

UNIVERSIDADE ESTADUAL DO OESTE DO PARANÁ

CAMPUS DE FOZ DO IGUAÇU

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM  
ENGENHARIA ELÉTRICA E COMPUTAÇÃO

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**UTILIZAÇÃO DE CONTROLE SUPLEMENTAR DE  
AMORTECIMENTO EM COMPENSADORES  
ESTÁTICOS SÍNCRONOS PARA MELHORIA DE  
OSCILAÇÕES INTERÁREA CONSIDERANDO  
MÚLTIPLOS CENÁRIOS OPERATIVOS**

PAULO HENRIQUE GALASSI

FOZ DO IGUAÇU

2022

Paulo Henrique Galassi

**Utilização de controle suplementar de amortecimento em compensadores estáticos síncronos para melhoria de oscilações interárea considerando múltiplos cenários operativos**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica e Computação da Universidade Estadual do Oeste do Paraná como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica e Computação. Área de concentração: Sistemas Elétricos e Computação.

Orientador: Prof. Dr. Adriano Batista de Almeida

Co-orientador: Prof. Dr. Rodrigo Andrade Ramos

Foz do Iguaçu

2022

Ficha de identificação da obra elaborada através do Formulário de Geração Automática do Sistema de Bibliotecas da Unioeste.

Galassi, Paulo Henrique

Utilização de controle suplementar de amortecimento em compensadores estáticos síncronos para melhoria de oscilações interárea considerando múltiplos cenários operativos / Paulo Henrique Galassi; orientador Adriano de Almeida; coorientador Rodrigo Andrade Ramos. -- Foz do Iguaçu, 2022. 115 p.

Dissertação (Mestrado Acadêmico Campus de Foz do Iguaçu) -- Universidade Estadual do Oeste do Paraná, Centro de Engenharias e Ciências Exatas, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica e Computação, 2022.

1. Controle Suplementar de Amortecimento. 2. Oscilação Interárea. 3. Projeto de Controlador. 4. Múltiplos Cenários Operativos. I. de Almeida, Adriano, orient. II. Ramos, Rodrigo Andrade, coorient. III. Título.

# **Utilização de controle suplementar de amortecimento em compensadores estáticos síncronos para melhoria de oscilações interárea considerando múltiplos cenários operativos**

Paulo Henrique Galassi

Esta Dissertação de Mestrado foi apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica e Computação e aprovada pela Banca Examinadora assim constituída:

Prof. Dr. **Adriano Batista de Almeida** - (Orientador)  
Universidade Estadual do Oeste do Paraná - UNIOESTE

Prof. Dr. **Rodrigo Andrade Ramos** - (Co-orientador)  
Universidade de São Paulo - USP

Prof. Dr. **Romeu Reginatto**  
Universidade Estadual do Oeste do Paraná - UNIOESTE

Dr. **Jonas Roberto Pesente**  
Itaipu Binacional - ITAIPU

Data da defesa: 16 de dezembro de 2022.

# Resumo

As oscilações eletromecânicas são um fenômeno comum e de grande preocupação para a operação segura de sistemas elétricos. Com o crescimento da interligação de grandes sistemas, podendo ultrapassar fronteiras nacionais, tem-se intensificado o surgimento destas oscilações com baixo coeficiente de amortecimento, em especial as oscilações interárea. Para isso, a implantação de controladores PSS em geradores síncronos tem sido adotada como a principal solução para a melhoria do coeficiente de amortecimento, tornando-se um equipamento essencial para a segurança e continuidade da operação do sistema elétrico. Na condição de falha ou indisponibilidade deste equipamento, faz-se necessário que outra fonte de amortecimento seja capaz de contribuir para a garantia da margem de estabilidade mínima do modo de oscilação até que o principal controlador retorne a operação. Neste contexto, este trabalho busca estudar o ajuste e o desempenho de um controlador POD de STATCOM para a melhoria do coeficiente de amortecimento de um modo de oscilação interárea, considerando a sua influência em múltiplos cenários operativos quando da ausência dos principais controladores PSS associados a este modo. O controlador POD é ajustado através de um método sequencial de três etapas, que visa a mitigação de possíveis efeitos transitórios adversos de tensão, o atendimento ao requisito de coeficiente de amortecimento especificado, via método de Nyquist amortecido, e a minimização do esforço de controle a desvios sustentados de baixa magnitude no sinal de entrada do controlador. Como caso de estudo e motivação para o desenvolvimento deste trabalho, a aplicação deste método e a análise foi desenvolvida por simulação em ANAREDE, ANATEM e PacDyn para uma implantação real prevista de um controlador POD de STATCOM conectado ao sistema elétrico interligado paraguaio-argentino-uruguaio. Nos resultados o STATCOM equipado com o controlador POD mostrou-se robusto como retaguarda para a melhoria do coeficiente de amortecimento do modo interárea frente a pequenas perturbações, porém possui capacidade limitada dependendo da intensidade da perturbação. Adicionalmente, o controlador POD contribui positivamente quando em conjunto com os principais controladores PSS para a melhoria da estabilidade do sistema.

**Palavras-chave:** Oscilações interárea, STATCOM, Controlador Suplementar de Amortecimento, Método de Nyquist Amortecido.

# Abstract

Electromechanical oscillations are a common phenomenon and of vital concern for the safe operation of electrical systems. With the growth of the interconnection of large systems, which may cross national borders, the emergence of these oscillations with low damping coefficients has intensified, especially interarea oscillations. For this, the implementation of PSS controllers in synchronous generators has been adopted as the main solution to improve the damping coefficient, becoming an essential equipment for the safety and continuity of the electrical system operation. In the event of failure or unavailability of this equipment, it is necessary that another damping source is capable of contributing to guarantee the minimum stability margin of the oscillation mode until the main controller returns to operation. In this context, this work aims to study the adjustment and performance of a STATCOM POD controller for the improvement of the damping coefficient of an interarea oscillation mode, considering its influence in multiple operating scenarios when the main PSS controllers associated in this way. The POD controller is adjusted through a three-step sequential methodology, which aims at mitigating possible adverse voltage transient effects, meeting the specified damping coefficient requirement, by the damped Nyquist method, and minimizing the control effort at low magnitude sustained deviations in the controller input signal. As a study case and motivation for the development of this work, the application of this methodology and the analysis was developed by simulation in ANAREDE, ANATEM and PacDyn for a predicted real implementation of a STATCOM POD controller connected to the Paraguayan-Argentinean-Uruguayan interconnected electrical system. The results showed that the STATCOM equipped with the POD controller proved to be robust as a backup for the improvement of the interarea mode damping coefficient against small disturbances, but it has limited capacity depending on the intensity of the disturbance. Additionally, the POD controller contributes positively when in conjunction with the main PSS controllers to improve the system stability.

**Keywords:** Interarea Oscillations, STATCOM, Power Oscillation Damping, Damped Nyquist Method.

Dedico este trabalho a todos.  
E a tudo.

# Agradecimentos

Agradeço primeiramente aos meus pais por me ensinarem que o esforço e a dedicação são ingredientes essenciais para qualquer atividade.

À minha companheira Barbara Rodriguez e aos meus amigos pelo apoio nos momentos de dificuldade.

Ao meu orientador Prof. Dr. Adriano Batista de Almeida e ao meu co-orientador Prof. Dr. Rodrigo Andrade Ramos pela oportunidade, confiança, e principalmente pelas orientações e ensinamentos que tornaram possível o desenvolvimento deste trabalho.

À Itaipu Binacional pelo apoio institucional, em especial aos colegas de trabalho da OPSE.DT pelo estímulo e grande colaboração nas atividades da pesquisa.

Ao Prof. Dr. Thiago José Masseran Antunes Parreiras, da UFRJ e ex-CEPEL, pelo conhecimento e suporte fornecido a respeito do programa computacional Pacdyn durante a realização deste trabalho.

A todos os professores e colegas do PGECC por compartilharem o conhecimento e as experiências vivenciadas no ambiente da pesquisa acadêmica.



# Sumário

<b>Lista de Figuras</b>	<b>10</b>
<b>Lista de Tabelas</b>	<b>13</b>
<b>1 Introdução</b>	<b>21</b>
1.1 Motivação . . . . .	23
1.2 Objetivos . . . . .	23
1.3 Estrutura do trabalho . . . . .	24
<b>2 Melhoria do amortecimento de oscilações interárea</b>	<b>25</b>
2.1 Introdução . . . . .	25
2.2 Natureza de oscilações interárea . . . . .	25
2.3 Controladores aplicados para oscilações interárea . . . . .	27
2.4 Método de <i>Nyquist</i> amortecido para o projeto de controladores . . . . .	30
<b>3 Compensadores estáticos em derivação</b>	<b>34</b>
3.1 Introdução . . . . .	34
3.2 Compensador estático de reativo - SVC FC-TCR . . . . .	35
3.2.1 Princípio de funcionamento . . . . .	36
3.2.2 Malhas de controle . . . . .	37
3.2.3 Características V-I e V-Q . . . . .	39
3.3 Compensador estático síncrono - STATCOM . . . . .	40
3.3.1 Princípio de funcionamento . . . . .	41
3.3.2 Malhas de controle PWM . . . . .	44
3.3.3 Características V-I e V-Q . . . . .	46
<b>4 Descrição do sistema teste e do STATCOM</b>	<b>48</b>
4.1 Introdução . . . . .	48
4.2 Sistema teste . . . . .	48
4.2.1 Sistema especial de proteção . . . . .	50
4.2.2 Cenários operativos . . . . .	51

4.2.3	Modo de oscilação interárea . . . . .	53
4.3	STATCOM . . . . .	57
4.3.1	Aspectos construtivos . . . . .	57
4.3.2	Malhas de controle . . . . .	58
4.3.3	Modelagem do STATCOM . . . . .	67
<b>5</b>	<b>Metodologia, resultados e discussões</b>	<b>74</b>
5.1	Introdução . . . . .	74
5.2	Ajuste do controlador POD . . . . .	74
5.2.1	Ajuste da pré-filtragem ( <i>washout</i> ) . . . . .	75
5.2.2	Ajuste da compensação de fase e do ganho . . . . .	79
5.2.3	Ajuste da lógica de ativação por frequência . . . . .	88
5.3	Análise linearizada do desempenho do controlador POD . . . . .	90
5.3.1	Comparação dos modelos do STATCOM com o POD . . . . .	90
5.3.2	Influência do controlador POD em modos eletromecânicos . . . . .	91
5.3.3	Efeito composto dos controladores PSS e POD . . . . .	92
5.4	Análise não-linearizada do desempenho do controlador POD . . . . .	94
5.4.1	Desempenho não-linear individual do controlador POD . . . . .	95
5.4.2	Desempenho não-linear conjunto dos controladores POD e PSS . . . . .	96
5.5	Considerações finais . . . . .	97
<b>6</b>	<b>Conclusão</b>	<b>99</b>
6.1	Trabalhos futuros . . . . .	100
6.2	Publicações . . . . .	101
6.2.1	Publicações em eventos regionais e internacionais . . . . .	101
6.2.2	Participação em outras publicações . . . . .	101
	<b>Referências Bibliográficas</b>	<b>102</b>
<b>A</b>	<b>Formulação do método de Nyquist amortecido</b>	<b>107</b>
A.1	Especificação do parâmetro T . . . . .	107
A.2	Especificação do parâmetro $\alpha_T$ . . . . .	108
A.3	Especificação da máxima compensação de fase em $\omega_c$ . . . . .	109
A.4	Especificação da freq. da máxima compensação de fase . . . . .	110
<b>B</b>	<b>Dados dos cenários operativos do sistema teste</b>	<b>111</b>

# Lista de Figuras

Figura 2.1:	Sistema exemplo com duas áreas oscilando entre si . . . . .	26
Figura 2.2:	<i>Modeshape</i> do sistema exemplo com duas áreas . . . . .	26
Figura 2.3:	Estrutura de controle descentralizada de geradores síncronos e FACTS . . . . .	28
Figura 2.4:	Estrutura de controle hierárquica associada a geradores síncronos e FACTS . . . . .	29
Figura 2.5:	Diagrama de <i>Nyquist</i> amortecido . . . . .	31
Figura 2.6:	Diagrama do sistema em malha fechada . . . . .	32
Figura 3.1:	Estrutura do SVC do tipo FC-TCR . . . . .	35
Figura 3.2:	Esquema funcional da malha de controle interna do SVC do tipo FC-TCR . . . . .	37
Figura 3.3:	Diagrama da malha de controle interno do SVC . . . . .	38
Figura 3.4:	Diagrama das malhas de controle interna e externa do SVC . . . . .	39
Figura 3.5:	Curva característica V-I do SVC do tipo FC-TCR . . . . .	39
Figura 3.6:	Curva característica V-Q do SVC do tipo FC-TCR . . . . .	40
Figura 3.7:	Estrutura do STATCOM . . . . .	40
Figura 3.8:	Forma de onda da tensão de saída do VSC MMC . . . . .	44
Figura 3.9:	Esquema funcional da malha de controle interna do STATCOM . . . . .	44
Figura 3.10:	Diagrama da malha de controle externo do STATCOM . . . . .	45
Figura 3.11:	Diagrama das malhas de controle interna e externa do STATCOM . . . . .	46
Figura 3.12:	Curva característica V-I do STATCOM . . . . .	46
Figura 3.13:	Curva característica V-Q do STATCOM . . . . .	47
Figura 4.1:	Sistema interligado paraguaio-argentino-uruguaio . . . . .	49
Figura 4.2:	Diagrama unifilar de 20 barras do sistema teste . . . . .	49
Figura 4.3:	SEPr associado ao sistema teste . . . . .	50
Figura 4.4:	Diagrama unifilar de fluxos do sistema teste . . . . .	52
Figura 4.5:	<i>Mode-shape</i> do modo interárea do sistema teste . . . . .	53
Figura 4.6:	Localização do modo interárea natural do sistema teste no plano complexo . . . . .	54
Figura 4.7:	Lugar das raízes do modo interárea natural frente a alterações de variáveis do sistema teste . . . . .	55
Figura 4.8:	Lugar das raízes do modo interárea do sistema teste considerando o PSS de Itaipu 50 Hz . . . . .	55
Figura 4.9:	$G_{IPU50}$ medida em ensaio real com o PSS de Itaipu 50 Hz após o desligamento de geração de 200 MW . . . . .	56

Figura 4.10: Frequência simulada em teste RTDS com e sem o POD do STATCOM na ausência do PSS de Itaipu 50 Hz . . . . .	57
Figura 4.11: Diagrama unifilar de conexão do STATCOM do sistema teste . . . . .	57
Figura 4.12: Diagrama unifilar do VSC do STATCOM . . . . .	58
Figura 4.13: Diagrama unifilar do submódulo do VSC . . . . .	59
Figura 4.14: Regulador automático de tensão do STATCOM . . . . .	60
Figura 4.15: Controle por estatismo do STATCOM . . . . .	60
Figura 4.16: Controlador do ganho $k_{STA}$ do STATCOM . . . . .	61
Figura 4.17: Procedimento de conversão de casos de fluxo de potência para casos de curto-circuito . . . . .	62
Figura 4.18: Redução de $K_{STA}$ pela lógica de controle de estabilidade do STATCOM . . . . .	64
Figura 4.19: Controlador POD do STATCOM . . . . .	65
Figura 4.20: Controlador de limite de corrente comandada do VSC . . . . .	67
Figura 4.21: Comportamento da corrente do VSC durante a atuação do limitador . . . . .	67
Figura 4.22: Representação estática do $STATCOM_{M1}$ . . . . .	68
Figura 4.23: Malha de controle principal do $STATCOM_{M1}$ . . . . .	69
Figura 4.24: Representação estática do $STATCOM_{M2}$ . . . . .	69
Figura 4.25: Malha de controle do $STATCOM_{M2}$ . . . . .	70
Figura 4.26: STATCOM conectado a um equivalente de Thévenin do sistema . . . . .	71
Figura 4.27: Tensão terminal e potência reativa dos modelos do STATCOM para um degrau de 8% na referência . . . . .	72
Figura 4.28: Tensão terminal e potência reativa dos modelos do STATCOM para um curto-circuito monofásico no barramento terminal . . . . .	72
Figura 5.1: Diagrama de blocos do controlador POD . . . . .	74
Figura 5.2: Maiores variações de frequência elétrica sobre o STATCOM . . . . .	76
Figura 5.3: Componentes de baixa frequência do sinal de frequência da Barra 11 . . . . .	77
Figura 5.4: Diagrama de bode do bloco <i>washout</i> do controlador POD . . . . .	78
Figura 5.5: Efeito da variação de $T_W$ sobre a componente de baixa frequência . . . . .	79
Figura 5.6: Diagrama de blocos da pré-filtragem ajustada do controlador POD . . . . .	79
Figura 5.7: Localização do modo interárea sem o PSS de Itaipu 50 Hz e com o STATCOM . . . . .	80
Figura 5.8: Diagramas de <i>Nyquist</i> amortecidos de $(-V_{REF}/\Delta f_{STA})$ . . . . .	81
Figura 5.9: Diagramas de bode amortecidos de $(-V_{REF}/\Delta f_{STA})$ . . . . .	82
Figura 5.10: Compensações de ganho e de fase por cenário do sistema teste com o STATCOM . . . . .	82

