equipamento e o amortecimento das oscilações: quanto maior for a capacidade nominal do TCSC, menor a saturação dos seus componentes e, por conseguinte, mais efetivo é o amortecimento das oscilações.

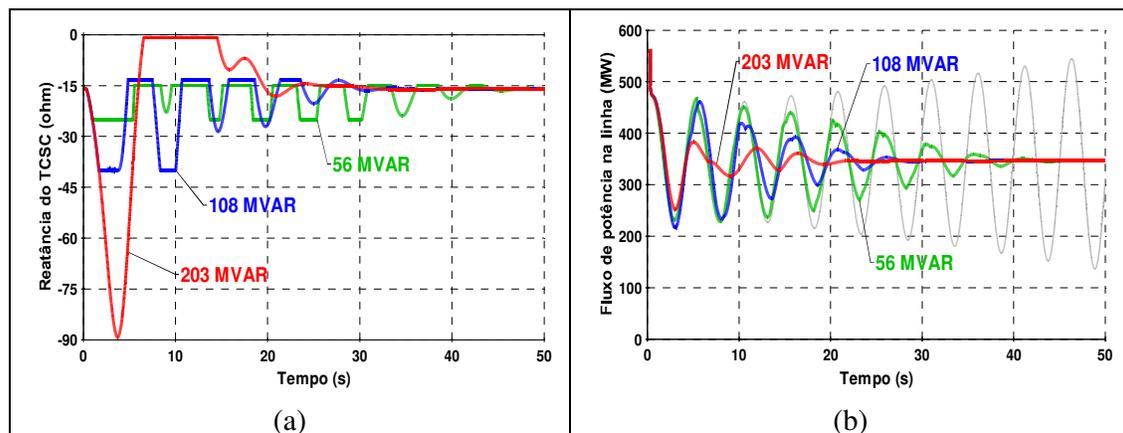


FIG. 4. 2 Simulações não-lineares do sistema máquina-barra infinita: (a) reatância e (b) potência ativa

Em princípio, especificar um equipamento de grande capacidade poderia mitigar o problema da saturação. Entretanto, certamente esta não é a melhor solução, pois levaria a um equipamento sobredimensionado e de elevado custo. Mais que uma questão de

dimensionamento, a saturação do TCSC pode estar relacionada a um projeto de controlador POD que não contemple outras questões importantes, tais como desempenho frente a transitórios adversos, assunto que será tratado nas sessões seguintes.

#### 4.3 MODELO MULTIVARIÁVEL DO SISTEMA

Nas análises lineares apresentadas neste trabalho foram utilizados os 17 cenários do SIN descritos no capítulo 3. O diagrama de blocos da função de transferência do SEP  $G_{22}(s)$  e do controlador POD empregado na malha de realimentação é mostrado na FIG. 4.3, juntamente com a função de transferência  $G_{21}(s)$  que modela a perturbação externa.

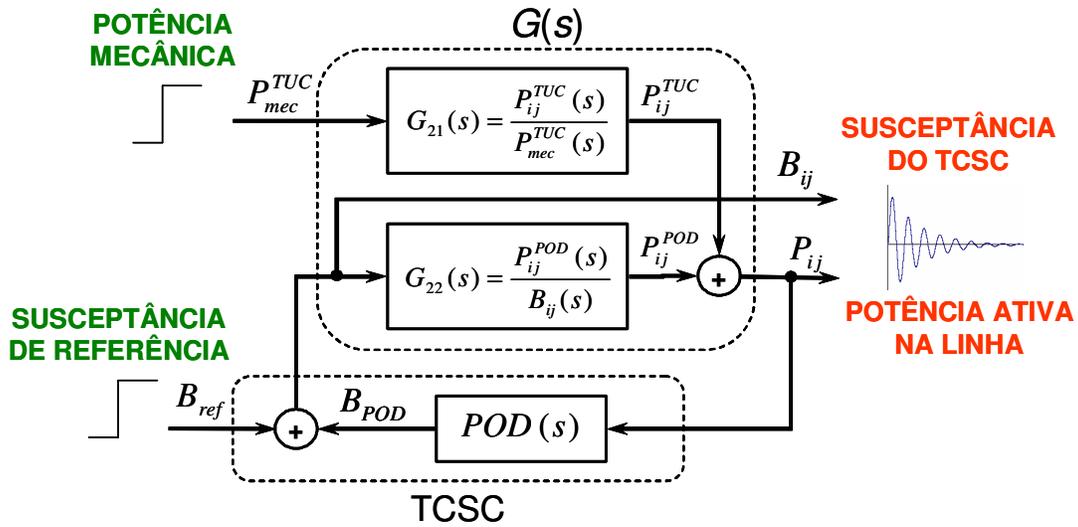


FIG. 4.3 Diagrama de blocos do modelo multivariável do SIN

As entradas do modelo são as perturbações em degrau de 0,03 p.u. na potência mecânica da UHE Tucuruí, localizada na cidade de mesmo nome na região Norte do país, e na susceptância de referência do TCSC. As saídas são os desvios na potência ativa da linha e na susceptância modulada. Assim, a matriz função de transferência em malha aberta do modelo multivariável analisado,  $G_{MA}(s)$ , é uma matriz de dimensão  $(2 \times 2)$  dada por:

$$\begin{bmatrix} B_{ij} \\ P_{ij} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & 1 \\ G_{21} & G_{22} \end{bmatrix}}_{G_{MA}} \begin{bmatrix} P_{mec}^{TUC} \\ B_{ij} \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

onde  $G_{11}(s) = B_{ij}(s) / P_{mec}^{TUC}(s)$  representa o canal de perturbação deste modelo e  $G_{22}(s) = P_{ij}^{POD}(s) / B_{ij}(s)$  o seu canal de controle. A variável de Laplace  $s$  foi omitida para simplicidade da representação.

O controlador POD deve ser efetivo no amortecimento do modo de oscilação NS, que é bem observável no sinal  $P_{ij}(t)$ , respeitando as restrições de saturação da variável  $B_{ij}(t)$ . Deve-se notar que  $B_{ij}(s)$  é, ao mesmo tempo, o sinal de controle e uma variável controlada, sendo sensível à perturbação mecânica  $P_{mec}^{TUC}(s)$  apenas em malha fechada, uma vez que  $G_{11}(s) = 0$  em malha aberta.

A FT escolhida para fechamento da malha com o controlador POD é  $G_{22}(s) = P_{ij}^{POD}(s) / B_{ij}(s)$ , onde “ $ij$ ” denota os números das barras referentes aos terminais do capacitor série da subestação de Serra da Mesa,  $P_{ij}^{POD}(s)$  é a contribuição da malha de controle no desvio de potência ativa sobre esse capacitor e  $B_{ij}(s)$  é a variação na sua susceptância. A realização em espaço de estados desta FT possui um termo de transmissão direta não-nulo ( $d = 4,88e-3$ ).

A FT  $G_{21}(s) = P_{ij}^{TUC}(s) / P_{mec}^{TUC}(s)$  tem como entrada a potência mecânica  $P_{mec}^{TUC}(s)$ . Sua saída é a contribuição desta perturbação em Tucuruí na variação da potência ativa da linha sobre o capacitor, representada por  $P_{ij}^{TUC}(s)$ . A FIG. 4.4 mostra que o modo NS é pouco amortecido e altamente observável na resposta ao degrau de 0,03 p.u. das funções  $G_{21}(s)$  e  $G_{22}(s)$  do sistema em malha aberta.

O desvio de potência ativa total sobre o capacitor série é composto de duas componentes, dadas pelas contribuições conjuntas da malha do controlador e da perturbação na potência mecânica:  $P_{ij}(s) = P_{ij}^{POD}(s) + P_{ij}^{TUC}(s)$ . O sistema multivariável em malha fechada é descrito pela matriz função de transferência  $G_{MF}(s)$  da EQ. 4.2.

$$\begin{bmatrix} B_{ij} \\ P_{ij} \end{bmatrix} = \frac{1}{\Delta} \underbrace{\begin{bmatrix} G_{21}POD & 1 \\ G_{21} & G_{22} \end{bmatrix}}_{G_{MF}(G_{MA},POD)} \begin{bmatrix} P_{mec}^{TUC} \\ B_{ref} \end{bmatrix} \quad (4.2)$$

onde  $\Delta = 1 - G_{22}(s)POD(s)$ . Em malha fechada, a função de transferência do POD é  $POD(s) = B_{POD}(s) / P_{ij}(s)$ , onde  $B_{POD}(s)$  é o sinal estabilizador do controlador. O desvio de susceptância do capacitor série, que é a susceptância modulada do TCSC, é dado pela soma do sinal estabilizador do POD com a susceptância de referência:  $B_{ij}(s) = B_{POD}(s) + B_{ref}(s)$ . Para o caso considerado neste trabalho, a susceptância de referência é mantida constante de sorte que os desvios dos sinais  $B_{ij}(s)$  e  $B_{POD}(s)$  são utilizados de forma indiscriminada.

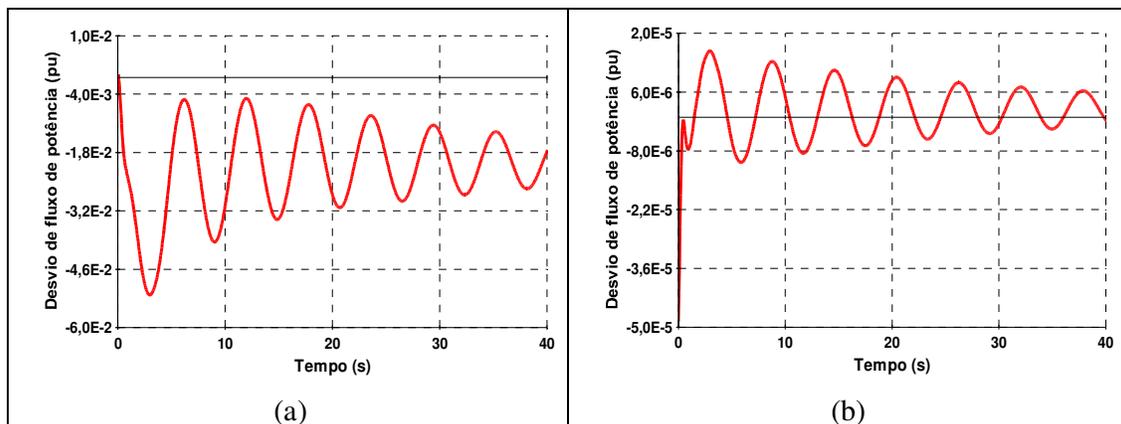


FIG. 4. 4 Resposta do fluxo de potência ativa  $P_{ij}$  ao degrau de 0,03 p.u. nas funções (a)  $G_{21}(s)$  e (b)  $G_{22}(s)$

#### 4.4 MODOS DE OSCILAÇÃO ASSOCIADOS AO TRANSITÓRIO ADVERSO

Como já explicado anteriormente, a saturação no circuito principal do TCSC prejudica sua capacidade de amortecimento das oscilações de potência e ocorre quando, em seqüência a uma grande perturbação, o sinal estabilizador ultrapassa os limites do circuito principal do TCSC. Apesar das pequenas perturbações não apresentarem o mesmo risco de saturação, a análise linear se constitui em ferramenta valiosa para entendimento e definições de alternativas para esse problema.

Com o intuito de identificar os modos críticos presentes na malha de controle do POD original de Serra da Mesa, aplicou-se um degrau positivo de 0,03 p.u. na potência mecânica da UHE Tucuruí, causando a excitação do modo NS. A FIG. 4.5 representa a resposta da FT  $B_{ij}(s) / P_{mec}^{TUC}(s)$ , destacando a influência dos principais modos responsáveis pelo transitório adverso. A análise das componentes modais da resposta a essa perturbação permite avaliar a influência dos modos mais críticos na resposta temporal.

Para o problema de controle tratado neste trabalho, dado um ponto de operação, ao se aumentar o ganho do controlador POD original, o modo NS se torna mais amortecido. Porém há redução no amortecimento de outro modo, associado ao TCSC. Para ganhos elevados, esse modo de baixa frequência (0,08 a 0,1 Hz), que aqui será denominado Modo Adverso de Instabilização (MAI), pode tornar-se instável. Entretanto, isto só ocorre para valores de ganho muito acima de valores de interesse prático [BARBOSA, 1999].

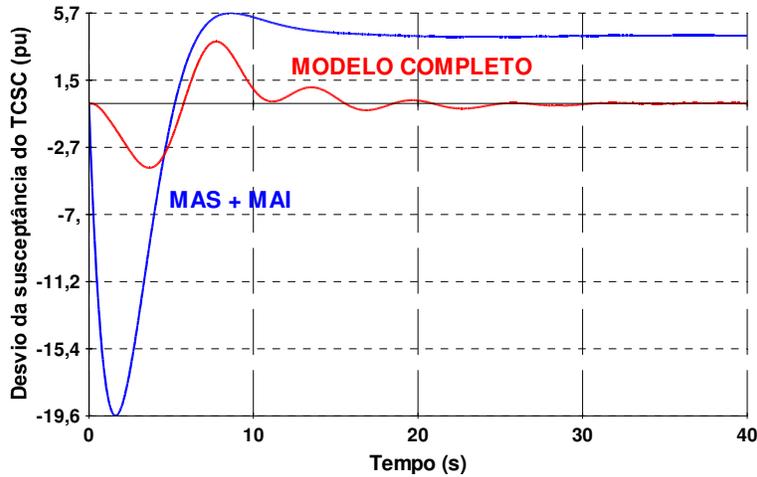


FIG. 4. 5 Influência dos modos críticos na resposta à excitação do canal de perturbação

Há ainda um outro modo de baixa frequência (0,04 Hz) responsável por transitórios adversos no POD e TCSC que podem resultar na saturação do equipamento quando da perda intempestiva de unidades geradoras ou de grandes blocos de carga, sendo por isso denominado Modo Adverso de Saturação (MAS). Ao contrário do primeiro, esse modo não se torna instável para altos valores de ganho.

A FIG. 4.6 mostra o lugar-das-raízes do Modo NS (MNS) e dos dois modos críticos acima descritos: MAI e MAS. Para um ganho maior que 0,7 o modo NS apresenta amortecimento superior a 15%. O MAI, por outro lado, apresenta amortecimento inferior a 20% para ganhos maiores que 3,2, enquanto o MAS é praticamente insensível à variação do ganho.

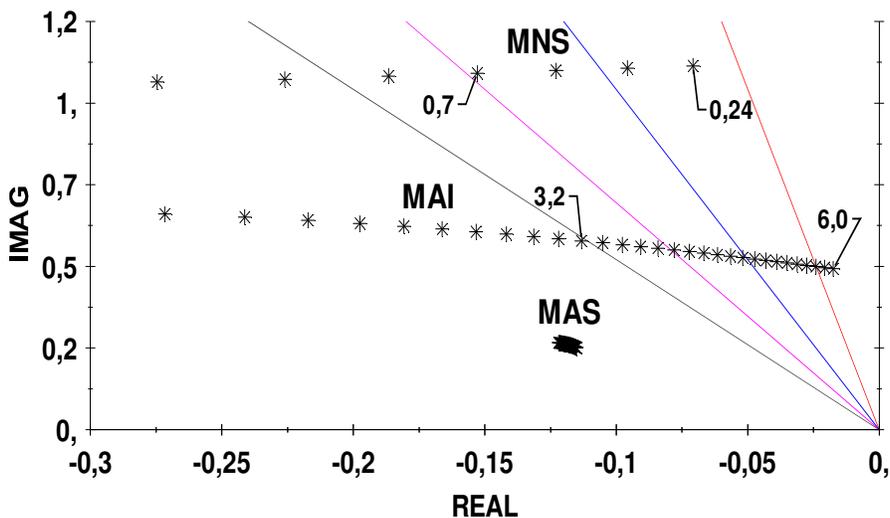


FIG. 4. 6 Lugar-das-raízes dos modos críticos para variação do ganho do POD original

É interessante notar que os zeros de  $G_{22}(s) = P_{ij}^{POD}(s) / B_{ij}(s)$  estão presentes na malha fechada do canal de controle, como não poderia deixar de ser, já que a realimentação não altera os zeros de malha aberta. Entretanto, os mesmos zeros não se fazem presentes na malha fechada do canal de perturbação  $G_{11}(s) = B_{ij}(s) / P_{mec}^{TUC}(s)$ . Isso explica o fato do MAS ter baixa sensibilidade à variação do ganho na malha de controle, mesmo sendo dominante na malha de perturbação.

#### 4.5 ESTRATÉGIA DE REJEIÇÃO DA PERTURBAÇÃO

A FIG. 4.5 sugere que, retirando-se completamente o modo responsável pelo transitório adverso da resposta temporal, a amplitude do sinal de saída do POD pode ser sensivelmente reduzida. Mediante esse fato, uma vez identificado o MAS, procurou-se atenuar sua participação no sinal de saída do POD e, com isso, o problema da saturação do TCSC, sem prejuízo do amortecimento do modo NS.

Observando-se na EQ. 4.2 a FTMF do canal de perturbação  $G_{11}(s) = B_{ij}(s) / P_{mec}^{TUC}(s)$ , nota-se que os zeros da função  $POD(s)$  são também zeros do canal de perturbação. Uma maneira de reduzir a dominância do MAS neste canal seria por uma escolha adequada dos zeros do controlador. O emprego do filtro rejeita-faixa, também conhecido como *notch*, foi a solução escolhida (EQ. 4.3). Trata-se de uma maneira clássica de suprimir um sinal oscilatório não desejado na malha de controle, causado por uma perturbação externa a ela [MEDEIROS, 2005, FILHO, 2005].

$$NOTCH(s) = \frac{s^2 + 2\xi\omega_z s + \omega_z^2}{s^2 + 2\omega_z s + \omega_z^2} \quad (4.3)$$

O filtro *notch* pode ser utilizado para atenuar freqüências de oscilação indesejadas por alocação de zeros na freqüência dos pólos indesejados. Os pólos do filtro são feitos reais e de mesma freqüência dos zeros (FIG. 4.7a). O projeto do filtro *notch* no domínio da freqüência envolve a atenuação de uma dada freqüência de ressonância, sem necessariamente promover cancelamento pólo-zero. A FIG. 4.7b mostra o diagrama de Bode desse filtro. Pode-se observar o entalhe na curva da magnitude sintonizado na freqüência do modo indesejado.

Alocando zeros na mesma freqüência do modo adverso e com fator de amortecimento de 15%, implementa-se um filtro *notch* com uma atenuação de cerca de 16 dB na freqüência indesejada. A escolha de um fator de amortecimento mais baixo acarretaria numa atenuação

maior, ao mesmo tempo em que reduziria a faixa rejeitada e a robustez do controle para diversos cenários. Um fator de amortecimento alto, por sua vez, alarga a faixa de rejeição, reduzindo a atenuação na frequência do pólo indesejado. A escolha feita reflete um compromisso entre esses dois fatores.