Figura 5.11: Histograma das compensações de ganho e de fase necessárias do sistema teste com o STATCOM . . . . .	83
Figura 5.12: Diagramas de <i>Nyquist</i> amortecidos dos cenários P e Q . . . . .	84
Figura 5.13: Diagramas de <i>Nyquist</i> amortecidos dos cenários P e Q compensados com o POD <sub>1</sub> e o POD <sub>2</sub> . . . . .	85
Figura 5.14: Localização do modo interárea dos cenários P e Q com o POD <sub>1</sub> e o POD <sub>2</sub> .	86
Figura 5.15: Localização do modo interárea em malha fechada com o POD <sub>2</sub> . . . . .	86
Figura 5.16: Variação do modo interárea considerando o POD <sub>2</sub> . . . . .	87
Figura 5.17: Histograma da variação do modo interárea considerando o POD <sub>2</sub> . . . . .	87
Figura 5.18: Diagrama de blocos da estrutura dinâmica ajustada do controlador POD . .	88
Figura 5.19: Comportamento do sinal de entrada do controlador POD (frequência Barra 11) . . . . .	89
Figura 5.20: Tempo de acomodação de sistemas dinâmicos . . . . .	89
Figura 5.21: Diagrama de blocos da lógica de ativação por frequência ajustada do controlador POD . . . . .	90
Figura 5.22: Desempenho dos modelos do STATCOM com o controlador POD . . . . .	91
Figura 5.23: Distribuição geográfica dos modos local e interárea do SADI/SIN-UY . . .	92
Figura 5.24: Sensibilidade dos modos eletromecânicos frente a inclusão progressiva do controlador POD . . . . .	93
Figura 5.25: Localização do modo interárea com o POD e o PSS de Itaipu 50 Hz . . . .	93
Figura 5.26: Variação do modo interárea considerando o POD e PSS de Itaipu 50 Hz . .	94
Figura 5.27: Histograma da variação do modo interárea considerando o POD e PSS de Itaipu 50 Hz . . . . .	95
Figura 5.28: Comportamento do STATCOM com o controlador POD frente a variações de carga . . . . .	96
Figura 5.29: Comportamento do STATCOM frente a desconexão de linha considerando os controladores POD e PSS de Itaipu 50 Hz . . . . .	97

# Lista de Tabelas

Tabela 4.1:	Quantidade de elementos do sistema teste . . . . .	51
Tabela 4.2:	Modo interárea natural frente a alterações de variáveis do sistema teste . . .	54
Tabela 4.3:	Dados dos módulos VSC do STATCOM . . . . .	58
Tabela 4.4:	Dados dos submódulos do VSC . . . . .	59
Tabela 4.5:	Parâmetros do RAT do STATCOM . . . . .	60
Tabela 4.6:	Parâmetros do controle por estatismo do STATCOM . . . . .	61
Tabela 4.7:	Ganho $K_{STA}$ do STATCOM em função de $S_{CC}^{3f}$ e $K_{DR}$ . . . . .	62
Tabela 4.8:	$S_{CC}^{3f}$ e $K_{STA}$ calculados para $K_{DR}$ de 2% . . . . .	63
Tabela 4.9:	Faixa de ajuste dos parâmetros do controlador POD do STATCOM . . . . .	66
Tabela 4.10:	Parâmetros equivalentes do STATCOM <sub>M2</sub> . . . . .	69
Tabela 5.1:	Componentes de oscilação estimadas das curvas de frequência do sistema .	77
Tabela 5.2:	Atenuação e avanço de fase do bloco <i>washout</i> sobre as componentes de oscilação . . . . .	78
Tabela 5.3:	Cenários operativos selecionados para o ajuste da compensação de ganho e fase . . . . .	84
Tabela 5.4:	Ajustes do Controlador POD do STATCOM . . . . .	85
Tabela 5.5:	Modos de oscilação eletromecânicos selecionados do sistema teste . . . . .	92
Tabela B.1:	Faixa de valores das variáveis do sistema teste . . . . .	111
Tabela B.2:	Cenários operativos do sistema teste (parte 1 de 4) . . . . .	112
Tabela B.3:	Cenários operativos do sistema teste (parte 2 de 4) . . . . .	113
Tabela B.4:	Cenários operativos do sistema teste (parte 3 de 4) . . . . .	114
Tabela B.5:	Cenários operativos do sistema teste (parte 4 de 4) . . . . .	115

# Lista de Símbolos

$\gamma_{STA}$	Ângulo da corrente do STATCOM
$\gamma_{VSC}$	Ângulo da corrente do VSC
$\alpha_{VSC}$	Ângulo da tensão AC do VSC em relação à referência do sistema $\theta_{STA}$
$\theta_{STA}$	Ângulo da tensão terminal do STATCOM
$\theta_{SVC}$	Ângulo da tensão terminal do SVC
$\theta_{VSC}$	Ângulo da tensão terminal do VSC
$\alpha$	Ângulo de atraso do tiristor
$\beta$	Ângulo de condução do tiristor
$C_{DC}$	Capacitância DC equivalente do VSC
$C_{DC}^{SM}$	Capacitância DC por submódulo do VSC
$C_{PY}$	Carga ativa do SADI e SIN-UY
$C_{PY}$	Carga ativa do SIN-PY
$\zeta_{\Delta P}$	Coefficiente de amortecimento da componente de baixa frequência
$\zeta_c$	Coefficiente de amortecimento do modo na posição desejada
$\zeta_{IA}$	Coefficiente de amortecimento do modo interárea
$\zeta$	Coefficiente de amortecimento do modo
$\zeta_{esp}$	Coefficiente de amortecimento especificado
$K_S$	Coefficiente de torque sincronizante
$\phi$	Compensação de fase por bloco <i>lead-lag</i>
$\phi_{max}$	Compensação máxima de fase por bloco <i>lead-lag</i>
$\phi_T$	Compensação total de fase
$V_P$	Componente ativa da tensão terminal do VSC
$\Delta f_{STA-\Delta P}^{max}$	Componente de baixa frequência da variação máxima de frequência do STATCOM
$\Delta f_{STA-\Delta P}^{min}$	Componente de baixa frequência da variação mínima de frequência do STATCOM
$V_Q$	Componente reativa da tensão terminal do VSC
$K_c$	Constante de proporcionalidade para tensão AC do VSC
$T_A$	Constante de tempo de atraso da malha de controle interna
$T_Q$	Constante de tempo de medição de potência reativa do STATCOM

$T_V$	Constante de tempo de medição de tensão terminal do STATCOM
$T$	Constante de tempo do bloco <i>lead-lag</i>
$T_w$	Constante de tempo do bloco <i>washout</i>
$T_N$	Constante de tempo do bloco integrador do PID
$T_{D2}$	Constante de tempo do denominador do bloco derivador do PID
$T_{D1}$	Constante de tempo do numerador do bloco derivador do PID
$T_R$	Constante de tempo do rampeador de habilitação do controlador POD
$T_M$	Constante de tempo do sinal de entrada do controlador POD
$T_7$ a $T_{10}$	Constantes de tempo do bloco de segunda ordem do controlador POD
$T_1$ a $T_6$	Constantes de tempo dos blocos <i>lead-lag</i> do controlador POD
$T_{W1}$ a $T_{W3}$	Constantes de tempo dos blocos <i>washouts</i> do controlador POD
$D_{NY}$	Diâmetro da circunferência formada pelo diagrama de <i>Nyquist</i>
$T_{POD}^{ON}$	Duração mínima de habilitação do controlador POD
$\Delta V_{STA}$	Erro de tensão do RAT do STATCOM
$K_{DR}$	Estatismo ( <i>droop</i> ) do STATCOM
$m_c$	Fator de ganho da tensão AC do VSC
$\omega_R$	Frequência angular fundamental da rede
$f_{\Delta P}$	Frequência de oscilação da componente de baixa frequência
$f_{IA}$	Frequência de oscilação do modo interárea
$G(s)$	Função de transferência da planta
$F(s)$	Função de transferência de ramo direto
$W(s)$	Função de transferência do <i>washout</i>
$H(s)$	Função de transferência do controlador
$C(s)$	Função de transferência dos blocos <i>lead-lag</i>
$K$	Ganho do controlador
$K_{POD}$	Ganho do controlador POD
$K_{STA}$	Ganho do RAT do STATCOM
$G_{ACY}$	Geração ativa da usina de Acaray
$G_{IPU50}$	Geração ativa da usina de Itaipu 50 Hz
$G_{YAC}$	Geração ativa da usina de Yacyretá
$G_{AR-UY}$	Geração ativa do SADI e SIN-UY
$Z_{TRA}$	Impedância do transformador do STATCOM
$L_{VSC}$	Indutância do reator de acoplamento do VSC
$L$	Indutância do TCR



$I_{IPU50/BR}$	Intercâmbio de potência ativa da usina de Itaipu 50 Hz ao SIN-BR
$I_{IPU50/PY}$	Intercâmbio de potência ativa da usina de Itaipu 50 Hz ao SIN-PY
$I_{YAC/AR}$	Intercâmbio de potência ativa da usina de Yacyretá ao SADI
$I_{YAC/PY}$	Intercâmbio de potência ativa da usina de Yacyretá ao SIN-PY
$L_{POD}$	Limite absoluto do sinal de saída do controlador POD
$L_{\Delta f}$	Limite de habilitação do controlador POD por frequência
$B_{SVC}^{max}$	Limite máximo da susceptância do SVC
$V_{POD}^{max}$	Limite máximo de saída do controlador POD
$I_{VSC}^{max}$	Limite máximo do módulo da corrente do VSC
$V_{STA}^{max}$	Limite máximo do módulo da tensão terminal do STATCOM
$V_{STA-POD}^{max}$	Limite máximo do módulo da tensão terminal do STATCOM para habilitação do controlador POD
$B_{SVC}^{min}$	Limite mínimo da susceptância do SVC
$I_{VSC}^{min}$	Limite mínimo do módulo da corrente do VSC
$V_{STA}^{min}$	Limite mínimo do módulo da tensão terminal do STATCOM
$V_{STA-POD}^{min}$	Limite mínimo do módulo da tensão terminal do STATCOM para habilitação do controlador POD
$V_{POD}^{min}$	Limite mínimo do sinal de saída do controlador POD
$I_C^{max}$	Máximo módulo da corrente capacitiva
$I_L^{max}$	Máximo módulo da corrente indutiva
$V_C^{max}$	Máximo módulo da tensão terminal capacitiva
$V_L^{max}$	Máximo módulo da tensão terminal indutiva
$STATCOM_{M1}$	Modelo 1 do STATCOM como SVC do tipo FC-TCR
$STATCOM_{M2}$	Modelo 2 do STATCOM como STATCOM MMC
$IA_{AR-UY}$	Modo interárea do SADI e SIN-UY
$IA$	Modo interárea do SIN-PY, SADI e SIN-UY
$IP_{ACY}$	Modo intraplanta da usina de Acaray
$IP_{IPU50}$	Modo intraplanta da usina de Itaipu 50 Hz
$IP_{YAC}$	Modo intraplanta da usina de Yacyretá
$LO_{AR-UY}$	Modo local do SADI e SIN-UY
$I_C$	Módulo da corrente do capacitor fixo do SVC
$I_{STA}$	Módulo da corrente do STATCOM
$I_{SVC}$	Módulo da corrente do SVC
$I_L$	Módulo da corrente do TCR do SVC
$I_{VSC}$	Módulo da corrente do VSC

$V_{REF}$	Módulo da tensão terminal de referência
$V_{STA}$	Módulo da tensão terminal do STATCOM
$V_{SVC}$	Módulo da tensão terminal do SVC
$V_{VSC}$	Módulo da tensão terminal do VSC
$n$	Número de blocos <i>lead-lag</i>
$N_{VSC}$	Número de módulos VSC
$V_L$	Número de níveis de tensão do VSC MMC
$N$	Número de submódulos do VSC MMC
$N_{IPU50}$	Número de unidades geradoras sincronizadas na usina de Itaipu 50 Hz
$I_{VSC}^{ORD}$	Ordem (referência) de corrente do VSC
$B_{SVC}^{ORD}$	Ordem (referência) de susceptância do SVC
$B_L^{ORD}$	Ordem (referência) de susceptância do TCR do SVC
$\omega_c$	Parte imaginária do modo na posição desejada
$\omega$	Parte imaginária do modo
$\sigma_c$	Parte real do modo na posição desejada
$\sigma$	Parte real do modo
$\lambda$	Modo
$\lambda_c$	Modo na posição desejada
$P_{STA}$	Potência ativa fornecida pelo STATCOM
$P_{IPU50}$	Potência ativa por unidade geradora da usina de Itaipu 50 Hz
$S_{STA}$	Potência complexa fornecida pelo STATCOM
$S_{CC}^{3f}$	Potência de curto-circuito trifásico
$Q_{STA}$	Potência reativa fornecida pelo STATCOM
$Q_{SVC}$	Potência reativa fornecida pelo SVC
$\Delta V_{TRA}$	Queda de tensão no transformador do STATCOM
$X_{TRA}$	Reatância do transformador do STATCOM
$\alpha_T$	Relação entre as constantes do numerador e denominador do bloco <i>lead-lag</i>
$R_{TRA}$	Resistência do transformador do STATCOM
$V_{POD}$	Sinal de saída do controlador POD
$V_{DR}$	Sinal de saída do controle por estatismo
$B_C$	Susceptância do capacitor fixo do SVC
$B_{SVC}$	Susceptância do SVC
$B_L$	Susceptância do TCR do SVC
$B_{VSC}$	Susceptância equivalente do VSC

$t_a$	Tempo de acomodação
$V_{DC}$	Tensão DC do VSC
$V_{DC}^{SM}$	Tensão DC por submódulo do VSC
$V_{DC}^{REF}$	Tensão de referência DC do VSC
$\Delta f$	Varição da frequência de oscilação do modo de oscilação
$\Delta P_{LIN}$	Varição de fluxo de potência ativa de linha de transmissão
$\Delta f_{STA}$	Varição de frequência elétrica terminal do STATCOM
$\Delta I_{VSC}^{ORD}$	Varição de ordem de corrente do VSC do STATCOM
$\Delta Q_{STA}$	Varição de potência reativa do STATCOM
$\Delta \zeta$	Varição do coeficiente de amortecimento do modo de oscilação
$\Delta f_{STA}^{max}$	Varição máxima de frequência do STATCOM
$\Delta f_{STA}^{min}$	Varição mínima de frequência do STATCOM

# Lista de Siglas e Abreviaturas

AC	<i>Alternate Current</i>
AVT	<i>Adverse Voltage Transients</i>
BMI	<i>Bilinear Matrix Inequality</i>
DC	<i>Direct Current</i>
ES-AYO	<i>Estación de Ayolas</i>
ES-SLO	<i>Estación de San Lorenzo</i>
ES-VHA	<i>Estación de Villa Hayes</i>
FACTS	<i>Flexible AC Transmission Systems</i>
FC-TCR	<i>Fixed capacitor, thyristor-controlled reactor</i>
GTO	<i>Gate Turn-Off Thyristor</i>
HIL	<i>Hardware-in-the-loop</i>
HVDC	<i>High Voltage Direct Current</i>
IGBT	<i>Insulated Gate Bipolar Transistor</i>
IGCT	<i>Integrated Gate Comutated Thyristor</i>
LCE	Lógica de controle de estabilidade
LMI	<i>Linear Matrix Inequality</i>
LNC	Lógica de nível de curto-circuito
LQR	<i>Linear Quadratic Regulator</i>
MMC	<i>Modular Multilevel Converter</i>
PID	Controlador Proporcional-Integral-Derivativo
PLL	<i>Phase-locked loop</i>
PMU	<i>Phasor measurement unit</i>
POD	<i>Power Oscillation Damping</i>
PSS	<i>Power System Stabilizer</i>
PWM	<i>Pulse Width Modulation</i>
RAT	Regulador Automático de Tensão
ROCOF	<i>Rate of Change of Frequency</i>
RTDS	<i>Real time digital simulator</i>
SADI	<i>Sistema Argentino de Interconexión</i>
SEPr	Sistema Especial de Proteção

SIN-BR	Sistema Interligado Nacional Brasileiro
SIN-PY	<i>Sistema Interligado Nacional Paraguayo</i>
SIN-UY	<i>Sistema Interligado Nacional Uruguayo</i>
SISO	<i>Single Input Single Output</i>
SS1	Subsistema 1
SS2	Subsistema 2
STATCOM	<i>Static Synchronous Compensator</i>
SVC	<i>Static Var Generator</i>
TCR	<i>Thyristor-controlled reactor</i>
TCSC	<i>Thyristor-controlled series capacitor</i>
TSC	<i>Thyristor-switched capacitor</i>
VSC	<i>Voltage Source Converter</i>
WAC	<i>Wide-area Controller</i>

# Capítulo 1

## Introdução

O constante crescimento da demanda de sistemas de energia elétrica em um ritmo superior aos investimentos em geração e transmissão tem impulsionado a busca por alternativas que permitam a manutenção do fornecimento de energia elétrica. Neste contexto, a interligação de sistemas elétricos vizinhos tem sido uma alternativa amplamente adotada, pois oferece vantagens técnicas, econômicas e ambientais, como, por exemplo, o compartilhamento contínuo e flexível dos recursos de geração a um menor custo de operação (Buchholz, Povh & Retzmann, 2005; Wang, Cong, Meng & Chen, 2021). Entretanto, a adoção desta alternativa leva ao aumento da complexidade do funcionamento e, na maioria dos casos, a introdução ou o agravamento de problemas relacionados a estabilidade do sistema elétrico interligado.

Um dos problemas de estabilidade está relacionado ao surgimento de oscilações eletromecânicas de baixa frequência mal amortecidas entre os geradores do sistema. Estas oscilações surgem devido a falta de torque de amortecimento e induzem o aparecimento de oscilações em diversas grandezas do sistema de forma prolongada, cujos impactos negativos podem ser visualizados na forma de desgastes mecânicos nos geradores, limites de transferência de potência em linhas de transmissão e até na interrupção do fornecimento de energia elétrica (Dill, 2013; Bento, 2019). Para isso, as oscilações eletromecânicas e as técnicas de ajuste de controladores para a melhoria do amortecimento são amplamente estudadas na área de estabilidade angular, dentro da sub-área de estabilidade a pequenos sinais.