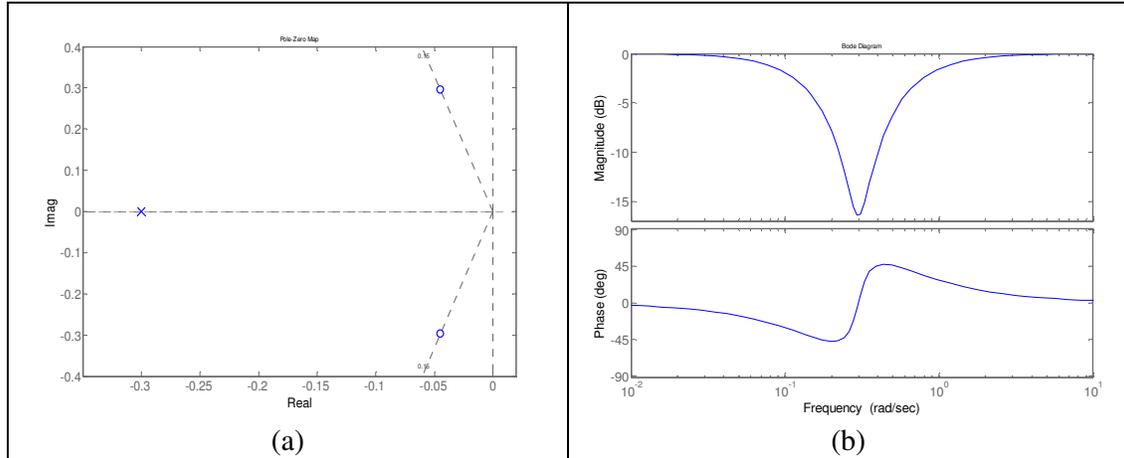


FIG. 4. 7 (a) Mapa de pólos-zeros e (b) diagrama de Bode do filtro *notch* empregado

A introdução do filtro *notch* na malha de controle do POD original de Serra da Mesa exigiu um novo ajuste de fase dos blocos avanço-atraso a fim de manter a compensação original na frequência de interesse. Com o intuito de analisar o desempenho do POD, aplicou-se um degrau positivo de 0,03 p.u. na potência mecânica ( $P_{mec}^{TUC}$ ) da UHE Tucuruí. A FIG. 4.8a apresenta a resposta da potência ativa na linha ( $P_{ij}$ ) para POD com e sem filtro *notch*, dada pela FT  $P_{ij} / P_{mec}^{TUC}$ . Foi utilizado um ganho para o POD com filtro que resultasse no mesmo amortecimento do modo NS para o caso original.

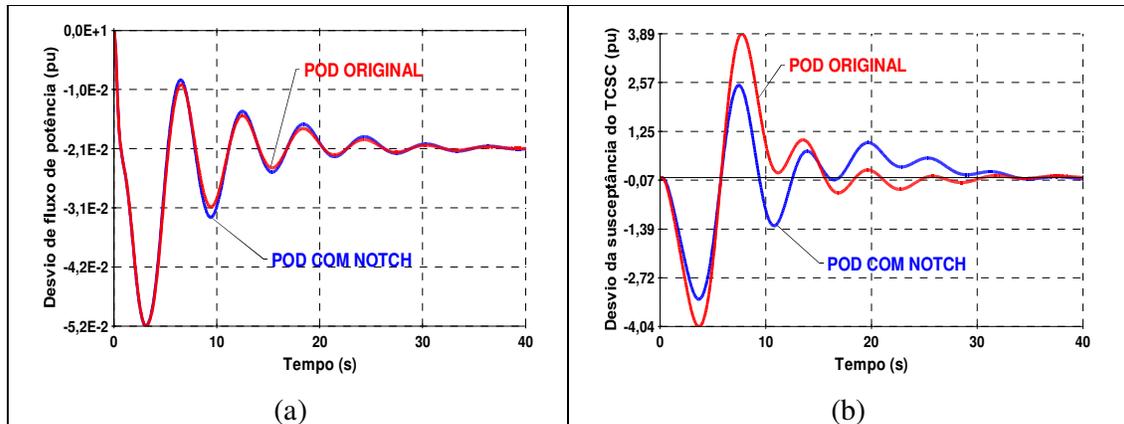


FIG. 4. 8 Resposta do (a) fluxo de potência ativa e da (b) susceptância do TCSC com e sem filtro *notch*

A figura FIG. 4.8b mostra o efeito da inserção desse filtro na resposta temporal da susceptância equivalente do TCSC ( $B_{ij}$ ), dada pela FT  $B_{ij} / P_{mec}^{TUC}$ . Apesar de o amortecimento ter sido efetivo, o sinal de saída do POD original apresenta grandes amplitudes. A presença do filtro na malha de controle do POD original reduz a amplitude do sinal de saída do POD em torno de 25%, diminuindo o risco de saturação para perturbações maiores. É evidente que ações no sentido de reduzir a dominância desse modo na resposta do sistema aumentam a robustez do POD frente a perturbações externas.

#### 4.6 PROPOSIÇÃO DE NOVA ESTRUTURA DE CONTROLADOR

No projeto de um controlador para o amortecimento de oscilações, além da determinação da compensação dinâmica de fase para amortecimento dos modos críticos, deve-se certificar que o mesmo possui uma boa margem de ganho, robustez à mudança de condições operativas, reduzida interação adversa com outros controladores e baixo nível de transitórios adversos frente a perturbações externas [CIGRÉ, 2000].

O controlador POD original de Serra da Mesa é derivado do módulo da potência ativa na linha, que é atrasado de aproximadamente  $90^\circ$  na frequência do modo NS. A solução em atraso de fase não atenua intrinsecamente a atividade dinâmica na faixa de baixa frequência, de modo que a instabilidade de malha fechada para altos valores de ganho emerge por um modo de baixa frequência, o MAI.

Por outro lado, a utilização de um controlador baseado em blocos de avanço de fase aumenta a atividade dinâmica na faixa de alta frequência, com instabilidade de malha fechada para altos valores de ganho ocorrendo devido a um modo de mais alta frequência, aproximadamente 4 rad/s no caso analisado (FIG. 4.9). Uma vez que os modos responsáveis pelos transitórios adversos estão na faixa de baixa frequência, a solução em avanço de fase é, em princípio, preferível no que tange à redução da saturação do TCSC.

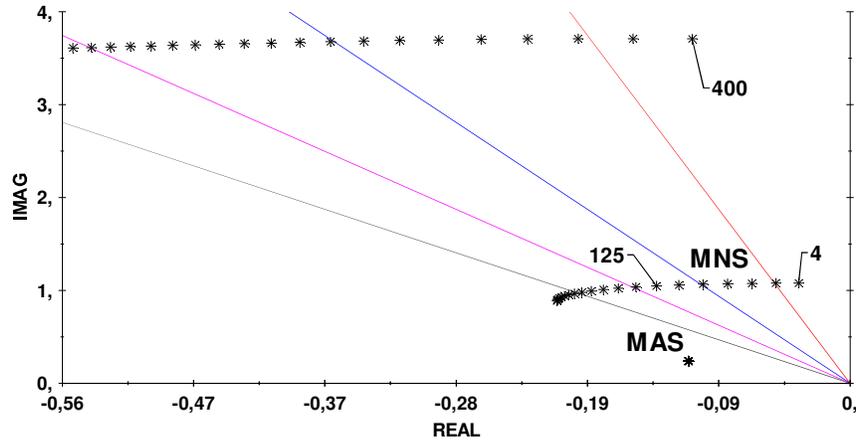


FIG. 4. 9 Lugar-das-raízes dos modos críticos para variação do ganho do POD proposto

A estrutura do POD de avanço de fase proposto (FIG. 4.10) compreende um ganho fixo, um ganho variável inversamente proporcional ao sinal do fluxo de potência com filtro passa-baixa, dois filtros *washout* de diferentes constantes de tempo, um filtro quadrático e o filtro *notch*. O sinal de entrada é o mesmo do controlador em atraso, o módulo da potência ativa na linha, porém a compensação de fase na frequência do modo NS fornece aproximadamente 90° de avanço. Nota-se que o POD em avanço é de 6ª ordem, mesma ordem que o POD original.

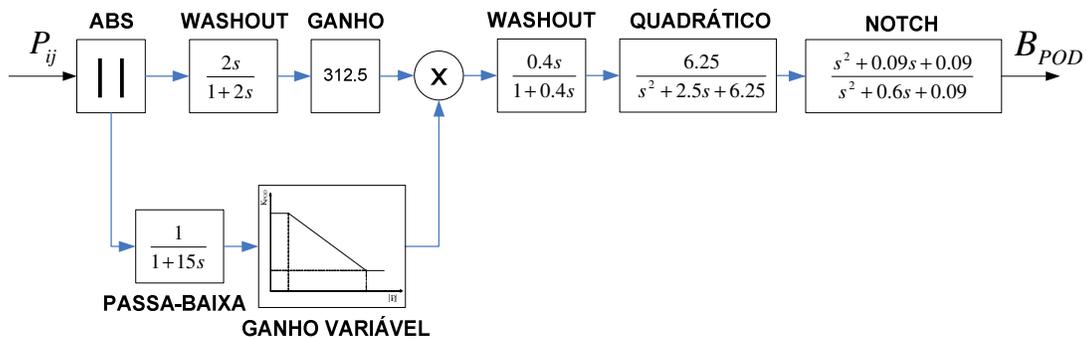


FIG. 4. 10 Estrutura do controlador POD baseado em avanço de fase

Os diagramas de Bode das funções de transferências das opções de POD em atraso (POD<sub>1</sub>, conforme FIG. 3.9) e em avanço (POD<sub>2</sub>, conforme FIG 4.10) são comparados na FIG. 4.11. Os sinais de saída do POD possuem aproximadamente o mesmo ganho e compensação de fase na frequência do modo NS, 1,1 rad/s, correspondente a cada estratégia de controle adotada. Entretanto, observam-se níveis bem diferentes de atividades no espectro de baixa frequência, como descrito anteriormente. Os valores obtidos para os ganhos fixos de ambos POD correspondem ao caso-base, cenário I da TAB. 3.2.

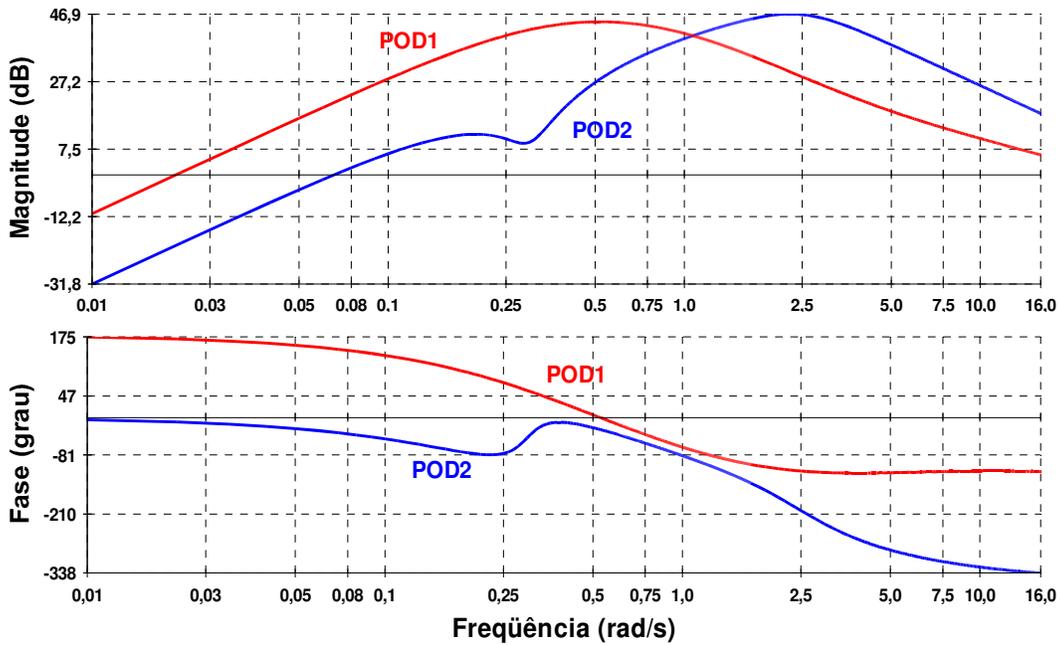


FIG. 4.11 Diagrama de Bode dos POD em atraso (POD<sub>1</sub>) e em avanço (POD<sub>2</sub>) de fase

Os diagramas de Bode da magnitude de  $G_{22}(s)POD(s)$ , a FT do canal de controle em malha aberta do sistema compensado pelo POD<sub>1</sub> ou POD<sub>2</sub>, são comparados na FIG. 4.12. O modo NS, pouco amortecido em malha aberta (cenário I), é bem observável no cruzamento dos dois diagramas, ressaltando o mesmo ganho fornecido na frequência do modo pelos dois controladores. Nesta mesma frequência, as fases das funções são 128° e 110°, respectivas a cada controlador.

Como explicado na seção anterior, os zeros da FT do controlador  $POD(s)$  são também zeros da FTMF do canal de perturbação  $G_{11}(s) = B_{ij}(s) / P_{mec}^{TUC}(s)$ . A FIG. 4.13 apresenta os diagramas de Bode da magnitude do canal de perturbação em malha fechada quando empregado o POD<sub>1</sub> ou o POD<sub>2</sub>. Nota-se que o zero do filtro *notch* é tão visível neste diagrama de Bode quanto o é no canal de estabilização em malha aberta (FIG. 4.12), como comprovado pela EQ. 4.2.

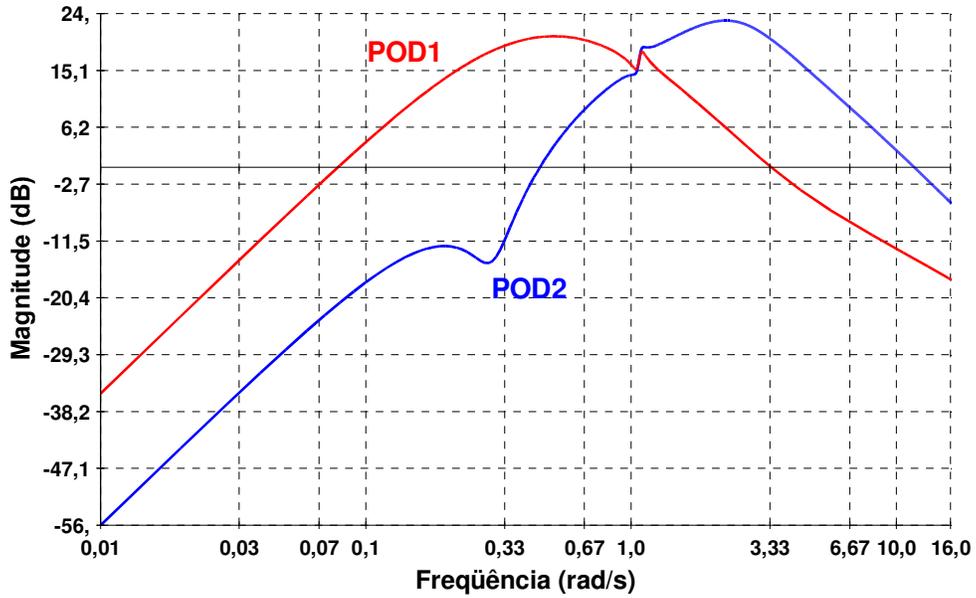


FIG. 4. 12 Diagrama de Bode da FTMA do sistema compensado pelo POD<sub>1</sub> ou POD<sub>2</sub>

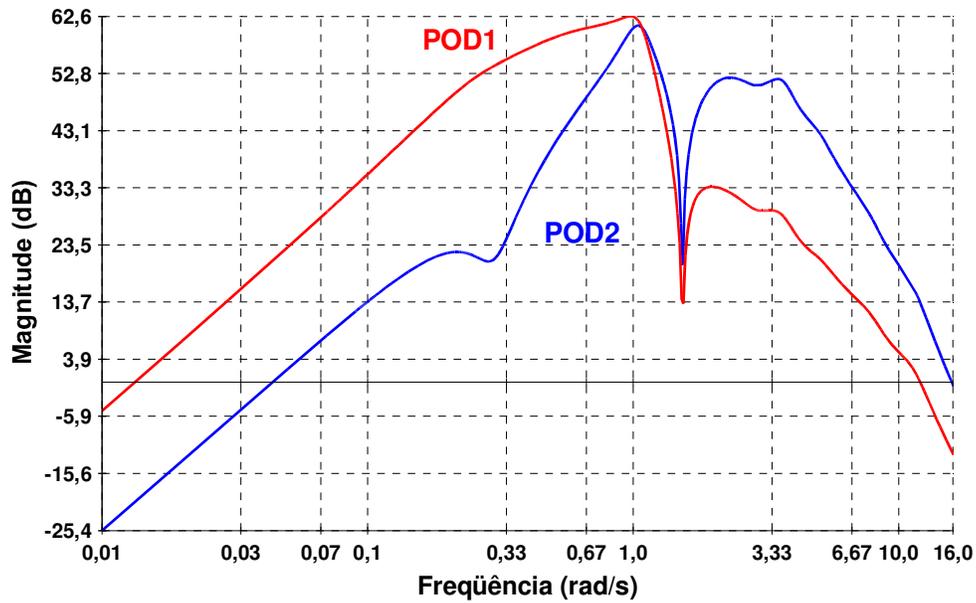


FIG. 4. 13 Diagrama de Bode do canal de perturbação em malha fechada para POD<sub>1</sub> ou POD<sub>2</sub>

A análise da resposta em frequência do canal de perturbação em malha fechada mostra que quando a nova estrutura é utilizada, há uma expressiva redução na magnitude da dinâmica lenta do sinal do POD, em torno de 34 dB. Como é nesta faixa de frequência que está presente o principal modo (0,3 rad/s) responsável pelos transitórios adversos, espera-se uma redução na magnitude do sinal transitório da susceptância do TCSC.

As FIG. 4.14a a FIG. 4.14f comparam as respostas temporais das oscilações de potência na interligação,  $P_{ij}$ , e da susceptância equivalente do TCSC,  $B_{ij}$ , à uma perturbação externa de 0,03 p.u. na potência mecânica de Tucuruí  $P_{mec}^{TUC}$ , considerando os cenários C, I e Q do sistema com o POD<sub>1</sub> e com o POD<sub>2</sub> associado ao TCSC de Serra da Mesa. Os ganhos dos POD foram obtidos de forma que o amortecimento do modo NS no cenário-base (cenário I) fosse o mesmo para os dois casos (FIG. 4.14c).