Neste cenário, os estabilizadores de sistemas de potência (*Power System Stabilizer - PSS*), conectados a sistemas de regulação de tensão de geradores síncronos, têm sido a solução principal empregada para a melhoria de oscilações eletromecânicas devido a alta capacidade de fornecer torque de amortecimento pelo lado dos geradores, a facilidade do projeto e ao baixo custo de implementação (Dill, 2013; Fereidouni, Vahidi, Hoseini Mehr & Tahmasbi, 2013). A importância do PSS tem crescido significativamente com o tempo ao ponto de especialistas da área recomendarem a utilização mandatória deste equipamento, sempre que possível, baseado na experiência e em lições aprendidas com *blackouts* de sistemas elétricos reais (Andersson, Donalek, Farmer, Hatziaargyriou, Kamwa, Kundur, Martins, Paserba, Pourbeik, Sanchez-Gasca, Schulz, Stankovic, Taylor & Vittal, 2005). Desta forma, o PSS pode ser entendido como um equipamento crítico sob o ponto de vista da segurança operacional do sistema elétrico interligado.

Outra possível solução são os Sistemas de Transmissão Flexíveis de Corrente Alternada (*Flexible AC Transmission Systems* - FACTS) que, quando equipados com controladores suplementares de amortecimento (*Power Oscillation Damping* - POD), podem contribuir para a melhoria da estabilidade de oscilações eletromecânicas, em especial as oscilações interáreas (Zhang & Vittal, 2013; Deng, Li & Zhang, 2015). Para isso, os FACTS podem ser ajustados para desempenhar um papel complementar de melhoria do coeficiente de amortecimento de oscilações, já estabilizadas por outros controladores, ou até exercer um papel de retaguarda para a garantia da margem de estabilidade mínima na indisponibilidade destes controles (Li, Kong, Xue, Guan, Taylor, Zhang, Zhang & Jayaweera, 2017; Ngamroo, 2017). Desta forma, os FACTS podem ser utilizados como uma fonte de amortecimento mínima de segurança para situações críticas de operação, como, por exemplo, quando os PSS dos principais geradores estão indisponíveis (Lima, Ramos & Medeiros, 2001).

Dentre os FACTS existentes, o Compensador Estático Síncrono de Reativo (*Static Synchronous Compensator* - STATCOM) é um equipamento em derivação (*shunt*) destinado a regulação de tensão do barramento de conexão, o qual emprega a tecnologia de eletrônica de potência baseada em conversor de fonte de tensão (*Voltage Source Converter* - VSC). Adicionalmente, o STATCOM é capaz de contribuir com torque de amortecimento para oscilações eletromecânicas através da disponibilização de sinal suplementar por um controlador POD na malha de controle de tensão terminal do equipamento, a qual tem efeito direto no nível de potência e, portanto, na modulação do carregamento do sistema (Vahidnia, Ledwich & Palmer, 2016).

Neste caso, a simples inserção de controladores do tipo POD em STATCOM não é suficiente para garantir um bom desempenho, fazendo-se necessário um bom ajuste dos parâmetros deste controlador (Li, Rehtanz, Ruberg, Luo & Cao, 2012; Abdulrahman & Radman, 2018). Para isso, a aplicação de métodos de projeto com o modelo linearizado do sistema é essencial para satisfazer os requisitos de controle especificados, tais como um amortecimento mínimo desejado para modos de oscilação dominantes e a robustez diante de mudanças na operação dos sistemas.

Métodos de projeto baseados na teoria de controle clássico continuam sendo largamente utilizados pelos profissionais da indústria nas últimas décadas (Dill, 2013). Neste caso, estes métodos destinam-se ao projeto de somente um controlador por vez, condição suficiente para o objetivo deste trabalho. Embora não seja possível incluir restrições de robustez a mudanças na operação dos sistemas durante a etapa de ajuste, recentes aprimoramentos no método da resposta em frequência usando o diagrama de *Nyquist* possibilitam a análise simultânea do efeito do controlador em múltiplos cenários operativos para a condição de amortecimento especificada, o qual é nomeado na literatura como método de *Nyquist* amortecido (Gomes, Guimarães, Martins & Taranto, 2018).

Desta forma, o presente trabalho busca determinar o ajuste do controlador POD de FACTS do tipo STATCOM pelo método de *Nyquist* amortecido e avaliar o seu desempenho para a garantia de amortecimento mínimo de um modo crítico de oscilação eletromecânica interárea,

exercendo um papel de retaguarda quando da ausência da principal fonte de amortecimento associado a este modo.

## 1.1 Motivação

Este trabalho é motivado pela interligação internacional planejada do *Sistema Interligado Nacional Paraguayo* (SIN-PY) com os sistemas elétricos argentino (*Sistema Argentino de Interconexión* - SADI) e uruguaio (*Sistema Interligado Nacional Uruguayo* - SIN-UY) e pela implantação de um STATCOM próximo ao centro de carga do SIN-PY. Estudos iniciais desta interligação internacional indicaram o surgimento de um modo de oscilação interárea mal-amortecido de 0,35 Hz, podendo ser até instável em alguns casos, e que habilitar o PSS dos geradores de Itaipu 50 Hz seria a melhor solução para a estabilização do modo neste sistema interligado, sendo esta hipótese comprovada por meio de testes reais (Bomfim, Quintão, Lizárraga, Almeida, Romei, Barua, Gomes Jr & Coronel, 2009).

Adicionalmente, identificou-se a necessidade de implantação de um sistema especial de proteção (SEPr) que efetue a separação do sistema interligado a sua condição original (condição desinterligada) no intuito de garantir a segurança operacional principalmente contra os efeitos da perda de sincronismo. Outra ação efetuada pelo SEPr após a separação é o desligamento de todos os PSS dos geradores de Itaipu 50 Hz, no intuito de evitar interações adversas entre este equipamento e o controle do elo de corrente contínua de Furnas (Sosa-Ríos, Pesente, Costa-Alberto & Ramos, 2020).

Embora seja um evento de baixa probabilidade, o desligamento acidental dos PSS dos geradores de Itaipu 50 Hz pelo SEPr na condição interligada pode levar o sistema a experimentar oscilações prolongadas nas diversas grandezas elétricas devido ao modo interárea mal amortecido. Neste caso, o ajuste de um controlador de retaguarda para a garantia de amortecimento mínimo das oscilações interárea pode permitir a continuidade da operação interligada de forma segura enquanto os PSS estiverem indisponíveis. Para isso, o STATCOM a ser implantado no SIN-PY dispõe de um controlador POD em sua malha de controle e, portanto, pode ser ajustado para exercer este papel de fonte de amortecimento de retaguarda ao modo interárea do sistema interligado Paraguaio-Argentino-Uruguaio.

## 1.2 Objetivos

O objetivo geral deste trabalho é estudar o ajuste e o desempenho do controlador POD de um STATCOM para o aumento do coeficiente de amortecimento de um modo de oscilação interárea na ausência do principal controlador PSS associado a este modo, considerando variações



de carregamento e de despacho do sistema elétrico interligado. Para se alcançar o objetivo geral foram necessários realizar os seguintes objetivos específicos:

- Aplicar o método de *Nyquist* amortecido para o ajuste do controlador POD do STATCOM considerando o requisito de amortecimento mínimo do modo interárea;
- Comparar a representação do STATCOM por modelos de simulação de compensador estático de reativo (*Static Var Compensator - SVC*) do tipo SVC com reator controlado por tiristor e capacitor fixo com o STATCOM VSC com modulação por largura de pulso (*Pulse Width Modulation - PWM*);
- Verificar a influência do ajuste do controlador POD nos principais modos em todos os cenários operativos;
- Verificar possíveis interações adversas do controlador POD com o controlador PSS associado a este modo, quando presente no sistema;
- Validar o desempenho e verificar a capacidade do controlador POD de contribuir para a estabilidade do sistema através de simulações no tempo.

### 1.3 Estrutura do trabalho

No Capítulo 1 é apresentada uma introdução, contextualizando o problema e o objeto de pesquisa, e a motivação que levaram ao desenvolvimento deste trabalho. Adicionalmente, os objetivos são descritos neste capítulo.

No Capítulo 2 é feita uma descrição dos conceitos associados a modos de oscilação eletromecânicos e dos principais controladores utilizados para a estabilização destes modos. Adicionalmente, o método de ajuste de controlador utilizado na pesquisa (método de *Nyquist* amortecido) é apresentado neste capítulo.

No Capítulo 3 é feita uma descrição sobre o funcionamento básico, malhas de controle e curvas características de operação de dois compensadores estáticos em derivação utilizados para representação do STATCOM estudado: SVC do tipo reator controlado por tiristor com o capacitor fixo e STATCOM VSC com modulação PWM.

No Capítulo 4 é feita uma descrição do sistema teste, descrevendo as principais características de configuração, dos cenários operativos e do modo de oscilação interárea, além de aspectos construtivos, malhas de controle e modelagem do STATCOM estudado.

No Capítulo 5 são apresentados o método de ajuste adotado, resultados e discussões sobre o desempenho do controlador POD do STATCOM no sistema teste.

Por fim, no Capítulo 6 são apresentadas as conclusões, sugestões de trabalhos futuros e as publicações realizadas durante o desenvolvimento deste trabalho.

# Capítulo 2

## Melhoria do amortecimento de oscilações interárea

### 2.1 Introdução

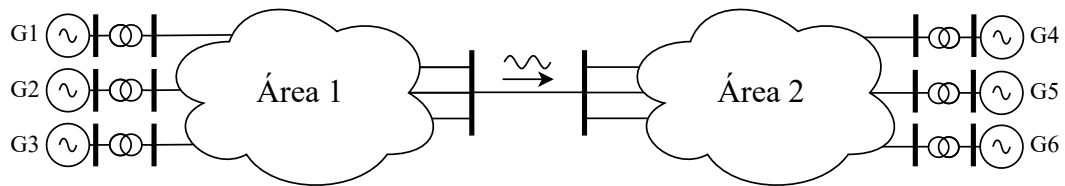
No Capítulo 1, destacou-se que a interligação de sistemas elétricos, como alternativa de cumprimento ao aumento do carregamento, pode levar a problemas relacionados ao aumento da vulnerabilidade às oscilações eletromecânicas, especialmente oscilações interárea.

O presente capítulo apresenta uma descrição de oscilações interárea, objeto de estudo deste trabalho, e as alternativas de controladores existentes para elevar o amortecimento destas oscilações. Adicionalmente, apresenta-se uma breve descrição de métodos de ajuste destes controladores, com maiores detalhes sobre o método empregado no desenvolvimento deste trabalho, o método de *Nyquist* Amortecido.

### 2.2 Natureza de oscilações interárea

As oscilações eletromecânicas são um fenômeno comum e de vital preocupação para a operação segura de sistemas elétricos. Por muitos anos, os principais problemas com estas oscilações estavam associados a um grupo de geradores intimamente conectados no sistema, conhecidos como modos locais e intra-plantas. Posteriormente, oscilações de baixa frequência também foram verificadas com a interligação entre sistemas por meio de linhas de transmissão relativamente fracas. Descobriu-se que estas oscilações envolvem dois grupos de geradores separados em áreas pela interligação, um oscilando contra o outro. Diante da natureza deste comportamento, estas oscilações foram denominadas como modos de oscilação interárea (Klein, Rogers & Kundur, 1991; Dill, 2013). Na Figura 2.1 está ilustrado um exemplo com dois grupos geradores que oscilam entre si e, desta forma, introduzem um modo interárea no sistema elétrico interligado.

Modos interárea são estudados na área de estabilidade de pequenos sinais, um tipo de

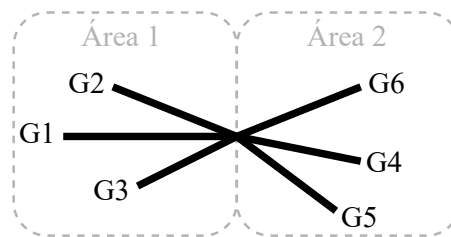


**Figura 2.1:** Sistema exemplo com duas áreas oscilando entre si

Fonte: Próprio autor

estabilidade do ângulo do rotor de geradores. Nesta área, estuda-se a capacidade do sistema de potência de manter o sincronismo quando submetido a pequenos distúrbios, como pequenas variações de carga ou geração (Qing, Yiwei & Yong, 2006; Nacef, Kilani & Elleuch, 2018).

Técnicas baseadas na álgebra linear, como o cálculo de autovalores e autovetores, são aplicadas para estudar as propriedades dos modos interárea e seus impactos no comportamento dinâmico linearizado do sistema, como por exemplo a análise de *mode-shape* (Qing et al., 2006). Os *mode-shapes*, componentes normalizadas dos autovetores à direita correspondentes às variáveis algébricas ou diferenciais, auxiliam na identificação e caracterização de modos de oscilação (Tapia, 2013). No caso de modos interárea, o *mode-shape* correspondente à velocidade do rotor dos geradores evidencia a separação dos dois grupos de geradores que oscilam em oposição, conforme ilustrado na Figura 2.2 para o sistema exemplo da Figura 2.1.



**Figura 2.2:** Modeshape do sistema exemplo com duas áreas

Fonte: Próprio autor

A característica predominante de modos interárea é a frequência de oscilação na faixa de 0,1 a 0,8 Hz (Klein et al., 1991). Entretanto, a análise destes modos é mais complexa quando comparada com modos locais e intraplantas. Modos locais e intra-plantas apresentam características bem compreendidas na literatura, podendo ser estudados e solucionados de forma satisfatória a partir de uma representação adequada nas proximidades da planta (Wang & Shiyong, 2010). Por sua vez, modos interáreas envolvem grande quantidade de geradores e áreas e são mais complexas, pois demandam uma representação detalhada de todo o sistema interligado, sendo sensível aos seguintes parâmetros e configurações do sistema (Klein et al., 1991; Antoine & Maun, 2012):

- Modelo de carga;
- Topologia da rede;
- Condições de carregamento e de fluxo de potência;

- Presença de sistema de excitação de resposta rápida;
- Conexões de corrente contínua (*High Voltage Direct Current* - HVDC);

O crescimento da interligação de grandes sistemas, separados por grandes distâncias geográficas, em prol do atendimento a carga, tem demandado um maior esforço do sistema de transmissão e intensificado o surgimento de oscilações interárea com baixo coeficiente de amortecimento (Klein et al., 1991; Dill, 2013).

Estas oscilações quando mal amortecidas levam ao aumento ou diminuição constante do ângulo do rotor causado pela falta de torque sincronizante ou na forma oscilatória com amplitude crescente devido à falta de torque de amortecimento de máquinas síncronas. Nestas condições, as grandezas do sistema, como a frequência, tensões e fluxo de potência, também oscilam de forma prolongada, podendo causar a separação de sistemas, danos ou mau funcionamento de equipamentos e até mesmo *blackouts* (Dill, 2013; Mendoza-Armenta & Dobson, 2016; Bento, 2019).

Enrolamentos amortecedores dos rotores de máquinas síncronas têm a capacidade de elevar o torque de amortecimento de oscilações eletromecânicas, sendo suficiente para oscilações locais em alguns casos, porém insuficiente para oscilações interárea na maioria dos casos (Dill, 2013).

No intuito de garantir a segurança e confiabilidade do sistema, restrições operativas podem ser aplicadas, como, por exemplo, a limitação da transferência de potência entre sistemas (Bedin, 2012; Tapia, 2013). Como consequência, esta medida leva a sub-utilização do sistema de transmissão, indo em contramão ao objetivo de uso otimizado dos recursos de geração e transmissão de sistemas elétricos interligados.

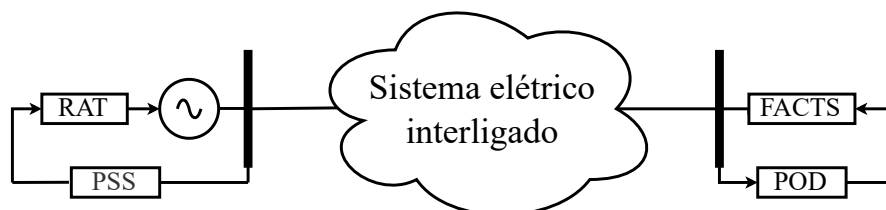
Outra medida para mitigar os problemas associados a oscilações interárea é a utilização de dispositivos de controle, que atuam diretamente nos geradores, linhas ou barras do sistema, com o objetivo de fornecer torque de amortecimento para estas oscilações, conforme descrito na seção a seguir.

## 2.3 Controladores aplicados para oscilações interárea

Os principais controladores suplementares utilizados para elevar o amortecimento de oscilações interárea em sistemas elétricos interligados, conhecidos como fontes de amortecimento, são os PSS em geradores síncronos e os POD instalados em FACTS (Dill, 2013).

Usualmente, os controladores PSS e POD empregam uma estrutura de controle descentralizada, a qual está ilustrada na Figura 2.3. Neste tipo de estrutura, cada controlador é alimentado por sinais locais, originados de medições fisicamente próximas ao equipamento associado. Posteriormente, este sinal é processado localmente e um sinal de controle suplementar é gerado para

o equipamento associado (Dotta, 2009; Dill, 2013).



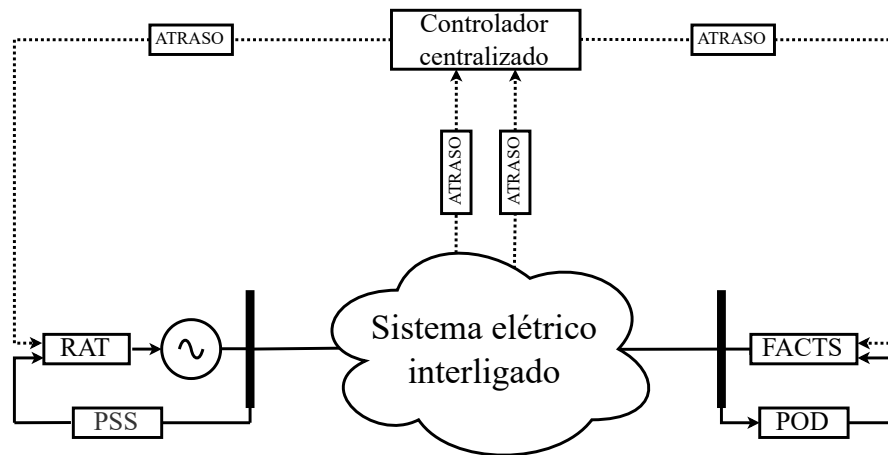
**Figura 2.3:** Estrutura de controle descentralizada de geradores síncronos e FACTS  
Fonte: Próprio autor

O PSS é um controlador adicional conectado ao regulador automático de tensão (RAT) de geradores síncronos, com o objetivo de introduzir torque de amortecimento no rotor de geradores síncronos. O advento dos PSS na década de 1960 resolveu com sucesso os problemas de oscilação rotórica causados pelo uso de sistemas de excitação de resposta rápida. Entretanto, a sua capacidade de auxiliar em oscilações interáreas é limitada, devido a falta de observabilidade destas oscilações no sinal usado como entrada do controlador (Bedin, 2012; Zhang & Vittal, 2013; Deng et al., 2015). Para este caso, uma alternativa que trouxe melhoria da observabilidade e do desempenho do PSS foi o emprego de sinais remotos como entrada do controlador (Dotta, 2009; Bento, 2019).

Os recentes desenvolvimentos na utilização de unidades de medição fasorial sincronizada (*phasor measurement unit* - PMU) forneceram amplas oportunidades para o desenvolvimento de ferramentas de controle de área ampla (*Wide-area Controller* - WAC), que utilizam sinais remotos de entrada, como, por exemplo, frequência e ângulo de tensões de barramentos, desvio de velocidade angular de geradores e até mesmo correntes e fluxos de potência ativa de linhas distantes dos controladores (Heniche & Kamwa, 2008; Chaudhuri, Domahidi, Chaudhuri, Majumder, Korba, Ray & Uhlen, 2010; Li et al., 2012; Abdulrahman & Radman, 2018).

Entretanto, a consideração de sinais remotos de entrada do PSS introduz problemas associados a confiabilidade da rede de comunicação (Zhang & Vittal, 2013; Bento, 2012). Caso ocorram atrasos ou perdas de comunicação do sinal remoto o PSS pode apresentar um desempenho inadequado, sendo capaz de levar o sistema a uma condição de operação instável. Estes problemas são tratados na literatura por meio da utilização de um esquema de controle hierárquico, cuja ação de controle é desempenhada por dois controladores: o primeiro utiliza o sinal de entrada remoto com o papel de melhorar a dinâmica do sistema, enquanto o segundo emprega um sinal local como entrada com o intuito de garantir o amortecimento mínimo em caso de falha de comunicação do sinal remoto (Dotta, 2009; Bento, Dotta, Kuiava & Ramos, 2018). Na Figura 2.4 está ilustrado um exemplo de estrutura de controle hierárquico associado a geradores síncronos e FACTS.

No final da década de 1980, os avanços das tecnologias de eletrônica de potência intensificaram a instalação de dispositivos FACTS em sistemas elétricos interligados (Bedin, 2012). Estes dispositivos operam de forma contínua com o objetivo primário de elevar a capacidade



**Figura 2.4:** Estrutura de controle hierárquica associada a geradores síncronos e FACTS  
Fonte: Próprio autor

de transmissão do sistema por meio da compensação de potência reativa, controle de tensão e de fluxo de potência do sistema (Dill, 2013; Abdulrahman & Radman, 2018). Em suas primeiras aplicações, foi constatado que os FACTS contribuíam para o amortecimento de oscilações eletromecânicas devido a um efeito secundário do controle de tensão e de fluxo de potência, porém de forma inexpressiva (Bedin, 2012). Entretanto, estes dispositivos podem contribuir de forma significativa na melhoria do amortecimento de oscilações interáreas quando equipados com controladores POD (Zhang & Vittal, 2013; Deng et al., 2015).

Diversos trabalhos da literatura exploram a utilização de estruturas de controle hierárquico associados a FACTS (Zhang & Vittal, 2013; Li et al., 2012; Surinkaew & Ngamroo, 2017), conforme ilustrado na Figura 2.4. Entretanto, assim como observado para o PSS, problemas associados a atrasos ou perdas de comunicação do sinal remoto também podem ocorrer nestas aplicações, os quais acabam justificando a maior utilização de controladores descentralizados em FACTS.

Dentre os exemplos de aplicação de controladores POD, pode-se destacar a utilização de dois FACTS de compensação série controlados a tiristores (*thyristor-controlled series capacitor* - TCSC) nas extremidades da interligação Norte-Sul do sistema interligado nacional brasileiro (SIN-BR), no final da década de 1990, para a estabilização de um modo interárea resultante desta interligação (Savelli, 2007). Atualmente, este controlador POD encontra-se desabilitado e o modo interárea é estabilizado por outras fontes de amortecimento.

Como principal desvantagem, dispositivos FACTS têm elevado custo de implantação quando comparado a conexão de PSS em reguladores de tensão de geradores síncronos, inviabilizando a sua instalação exclusiva para a melhoria do amortecimento de modos de oscilação na maioria dos casos (Dill, 2013).

Sistemas de transmissão HVDC, que apresentam uma característica de resposta rápida, também podem ser equipados com controladores POD para o amortecimento de oscilações interárea (Dotta, 2009; Bedin, 2012; Li et al., 2012). Como exemplo de aplicação, o sistema de

transmissão HVDC de Belo Monte, responsável pelo escoamento de energia da Usina de Belo Monte ao Sistema Interligado Nacional Brasileiro (SIN-BR), possui no terminal retificador um controlador POD capaz de realizar a modulação de potência ativa transmitida para o amortecimento do modo interárea da interligação Norte-Sul (Nohara, Aquino, Fernandes, Massaud & Sardinha, 2017).

Para que os PSS e POD apresentem um bom desempenho é necessária a utilização de métodos de projeto de controladores com o modelo do sistema elétrico interligado, como, por exemplo, o método de *Nyquist* amortecido, que está descrito na seção a seguir.

## 2.4 Método de *Nyquist* amortecido para o projeto de controladores

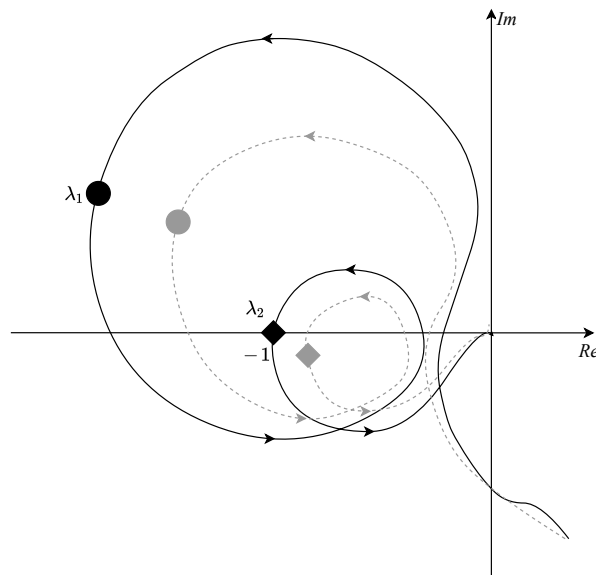
Nos últimos anos, métodos de projeto de controladores suplementares de amortecimento (PSS e POD) foram propostos na literatura que buscam não só o atendimento aos requisitos de amortecimento de modos de oscilação, mas também a robustez do controle e a coordenação com outras fontes de amortecimento (Dill, 2013). Diversos trabalhos abordam a adoção de métodos baseados em diferentes técnicas de controle, como as baseadas em desigualdades matriciais lineares (*Linear Matrix Inequality* - LMI) e bilineares (*Bilinear Matrix Inequality* - BMI) (Deng et al., 2015; Bento & Ramos, 2021), na solução do regulador quadrático linear (*Linear Quadratic Regulator* - LQR) (Bento, 2012), por minimização de normas  $H_2$  e  $H_\infty$  (Li et al., 2012), filtro de Kalman (Vahidnia et al., 2016), controle adaptativo (Chaudhuri et al., 2010), otimização por algoritmos de vagalume, genéticos e enxame de partículas (Surinkaew & Ngamroo, 2017), além de técnicas de inteligência artificial como redes neurais e lógica *fuzzy* (Abdulrahman & Radman, 2018).

Boa parte destes métodos implicam em processos iterativos com maiores esforços computacionais que podem enfrentar problemas numéricos de convergência devido a introdução de certas particularidades, como as necessidades da atribuição de pesos adequados para funções objetivo e de controladores serem da mesma ordem da planta para a garantia da convexidade, no caso de técnicas LMI e BMI (Dotta, 2009; Dill, 2013). O significativo esforço empenhado na implementação do método aliado a estas particularidades pode dificultar a compreensão e a solução do controle pelo projetista (Pesente, Rios, Galassi & Ramos, 2021).

Por outro lado, métodos de projeto baseados na teoria de controle clássico, que utilizam as técnicas de resposta em frequência e de posicionamento de pólos, continuam sendo amplamente empregados na indústria, devido a maior facilidade de compreensão comparado com outros métodos (Dill, 2013). Neste caso, estes métodos são destinados ao projeto de um único controlador do tipo SISO (*Single Input Single Output*) por vez. Embora não seja possível incluir restrições associadas a robustez a variações da condição de operação, recentes aprimoramentos permitem

analisar o efeito do controlador ajustado em múltiplos cenários operativos de forma gráfica e simultânea, a exemplo do método de *Nyquist* amortecido.

O método *Nyquist* amortecido, proposto em Gomes et al. (2018), é uma técnica de posicionamento de polos para o projeto de controladores realimentados com base no traçado de um diagrama de *Nyquist* modificado. O objetivo deste método é a colocação de pares de polos complexos conjugados em uma posição desejada no semi-plano esquerdo do plano complexo. Além disso, este método fornece informações gráficas de outros polos que são afetados em malha fechada, auxiliando na escolha dos melhores parâmetros do controlador. Simultaneamente, este método permite visualizar os efeitos do controlador pelo traçado de *Nyquist* amortecido de outros cenários de operação, considerando variações topológicas e de carregamento do sistema elétrico interligado. Na Figura 2.5 está ilustrado um exemplo de diagrama de *Nyquist* amortecido para duas condições operativas (em linha contínua e pontilhada) com a localização de dois polos ( $\lambda_1$  e  $\lambda_2$ ).



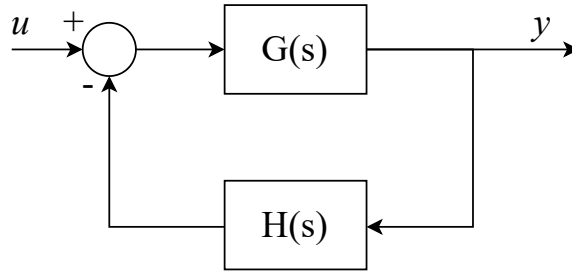
**Figura 2.5:** Diagrama de *Nyquist* amortecido  
Fonte: Próprio autor

Outro ponto positivo é que o método de *Nyquist* amortecido é capaz de realizar o projeto do controlador diretamente, desenvolvendo um posicionamento preciso dos pólos que evita compensação excessiva de fase, verificada em outros métodos clássicos, como o método da compensação de ângulo de resíduo (*Residue Angle Compensation*) (Gomes et al., 2018). Adicionalmente, este método é flexível em termos de parâmetros, permitindo a escolha de valores dentro da faixa especificada pelos fabricantes, como ganho e constantes de tempo.

No método de *Nyquist* amortecido, um polo  $\lambda = \sigma + j\omega$  que possui amortecimento insuficiente é escolhido e deslocado para uma nova posição  $\lambda_c = \sigma_c + j\omega_c$  através da realimentação de um controlador  $H(s)$ , conforme ilustrado no diagrama de controle de realimentação clássico mostrado na Fig. 2.6. Durante o projeto, a função não compensada  $G(s)$  e a função compensada  $F(s)=G(s)H(s)$  são avaliadas com  $s$  variando ao longo de uma linha constante  $\zeta$ , que corresponde



ao coeficiente de amortecimento especificado  $\zeta$  para o polo  $\lambda_c$ .



**Figura 2.6:** Diagrama do sistema em malha fechada

Fonte: Próprio autor

No deslocamento do polo, a componente imaginária de  $\lambda_c$  ( $\omega_c$ ) normalmente é mantida igual a frequência original do polo ( $\omega$ ), enquanto a componente real  $\sigma_c$  é calculada em função de  $\omega$  e  $\zeta$  pela seguinte equação:

$$\sigma_c = \frac{-\zeta}{\sqrt{1-\zeta^2}}\omega_c \quad (2.1)$$

A título de comparação, no método convencional de *Nyquist* as funções  $G(s)$  e  $F(s)$  são avaliadas no plano complexo com a componente real nula ( $\sigma=0$ ) e a componente imaginária ( $\omega$ ) de  $s$  variando de 0 a  $+\infty$ , no intuito de garantir a margem de estabilidade mínima do polo, isto é,  $\lambda_c$  com coeficiente de amortecimento  $\zeta$  nulo.

De forma geral, a função compensada  $F(s)$  deve atender duas condições para o polo na posição desejada  $\lambda_c$ : módulo e fase devem ser iguais a 1 e  $180^\circ$ , respectivamente. Esta condição é atendida pelo método de *Nyquist* amortecido quando a curva de  $F(s)$  avaliada com  $\zeta$  constante passa pelo ponto  $(-1,0)$  na frequência  $\omega$  do plano complexo.

A estrutura geral do controlador  $H(s)$  é composta por um ganho  $K$ , um bloco de filtro de *washout*,  $W(s)$ , e outro de compensação de fase,  $C(s)$ , sendo representada pela seguinte equação:

$$H(s) = KW(s)C(s) = K \frac{T_w s}{1 + T_w s} \left( \frac{1 + \alpha_T T s}{1 + T s} \right)^n \quad (2.2)$$

O parâmetro  $K$  corresponde a um ganho puro destinado a compensação de ganho. O parâmetro  $T_w$  é a constante de tempo de um filtro passa-alta para que somente os sinais associados às oscilações eletromecânicas passem sem alteração de característica, com valores típicos adotados entre 1 e 20 s. Os parâmetros  $\alpha_T$  e  $T$  são destinados a compensar o avanço ou o atraso de fase do sistema de modo a introduzir um torque de amortecimento em fase com as oscilações. O índice  $n$  indica o número de estágios necessários para a compensação de fase.

A compensação total de fase  $\phi_T$  pelo  $H(s)$  deve levar em conta os atrasos e avanços proveniente de  $G(s)$  e do filtro passa-alta  $W(s)$  para o  $\lambda_c$ , conforme a seguinte equação:

$$\phi_T = 180^\circ - \angle[G(\lambda_c)W(\lambda_c)] \quad (2.3)$$

A fase  $\phi_T$  é feita por  $n$  estágios (blocos) que compensam individualmente uma fase  $\phi$ . O número mínimo de blocos  $n$  é obtido em função de  $\phi_T$  e da compensação máxima de fase por bloco  $\phi_{max}$ , enquanto a compensação de fase por bloco  $\phi$  é calculada em função de  $\phi_T$  e de  $n$ , conforme as seguintes equações:

$$n = \text{int} \left( \frac{\phi_T}{\phi_{max}} \right) + 1 \quad (2.4)$$

$$\phi = \frac{\phi_{max}}{n} \quad (2.5)$$

O  $\phi_{max}$  e os demais parâmetros de  $H(s)$  são determinados pelo método de *Nyquist* amortecido através de etapas sequenciais de cálculo que permitem especificar, além de  $\zeta$  e  $T_w$ , o valor de uma das seguintes variáveis: constante  $T$  ou  $\alpha_T$  dos blocos de compensação de fase, a compensação máxima de fase em uma frequência especificada  $\omega$  ou a frequência de compensação máxima de fase. A formulação destas quatro possibilidades do método de *Nyquist* amortecido está apresentada no Apêndice A.

# Capítulo 3

## Compensadores estáticos em derivação

### 3.1 Introdução

Os FACTS são dispositivos de eletrônica de potência que podem ser classificados em três grupos de acordo com a sua conexão: em derivação (*shunt*), em série e em shunt-série (Abdulrahman & Radman, 2018). Os dispositivos em derivação tem como objetivo o controle do perfil de tensão do sistema elétrico. Um melhor perfil de tensão no sistema reflete em um menor uso de linhas de transmissão para o transporte de potência reativa e, conseqüentemente, resultam na elevação da capacidade do sistema em intercambiar energia elétrica entre áreas ou subsistemas, especialmente em condições de carga pesada.

Os FACTS em derivação são compostos por componentes chaveáveis associados a capacitores, indutores ou baterias, em distintas configurações de circuito de corrente alternada (AC - *Alternate Current*) ou corrente contínua (DC - *Direct Current*), para fornecer ou consumir potência reativa em barramentos do sistema elétrico interligado, sendo assim denominados como compensadores estáticos em derivação.

Para o seu funcionamento, os compensadores estáticos em derivação são normalmente equipados com duas malhas de controle: interna e externa. A malha de controle externa é responsável por fornecer a grandeza de referência necessária (corrente reativa ou susceptância) para o sinal de entrada do equipamento a partir do requisito de compensação reativa do sistema elétrico interligado. Por sua vez, a malha de controle interna é responsável por converter o sinal de entrada proveniente da malha externa em comandos de disparo dos componentes chaveáveis. Quando providos destas duas malhas, estes dispositivos são também denominados conjuntamente pelo IEEE e Cigré como geradores estáticos de reativos (*static var generator - SVG*) (Hingorani & Gyugyi, 1999).