Nota-se claramente a redução obtida no sinal estabilizador do POD, no canal de perturbação, quando é utilizado o projeto de controlador em avanço de fase (FIG. 4.14b, 4.14d e 4.14f). A comparação das respostas dos desvios da susceptância do TCSC nesses cenários indica que o controlador POD<sub>2</sub> permaneceria saturado, em cada semiciclo de oscilação, por um tempo menor que o controlador POD<sub>1</sub>.

#### 4.6.1 ANÁLISE LINEAR PARA MÚLTIPLOS CENÁRIOS

Os 17 cenários de fluxo de potência na interligação, descritos na TAB. 3.2, foram analisados para os sistemas com as duas estruturas de controladores POD no TCSC de Serra da Mesa. A FIG. 4.15 e FIG. 4.16 apresentam a localização no plano complexo dos pólos associados ao modo NS para os vários cenários, identificados por letras, tanto para o POD<sub>1</sub> quanto para o POD<sub>2</sub>. O pólo com maior contribuição ao transitório adverso, que leva à saturação do TCSC, é mostrado em verde para os 17 cenários. As figuras também mostram os mesmos cenários na ausência do POD.

Todos esses pólos foram obtidos com o algoritmo DPSE [MARTINS, 1997], porém poderiam ser computados de forma mais eficiente se utilizada análise seletiva [ROMMES, 2006]. Nesses gráficos, fica evidente a pequena mobilidade do MAS quanto à variação dos cenários, garantindo maior robustez do filtro *notch* no POD<sub>2</sub>. Verifica-se também que, assim como o POD original, o POD proposto apresenta desempenho robusto frente a várias condições operativas, inclusive com reversão de fluxo na interligação.

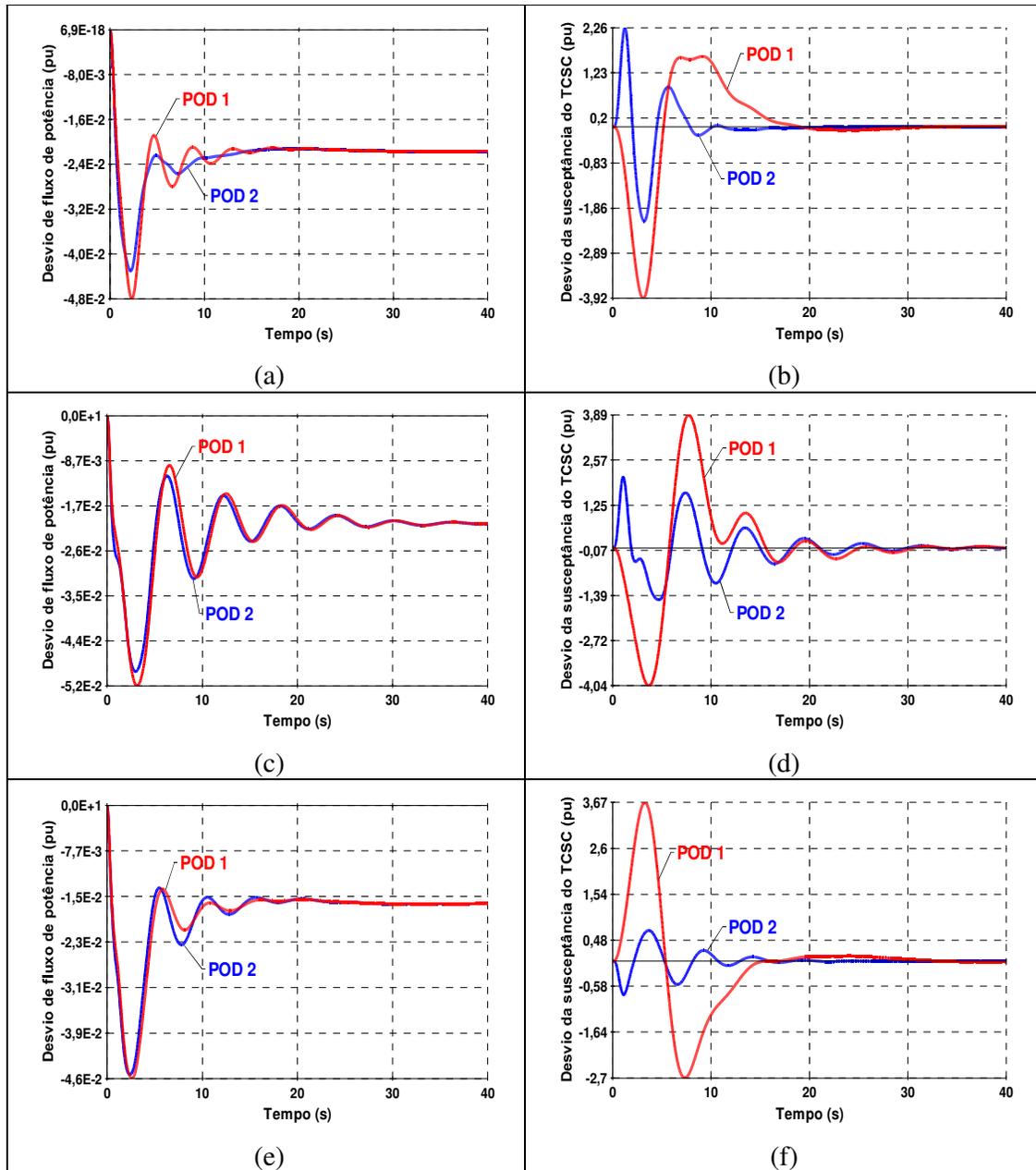


FIG. 4. 14 Respostas da potência ativa e da susceptância do TCSC nos cenários C, I e Q para POD<sub>1</sub> e POD<sub>2</sub>

Quando o fluxo de potência ativa na linha é menor que 200 MW (cenários A, B, G, H, L e M) os controladores POD são desativados, já que é um fato conhecido que a controlabilidade do TCSC é bastante reduzida para pequenos carregamentos da linha, tornando-se nula para condições sem fluxo [GAMA, 2000, LUZ, 2001]. É importante mencionar que a alternativa de utilização de PSS para amortecimento do modo NS, implicando em modificações nos estabilizadores de algumas usinas do Nordeste [MARTINS,

1998], não é sensível a esse problema de fluxo, tendo sido comissionada em 2005 como uma fonte de amortecimento complementar.

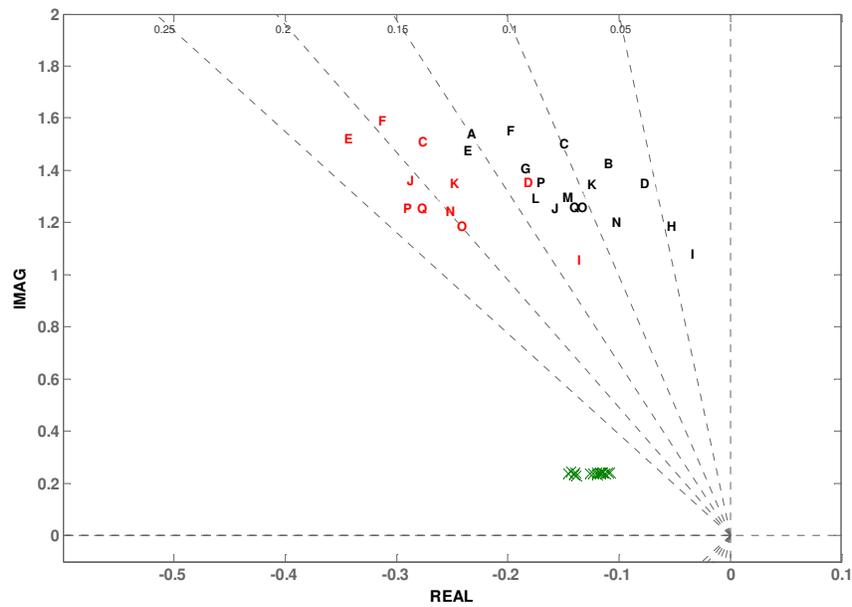


FIG. 4. 15 Localização do MNS no plano complexo para os 17 cenários com e sem o  $POD_1$

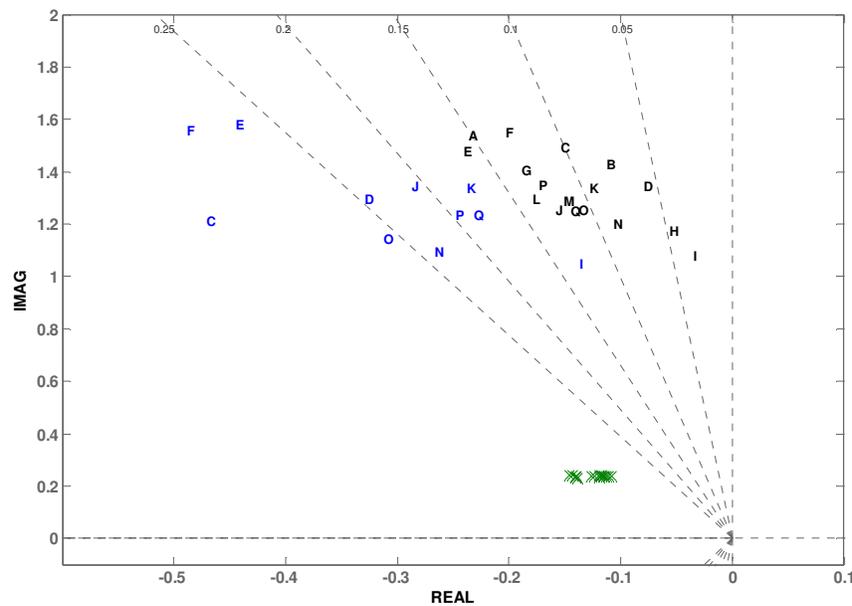


FIG. 4. 16 Localização do MNS no plano complexo para os 17 cenários com e sem o  $POD_2$

O diagrama de barras na FIG. 4.17 apresenta a comparação entre os valores de pico do sinal de saída  $B_{ij}$  do POD proposto em relação ao original, considerando uma resposta ao degrau de 3% no canal de perturbação. Esses resultados mostram claramente as vantagens em

potencial do POD proposto sobre o original. O sinal do  $POD_2$  apresenta transitórios de menor amplitude em todos os cenários observados, alcançando reduções que variam de 40% (cenário C) até 80% (cenário Q). As reduções relativamente baixas obtidas nos cenários C e O poderiam ser melhoradas utilizando-se um desses cenários como referência no projeto do controlador.

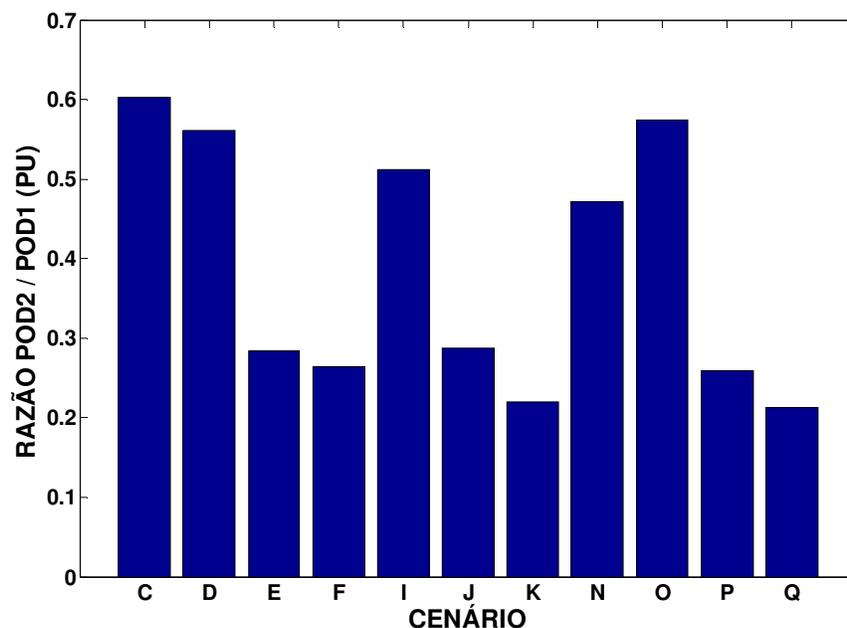


FIG. 4. 17 Comparação entre os valores de pico do sinal de saída  $B_{ij}$  do  $POD_2$  e  $POD_1$

#### 4.6.2 ANÁLISE DA PERTURBAÇÃO EM SERRA DA MESA

Com base no que foi apresentado, a estrutura em avanço de fase reduz substancialmente a contribuição em baixa frequência, contudo aumentando-a na faixa de frequência mais alta. O fato do Modo Adverso de Saturação, MAS, ter uma dinâmica lenta favorece a aplicação desta nova estrutura na redução dos transitórios adversos. Porém, é indispensável o estudo dos efeitos da maior atividade dinâmica na faixa de mais alta frequência para a estabilidade do sistema como um todo.

A localização do TCSC de Serra da Mesa próximo à usina hidrelétrica de mesmo nome impõe maiores desafios no ajuste do controlador POD. Devido à pequena distância elétrica das instalações, o modo de oscilação local da UHE Serra da Mesa possui alta observabilidade no fluxo de potência ativa da interligação, impondo a necessidade de investigar melhor sua influência no canal de perturbação.

Um novo diagrama de blocos para o modelo do sistema multivariável  $G(s)$ , contemplando uma segunda perturbação externa, é apresentado na FIG. 4.18. Neste modelo, com 3 entradas, as FT  $G_{21}(s)$  e  $G_{22}(s)$  modelam as perturbações nas potências mecânicas das usinas Tucuruí e Serra da Mesa,  $POD(s)$  representa a FT do controlador e  $G_{23}(s)$  o canal de controle.

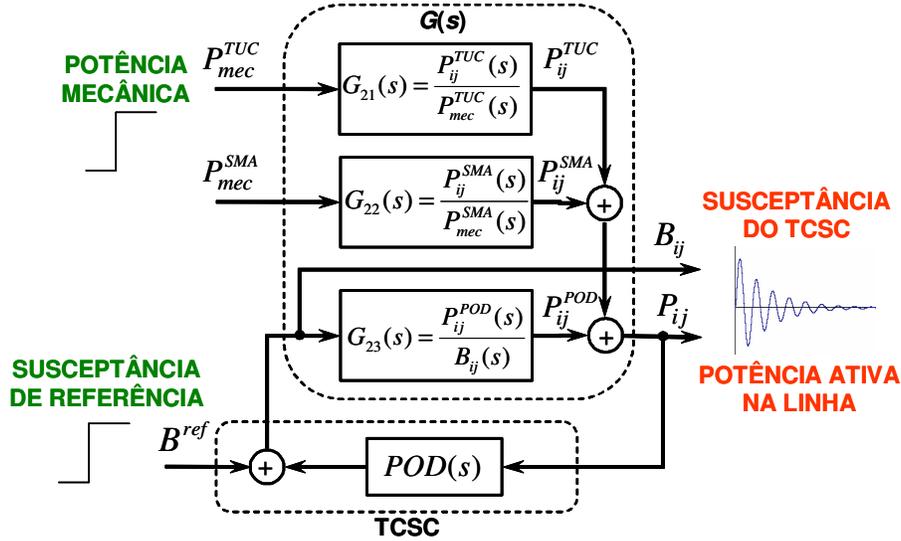


FIG. 4. 18 Diagrama de blocos do modelo multivariável do SIN com 2 canais de perturbação

As saídas continuam sendo os desvios na potência ativa da linha e na susceptância do TCSC, enquanto as entradas são as perturbações nas potências mecânicas das usinas e na susceptância de referência do TCSC. Deste modo, a matriz função de transferência em malha aberta analisada passa a ser uma matriz de dimensão (2 x 3):

$$\begin{bmatrix} B_{ij} \\ P_{ij} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \\ G_{21} & G_{22} & G_{23} \end{bmatrix}}_{G_{MA}} \begin{bmatrix} P_{mec}^{TUC} \\ P_{mec}^{SMA} \\ B_{ij} \end{bmatrix} \quad (4.4)$$

As funções  $G_{11}(s) = B_{ij}(s) / P_{mec}^{TUC}(s)$  e  $G_{12}(s) = B_{ij}(s) / P_{mec}^{SMA}(s)$  representam os dois canais de perturbação deste modelo. Mais uma vez, nota-se que em malha aberta  $B_{ij}(s)$  independe da perturbação nas entradas desses canais, já que  $G_{11}(s) = G_{12}(s) = 0$ . Em malha fechada, a matriz função de transferência  $G_{MF}(s)$  é dada por:

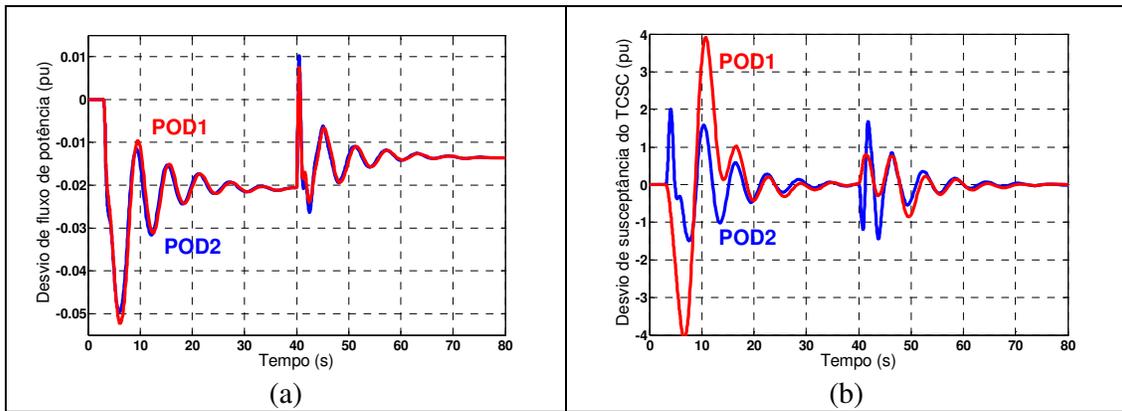
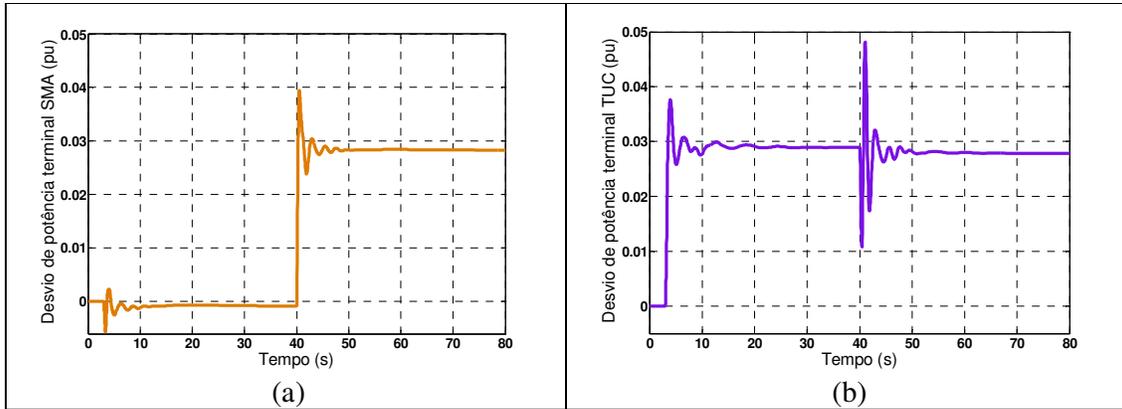
$$\begin{bmatrix} B_{ij} \\ P_{ij} \end{bmatrix} = \frac{1}{\Delta} \underbrace{\begin{bmatrix} G_{21}POD & G_{22}POD & 1 \\ G_{21} & G_{22} & G_{23} \end{bmatrix}}_{G_{MF}(G_{MA},POD)} \begin{bmatrix} P_{mec}^{TUC} \\ P_{mec}^{SMA} \\ B_{ref} \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

onde  $\Delta = 1 - G_{23}(s)POD(s)$ . O desvio de potência ativa total sobre o capacitor série é composto das contribuições conjuntas da malha do controlador e das duas malhas da perturbação na potência mecânica:  $P_{ij}(s) = P_{ij}^{POD}(s) + P_{ij}^{TUC}(s) + P_{ij}^{SMA}(s)$ . Da mesma forma que no modelo anterior, o desvio na susceptância equivalente do TCSC é dado pela soma do sinal estabilizador do POD com a susceptância de referência.