Além da ampla utilização como dispositivos de geração ou consumo de potência reativa, os compensadores estáticos em derivação são capazes de ampliar a margem de estabilidade transitória e de auxiliar no amortecimento de oscilações eletromecânicas, conforme descrito no Capítulo 2 (Bedin, 2012; Hingorani & Gyugyi, 1999).

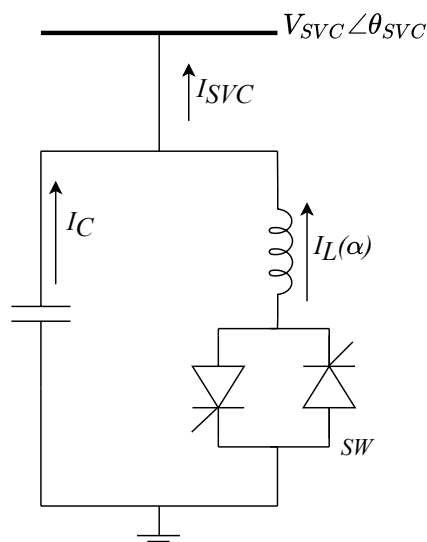
Neste contexto, o presente capítulo apresenta o princípio de funcionamento e característi-

cas de compensadores estáticos em derivação: o STATCOM por modulação PWM e o SVC do tipo reator controlado por tiristor com capacitor fixo. O primeiro corresponde ao modelo mais próximo do dispositivo FACTS a ser equipado com o controlador POD, enquanto o segundo é utilizado como modelo matemático aproximado do dispositivo para o desenvolvimento da análise linearizada deste trabalho.

### 3.2 Compensador estático de reativo - SVC FC-TCR

Do ponto de vista operacional, o SVC é um dispositivo FACTS que se comporta como uma impedância variável para o controle de tensão no ponto de conexão (Bedin, 2012). Este dispositivo é usualmente composto por ao menos um dos seguintes componentes tiristorizados: o reator controlado por tiristor (*thyristor-controlled reactor* - TCR) e o capacitor chaveado por tiristor (*thyristor-switched capacitor* - TSC). Estes dispositivos têm como vantagem o controle contínuo e rápido da reatância quando comparado com capacitores e reatores manobráveis, minimizando esforços mecânicos provenientes de manobras e auxiliando no controle de tensão durante transitórios rápidos.

A combinação do TCR e do TSC entre si ou com elementos passivos fixos permite a elaboração de distintas estruturas de SVC, como, por exemplo, o capacitor fixo em paralelo com um TCR (*fixed capacitor, thyristor-controlled reactor* - FC-TCR), o qual está ilustrado Figura 3.1.



**Figura 3.1:** Estrutura do SVC do tipo FC-TCR

Fonte: Adaptado de Mikwar (2017)

O princípio de funcionamento, a modelagem da malha de controle e as características básicas de operação do SVC do tipo FC-TCR estão apresentadas nas subseções a seguir.

### 3.2.1 Princípio de funcionamento

Nos ramos do SVC fluem as correntes pelo capacitor ( $I_C$ ) e pelo reator associado ao TCR ( $I_L$ ). A corrente  $I_C$  está associada a capacidade de geração de potência reativa ( $Q_{SVC} > 0$ ), além de realizar a filtragem de componentes harmônicas do SVC (Mikwar, 2017). Por sua vez, a corrente  $I_L$  está relacionada ao consumo de potência reativa ( $Q_{SVC} < 0$ ) e seu valor é controlado por tiristores em antiparalelo pelo método de controle de ângulo de disparo.

O método de controle de ângulo de disparo baseia-se no fechamento da válvula tiristorizada com um atraso angular ( $\alpha$ ) com relação ao pico da tensão terminal do SVC ( $V_{SVC}$ ) em cada semi-ciclo que, indiretamente, controla a duração da condução ou o ângulo de condução de corrente ( $\beta = \pi - 2\alpha$ ). Quando  $\alpha$  é igual a 0, a válvula tiristorizada fecha no pico de  $v$ ,  $\sigma$  é igual  $\pi$  (máxima condução) e a corrente  $I_L$  assume o valor de regime permanente com o tiristor fechado (máxima corrente indutiva). Quando  $\alpha$  é igual a  $\pi/2$ , a válvula tiristorizada fecha com  $v$  igual a 0,  $\sigma$  é igual 0 (mínima condução) e a corrente  $I_L$  é nula (mínima corrente indutiva). Assim, a medida que  $\alpha$  aumenta no intervalo entre 0 e  $\pi/2$  o intervalo de condução e corrente  $I_L$  diminuem e, conseqüentemente, o consumo de potência reativa pelo reator reduz. A amplitude da corrente pelo TCR é expressa em função de  $\alpha$  ( $I_L(\alpha)$ ) na frequência fundamental da rede pela seguinte equação (Hingorani & Gyugyi, 1999):

$$I_L(\alpha) = \frac{V_{SVC}}{\omega_R L} \left( 1 - \frac{2}{\pi} \alpha - \frac{1}{\pi} \sin 2\alpha \right) \quad (3.1)$$

onde  $L$  é a indutância do TCR e  $\omega_R$  é a frequência angular fundamental da rede.

A corrente injetada pelo SVC em função de  $\alpha$  ( $I_{SVC}(\alpha)$ ) na frequência fundamental é calculado pela diferença entre  $I_C$  e  $I_L(\alpha)$ , conforme apresentado pela seguinte equação:

$$I_{SVC}(\alpha) = I_C - I_L(\alpha) \quad (3.2)$$

O ramo TCR é normalmente modelado como uma susceptância controlável em função de  $\alpha$  ( $B_L(\alpha)$ ), a qual é calculada pela razão entre  $I_L(\alpha)$  e  $V_{SVC}$ , conforme apresentado pela seguinte equação:

$$B_L(\alpha) = \frac{I_L(\alpha)}{V_{SVC}} = \frac{1}{\omega_R L} \left( 1 - \frac{2}{\pi} \alpha - \frac{1}{\pi} \sin 2\alpha \right) \quad (3.3)$$

De forma semelhante, o SVC é representado por uma susceptância em função de  $\alpha$  ( $B_{SVC}$ ), calculada pela diferença entre a susceptância do capacitor fixo ( $B_C$ ) e  $B_L(\alpha)$ , conforme apresentado pela seguinte equação:

$$B_{SVC}(\alpha) = B_C - B_L(\alpha) \quad (3.4)$$

onde  $B_C$  é igual ao produto entre a frequência angular da rede e a capacitância do capacitor fixo ( $\omega_R C$ ).

A potência reativa de saída do SVC em função de  $\alpha$  ( $Q_{SVC}(\alpha)$ ) é calculada como o produto entre  $I_{SVC}(\alpha)$  e a tensão  $V_{SVC}$  ou também pelo produto entre  $B_{SVC}$  e o quadrado da tensão  $V_{SVC}$ , conforme apresentado pela seguinte equação:

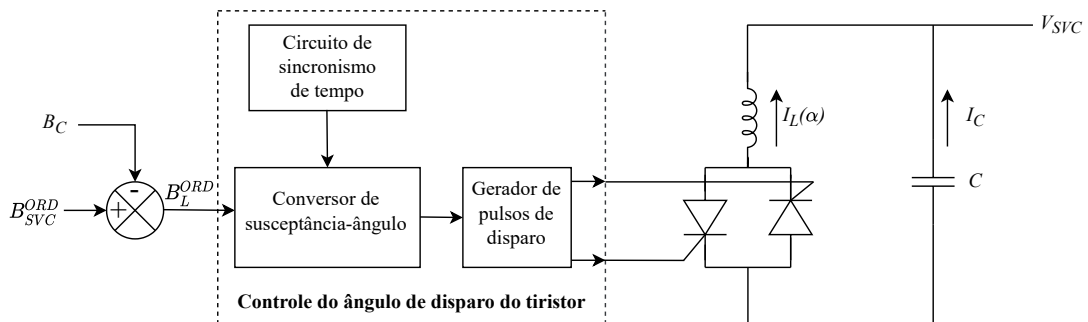
$$Q_{SVC}(\alpha) = I_{SVC}(\alpha)V = B_{SVC}(\alpha)V^2 \quad (3.5)$$

Desta forma, a medida que o ângulo  $\alpha$  aumenta, entre 0 e  $\pi/2$ ,  $B_L(\alpha)$  diminui e, conseqüentemente, a susceptância  $B_{SVC}$  aumenta, resultando em uma elevação da  $Q_{SVC}$ , conforme definido pelas equações (3.3), (3.4) e (3.5).

### 3.2.2 Malhas de controle

Os comandos de disparo para os tiristores são gerados pela malha de controle interna do SVC em resposta a uma ordem (referência) de susceptância  $B_{SVC}$  ( $B_{SVC}^{ORD}$ ). A susceptância  $B_{SVC}^{ORD}$  é fornecida pela malha de controle externa, a partir de instruções manuais do operador ou pela resposta automática do SVC à variações sistêmicas (Hingorani & Gyugyi, 1999).

A malha de controle interna do SVC do tipo FC-TCR é composta de quatro etapas, conforme ilustrada na Figura 3.2.



**Figura 3.2:** Esquema funcional da malha de controle interna do SVC do tipo FC-TCR  
Fonte: Adaptado de Hingorani & Gyugyi (1999)

O sinais de entrada da malha de controle interna são as susceptâncias  $B_{SVC}^{ORD}$  e  $B_C$ , além da tensão terminal do SVC, com módulo  $V_{SVC}$  e ângulo  $\theta_{SVC}$ .

Primeiramente, calcula-se a susceptância  $B_L^{ORD}$  pela diferença entre  $B_{SVC}^{ORD}$  e  $B_C$ , conforme definido pela equação (3.4). Valores positivos indicam que o TCR consumirá potência reativa mais do que o capacitor fixo está gerando, enquanto valores negativos levam a condição oposta.

Através de um circuito de sincronização de tempo, como, por exemplo, PLL (*phase-*

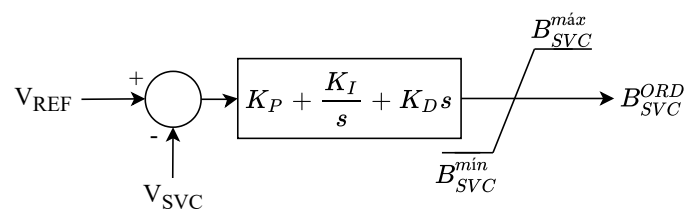
*locked loop* - PLL) gera-se pulsos de referência de tempo com relação ao pico  $V_{SVC}$  da tensão terminal para o conversor de susceptância-ângulo (Hingorani & Gyugyi, 1999)].

O conversor susceptância-ângulo é responsável por relacionar, a cada semi-ciclo,  $B_L^{ORD}$  com  $\alpha$ , de acordo com a equação (3.3). Esta relação pode ser feita por uma “tabela de consulta” digital que é lida em intervalos discretos regulares de  $\alpha$  (como, por exemplo, um grau) com a  $B_L(\alpha)$  necessária. Outra possibilidade é computar periodicamente com um microprocessador, antes do primeiro ângulo de disparo ( $\alpha = 0$ ), o ângulo correspondente para  $B_L(\alpha)$  (Hingorani & Gyugyi, 1999).

Posteriormente, o gerador de pulsos de disparo recebe  $\alpha$  para produzir o pulso de corrente na porta (*gate*) para a condução dos tiristores do TCR;

Do ponto de vista dinâmico, a malha de controle interna do SVC pode ser modelada no domínio da frequência como um bloco de atraso de transporte ( $e^{-T_A s}$ ) com uma constante de tempo  $T_A$  devido aos atrasos associadas as etapas de cálculo e conversão. O atraso  $T_A$  do SVC com TCR pode assumir valores típicos entre 2,5 ms até máximos teóricos de meio ciclo (17 ms para 60 Hz e 20 ms para 50 Hz) (Hingorani & Gyugyi, 1999; Mikwar, 2017).

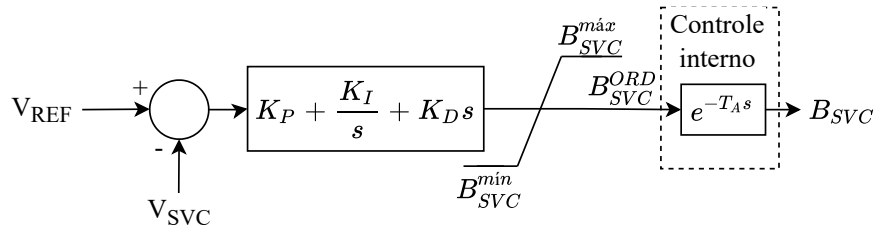
Por sua vez, a malha de controle externa do SVC utiliza como entradas o módulo  $V_{SVC}$  e a referência de tensão terminal ( $V_{REF}$ ). Nesta malha, calcula-se o erro de tensão pela diferença entre as entradas ( $V_{REF} - V_{SVC}$ ) e ajusta-se a referência da malha de controle interna,  $B_{SVC}^{ORD}$ , através de um controlador do tipo PID (Proporcional-Integral-Derivativo), com ganhos  $K_P$ ,  $K_I$  e  $K_D$ . Adicionalmente, limita-se esta saída entre valores mínimos e máximos  $B_{SVC}^{min}$  e  $B_{SVC}^{max}$ , no intuito de representar os limites indutivos e capacitivos associados a capacidade nominal do SVC. Na Figura 3.3 está ilustrada a malha de controle externa do SVC na forma de diagramas de blocos.



**Figura 3.3:** Diagrama da malha de controle interno do SVC

Fonte: Próprio autor

Por fim, a malha de controle (interna e externa) do SVC do tipo FC-TCR tem como entrada o erro de tensão terminal e como saída a susceptância do SVC, conforme ilustrado na forma de diagrama de blocos da Figura 3.4.

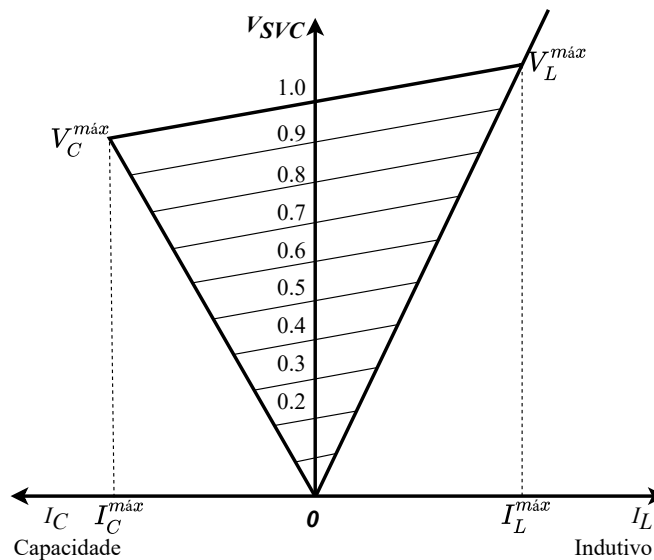


**Figura 3.4:** Diagrama das malhas de controle interna e externa do SVC  
Fonte: Próprio autor

### 3.2.3 Características V-I e V-Q

O SVC do tipo FC-TCR tem duas regiões de operação: capacitiva e indutiva. Na região capacitiva, a corrente do SVC ( $I_{SVC}$ ) está adiantada com relação a magnitude de tensão aplicada  $V$ , injetando potência reativa no sistema. Na região indutiva,  $I_{SVC}$  está atrasada com relação a  $V$ , consumindo potência reativa do sistema. Estas regiões do SVC são visualizadas através dos gráficos que relacionam a tensão com corrente (V-I) e tensão com potência reativa (V-Q).

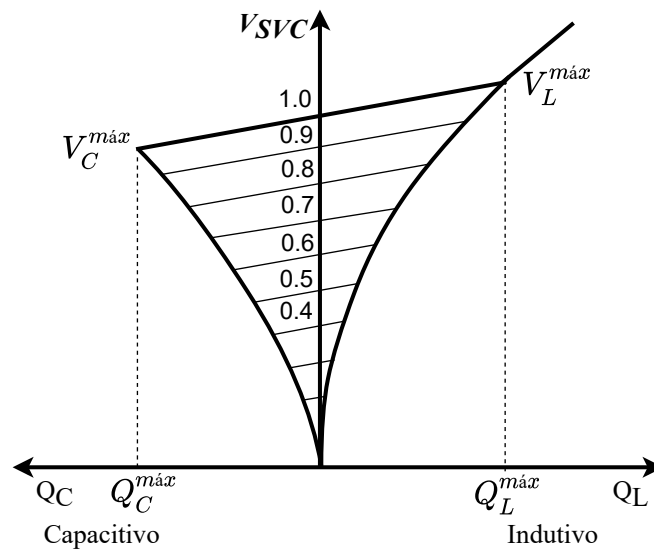
A curva característica V-I do SVC é definida pelas susceptâncias indutivas e capacitivas máximas ( $B_C$  e  $B_L^{max}$ ) e pela tensão e corrente máximas dos componentes ( $V_C^{max}$ ,  $V_L^{max}$ ,  $I_C^{max}$  e  $I_L^{max}$ ), conforme ilustrado na Figura 3.5. No caso do SVC, a contribuição máxima de corrente do SVC varia linearmente com a tensão do equipamento.



**Figura 3.5:** Curva característica V-I do SVC do tipo FC-TCR  
Fonte: Adaptado de Hingorani & Gyugyi (1999)

A curva característica V-Q do SVC está ilustrada na Figura 3.6. Neste caso, a contribuição de potência reativa varia com o quadrado da tensão do equipamento, conforme definido pela equação (3.5).