Para simulação da resposta temporal ao degrau nos dois canais de perturbação, foram aplicadas duas entradas em intervalos de tempo distintos, de modo que a resposta de uma perturbação não interferisse na da outra. Assim, aplicou-se um degrau de 0,03 p.u. com 3 segundos de simulação à potência mecânica da UHE Tucuruí (TUC) e aos 40 segundos um degrau de mesma intensidade na potência mecânica de Serra da Mesa (SMA). Além das variáveis normalmente representadas, como potência ativa e susceptância (FIG. 4.20), as potências terminais das duas usinas são mostradas na FIG. 4.19.

A análise das respostas das potências terminais em Serra da Mesa (FIG. 4.19a) e em Tucuruí (FIG. 4.19b) mostra a influência mútua da perturbação mecânica em cada usina. Nota-se que o degrau em Tucuruí é pouco observável na resposta da potência elétrica de saída de Serra da Mesa, ao passo que uma perturbação em Serra da Mesa tem grande influência sobre a potência elétrica de Tucuruí.

A FIG. 4.20a mostra a comparação das respostas do fluxo de potência ativa às perturbações externas para o cenário-base com o  $POD_1$  e com o  $POD_2$ . Apesar das perturbações serem de mesma intensidade, o desvio na potência ativa não possui a mesma intensidade nem o mesmo sentido para cada uma. Esse fato é explicado pela localização oposta das usinas em relação à interligação e pela distribuição do fluxo de potência no sistema, que varia de acordo com as condições operativas. Observa-se claramente que as respostas de  $P_{ij}$  para os dois POD são bastante semelhantes, uma vez que os controladores foram ajustados para terem o mesmo amortecimento neste cenário.



Por outro lado, as respostas das susceptâncias do TCSC para ambos  $POD$  possuem características bem diferentes (FIG. 4.20b). Nos primeiros 40 segundos de simulação, a exemplo do que foi apresentado anteriormente, o sinal de saída do  $POD_2$  possui uma amplitude menor que o sinal do  $POD_1$ . Porém, após a segunda perturbação, observa-se que a amplitude do sinal de saída do  $POD$  proposto passa a ser maior que a do  $POD$  original.

A explicação para esse aumento na amplitude do sinal do  $POD_2$  em resposta à perturbação em Serra da Mesa pode ser feita a partir do diagrama de Bode do canal de perturbação  $G_{12}(s) = B_{ij}(s) / P_{mec}^{SMA}(s)$  (FIG. 4.21). Observe que em alta frequência a magnitude do sinal de saída do  $POD_2$  é significante maior que a do  $POD_1$ . Como o modo de oscilação local de Serra da Mesa possui boa observabilidade na potência da interligação e uma frequência natural amortecida mais alta que a do modo NS, sua contribuição no sinal de saída do  $POD$  proposto é relativamente maior que na do controlador original.

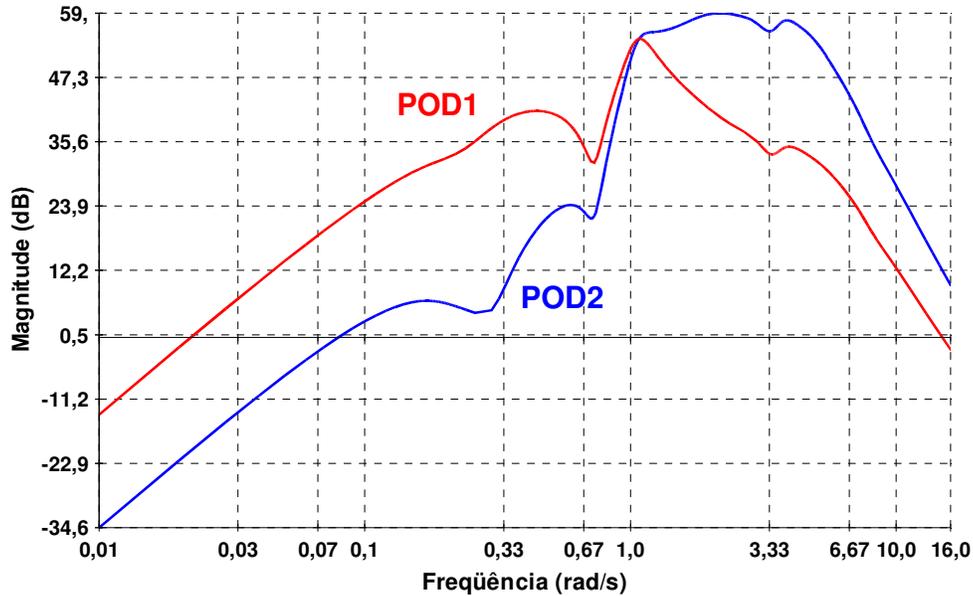


FIG. 4. 21 Diagrama de Bode do canal de perturbação de SMA em malha fechada para  $POD_1$  e  $POD_2$

#### 4.7 PROJETO DE ESTRUTURA DE DOIS CANAIS

A opção do controlador em avanço de fase cumpre satisfatoriamente o objetivo de reduzir transitórios adversos causados por modos de baixa frequência. Entretanto, foi visto que com os benefícios alcançados vieram, também, impactos adversos decorrentes do deslocamento da faixa de frequência de maior atividade dinâmica da função de transferência do controlador.

Claramente, o controlador POD ideal deve contribuir tão pouco quanto possível nas faixas de frequência adjacentes à do modo NS. Além disso, deve fornecer a compensação de fase necessária na frequência do modo, mantendo a robustez para múltiplas condições operativas. Segundo a Teoria de Controle Robusto [PELLANDA, 1993, ZHOU, 1995], um controlador que atenda a todos esses requisitos tende a requerer ordem mais alta que as dos controladores utilizados até então.

Com base nisso, foi estudada uma nova estrutura de maior ordem que aproveitasse as características dos dois controladores estudados anteriormente. O novo controlador seria composto da contribuição conjunta do  $POD_1$  e  $POD_2$ , numa proporção que garantisse parcialmente os benefícios de ambos. Além disso, com a eficácia do filtro *notch* na redução do transitório adverso comprovada em ambos POD, optou-se por inseri-lo no ramo série do controlador:

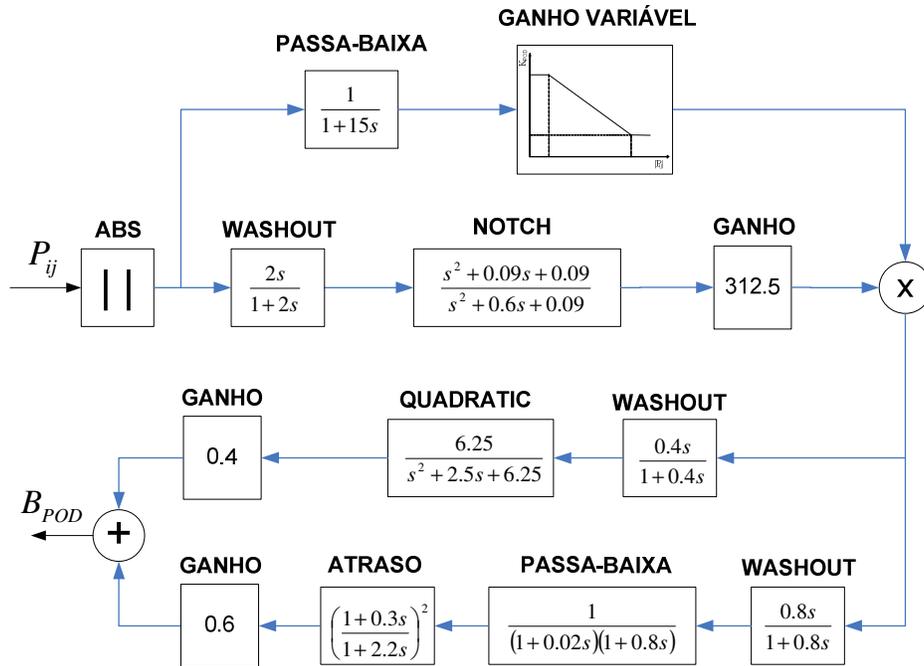


FIG. 4. 22 Estrutura do controlador POD de dois canais

A estrutura do controlador POD de dois canais é de 11ª ordem. Os diagramas de Bode das funções de transferências das opções em atraso (POD<sub>1</sub>), em avanço (POD<sub>2</sub>) e de dois canais (POD<sub>3</sub>) são ilustradas na FIG. 4.23. Na frequência do modo NS, 1,1 rad/s, as três estruturas de POD fornecem aproximadamente o mesmo ganho e compensação de fase. Nas demais faixas de frequência de interesse o POD<sub>3</sub> apresenta ganhos intermediários entre os dois outros projetos. Nota-se, no diagrama de fase, que em baixa frequência o POD<sub>3</sub> tende a seguir a resposta do POD<sub>1</sub>, que possui maior atividade nesta faixa. Não obstante, em frequências maiores que a do modo NS há uma tendência de se aproximar da curva do POD<sub>2</sub>.

A escolha ponderada das contribuições no sinal de saída do POD<sub>3</sub>, com 40% no canal em avanço e 60% no canal em atraso, leva a uma resposta em frequência com um ganho mais uniforme na faixa de frequência do modo NS. Tal característica favorece a robustez deste controlador para múltiplas condições operativas, onde a frequência deste modo pode variar de 1,1 a 1,6 rad/s.

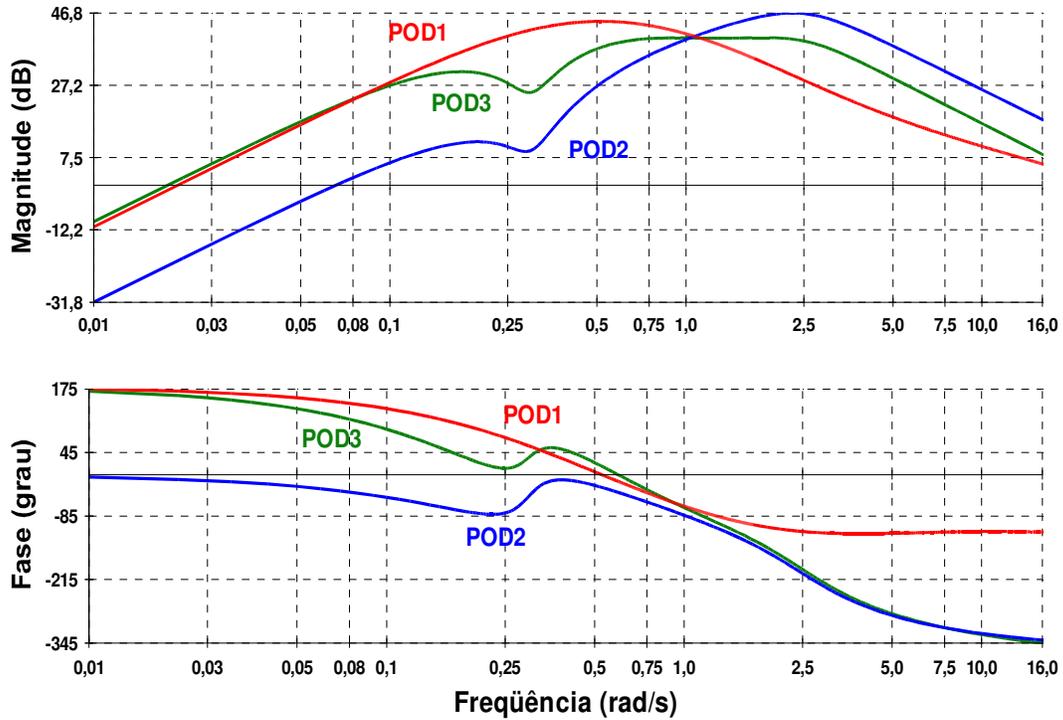


FIG. 4. 23 Diagrama de Bode da FT do POD<sub>1</sub>, POD<sub>2</sub> e POD<sub>3</sub>

Os diagramas de Bode da FTMA para o sistema compensado  $G_{23}(s)POD(s)$  (EQ. 4.5) com cada um dos POD analisados são comparados na FIG. 4.24. O modo NS, pouco amortecido em malha aberta (cenário I), encontra-se no centro da faixa plana de magnitude para o sistema com o POD<sub>3</sub>, confirmando a tendência de compensação uniforme em função da variação da sua frequência. No cenário em questão, a contribuição angular é de 123° em 1,1 rad/s.

Na FIG. 2.25, a análise da resposta em frequência do canal de perturbação em malha fechada mostra a contribuição resultante na faixa de interesse quando o controlador de dois canais é empregado. A nova estrutura de maior ordem reduz a atividade fora da faixa do modo NS, porém a atenuação em baixa frequência (17 dB) é menor do que aquela alcançada para o POD em avanço. Em alta frequência, a magnitude do POD<sub>3</sub> é reduzida em cerca de 11 dB com relação a do POD<sub>2</sub>.

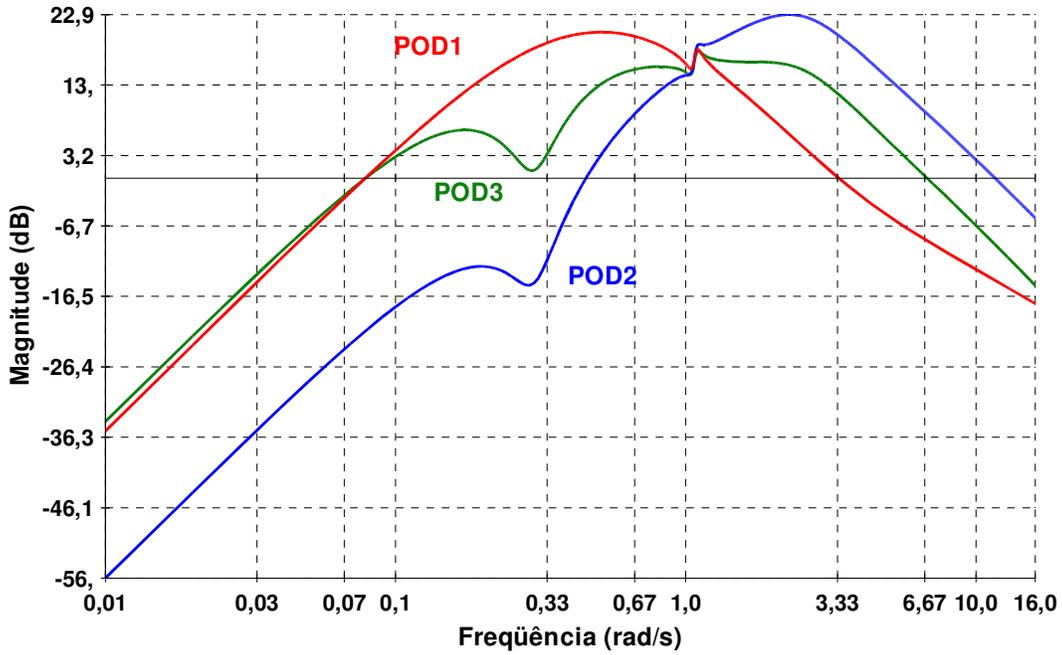


FIG. 4. 24 Diagrama de Bode da FTMA do sistema compensado pelo POD<sub>1</sub>, POD<sub>2</sub> e POD<sub>3</sub>

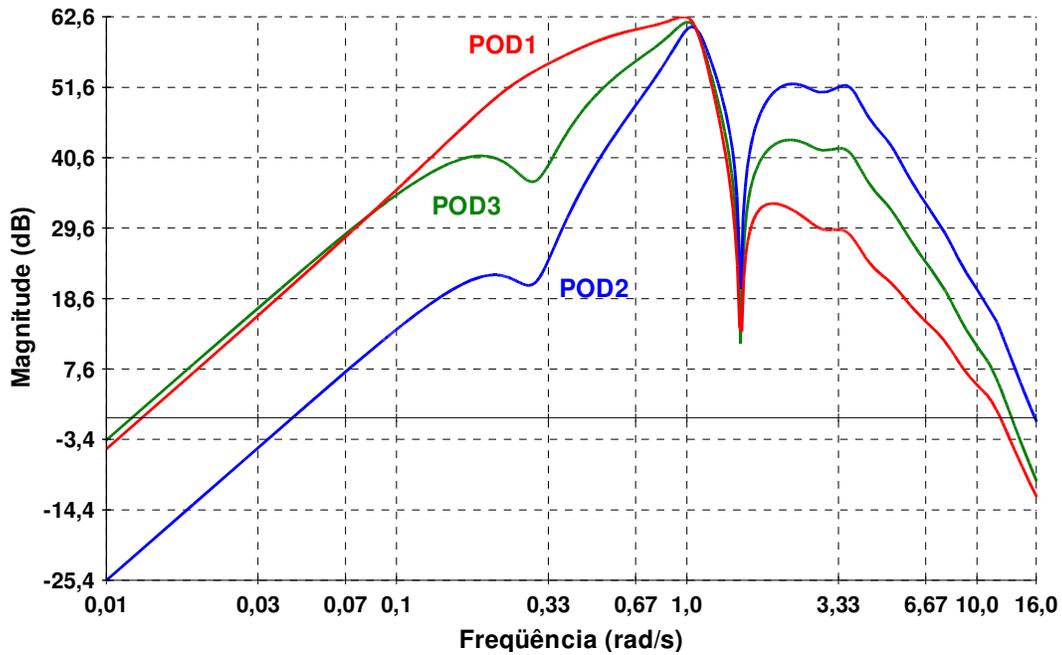


FIG. 4. 25 Diagrama de Bode do canal de perturbação em malha fechada para POD<sub>1</sub>, POD<sub>2</sub> e POD<sub>3</sub>

A estrutura de dois canais foi analisada em todos os 17 cenários da TAB. 3.2. A FIG. 4.26 ilustra a localização dos pólos associados ao modo NS no plano complexo, considerando os cenários com e sem o POD<sub>3</sub> associado ao TCSC de Serra da Mesa. O principal modo responsável pelo transitório adverso, MAS, é representado por um 'x' nos cenários com POD.