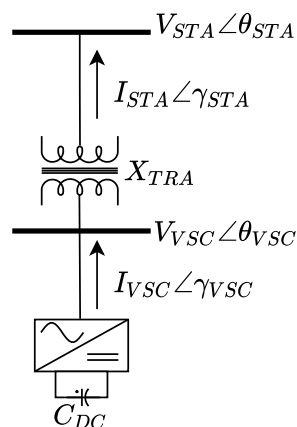




**Figura 3.6:** Curva característica V-Q do SVC do tipo FC-TCR  
 Fonte: Adaptado de Hingorani & Gyugyi (1999)

### 3.3 Compensador estático síncrono - STATCOM

O STATCOM é um dispositivo de compensação reativa em derivação que utiliza um conjunto VSC e transformador para regular a tensão do barramento ao qual está conectado. O VSC é responsável por fornecer tensões trifásicas senoidais, com amplitude e fase controláveis, geradas a partir de um circuito DC que emprega dispositivos chaveáveis com capacidade de início e de interrupção de corrente, como GTO (*Gate Turn-Off Thyristor*), IGBT (*Isulated Gate Bipolar Transistor*) e IGCT (*Integrated Gate Comutated Thyristor*) (Mikwar, 2017). Por sua vez, o transformador reduz o nível de tensão para o funcionamento dos componentes eletrônicos do VSC. Na Figura 3.7 está ilustrado a estrutura de configuração convencional do STATCOM.



**Figura 3.7:** Estrutura do STATCOM  
 Fonte: Adaptado de Mikwar (2017)

A tensão no lado DC do VSC do STATCOM é mantida normalmente por um capacitor DC, porém em algumas configurações opta-se pelo uso de baterias (Bedin, 2012). Nestas

configurações, o STATCOM pode fornecer potência ativa e reativa através do VSC e de seu transformador.

Do ponto de vista operativo, o STATCOM convencional é semelhante ao compensador síncrono, o qual é capaz de fornecer ou absorver potência reativa através do controle de corrente contínua de campo pelo sistema de excitação. Devido a esta similaridade, o termo *síncrono* é atribuído ao nome deste dispositivo FACTS (Hingorani & Gyugyi, 1999).

Como vantagens, o STATCOM é um equipamento capaz de fornecer ou absorver potência reativa do sistema através de um controle mais rápido, com menor nível de inserção de corrente harmônicas e com menor tamanho físico quando comparado a um SVC (Bedin, 2012).

O princípio de funcionamento, a modelagem da malha de controle e as características básicas de operação do STATCOM estão apresentadas na subseções a seguir.

### 3.3.1 Princípio de funcionamento

Do ponto de vista funcional, o STATCOM pode ser visualizado como uma fonte de tensão ideal. O módulo  $V_{VSC}$  e ângulo  $\theta_{VSC}$  da tensão de saída AC do VSC são controlados para injetar ou consumir potência. Esta tensão está acoplada a tensão terminal do STATCOM no sistema, com módulo  $V_{STA}$  e ângulo  $\theta_{STA}$ , através de uma impedância  $Z_{TRA}$  que usualmente representa as perdas resistivas  $R_{TRA}$  e de dispersão  $X_{TRA}$  do transformador ( $Z_{TRA} = R_{TRA} + jX_{TRA}$ ). Como normalmente o valor de  $R_{TRA}$  é desprezível ( $X_{TRA} \gg R_{TRA}$ ), considera-se somente a parcela reativa na composição da impedância ( $Z_{TRA} \approx jX_{TRA}$ ) (Mikwar, 2017). Através de  $Z_{TRA}$  flui a corrente injetada pelo STATCOM no sistema, com módulo  $I_{STA}$  e ângulo  $\gamma_{STA}$ .

A potência complexa fornecida pelo STATCOM ( $S_{STA}$ ) é calculada pelo produto dos fatores da tensão terminal com o conjugado da corrente injetada, conforme definido pela seguinte expressão:

$$S_{STA} = V_{STA}/\theta_{STA}(I_{STA}/\gamma_{STA})^* = V_{STA}/\theta_{STA} \frac{(V_{VSC}/\theta_{VSC})^* - (V_{STA}/\theta_{STA})^*}{Z_{TRA}^*} \quad (3.6)$$

Ao considerar  $Z_{TRA} \approx jX_{TRA}$  e expressar em coordenadas retangulares, a equação (3.6) pode ser reescrita na seguinte forma:

$$S_{STA} = \frac{V_{VSC}V_{STA}\sin(\theta_{VSC} - \theta_{STA})}{X_{TRA}} + j \frac{V_{VSC}V_{STA}\cos(\theta_{VSC} - \theta_{STA}) - V_{STA}^2}{X_{TRA}} \quad (3.7)$$

As potências ativa ( $P_{STA}$ ) e reativa ( $Q_{STA}$ ) fornecida pelo STATCOM correspondem as

componentes real e imaginária da equação (3.7), respectivamente, conforme apresentado pelas seguintes equações:

$$P_{STA} = \frac{V_{VSC}V_{STA}\text{sen}(\theta_{VSC} - \theta_{STA})}{X_{TRA}} \quad (3.8)$$

$$Q_{STA} = \frac{V_{VSC}V_{STA}\text{cos}(\theta_{VSC} - \theta_{STA}) - V_{STA}^2}{X_{TRA}} \quad (3.9)$$

Da equação (3.8), constata-se que  $P_{STA}$  é diferente de zero somente quando a diferença angular entre  $\theta_{VSC}$  e  $\theta_{STA}$  é não nula. Como a estrutura convencional do STATCOM não emprega um elemento de armazenamento de energia associado ao lado DC do VSC, como uma bateria, e  $R_{TRA}$  é desprezível, assume-se que a diferença angular é igual a zero ( $\theta_{VSC} = \theta_{STA}$ ) e, portanto,  $P_{STA}$  é nulo (Mikwar, 2017). Adicionalmente, a equação (3.9) é simplificada na seguinte forma:

$$Q_{STA} = \frac{V_{STA}(V_{VSC} - V_{STA})}{X_{TRA}} \quad (3.10)$$

A partir da equação (3.10), verifica-se que o módulo  $I_{STA}$  é calculado pela diferença entre  $V_{VSC}$  e  $V_{STA}$  dividido por  $X_{TRA}$ , conforme apresentado pela seguinte equação:

$$I_{STA} = \frac{(V_{VSC} - V_{STA})}{X_{TRA}} \quad (3.11)$$

Desta forma, quando a corrente  $I_{STA}$  flui do VSC para o sistema ( $90^\circ > \gamma_{STA} > -90^\circ$ ),  $V_{VSC}$  é maior que  $V_{STA}$  e, conseqüentemente, o STATCOM fornece potência reativa ao sistema ( $Q_{STA} > 0$ ). Por outro lado, quando a corrente  $I_{STA}$  flui do sistema para o VSC ( $-90^\circ > \gamma_{STA} > 90^\circ$ ),  $V_{VSC}$  é menor que  $V_{STA}$  e, conseqüentemente, o STATCOM absorve potência reativa do sistema ( $Q_{STA} < 0$ ).

A corrente  $I_{STA}$  é controlada de forma indireta através da corrente que flui no VSC ( $I_{VSC}$ ). Esta corrente é regulada pelas malhas de controle do STATCOM, sendo normalmente limitada entre valores mínimos e máximos ( $I_{VSC}^{min} < I_{VSC} < I_{VSC}^{max}$ ) correspondentes as capacidades indutivas e capacitivas do STATCOM, respectivamente (Mikwar, 2017).

Os comandos de disparo para os dispositivos chaveáveis são gerados pela malha de controle interna do VSC em resposta a uma ordem (referência) de corrente do  $I_{VSC}$  ( $I_{VSC}^{ORD}$ ). A corrente  $I_{VSC}^{ORD}$  é fornecida pela malha de controle externa, a partir de instruções manuais do operador ou pela resposta automática do STATCOM à variações sistêmica (Hingorani & Gyugyi, 1999).

A malha de controle interna comanda os dispositivos chaveáveis, determinando os períodos de liga e desliga, para gerar uma forma de onda de tensão na frequência fundamental com  $V_{VSC}$  e  $\theta_{VSC}$  em sincronismo com o sistema e em atendimento ao  $I_{VSC}^{ORD}$ . A tensão AC do

VSC se relaciona com a tensão DC ( $V_{DC}$ ) sobre o capacitor pela seguinte equação (Hingorani & Gyugyi, 1999):

$$V_{VSC}/\theta_{VSC} = K_c m_c V_{DC} / \alpha_{VSC} + \theta_{STA} \quad (3.12)$$

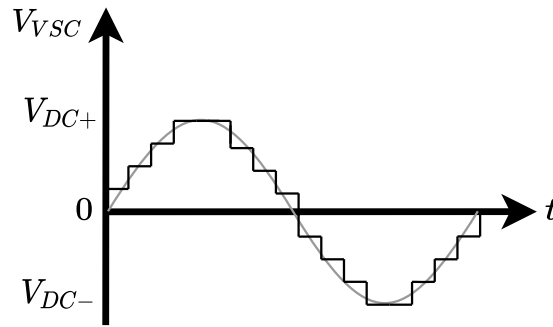
onde  $K_c$  é a constante de proporcionalidade para a tensão AC do VSC,  $m_c$  é o fator de ganho da tensão AC do VSC relacionado com a modulação de amplitude e  $\alpha_{VSC}$  é o ângulo da tensão AC do VSC em relação à referência do sistema  $\theta_{STA}$ .

Como  $V_{DC}$  é diretamente proporcional a magnitude  $V_{VSC}$ , pode-se atender o  $I_{VSC}^{ORD}$  controlando indiretamente a amplitude da tensão do capacitor DC ou, por outra abordagem, diretamente pelo mecanismo de controle interno do VSC, caso em que a  $V_{DC}$  é mantida constante.

O controle indireto do VSC é também conhecido como controle de módulo em dois níveis (número de possíveis níveis de tensão sintetizados pelo conversor), o qual tem um nível de perdas resistivas reduzido, no entanto resulta em nível harmônico superior quando comparado ao método de controle direto. Por sua vez, o controle direto do VSC está normalmente associado ao termo de modulação PWM, o qual adiciona um baixo nível harmônico, porém resulta em um nível de perdas elevado, devido ao chaveamento em alta frequência, quando comparado ao controle indireto do VSC.

Com os avanços da tecnologia VSC, os problemas associados ao nível de harmônicos e perdas resistivas foram minimizados simultaneamente com o surgimento da topologia de controle modular multi-nível do conversor (MMC - *Modular Multilevel Converter*), o qual consiste em associar em série múltiplas células de três níveis, configuradas em meia ponte ou em ponte completa. Cada módulo é capaz de gerar três níveis de tensão ( $V_{DC+}$ ,  $V_{DC-}$  e 0). Desta forma, a relação entre os níveis de tensão ( $V_L$ ) e o número de células/submódulos ( $N$ ) é dado por  $V_L = 2N + 1$ , reduzindo a necessidade do chaveamento em alta frequência. Um número elevado de  $V_L$  produz uma onda mais suavizada e, conseqüentemente, o nível de harmônico é reduzido (Mikwar, 2017; Schneider, Platz, Henschel, Pallett & Marshall, 2019). Um exemplo de forma de onda da tensão AC do VSC por controle MMC (em preto) bem com a componente na frequência fundamental (em cinza) estão ilustrados na Figura 3.8.

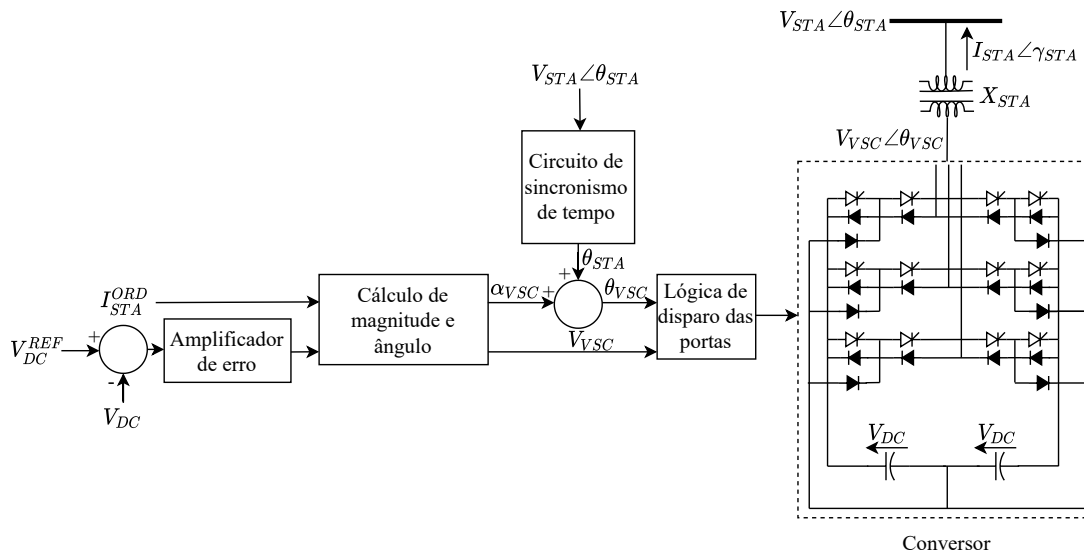
O STATCOM real estudado neste trabalho utiliza o VSC baseada em tecnologia MMC. Entretanto, a modelagem de controle do equipamento foi aproximada pelo fabricante como um controle por modulação PWM, cujo funcionamento é descrito nesta seção. O funcionamento do controle indireto pela tensão do capacitor DC está descrito em (Hingorani & Gyugyi, 1999).



**Figura 3.8:** Forma de onda da tensão de saída do VSC MMC  
Fonte: Adaptado de Schneider et al. (2019)

### 3.3.2 Malhas de controle PWM

Um diagrama de blocos simplificado da malha de controle interna por modulação PWM para um STATCOM de três níveis está ilustrado na Figura 3.9.



**Figura 3.9:** Esquema funcional da malha de controle interna do STATCOM  
Fonte: Adaptado de Hingorani & Gyugyi (1999)

O sinais de entrada da malha de controle interna são  $I_{VSC}^{ORD}$ , a tensão terminal do STATCOM ( $V_{VSC}$  e  $\theta_{VSC}$ ),  $V_{DC}$ , além da tensão de referência do capacitor DC ( $V_{DC}^{REF}$ ). O erro de tensão DC ( $V_{DC}^{REF} - V_{DC}$ ) determina a potência ativa absorvida do sistema através da alteração do ângulo  $\theta_{VSC}$  no intuito de suprir as perdas internas do VSC, como, por exemplo, as perdas de condução dos dispositivos chaveáveis. Este erro de tensão DC é amplificado por uma malha de controle, normalmente PI, antes de ser convertido.

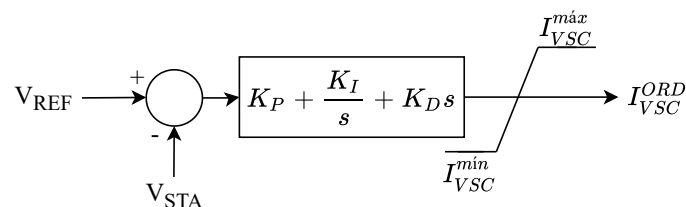
A corrente  $I_{VSC}^{ORD}$  juntamente com o erro de tensão DC amplificado são convertidos nas componentes de módulo  $V_{VSC}$  e em ângulo de condução  $\alpha_{VSC}$ . Posteriormente, o ângulo  $\theta_{VSC}$  é produzido através da soma de  $\alpha_{VSC}$  com a referência  $\theta_{STA}$ , conforme definido pela equação

(3.12). O ângulo  $\theta_{STA}$  é a referência angular externa da rede e é calculada utilizando a tensão terminal do STATCOM através de um circuito de sincronização de tempo do tipo PLL. Por fim,  $V_{VSC}$  e  $\theta_{VSC}$  são convertidos em comandos através do gerador de pulsos do VSC, o qual determina os períodos de condução e de interrupção que cada dispositivo chaveável deve ter (Hingorani & Gyugyi, 1999; Mikwar, 2017).

Existem outras tarefas executadas pela malha de controle interna, como, por exemplo, a manutenção do dispositivo dentro dos limites de tensão e corrente, no intuito de garantir a integridade e operação segura do STATCOM (Hingorani & Gyugyi, 1999).

Semelhante ao SVC, a malha de controle interna do SVC pode ser modelada no domínio da frequência como um bloco de atraso de transporte ( $e^{T_A s}$ ) com uma constante de tempo  $T_A$ . O atraso  $T_A$  do STATCOM apresenta valores típicos entre 0,2 e 0,3 ms, sendo inferior ao tempo do SVC devido a característica de rápida condução e interrupção do VSC Hingorani & Gyugyi (1999).

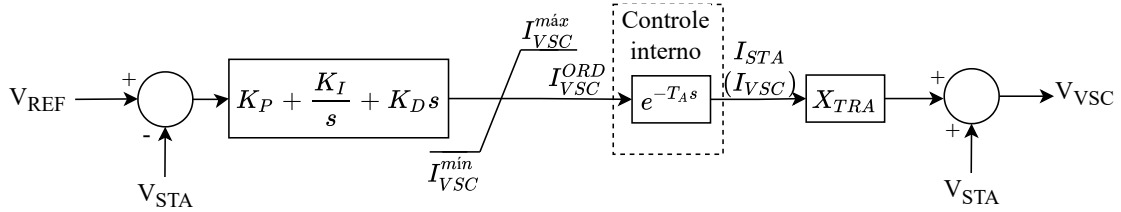
Por sua vez, a malha de controle externa do STATCOM utiliza como entradas o módulo  $V_{STA}$  e a referência de tensão terminal ( $V_{REF}$ ). Nesta malha, calcula-se o erro de tensão pela diferença entre as entradas ( $V_{REF} - V_{STA}$ ) e ajusta-se a referência da malha de controle interna,  $I_{STA}^{ORD}$ , através de um controlador do tipo PID (Proporcional-Integral-Derivativo), com ganhos  $K_P$ ,  $K_I$  e  $K_D$ . Limita-se  $I_{VSC}^{ORD}$  entre  $I_{VSC}^{min}$  e  $I_{VSC}^{max}$ , no intuito de representar as restrições térmicas de temperatura de junção dos dispositivos chaveáveis. Na Figura 3.10 está ilustrada a malha de controle externa do STATCOM na forma de diagramas de blocos (Mikwar, 2017; Schneider et al., 2019).



**Figura 3.10:** Diagrama da malha de controle externo do STATCOM

Fonte: Adaptado de Mikwar (2017)

Por fim, a malha de controle (interna e externa) do STATCOM tem como entrada o erro de tensão terminal e como saída a tensão AC do VSC ( $V_{VSC}$  e  $\theta_{VSC}$ ). Assumindo que  $\theta_{VSC}$  é muito próximo a  $\theta_{STA}$ , conforme discutido na Subseção 3.3.1, e considerando que a saída  $V_{VSC}$  pode ser obtida pela soma de  $V_{STA}$  com a queda de tensão no transformador ( $X_{TRA} I_{STA}$ ), conforme definido na equação (3.11), a malha de controle do STATCOM pode ser representada na forma de diagrama de blocos da Figura 3.11.

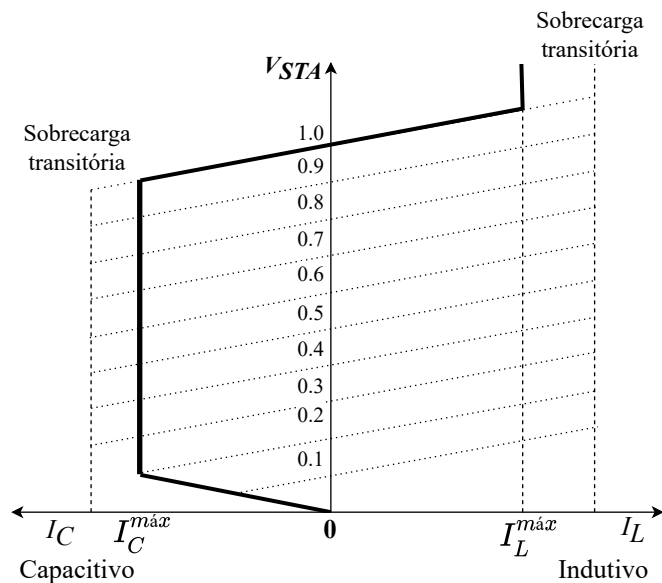


**Figura 3.11:** Diagrama das malhas de controle interna e externa do STATCOM  
Fonte: Próprio autor

### 3.3.3 Características V-I e V-Q

Assim como o SVC, o STATCOM possui as regiões de operação capacitivas e indutivas, as quais são representadas pelas curvas características da tensão com corrente (V-I) e tensão com potência reativa (V-Q). Dependendo do dispositivo semi-condutor utilizado, o STATCOM pode ter um aumento transitório (sobrecarga transitória) nas regiões capacitivas e indutiva por um curto período, normalmente na ordem de segundos. A duração deste período de sobrecarga é determinada por características físicas associadas aos dispositivos chaveáveis, como a temperatura máxima de junção da chave IGBT.

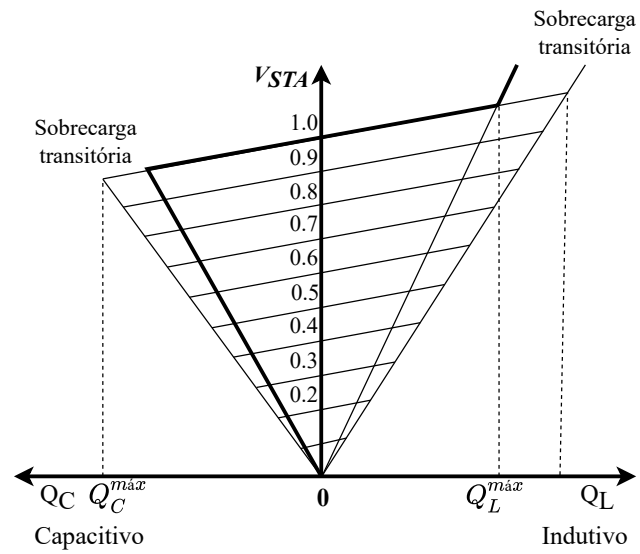
A curva característica V-I do STATCOM é limitada somente pela máxima tensão e correntes nominais do conversor, conforme ilustrado na Figura 3.12. Como vantagem, o STATCOM tem a capacidade de fornecer a máxima corrente capacitiva e indutiva mesmo em condições de tensão reduzida. Em outras palavras,  $I_{STA}$  pode ser mantida independente da tensão AC do sistema, diferente do comportamento do SVC (Hingorani & Gyugyi, 1999; Mikwar, 2017).



**Figura 3.12:** Curva característica V-I do STATCOM  
Fonte: Adaptado de Hingorani & Gyugyi (1999)

A curva característica V-Q do STATCOM está ilustrada na Figura 3.13. Neste caso, a contribuição de potência reativa varia linearmente com a tensão do equipamento, conforme

definido pela equação (3.10).



**Figura 3.13:** Curva característica V-Q do STATCOM  
 Fonte: Adaptado de Hingorani & Gyugyi (1999)



# Capítulo 4

## Descrição do sistema teste e do STATCOM

### 4.1 Introdução

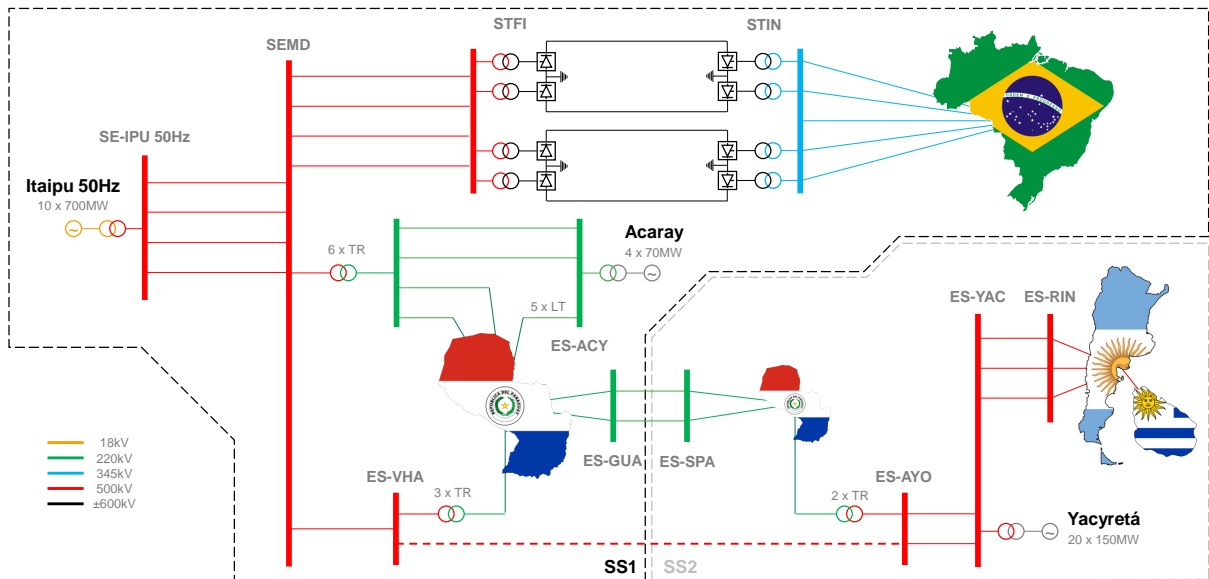
Neste capítulo estão apresentadas as principais características do sistema teste, do modo de oscilação interárea associado e do STATCOM estudado. Adicionalmente, apresenta-se uma descrição do sistema especial de proteção, responsável por promover a separação do sistema em dois subsistemas e a desconexão dos PSS dos principais geradores responsáveis pela estabilização do modo interárea.

O sistema teste e o STATCOM com o controlador POD foram modelados e analisados através de quatro programas de simulação do pacote Cepel: ANAREDE, ANATEM, PacDyn e ANAFAS. O ANAREDE é responsável pela modelagem estática da rede e do equipamento. Já o ANATEM permite a modelagem dinâmica e a análise eletromecânica não linear no tempo. Por sua vez, o PacDyn realiza a leitura da modelagem estática e linearização da modelagem dinâmica, fornecidas pelos dois programas anteriores, para o desenvolvimento do projeto e análise linearizada do controlador POD e seus efeitos no sistema. Também a partir dos dados estáticos e dinâmicos (ANAREDE e ANATEM), o programa ANAFAS foi utilizado para o cálculo da potência de curto-circuito trifásico no barramento de conexão do STATCOM e, conseqüentemente, do ganho do regulador automático de tensão do equipamento.

### 4.2 Sistema teste

O sistema teste estudado corresponde a uma representação da interligação planejada do SIN-PY com o SADI e SIN-UY. O intuito desta interligação internacional é permitir a exploração contínua e flexível dos recursos de geração do SIN-PY, o qual opera de forma segregada em dois subsistemas distintos: SS1 e SS2, conforme ilustrado na Figura 4.1.

O primeiro subsistema (SS1) é composto por cerca de 88% da carga do SIN-PY a qual é atendida pelas usinas hidrelétricas de Acaray (4 unidades geradoras de 70 MW) e de Itaipu 50 Hz (10 unidades geradoras de 700 MW) e está interligado assincronamente ao SIN-BR pelo elo

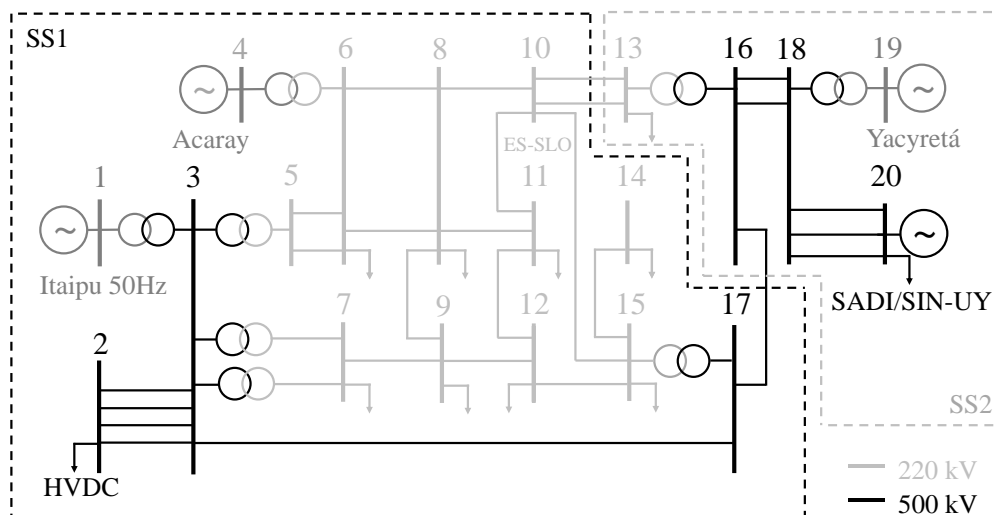


**Figura 4.1:** Sistema interligado paraguaio-argentino-uruguaio

Fonte: Adaptado de Santos, Galassi, de Oliveira, Szostak, Pesente, Lessa, Tochetto & Correa (2022)

HVDC de Furnas. Por sua vez, o segundo subsistema (SS2), é composto por aproximadamente 12% da carga do SIN-PY a qual é atendida pela central hidrelétrica de Yacyretá (20 unidades geradoras de 150 MW), sendo também responsável pela interligação com o SADI e o SIN-UY (Santos et al., 2022).

No intuito de facilitar a visualização, um diagrama unifilar de 20 barras contendo os principais geradores e linhas de 220 kV e 500kV de interesse do sistema teste está ilustrado Figura 4.2.



**Figura 4.2:** Diagrama unifilar de 20 barras do sistema teste

Fonte: Adaptado de Galassi, Ramos & de Almeida (2022)

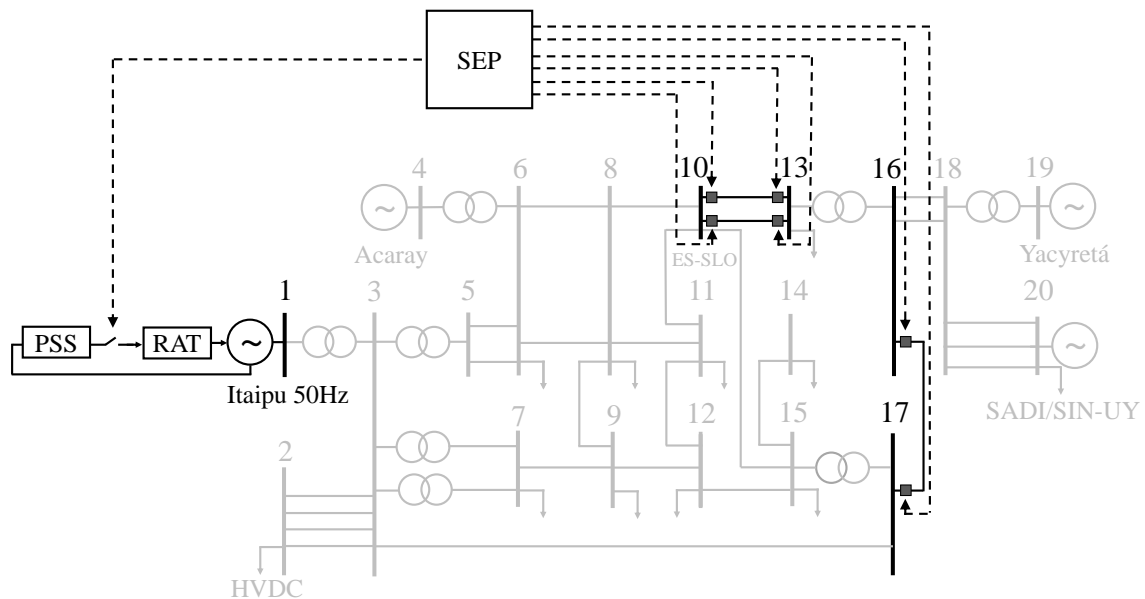
A operação interligada dos dois subsistemas de 50 Hz tornou-se viável através da construção de uma linha de 500 kV entre as subestações de *Ayolas* (ES-AYO) e *Villa Hayes* (ES-VHA) e de duas outras linhas existentes de 220 kV entre as subestações de *Guarambaré* (ES-GUA) e

*San Patricio* (ES-SPA), conforme destacado na Figura 4.1, formando assim o sistema elétrico interligado paraguaio-argentino-uruguaio (Bomfim et al., 2009; Santos et al., 2022).

#### 4.2.1 Sistema especial de proteção

A viabilidade técnica da operação do sistema interligado paraguaio-argentino-uruguaio passou, além da implantação da linha de 500 kV, pelo desenvolvimento de estudos elétricos específicos de regime permanente e de regime dinâmico, de forma a garantir a estabilidade e a segurança operacional deste sistema. Destes estudos foram identificados problemas associados a estabilidade angular transitória, mais especificamente o risco da perda de sincronismo dos geradores do SIN-PY com os geradores do SADI e SIN-UY (Santos et al., 2022).

Neste sentido, um SEPr foi implantado para separar os dois subsistemas (SS1 e SS2) por meio de lógicas de estados de linhas de transmissão e baseadas em medição fasorial sincronizada, no intuito de mitigar os efeitos da perda de sincronismo. Este SEPr atua na abertura das linhas de transmissão entre as Barras 16 e 17 e entre as Barras 10 e 13, conforme ilustrado na Figura 4.3.



**Figura 4.3:** SEPr associado ao sistema teste  
Fonte: Próprio autor

Outra ação efetuada pelo SEPr após a separação dos subsistemas é o desligamento dos PSS dos geradores de Itaipu 50Hz, no intuito de retornar a condição prévia do SS1 e evitar possíveis interações adversas entre este controle e o controle do elo HVDC de Furnas (Sosa-Ríos et al., 2020). Os aspectos relacionados à estabilização do modo de oscilação do sistema teste pelo PSS está descrito na subseção a seguir.

#### 4.2.2 Cenários operativos

O sistema teste foi modelado nos programas ANAREDE e ANATEM contendo 292 geradores síncronos, 3.849 barras para o atendimento de até 31,4 GW de carga, podendo ser interpretado como um sistema de energia elétrica de grande porte. A quantificação dos principais elementos deste sistema está apresentada na Tabela 4.1.

**Tabela 4.1:** Quantidade de elementos do sistema teste

Elementos	Quantidade
Barras	3.849
Linhas de transmissão	2.682
Transformadores	2.507
Geradores síncronos	292
Controladores	307
Cargas individuais	225
Shunts de barra	124
Shunts de linha de transmissão	110
Bancos de capacitor shunt	331
Compensadores estático de reativo	5

Fonte: Pesente, Galassi, Rodrigues, Santos & Justino (2021)

Este sistema possui um modelo equivalente dinâmico de 22 barras desenvolvido para testes de dispositivos em malha fechada em simulador digital de tempo real, descrito em (Galassi, Pesente, dos Santos, dos Santos, Justino, Ramos & de Almeida, 2022), que reproduz boa parte das dinâmicas do modelo detalhado do sistema, entretanto não é suficientemente adequado para o projeto dos controladores de amortecimento, conforme discutido em (Galassi, Ramos & de Almeida, 2022). Desta forma, optou-se pelo modelo detalhado do sistema teste para projeto do controlador POD associado ao STATCOM neste trabalho.

Com o modelo detalhado, o sistema teste foi avaliado em múltiplos cenários operativos, os quais consideram modificações em valores totais de carga, fluxo e despacho de usinas. Na condição interligada, a carga do SIN-PY pode ser atendida simultaneamente pelas usinas de Itaipu 50Hz, Yacyretá e Acaray de forma síncrona, conforme a seguinte equação:

$$C_{PY} = I_{IPU50/PY} + I_{YAC/PY} + G_{ACY} \quad (4.1)$$

onde  $C_{PY}$  é a carga total do SIN-PY,  $I_{IPU50/PY}$  e  $I_{YAC/PY}$  são os intercâmbios de potência ativa das usinas de Itaipu 50 Hz e Yacyretá ao SIN-PY, respectivamente, e  $G_{ACY}$  é a geração da usina de Acaray.