Os valores de pico dos sinais de saída do controlador de dois canais e do original foram comparados em cada um dos cenários, considerando uma perturbação de 3% na potência mecânica de Tucuruí. Os resultados, apresentados no diagrama de barras da FIG. 4.27, mostram que houve uma expressiva redução na amplitude dos transitórios em todos os cenários analisados, apesar de ter sido menor que a conseguida com o POD<sub>2</sub> (FIG. 4.17). Nota-se que, diferente do controlador em avanço, o POD de dois canais apresenta uma atenuação uniforme, com uma redução média de quase 50% no sinal de saída.

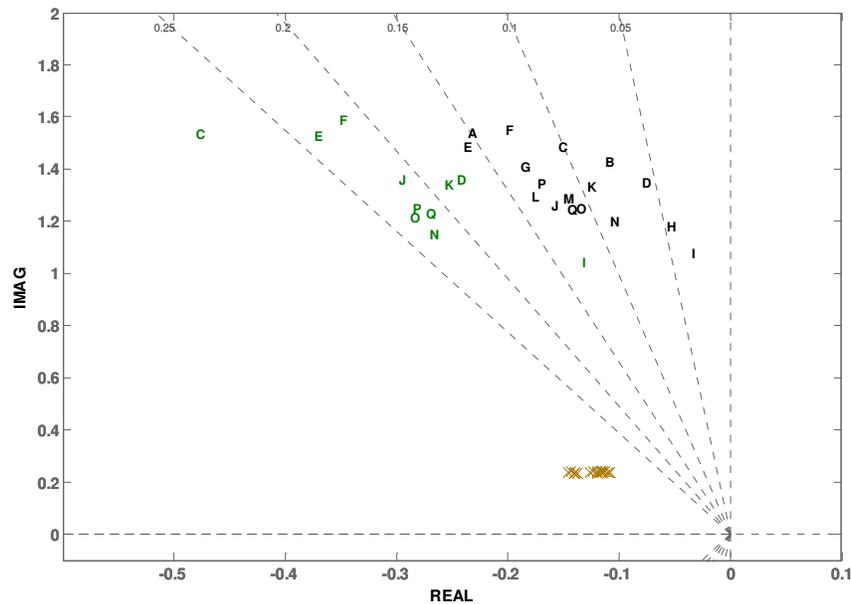


FIG. 4. 26 Localização do MNS no plano complexo para os 17 cenários com e sem o POD<sub>3</sub>

Como esperado, o POD de dois canais manteve o desempenho robusto frente a variação das condições operativas, inclusive com reversão no fluxo na interligação. O efeito da contribuição uniforme do seu ganho na faixa do modo NS é notado pela comparação das FIG. 4.26 e FIG. 4.16, onde o amortecimento excessivo em alguns cenários com o POD<sub>2</sub> (C, E, F) não mais ocorre. Se o cenário C do sistema com o POD<sub>3</sub> fosse escolhido como referência no projeto do controlador, menores valores de amortecimento e de amplitude do transitório poderiam ser obtidos.

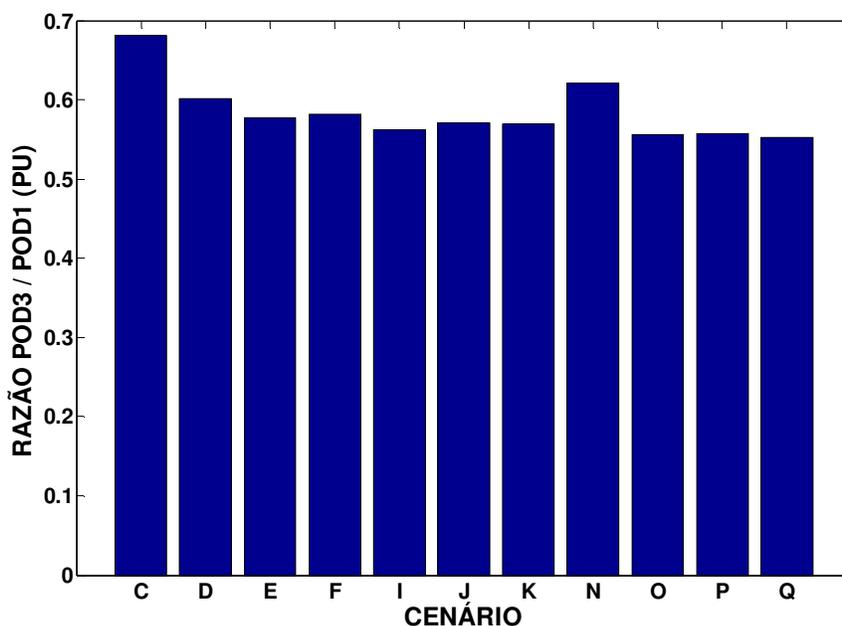


FIG. 4.27 Comparação entre os valores de pico do sinal de saída  $B_{ij}$  do  $POD_3$  e  $POD_1$

A análise da resposta temporal ao degrau para o  $POD_3$  seguiu a mesma metodologia de análises anteriores: perturbações de 0,03 p.u. nas potências mecânicas de Tucuruí e Serra da Mesa, em 3 e 40 segundos, respectivamente. A resposta da susceptância do TCSC,  $B_{ij}$ , à excitação em Tucuruí para o  $POD$  de dois canais mostra-se com aproximadamente metade da amplitude do sinal para a estrutura original, mantendo a tendência de redução do transitório adverso. Por outro lado, a resposta à excitação em Serra da Mesa apresenta uma amplitude semelhante à do sistema com o  $POD$  original, configurando uma melhoria do  $POD$  de dois canais em relação ao controlador em avanço (FIG. 4.28).

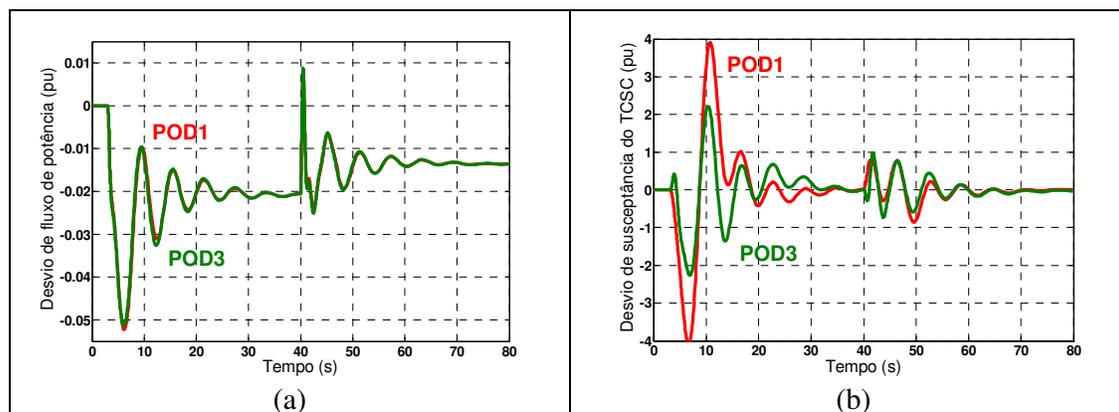


FIG. 4.28 Respostas do (a) fluxo de potência ativa e (b) susceptância do TCSC com  $POD_1$  e  $POD_3$

## 5 TESTES DE DESEMPENHO EM SIMULAÇÕES NÃO-LINEARES

### 5.1 INTRODUÇÃO

No capítulo anterior foram apresentadas análises e simulações lineares para pequenas perturbações no sistema teste. Uma vez que os valores de ganho e fase dos controladores estudados não levam em conta as não-linearidades presentes tanto no sistema como, principalmente, na ação de controle, apenas as simulações não-lineares no tempo permitem uma conclusão mais definitiva sobre a efetividade das novas estruturas.

A análise da estabilidade transitória neste capítulo foi realizada utilizando-se o programa de análise de transitórios eletromecânicos, Anatem [CEPEL, 1997b]. Comparações do comportamento dinâmico do sistema para o POD em atraso, POD em avanço e POD de dois canais são apresentadas para diversos sistemas e cenários que reproduzem uma condição de baixo amortecimento ou instabilidade do modo NS.

Ao longo do capítulo são apresentadas algumas características do POD original associado ao TCSC de Serra da Mesa. Além das novas estruturas, é proposta uma melhoria de controle com aplicação para todos os controladores analisados.

### 5.2 ANÁLISE NO MODELO EQUIVALENTE DA INTERLIGAÇÃO

Inicialmente, as simulações foram realizadas sobre um modelo equivalente da interligação, utilizado em estudos para facilitar os ajustes de frequência e amortecimento do sistema, a equalização dos parâmetros dos controladores estudados e agilizar o processamento das várias situações analisadas. O modelo ‘máquina-barra infinita’ aqui utilizado consiste em uma linha com TCSC interligando um gerador de 1275 MVA a uma barra infinita com carga inicial de 560 MW (FIG. 5.1).

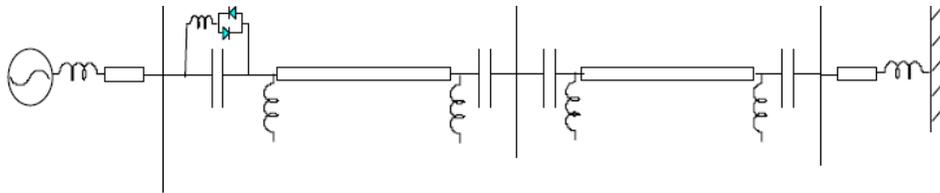


FIG. 5. 1 Diagrama unifilar do modelo equivalente da Interligação com TCSC

A capacidade nominal do TCSC empregado é a mesma do equipamento no sistema real, 108 MVAR, sua faixa de operação capacitiva variando de  $-13,3 \Omega$  a  $-39,9 \Omega$  e a reatância de referência igual a  $-15,9 \Omega$ . As estruturas do POD em atraso (POD<sub>1</sub>), em avanço (POD<sub>2</sub>) e de dois canais (POD<sub>3</sub>) tiveram seus ganhos ajustados de tal forma que o amortecimento do sistema com TCSC fosse o mesmo para os três controladores.

Com o intuito de avaliar puramente o desempenho do TCSC, todos os controles do sistema, regulador de velocidade, estabilizador (PSS) e regulador automático de tensão foram desligados. O modo de oscilação eletromecânica deste sistema foi ajustado para ter uma frequência de oscilação aproximadamente igual a do modo NS do sistema completo.

A perturbação aplicada neste modelo foi a remoção intempestiva de um grande bloco de carga de 225 MW na barra infinita. A FIG. 5.2 e FIG. 5.3 comparam as respostas do fluxo de potência ativa na linha e da reatância equivalente do TCSC dos controladores POD estudados.

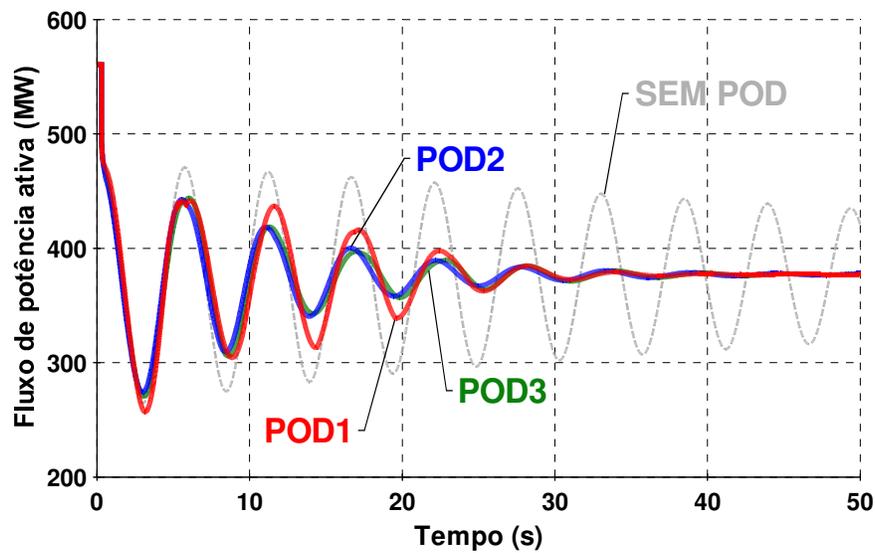


FIG. 5.2 Comparação dos fluxos de potência ativa no modelo equivalente

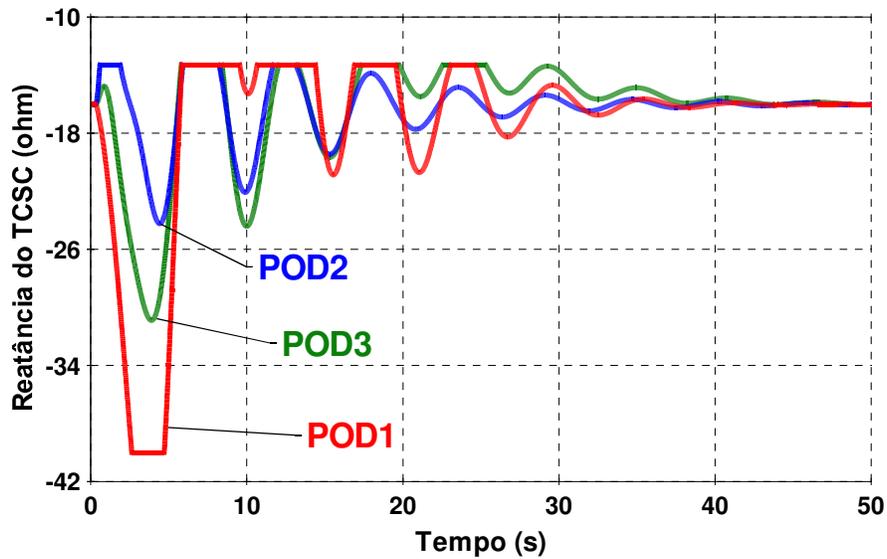


FIG. 5. 3 Comparação das reatâncias equivalentes do TCSC no modelo equivalente

As respostas dos fluxos de potência confirmam que o amortecimento do modo de oscilação crítico desse sistema é aproximadamente o mesmo nos três casos com POD. Na ausência de controlador, o sistema é marginalmente estável, caracterizando uma boa condição para análise comparativa das estruturas.

Apesar de serem efetivos no amortecimento das oscilações de potência, os controladores apresentam comportamentos diferentes quanto à saturação do equipamento. Nota-se que o POD<sub>1</sub> satura nos limites inferior e superior, enquanto o POD<sub>2</sub> permanece saturado apenas no limite superior e por um curto período de tempo. Já o POD<sub>3</sub>, permanece limitado no nível superior pelo mesmo número de semiciclos do POD<sub>1</sub>. A FIG. 5.4 ilustra o sinal de saída dos POD antes dos limitadores.

Nesta figura, nota-se claramente o esforço de controle de cada POD analisado para se obter o mesmo amortecimento no sistema. O sinal do POD<sub>1</sub> apresenta longas excursões do sinal, favorecendo a saturação por um período de tempo maior. Por outro lado, o POD<sub>2</sub> produz um sinal de pequena amplitude e reduzida componente contínua, de maneira que a oscilação fica centrada em torno da reatância de referência. O sinal do POD<sub>3</sub> também apresenta uma pequena amplitude, porém ganha uma componente contínua a partir de 15 segundos de simulação que resulta em maior saturação no seu limite superior.

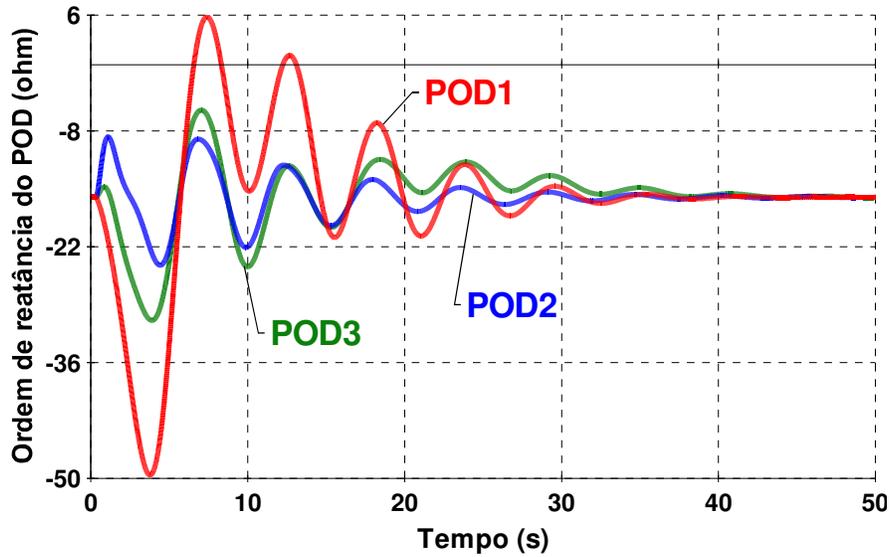


FIG. 5. 4 Comparação das ordens de reatância do POD no modelo equivalente

As comparações apresentadas nas figuras anteriores são apenas para as estruturas lineares de cada POD, não contemplando as não-linearidades de outros controles, como limitadores dinâmicos, e modos de operação, como o TSR. Conforme explicado no capítulo 3, o POD original possui limitadores dinâmicos na sua estrutura, o AWC, cuja finalidade é reduzir o tempo de saturação do TCSC. A FIG. 5.5 compara o POD original com e sem o controle AWC.

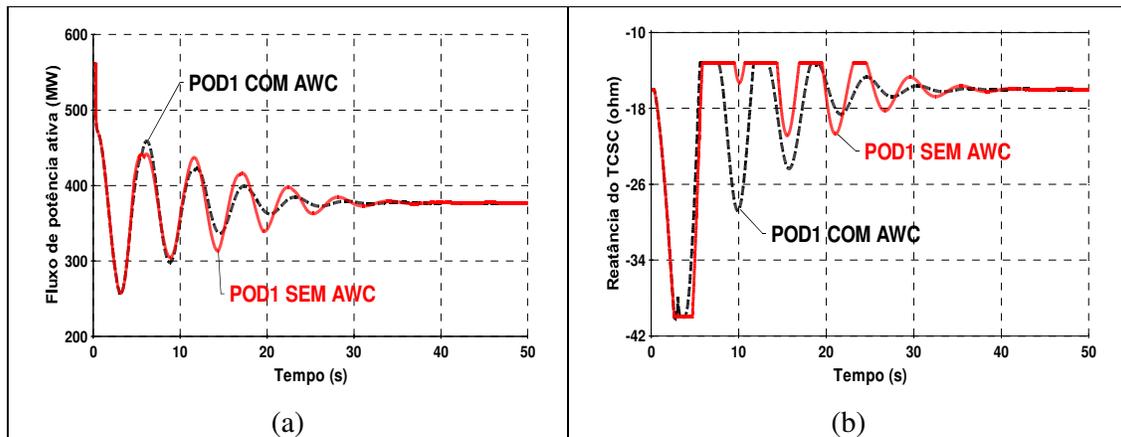


FIG. 5. 5 Comparação da estrutura do POD<sub>1</sub> (a) com e (b) sem o limitador AWC no modelo equivalente

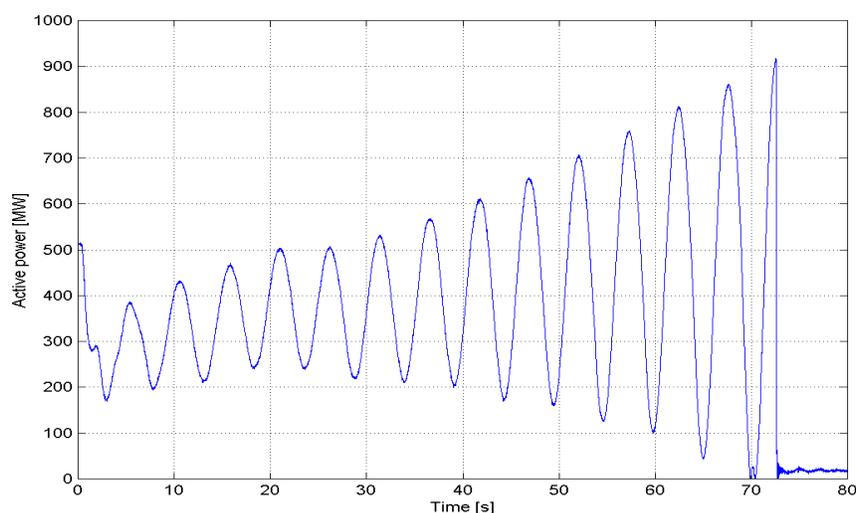
Na configuração real essa funcionalidade é temporizada, pois foi demonstrado que em algumas situações a função de amortecimento é prejudicada [FURNAS, 2000a]. Para o

problema de controle tratado nesse estudo, serão consideradas apenas as estruturas lineares sem os limitadores dinâmicos.

### 5.3 ANÁLISE NO MODELO DO SIN

Durante o comissionamento do TCSC instalado em Serra da Mesa foram conduzidos inúmeros testes, dentre os quais a rejeição de uma máquina síncrona da UHE Tucuruí. Este ensaio se mostrou o mais adequado, pois a oscilação de potência ativa na interligação se apresentava bastante visível sem, em princípio, representar risco para estabilidade do sistema [FURNAS, 2000a].

No entanto, durante um ensaio de rejeição de um gerador de Tucuruí gerando 300 MW, estando os POD dos dois TCSC da interligação desativados, não se anteviu que o sistema apresentaria amortecimento negativo. A perturbação levou a potência da interligação a uma oscilação instável, só eliminada pela abertura da interligação por atuação da proteção de perda de sincronismo [FURNAS, 2000b, GAMA, 2000]. A FIG. 5.6 mostra o registro de campo desta ocorrência real.



**FIG. 5. 6 Registro de campo de oscilação instável de potência na Interligação NS**

Como os estudos do planejamento da operação utilizaram cenários com amortecimento positivo, após esta ocorrência foi feito um ajuste nos modelos do SIN de modo a representar um efeito equivalente ao observado em campo [LUZ, 2001]. A simulação da rejeição de uma máquina de 300 MW de Tucuruí, considerando o amortecimento negativo, foi então tomada

como perturbação padrão para análise da ação de controle dos POD, representando uma condição de contingência crítica do sistema real para análise do desempenho dos controladores.

As FIG. 5.7, FIG. 5.8 e FIG. 5.9, apresentadas a seguir, ilustram as simulações não-lineares desta ocorrência nas respostas da oscilação de potência ativa e da reatância de saída do TCSC para cada um dos controladores. São mostrados também a oscilação da potência na interligação para o caso sem POD e a ordem de reatância dos POD antes dos limites do TCSC.

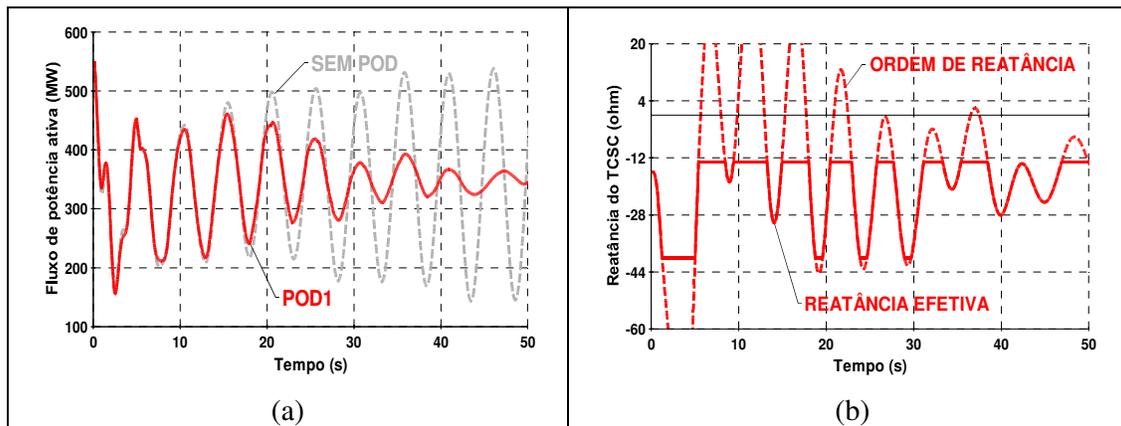


FIG. 5. 7 Fluxo de potência ativa (a) e sinais de reatância do POD<sub>1</sub> (b) no modelo do SIN

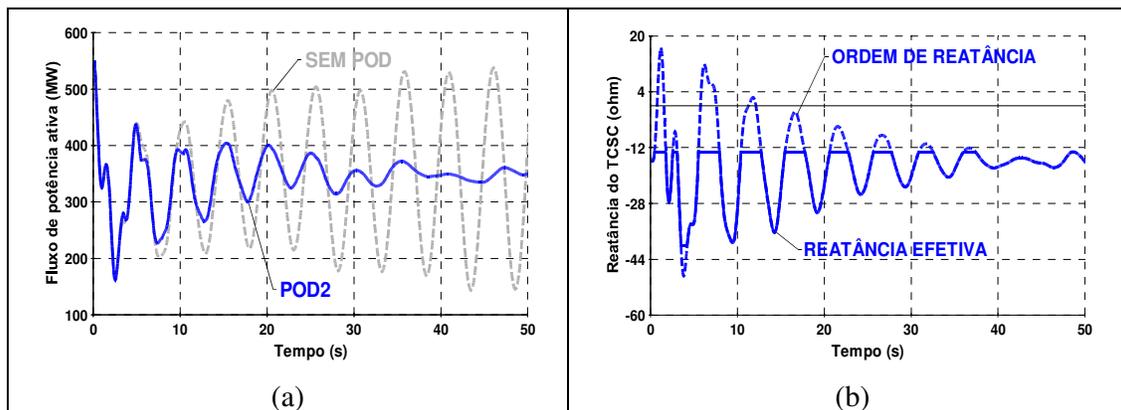


FIG. 5. 8 Fluxo de potência ativa (a) e sinais de reatância do POD<sub>2</sub> (b) no modelo do SIN

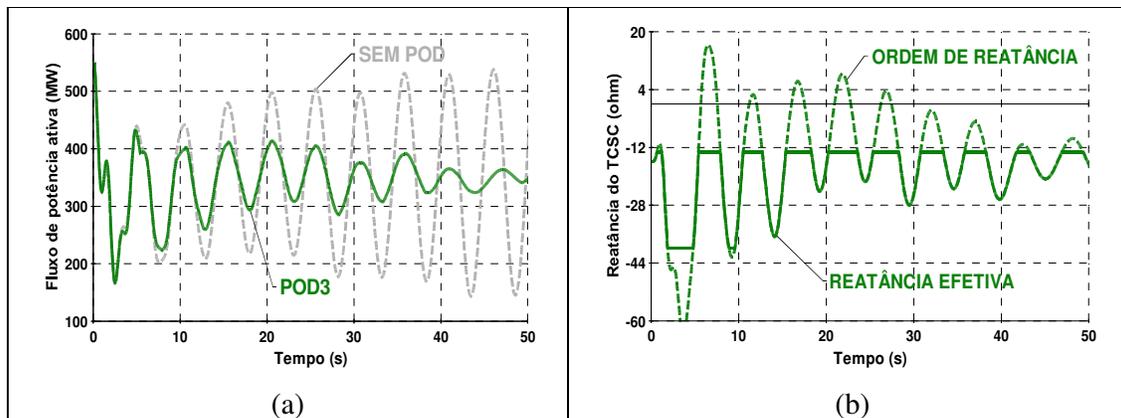


FIG. 5. 9 Fluxo de potência ativa (a) e sinais de reatância do POD<sub>3</sub> (b) no modelo do SIN

Como pode ser observado, a ordem de reatância do POD<sub>1</sub> apresenta uma amplitude elevada e um valor médio maior que o limite superior, saturando o TCSC por vários semiciclos de oscilação e prejudicando o amortecimento do sistema. No caso do POD<sub>2</sub>, seu sinal de saída apresenta menores picos e um valor médio aproximadamente nulo, atuando por maior tempo na faixa dinâmica do TCSC, o que resulta em um amortecimento mais efetivo. Apesar do seu sinal possuir amplitude reduzida, o POD<sub>3</sub> apresenta um amortecimento marginalmente melhor que o original, pois a presença da componente contínua na ordem de reatância satura o TCSC durante vários semiciclos.

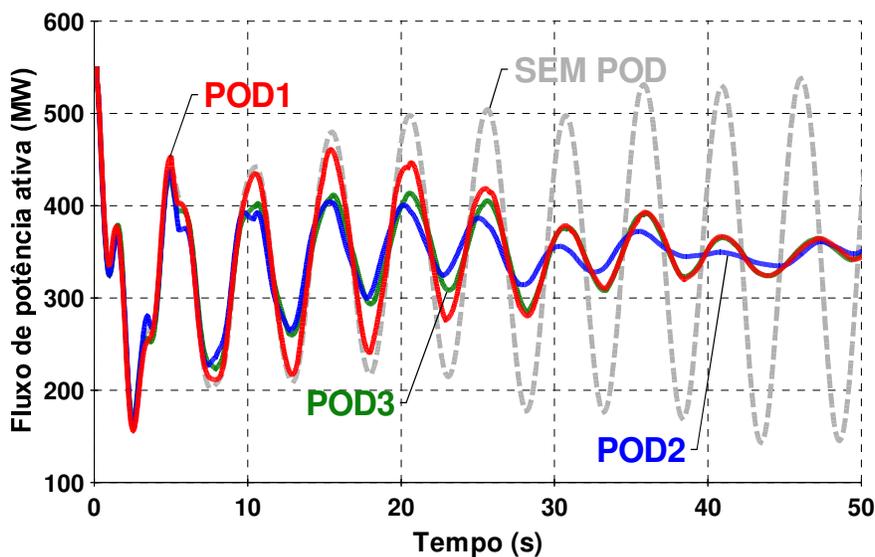


FIG. 5. 10 Comparação dos fluxos de potência ativa dos POD no modelo do SIN

As FIG. 5.10, FIG. 5.11 e FIG. 5.12 comparam as respostas da potência ativa na interligação, ordem de reatância do POD e reatância efetiva do TCSC para as três estruturas

analisadas. O amortecimento do POD em avanço se mostra superior aos demais e o seu sinal estabilizador é o de menor amplitude, caracterizando um menor esforço de controle na sua atuação. Essas comparações se mostram coerentes com as que foram apresentadas na análise linear do capítulo anterior.

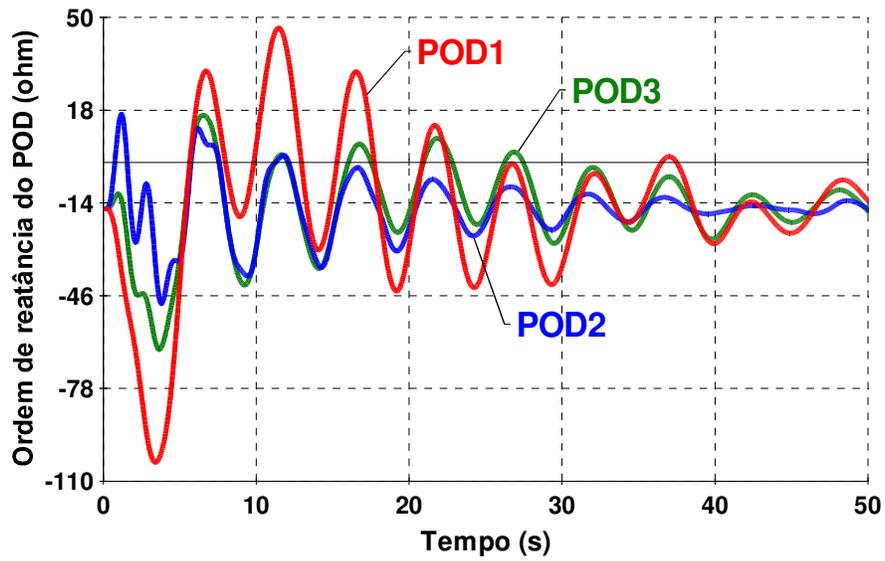


FIG. 5. 11 Comparação das ordens de reatância do POD no modelo do SIN

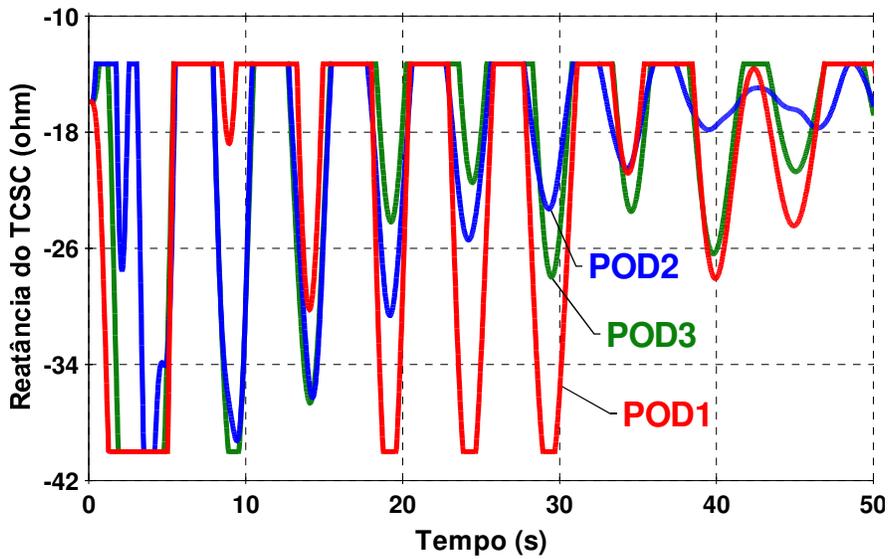


FIG. 5. 12 Comparação das reatâncias equivalentes do TCSC no modelo do SIN

## 5.4 SIMULAÇÃO COM O MODO TSR ATIVO

Como foi explicado na seção 3.5.2, a condução plena do reator do TCSC por um curto período de tempo, em face de grandes perturbações, pode contribuir para garantir um maior poder de amortecimento ao POD, explorando temporariamente toda a capacidade do circuito principal do TCSC. O modo TSR consiste no controle do disjuntor de *bypass* da válvula de tiristores, aumentando virtualmente a faixa dinâmica de controle da reatância.

Para o caso analisado, considerou-se o modo TSR ativo no TCSC para cada um dos controladores. A sua atuação pode ser observada na reatância de saída do TCSC (FIG. 5.14), quando o valor da reatância alcança  $2,5 \Omega$  indutivos nos instantes iniciais da simulação. Observa-se que o comando de *bypass* ocorre quando a ordem de reatância do POD (FIG. 5.15) torna-se maior que  $2,5 \Omega$ , que corresponde ao reator em condução plena. Na potência ativa (FIG. 5.13) ocorrem alguns recortes na oscilação devido ao chaveamento do reator no modo TSR.

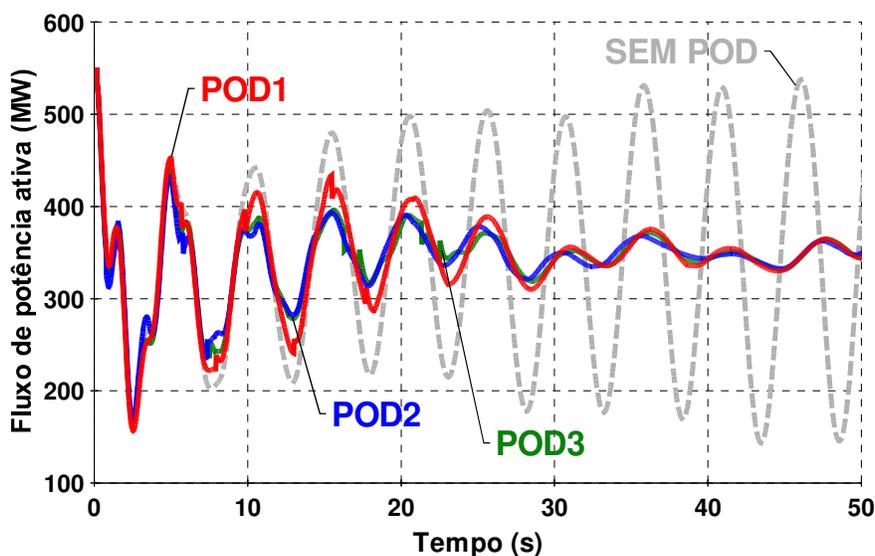


FIG. 5. 13 Comparação dos fluxos de potência ativa para o TCSC com modo TSR no SIN

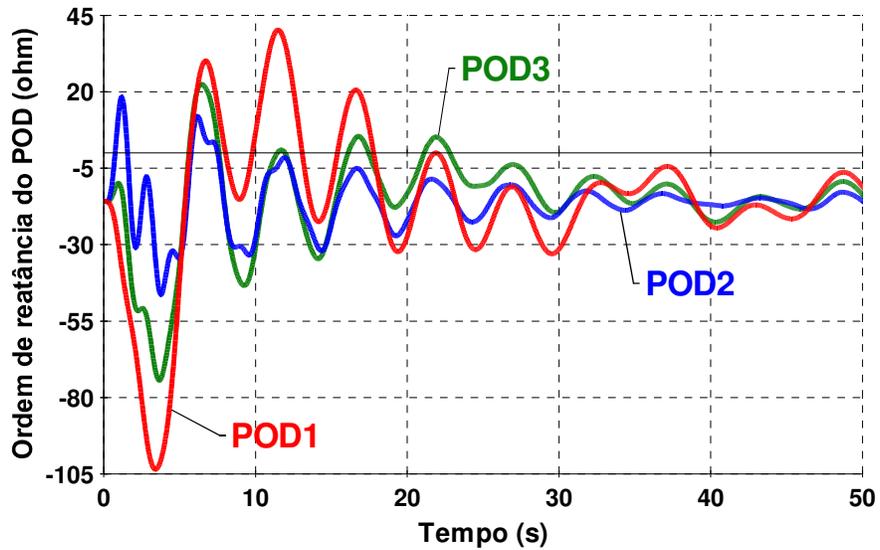


FIG. 5. 14 Comparação das ordens de reatância do POD para o TCSC com modo TSR no SIN

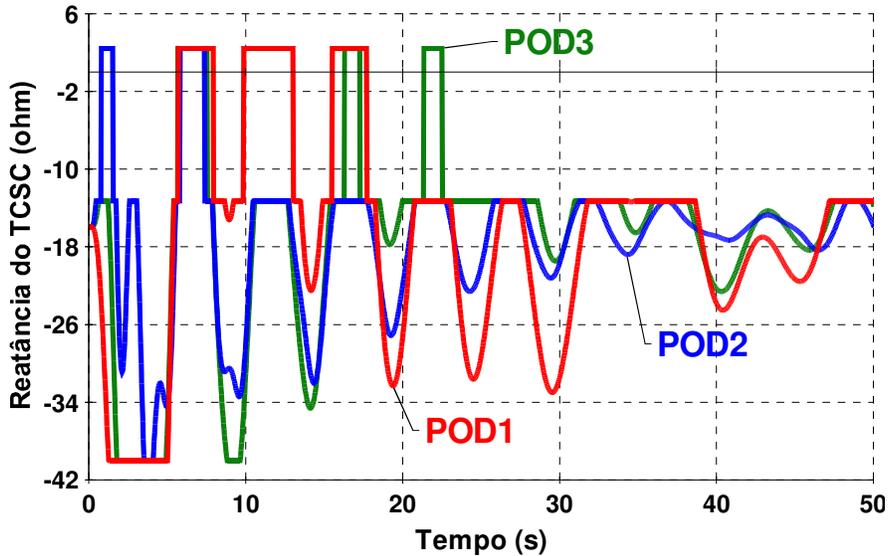


FIG. 5. 15 Comparação das reatâncias do TCSC com o modo TSR no SIN

Como esperado, a condução plena do reator ocorre por um período de tempo menor nos POD em avanço e de dois canais do que no original. A amplitude relativamente alta do sinal do  $POD_1$  e sua componente contínua inerente implicam na utilização mais intensa do modo TSR do que para os outros controladores. Além de causar maior estresse no equipamento, a utilização freqüente do modo TSR pode desperdiçar a capacidade de sobrecarga do TCSC quando for realmente necessária [LARSEN, 1994].

## 5.5 ANÁLISE DA PERTURBAÇÃO EM SERRA DA MESA

No cenário analisado, a UHE Serra da Mesa possui uma unidade gerando 200 MW no momento da ocorrência em Tucuruí. Aproveitando a condição de amortecimento negativo deste modelo, substituiu-se a perturbação em Tucuruí pela rejeição do gerador de Serra da Mesa, com a finalidade de avaliar o desempenho dos novos controladores tal qual simulado na análise linear. As FIG. 5.16 e FIG. 5.17 mostram as respostas da potência ativa e da reatância equivalente do TCSC.

As três estruturas apresentam desempenhos semelhantes, com amortecimento e amplitude do sinal de saída equivalentes. Nota-se também que a amplitude de oscilação da potência e da reatância do TCSC são significativamente menores que as analisadas na rejeição do gerador de 300 MW de Tucuruí, pouco saturando o equipamento e dispensando o uso do modo TSR. Esta perturbação configura uma condição menos desfavorável que as estudadas até este momento, necessitando de mais testes de maior severidade em estudos posteriores.

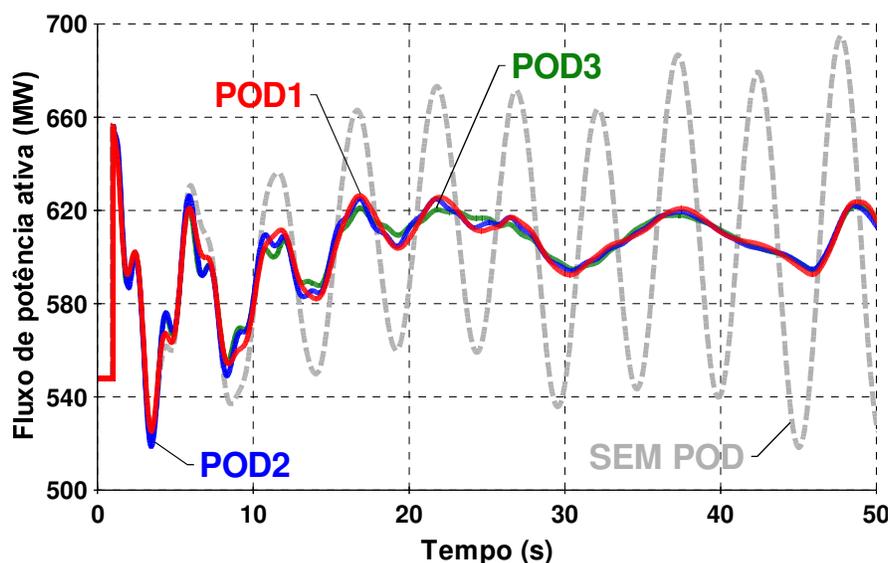


FIG. 5. 16 Comparação dos fluxos de potência ativa para rejeição em Serra da Mesa

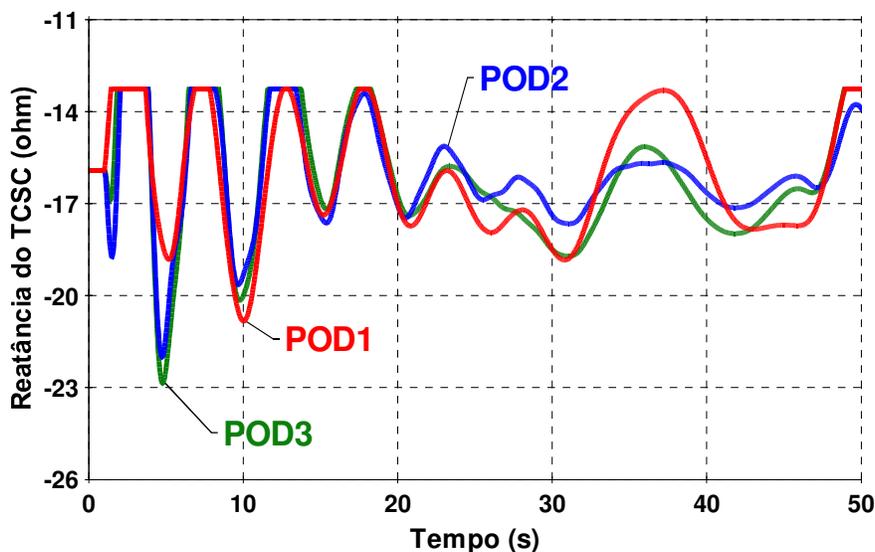


FIG. 5. 17 Comparação das reatâncias do TCSC para rejeição em Serra da Mesa

## 5.6 CONTROLE DA REATÂNCIA DE REFERÊNCIA

Em função da necessidade de compensação na Interligação Norte-Sul, a reatância do TCSC em regime permanente é mantida em  $-15,9 \Omega$ , o que corresponde à 6% da reatância total da linha. Na configuração atual, a reatância de referência do TCSC permanece constante mesmo durante a atuação do POD.

Como foi visto na seção 3.5.2, a reatância em regime corresponde a 1,2 p.u. da reatância física do capacitor série. Por outro lado, a reatância equivalente do TCSC pode ser continuamente controlada na faixa de 1 a 3 p.u. Em função da assimetria da reatância de referência em relação aos limites da faixa de controlabilidade do equipamento, a ação de controle tende a ser prejudicada pela saturação no limite superior.

Visando disponibilizar a mesma margem de controle em cada sentido da variação da reatância do TCSC, propôs-se a variação temporária da reatância de referência para um valor equidistante dos limites. A FIG. 5.18 mostra um sistema de controle do TCSC simplificado com a nova malha de controle da reatância de referência.

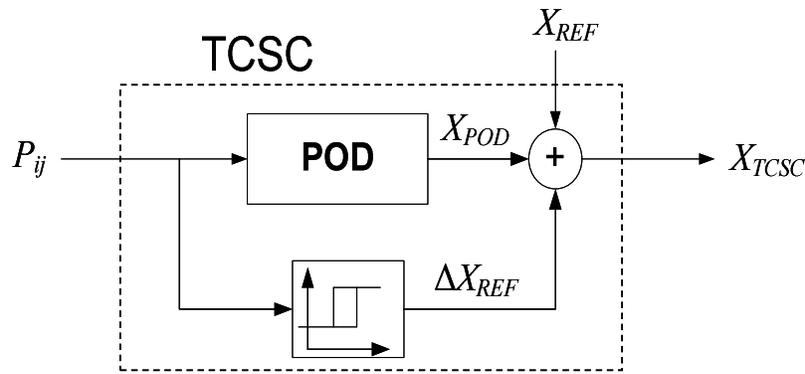


FIG. 5. 18 Diagrama simplificado da malha de controle da reatância de referência

Durante uma perturbação que necessite a atuação do POD, a reatância de referência é instantaneamente deslocada para  $-26,6 \Omega$ , o valor médio dos limites. Ao final do amortecimento das oscilações, a reatância de referência retorna em uma rampa para seu valor de regime. O funcionamento deste controle pode ser observado na FIG. 5.19, que apresenta a potência ativa na linha e a reatância do TCSC juntamente com a reatância de referência para perturbação no modelo equivalente. Repare que tanto a variação em degrau no início quanto em rampa no fim não causam perturbação significativa na potência ativa.

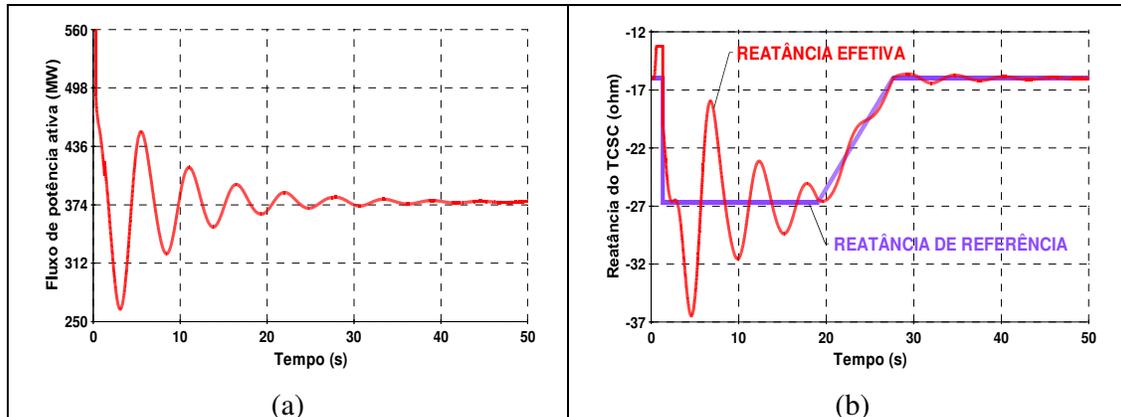


FIG. 5. 19 (a) Fluxo de potência ativa e (b) reatâncias do TCSC com controle da referência

Esta nova malha de controle foi aplicada ao TCSC e testada na simulação da rejeição de uma máquina de Tucuruí. As próximas figuras apresentam uma comparação das três estruturas de controladores analisadas, quando é empregada a variação controlada da reatância de referência do TCSC.

Ao se observar as respostas de potência ativa dos três POD (FIG. 5.20), verifica-se que houve uma melhora expressiva no amortecimento das oscilações com o emprego desta nova

malha de controle. No caso das novas estruturas, o amortecimento foi ainda maior devido à menor amplitude dos sinais estabilizadores dos controladores, que permaneceram por maior tempo dentro da faixa dinâmica de controle da reatância (FIG. 5.21 e FIG. 5.22).

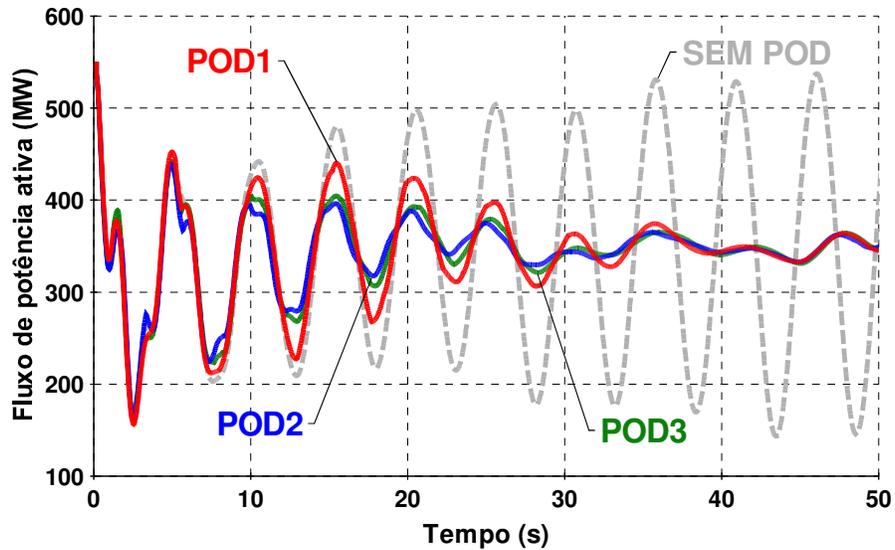


FIG. 5. 20 Comparação dos fluxos de potência ativa para o TCSC com controle da referência no SIN

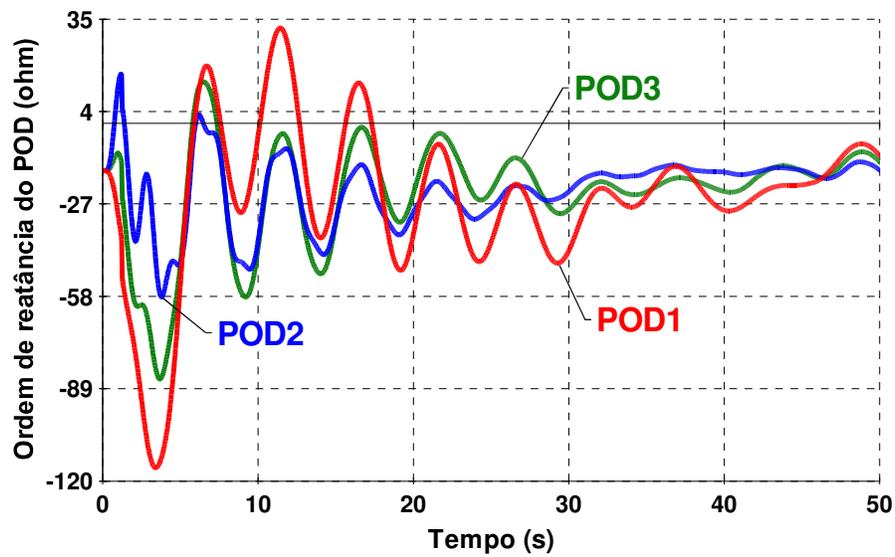


FIG. 5. 21 Comparação das ordens de reatância do POD com controle de referência no SIN

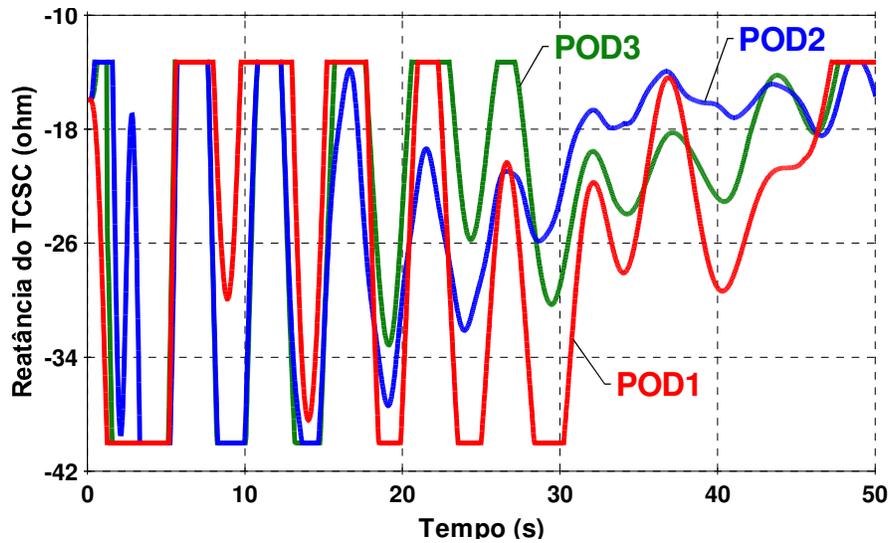


FIG. 5. 22 Comparação das reatâncias do TCSC com controle de referência no SIN

Na FIG. 5.10 do TCSC apenas com as estruturas lineares, o desempenho do POD<sub>3</sub> se apresentou marginalmente melhor que o do POD<sub>1</sub>. A justificativa foi a presença de uma componente contínua de pequena amplitude, cujo sentido de atuação saturava o TCSC no seu limite superior. Quando o controle da reatância de referência é utilizado, nota-se claramente que o desempenho do POD<sub>3</sub> torna-se equivalente ao do POD<sub>2</sub>, pois a pequena componente contínua não é mais capaz de levar o sinal além do limite do equipamento.

## 6 CONCLUSÃO

O problema de estabilizar um modo de oscilação interárea, utilizando-se modelo detalhado do sistema elétrico de potência e de ordem elevada, considerando robustez a perturbações externas e múltiplos pontos de operação, foi abordado neste trabalho. Os controladores propostos, baseados inteiramente em técnicas lineares clássicas, foram projetados de maneira a considerar também as não-linearidades presentes tanto no sistema como na ação de controle do equipamento real.

Um sistema elétrico de potência possui uma vasta gama de equipamentos e dispositivos que contribuem para o seu desempenho dinâmico. Cada um deles possui diferentes características e têm como objetivo manter certas variáveis dentro de limites aceitáveis para atender determinados requisitos operacionais. Assim, praticamente todo elemento do sistema tem um efeito na sua estabilidade, de tal forma que a resposta a uma perturbação externa constitui um conjunto de contribuições relativas a cada componente dinâmico do sistema.

A linearização de modelos e a utilização de ferramentas lineares na análise e controle do amortecimento de oscilações eletromecânicas são, portanto, de grande importância no estudo de estabilidade de sistemas elétricos de potência. Apesar das pequenas perturbações não representarem o mesmo risco de saturação, a análise linear se constitui em ferramenta valiosa para entendimento e investigação de tendências de comportamento dinâmico frente a grandes perturbações.

No estudo da estabilização do modo NS, a análise das respostas no domínio modal, temporal e da frequência ofereceu indícios precisos para determinação de estratégias de controle para redução das contribuições adversas. No caso dos TCSC, grandes excursões do sinal de saída do POD poderiam saturar o equipamento prejudicando sua função de amortecimento. Nesse sentido, desenvolveu-se uma nova estrutura com função de transferência baseada em avanço de fase que rejeitasse os modos responsáveis pelo transitório indesejado na resposta do canal de perturbação.

Os resultados obtidos nos modelos lineares mostram que a escolha da estrutura de controlador em avanço de fase atingiu seu objetivo no que tange à robustez para um conjunto de cenários operativos analisados, garantindo um fator de amortecimento mínimo para o modo NS de 12%, referente ao cenário base. Além disso, o sinal estabilizador do POD em

avanço apresentou transitórios de menor amplitude para uma excitação na potência mecânica da UHE Tucuruí em todos os cenários observados, alcançando reduções que variaram de 40% a 80%, mostrando claramente as vantagens em potencial dessa nova estrutura sobre a original, que possui uma função de transferência em atraso de fase.

No entanto, o emprego do POD proposto levantou uma nova questão: a redução da atividade em baixa frequência veio acompanhada de um aumento na faixa de frequência mais alta. Quando impactado pela perturbação de uma planta eletricamente próxima, UHE Serra da Mesa, o sinal de saída do POD apresentou alta observabilidade do modo local, que possui uma frequência mais elevada que a do modo NS, refletindo numa maior amplitude do transitório em relação ao sinal do controlador original.

Com base nisso, foi proposta uma nova estrutura de maior ordem que aproveitasse as características dos controladores em atraso e em avanço de fase. O controlador de dois canais foi projetado de forma que as estruturas dos dois POD oferecessem uma contribuição conjunta ao sinal estabilizador, em proporção que garantisse parcialmente os benefícios de ambos. Com uma faixa da frequência de interesse mais central em relação ao modo NS, a resposta do canal de perturbação a excitação das plantas eletricamente próxima e distante se mostrou como a melhor solução, garantido o amortecimento das oscilações de potência e uma redução uniforme na amplitude dos sinais em todos os cenários contemplados no estudo.

As simulações não-lineares permitiram a comparação do comportamento dinâmico das estruturas propostas e da estrutura linear do POD original frente a grandes distúrbios no sistema. Em todos os casos analisados, com modelo equivalente ou completo, com ou sem o modo TSR ativo, perturbação em Serra da Mesa ou Tucuruí, os controladores em avanço e de dois canais apresentaram desempenho igual ou superior ao verificado com o POD original, garantindo maior amortecimento das oscilações de potência e um tempo menor de saturação, como fora previsto nas simulações lineares.

A proposição de uma malha de controle adicional para variação da reatância de referência do TCSC constituiu uma contribuição desta dissertação. Conceitualmente simples, a introdução deste controle se mostrou altamente efetiva para o amortecimento das oscilações de potência em todas as estruturas analisadas. No entanto, as estruturas propostas foram mais favorecidas por essa estratégia, uma vez que seus sinais de menor amplitude permaneceram por maior período de tempo na faixa de controle dinâmico da reatância.

É conveniente ressaltar que neste trabalho a intenção do autor se restringiu à exploração de novas possibilidades de síntese de sinais estabilizadores do POD para o amortecimento de

oscilações interárea. Para isto, o estudo se baseou em número limitado de simulações que não garantem a superioridade da estratégia proposta sobre as implementações existentes. Análises mais conclusivas devem ser conduzidas em trabalhos futuros, com modelos mais completos e atualizados do sistema, e por grupos de estudo coordenados por órgão competente, a fim de indicar a viabilidade técnica e econômica do uso destas novas estruturas de controlador POD, ampliando assim o leque de alternativas práticas a serem consideradas em futuras instalações de TCSC destinadas ao amortecimento de oscilações interárea.

Novas linhas de pesquisa são sugeridas em continuação ao desenvolvimento deste estudo:

- Análise quantitativa do esforço de controle do TCSC com as novas estruturas de POD, considerando o cálculo da energia dissipada, o estresse do banco de capacitores, redução da capacidade de sobrecarga, e outros parâmetros de desempenho;
- Investigação de novas estruturas, contemplando controladores de dois canais com um filtro *notch* por canal sintonizado na frequência de rejeição do modo de maior contribuição adversa de cada canal;
- Estudo das estruturas propostas no modelo atualizado do sistema, considerando outros canais de perturbação, a existência de dois circuitos na Interligação Norte-Sul e a interação com controladores com diferentes filosofias de controle;
- Investigação de uma abordagem de ajuste coordenado e com escalonamento dos ganhos dos controladores, a fim de obter um melhor desempenho e garantir maior robustez do sistema em relação à variação da potência transferida entre os subsistemas.

## 7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ARCIDIACONO, V., FERRARI, E., MARCONATO, R., DOS GHALI, J. e GRANDEZ, D., **Evaluation and Improvement of Electromechanical Oscillation Damping by Means of Eigenvalue – Eigenvector Analysis. Practical Results in the Central Peru Power System.** *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, PAS-99, pp. 769-778, 1980.
- BARBOSA, A.D.A. **Utilização de Ferramentas Lineares na Análise e Controle do Amortecimento de Oscilações Eletromecânicas em Sistemas de Grande Porte.** Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Março 1999.
- BRAUN, K., KRUMMHOLZ, A., RETZMANN, D. ROHR, D., THUMM, G. **The Worldwide Biggest FACTS Project with Series Compensation – The Purnea and Gorakhpur TCSC/FSC in Índia.** *Electra – CIGRÉ*, nº 229, December 2006.
- CAMPAGNOLO, J.M., MARTINS, N. and FALCÃO, D.M., **Refactored Bi-Iteration: A High Performance Eigensolution Method for Large Pwer System Matrices.** In: *IEEE Summer Meeting*, paper 95 SM 509-0 PWRS, Portland, Oregon, July 1995.
- CEPEL, **PacDyn – Manual do Usuário**, Rio de Janeiro, Brasil, 1997a.
- CEPEL, **ANATEM – Manual do Usuário**, Rio de Janeiro, Brasil, 1997b.
- CIGRÉ TASK FORCE 38.02.16. **Impact of Interactions Among Power System Controls.** Paris, CIGRÉ Technical Brochure, May 2000.
- ELETROBRÁS, **Estudos de Otimização do Desempenho dos Controladores.** In: Força Tarefa da Interligação Norte-Sul para Estudos Pré-Operacionais de Regime Permanente e de Regime Dinâmico – FTNSPRE/R, Rio de Janeiro, Brasil, 1998.
- EXÉRCITO BRASILEIRO. Bibliex. **Energia Elétrica no Brasil.** Rio de Janeiro : BIBLIEX, 1977.
- FILHO, W. C. L., PELLANDA, P. C., MEDEIROS, F. E. L., **Analysis and Synthesis by Genetic Algorithms of the Attitude Control System of the Brazilian Satellite Launcher**, Proceedings of the 6th International ESA Conference on Guidance, Navigation and Control Systems, European Space Agency, Loutraki, Greece, 2005
- FURNAS, **Validação da Modelagem da Compensação Série Controlada a Tiristor da Interligação Norte-Sul no Programa de Estudos Dinâmicos – Anatem**, NOTA TÉCNICA DEEO.O 02/2000, Furnas Centrais Elétricas S.A., 2000a.
- FURNAS, **Análise do Desempenho Dinâmico da Compensação Série Controlada a Tiristor da Interligação Norte-Sul com o Sistema Elétricos Brasileiro Completo no**

- Programa Anatem**, NOTA TÉCNICA DEEO.O 03/2000, Furnas Centrais Elétricas S.A., 2000b.
- FURNAS, **Análise do Desempenho do TCSC de Furnas Considerando a Entrada em Operação da Interligação Norte-Sul**, NOTA TÉCNICA DEEO.O 01/2003, Furnas Centrais Elétricas S.A., 2003a.
- FURNAS, **Ajuste dos Parâmetros do Tesc de Furnas para a Sintonia com a Freqüência Atual do Modo Interárea**, NOTA TÉCNICA DEEO.O 02/2003, Furnas Centrais Elétricas S.A., 2003b.
- FRANKLIN, G. F., POWELL, J. D., WORKMAN, M. **Digital Control of Dynamic Systems**, Addison Wesley Longman, Inc., USA, 1998.
- GAMA, C.A., PING, W.W., RICARDO, A., GRIBEL, J., FRAGA, R., EIRAS, M.J., CAVALCANTI, J., TENÓRIO, R. and LEONI, R.L., **Brazilian North-South Interconnection – Application of Thyristor Controlled Series Compensation (TCSC) to Damp Interarea Oscillation Mode**, In: *CIGRÉ Session*, paper 14-101, Paris, France, July 1998.
- GAMA, C., ÄNGQUIST, L., INGESTRÖM, G., NOROOZIAN, M., **Commissioning and Operative Experience of TCSC for Damping Power Oscillation in the Brazilian North-South Interconnection**, CIGRÉ SESSION, Paris, 2000.
- GOMES, F., **Equivalentes Modais de Modelos de Sistemas Elétricos de Potência de Grande Porte para Projeto de Estabilizadores**, Tese de Mestrado, IME, Rio de Janeiro, 2005.
- GOMES, F., MARTINS, N., PELLANDA, P.C., FERRAZ, J.C., CASTRO, A., QUINTÃO, P.E.M., **Utilizing Transfer Function Modal Equivalents of Low-Order for the Design of Power Oscillation Damping Controllers in Large Power Systems**, Proceedings of the 2005 IEEE Power Engineering Society (PES) General Meeting, San Francisco, 2005.
- GOMES Jr., S., MARTINS, N., PORTELA C. M. J., **Computing Small-Signal Stability Boundaries for Large-Scale Power Systems**, IEEE Trans. Power Syst., vol. 18, pp. 747–752, May 2003.
- KAYLATH, T., **Linear Systems**, Prentice-Hall, Inc., 1980.
- KUNDUR, P., **Power System Stability and Control**, 1st ed., McGraw-Hill, Inc., USA, 1994.
- LIMA, L.T.G. **Estudo Comparativo de Métodos Iterativos de Cálculo de Autovalores Aplicados ao Estudo de Estabilidade a Pequenas Perturbações de Sistemas Elétricos de Potência**, Tese de M.Sc., COPPE/UF RJ, Rio de Janeiro, Brasil, 1991.
- LARSEN, E. V., PIWKO, R. J., DAMSKY, B. L., FURUMASU, B. C., MITTLESTADT, W., **Thyristor Controlled Series Compensation Prototype Installation at the Slatt 500 Kv Substation**, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 8, No. 3, July 1993.

- LARSEN, E. V., CLARK, K., MISKE JR., S. A., URBANEK, J., **Characteristics and Rating Considerations of Thyristor Controlled Series Compensation**, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 9. No. 2, April 1994.
- MARTINS, N. and LIMA, L.T.G. **Eigenvalue and Frequency Domain Analysis of Small-Signal Electromechanical Stability Problems**. In: *IEEE Symposium on Application of Eigenanalysis and Frequency Domain Methods for System Dynamic Performance*, publication 90TH0292-3PWR, pp. 17-33, 1989.
- MARTINS, N. and LIMA, L.T.G. **Determination of Suitable Locations for Power System Stabilizers and Static Var Compensators for Damping Electromechanical Oscillations in Large Scale Power Systems**, *IEEE Transactions on Power Systems*, PWR5-5, No. 4, pp. 1455-1469, November 1990.
- MARTINS, N., LIMA, L.T.G., PINTO, H.J.C.P. and MACEDO, N.J.P., **The Brazilian Utilities Package for the Analysis and Control of Small-Signal Stability of Large Scale AC/DC Power Systems**. In: *Proceedings of III Symposium of Specialists in Electrical Operational and Expansion Planning*, Belo Horizonte, Brasil, May 1992.
- MARTINS, N., PINTO, H.J.C.P., BIANCO, A. and MACEDO, N.J.P. **TCSC Control Structures for Line Power Scheduling and Methods to Determine their Location and Tuning to Damp System Oscillations**. In: *Proceedings of IV SEPOPE*, Foz do Iguaçu, Brazil, May 1994.
- MARTINS, N., LIMA, L.T.G. and PINTO, H.J.C.P., **Computing Dominant Poles of Power System Transfer Functions**. *IEEE Transactions on Power Systems*, 162-170, February, 1996.
- MARTINS, N. and PINTO, H.J.C.P., **Modern Tools for the Small Signal Stability Analysis and Design of FACTS Assisted Power Systems**. In: *Proceedings of the Invited Speakers Sessions, International Symposium on Electric Power Engineering – Stockholm PowerTech*, pp. 130-137, Sweden, June 1995.
- MARTINS, N., **The Dominant Pole Spectrum Eigensolver**. *IEEE Transactions on Power Systems*, 12(1): 245-254, February, 1997.
- MARTINS, N., PINTO, H.J.C.P., GAMA, C.A., CAVALCANTI, J.A., LEONI, R.L., SOUTO, R.V., MACEDO, N.J.P. and EIRAS, M.J.X., **Oscillation Damping Analysis and Control Studies of the Future Interconnection Between the North-Northeast and South-Southeast Systems**. In: *Proceedings of V SEPOPE*, paper SP-08, Recife, Brazil, May 1996.
- MARTINS, N., PINTO, H.J.C.P., PASERBA, J.J., **Using a TCSC for Line Power Scheduling and System Oscillation Damping – Small Signal and Transient Stability Studies**, Power Engineering Society Winter Meeting, Seattle, 2000.
- MARTINS, N., PINTO, H.J.C.P., PING, W.W., BARBOSA, A.A., SANTOS, M.G., BOMFIM, A.L.B., GOMES, P., MACEDO, N.J.P., MARTINS, A.C.B., MONTEATH, L.

- and SILVA, E.F., **Retuning the Oscillation Damping Sources Due to the North-South Brazilian Interconnection**, In: *CIGRÉ Session*, paper 38-106, Paris, France, July 1998.
- MARTINS, N., QUINTÃO, P. E. M., **Computing Dominant Poles of Power System Multivariable Transfer Functions**, *IEEE Transactions on Power Systems*, 152-159, February, 2003.
- MATLAB Mathematics – Version 7, Mathworks, Inc., 1984-2005.
- MEDEIROS, F. E. L., **Técnicas  $H_{\infty}$  com Escalonamento de Ganhos Aplicadas no Sistema de Controle de Atitude de Veículos Lançadores de Satélites**, Tese de Mestrado, IME, Rio de Janeiro, 2005.
- MOTICELLI, A. J. **Fluxo de Carga em Redes de Energia Elétrica**. Edgard Blucher Ltda, São Paulo, 1983.
- OGATA, K. **Modern Control Engineering**, 3rd ed., Prentice-Hall, Englewood Cliffs, N.J. 1998.
- PELLANDA, P. C., SAVELLI, D. C., MACEDO, N. J. P., MARTINS, N., LUZ, G. S., **Síntese de Sinais e Escolha de Estrutura dos Estabilizadores dos TCSCs da Interligação Norte-Sul Considerando Robustez a Perturbações Externas**, Proceedings X SEPOPE, Florianópolis, Brasil, 2006.
- PELLANDA, P. C. **Controle Robusto Aplicado na Estabilização de Sistemas Elétricos de Potência**. Dissertação de Mestrado, Instituto Militar de Engenharia, 1993.
- RAMOS, D. S., DIAS, E. M. **Sistemas Elétricos de Potência – Regime Permanente**, volume 2, 1ª edição, Guanabara Dois S.A., Rio de Janeiro, 1983.
- ROMMES, J. and MARTINS, N., **Efficient Computation of Transfer Function Dominant Poles using Subspace Acceleration**. *IEEE Transactions on Power Systems*, USA, Vol. 21, No. 3, p. 1218-1226, August 2006.
- ROMMES, J. and MARTINS, N., **Efficient Computation of Multivariable Transfer Function Dominant Poles Using Subspace Acceleration**. *IEEE Transactions on Power Systems*, USA, Vol. 21, No. 4, p. 1471-1483, November 2006.
- SILVEIRA, B. P. **Identificação de Sistemas no Domínio da Frequência Aplicada a Veículos Aéreos Não-Tripulados**, Tese de Mestrado, IME, Rio de Janeiro, 2006.
- STRANG, G. **Linear Algebra and Its Applications**, 3 ed., USA, Harcourt Brace Jovanovic, Inc., 1988.
- LUZ, G. S., MACEDO, N. J. P., OLIVEIRA, V. R., **Análise do desempenho do TCSC de Serra da Mesa no Programa de Estabilidade Eletromecânica Anatem**, XVI SNPTEE, Campinas-SP, 2001.

LUZ, G. S., MACEDO, N. J. P., OLIVEIRA, V. R., **Furnas TCSC - An Example of Using Different Simulation Tools for Performance Analysis**, Proceedings of the International Conference on Power System Transients, Rio de Janeiro, 2001.

STEVENSON, W. D. J. **Elementos de Análise de Sistemas de Potência**. McGraw-Hill do Brasil, 1986.

VITHAYATHIL, J. J., TAYLOR, C. W., KLINGER, M. MITTELSTADT, W. A., **Case Studies of Conventional and Novel Methods of Reactive Power Control on an AC Transmission System**, CIGRÉ paper 38-02, Paris, 1988.

ZHOU, K. **Essentials of Robust Control**. Prentice-Hall Inc., 1995.

# Livros Grátis

( <http://www.livrosgratis.com.br> )

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)  
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)  
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)  
[Baixar livros de Matemática](#)  
[Baixar livros de Medicina](#)  
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)  
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)  
[Baixar livros de Meteorologia](#)  
[Baixar Monografias e TCC](#)  
[Baixar livros Multidisciplinar](#)  
[Baixar livros de Música](#)  
[Baixar livros de Psicologia](#)  
[Baixar livros de Química](#)  
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)  
[Baixar livros de Serviço Social](#)  
[Baixar livros de Sociologia](#)  
[Baixar livros de Teologia](#)  
[Baixar livros de Trabalho](#)  
[Baixar livros de Turismo](#)