O intercâmbio  $I_{IPU50/PY}$  provém da diferença entre a geração total da usina de Itaipu 50 Hz ( $G_{IPU50}$ ) e o intercâmbio de potência ativa desta usina para o SIN-BR ( $I_{IPU50/BR}$ ), conforme a seguinte equação:

$$G_{IPU50} = N_{IPU50}P_{IPU50} = I_{IPU50/PY} + I_{IPU50/BR} \quad (4.2)$$

onde  $N_{IPU50}$  é o número de unidades geradoras sincronizadas e  $P_{IPU50}$  é a potência ativa fornecida por unidade geradora da usina de Itaipu 50 Hz.

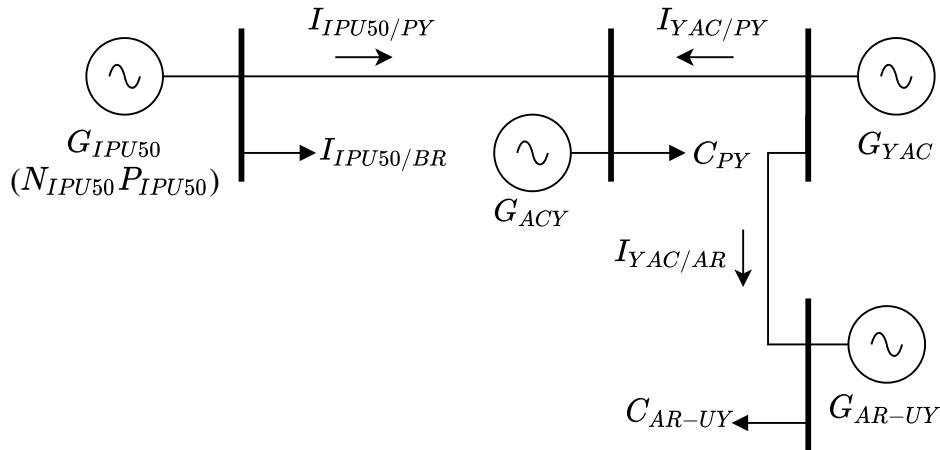
Por sua vez, o intercâmbio  $I_{YAC/PY}$  é calculado pela diferença entre a geração total da usina de Yacyretá ( $G_{YAC}$ ) e o intercâmbio de potência ativa desta usina ao SADI ( $I_{YAC/AR}$ ), conforme a seguinte equação:

$$G_{YAC} = I_{YAC/PY} + I_{YAC/AR} \quad (4.3)$$

Complementarmente, o intercâmbio  $I_{YAC/AR}$  supre parte da carga total do SADI e SIN-UY ( $C_{AR-UY}$ ), sendo o restante atendido pela geração de potência ativa dos demais geradores deste sistema ( $G_{AR-UY}$ ), conforme a seguinte equação:

$$C_{AR-UY} = I_{YAC/AR} + G_{AR-UY} \quad (4.4)$$

As principais variáveis de geração, intercâmbio e carga de potência ativa do sistema teste estão ilustradas no diagrama unifilar simplificado da Figura 4.4.



**Figura 4.4:** Diagrama unifilar de fluxos do sistema teste

Fonte: Próprio autor

Ao todo, 134 cenários operativos foram criados considerando variações de  $C_{AR/UY}$  (de 19.500 a 27.500 MW),  $C_{PY}$  (de 1.500 a 3.850 MW),  $I_{YAC/PY}$  (de 0 a 1.350 MW) e dos parâmetros que compõem a geração de Itaipu 50 Hz,  $N_{IPU50}$  (de 5 a 10) e  $P_{IPU50}$  (de 500 a 700 MW). A variação dos dois últimos parâmetros são relevantes, pois os geradores da usina de Itaipu 50 Hz influenciam significativamente o comportamento do modo interárea estudado.

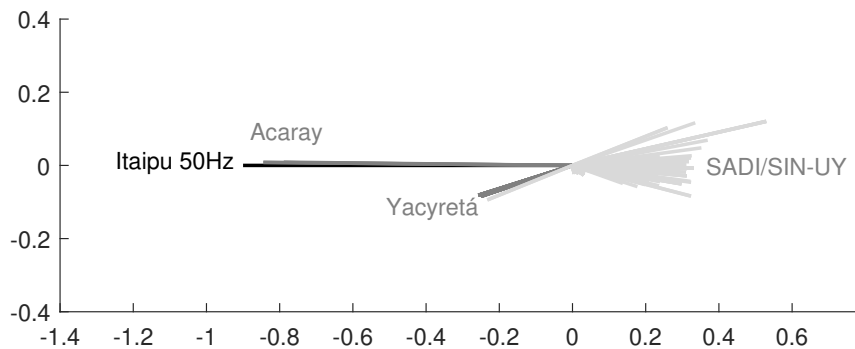
Para fins de simplificação, as usinas de Acaray e de Yacyretá foram despachadas fixamente por 3 geradores com 50 MW ( $G_{ACY}$  de 150 MW) e 18 geradores com 150 MW ( $G_{YAC}$  de

2.700 MW), respectivamente. Como consequência, os valores de  $G_{IPU50}$ ,  $G_{AR-UY}$ ,  $I_{IPU50/PY}$ ,  $I_{IPU50/BR}$  e  $I_{YAC/AR}$  são determinados indiretamente pelas equações de (4.1) a (4.4).

A faixa de valores das variáveis avaliadas e a lista de cenários operativos do sistema teste estão apresentadas no Apêndice B. Em todos os cenários operativos é constatado o aparecimento de um modo de oscilação interárea, conforme apresentado na subseção a seguir.

### 4.2.3 Modo de oscilação interárea

A interligação dos dois subsistemas do sistema teste resulta no surgimento de um modo de oscilação interárea instável ou mal amortecido, dependendo do cenário operativo, com frequência em torno de 0,35 Hz (Bomfim et al., 2009; Pesente, Sosa-Rios, Pienitz, Garcia & Alvarenga, 2022). Este modo eletromecânico envolve principalmente os geradores de Itaipu 50 Hz, Acaray e de Yacyretá oscilando contra os geradores do SADI e do SIN-UY, conforme ilustrado pelo *mode-shape* da Figura 4.5.

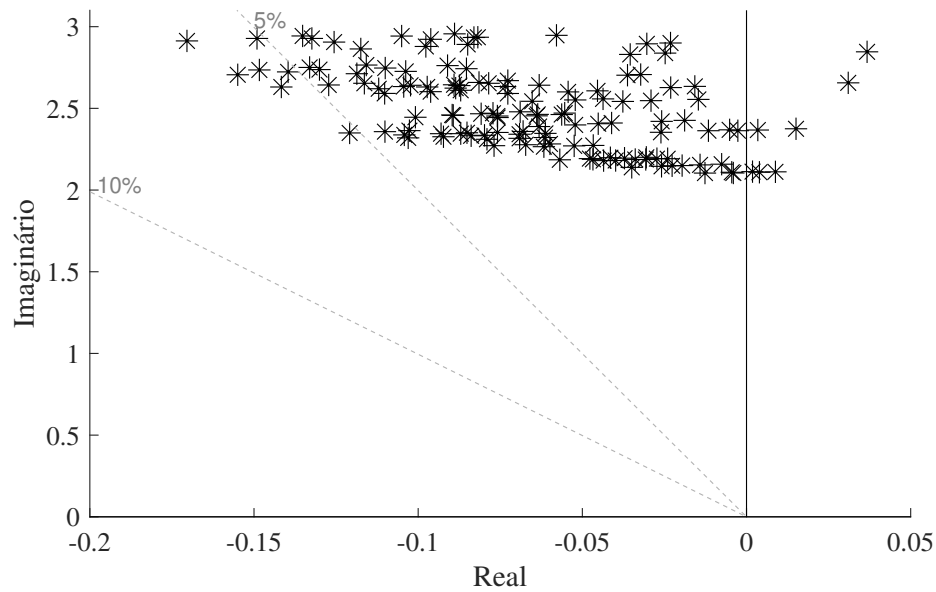


**Figura 4.5:** *Mode-shape* do modo interárea do sistema teste  
Fonte: Galassi, Ramos & de Almeida (2022)

Quando analisado em múltiplos cenários operativos, o modo interárea apresenta a frequência de oscilação ( $f_{IA}$ ) entre 0,33 e 0,47 Hz e o coeficiente de amortecimento ( $\zeta_{IA}$ ) entre -1,3% e 5,8%, conforme ilustrado pela localização do modo interárea no plano complexo da Figura 4.6. Para a ampla maioria dos cenários este modo de oscilação tem o  $\zeta_{IA}$  inferior a 5%, valor mínimo recomendado para modos interárea (Dill, 2013), causado principalmente pela interconexão relativamente fraca entre a usina de Itaipu e o SADI (Bomfim et al., 2009).

No intuito de evidenciar o comportamento de  $f_{IA}$  e  $\zeta_{IA}$ , cinco cenários operativos (casos de B a F) que consideram a modificação individual das principais variáveis do sistema teste ( $N_{IPU50}$ ,  $P_{IPU50}$ ,  $C_{PY}$ ,  $C_{AR-UY}$  e  $I_{YAC/PY}$ ) foram selecionados e comparados com um cenário de referência (caso A), conforme apresentado na Tabela 4.2.

A partir da Tabela 4.2, foi verificado que o aumento de  $N_{IPU50}$ ,  $P_{IPU50}$ ,  $C_{PY}$ , e  $C_{AR-UY}$  e a redução de  $I_{YAC/PY}$  resultam na diminuição de  $\zeta_{IA}$ . O mesmo comportamento é observado para a  $f_{IA}$ , a exceção da variável  $P_{IPU50}$  que causa uma elevação da frequência do modo inte-



**Figura 4.6:** Localização do modo interárea natural do sistema teste no plano complexo  
Fonte: Próprio autor

**Tabela 4.2:** Modo interárea natural frente a alterações de variáveis do sistema teste

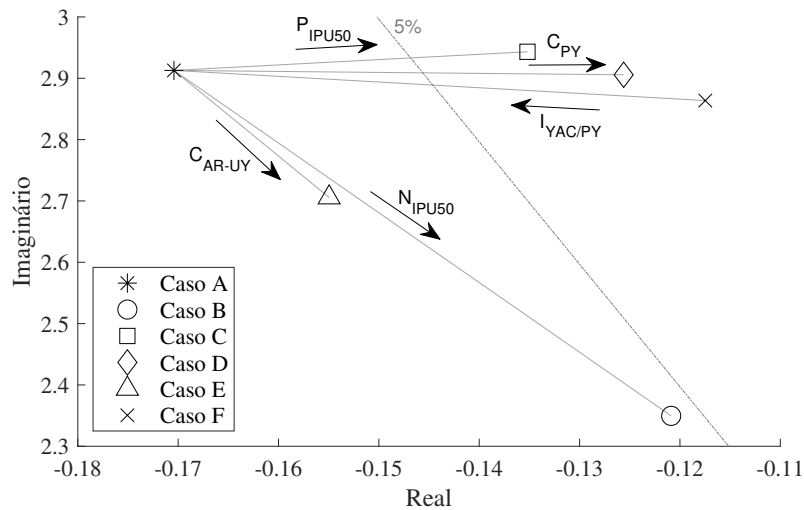
N	$N_{IPU50}$	$P_{IPU50}$	$C_{PY}$	$C_{AR-UY}$	$I_{YAC/PY}$	Modo interárea			
	-	(MW)				$f$ (Hz)	$\zeta$ (%)	$\Delta f$ (%)	$\Delta\zeta$ (%)
A	5	500	1.500	19.500	500	0,464	5,84	-	-
B	10	500	1.500	19.500	500	0,374	5,14	-19,35	-0,70
C	5	700	1.500	19.500	500	0,468	4,59	1,04	-1,25
D	5	500	2.500	19.500	500	0,463	4,32	-0,24	-1,52
E	5	500	1.500	27.500	500	0,431	5,72	-7,12	-0,12
F	5	500	1.500	19.500	0	0,456	4,10	-1,68	-1,74

Fonte: Próprio autor

rárea. O comportamento do modo interárea no lugar das raízes frente a alterações das variáveis do sistema teste está ilustrado na Figura 4.7.

O intercâmbio  $I_{YAC/PY}$  tem um efeito oposto no modo interárea com relação as demais variáveis, pois sua redução resulta em um aumento do intercâmbio  $I_{YAC/AR}$ , o qual pode ser interpretado como uma elevação do fluxo de potência ativa da menor área elétrica (SIN-PY e usina de Yacyretá) para a maior área elétrica (SADI e SIN-UY). A interligação da menor com a maior área elétrica pode ainda ser aproximada a um gerador equivalente conectado a um barramento infinito. Neste tipo de sistema, uma elevação da potência entregue pelo gerador equivalente (redução de  $I_{YAC/PY}$ ) degrada o modo de oscilação eletromecânico (Kundur, 1994; Gibbard, Pourbeik & Vowles, 2015).

Adicionalmente, o comportamento verificado no aumento de  $P_{IPU50}$  é justificado pela elevação do coeficiente de torque sincronizante ( $K_S$ ) do gerador de Itaipu 50 Hz, o qual é diretamente proporcional à frequência de oscilação e inversamente proporcional ao coeficiente de amortecimento do modo interárea (Kundur, 1994; Gibbard et al., 2015). Cabe destacar que

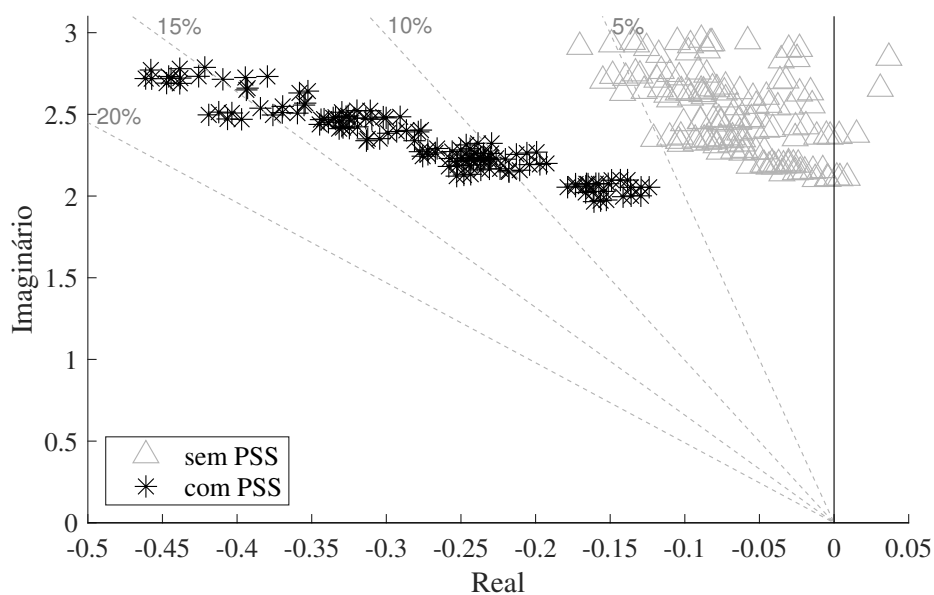


**Figura 4.7:** Lugar das raízes do modo interárea natural frente a alterações de variáveis do sistema teste

Fonte: Próprio autor

o incremento de  $K_S$  é causado principalmente pelo aumento da tensão terminal do gerador no caso C.

Como solução principal, estudos indicaram que a habilitação dos PSS dos geradores de Itaipu 50 Hz era a melhor alternativa para a estabilização do modo interárea do sistema teste, devido aos elevados fatores de participação, observabilidade e controlabilidade (Bomfim et al., 2009; Pesente, Rios, Galassi & Ramos, 2021). A Figura 4.8 ilustra o lugar das raízes do modo interárea simulado para os múltiplos cenários operativos do sistema teste considerando o PSS de Itaipu 50 Hz.

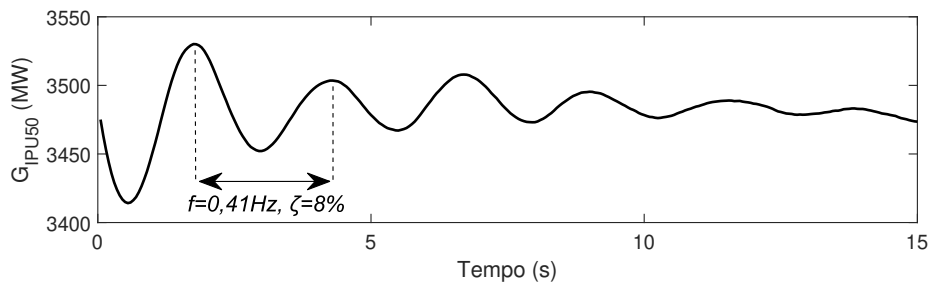


**Figura 4.8:** Lugar das raízes do modo interárea do sistema teste considerando o PSS de Itaipu 50 Hz

Fonte: Próprio autor



Quando habilitado o controlador PSS de Itaipu 50 Hz, o modo interárea apresenta a  $f_{IA}$  entre 0,31 e 0,44 Hz e o  $\zeta_{IA}$  entre 6% e 16,7%, superior ao mínimo recomendado de 5%. A eficácia desta solução foi comprovada por meio de um ensaio real de rejeição de geração de 200 MW no sistema interligado paraguaio-argentino-uruguaio, em que o modo interárea apresentou um  $\zeta_{IA}$  estimado de 8%, conforme ilustrado pela potência  $G_{IPU50}$  na Figura 4.9.



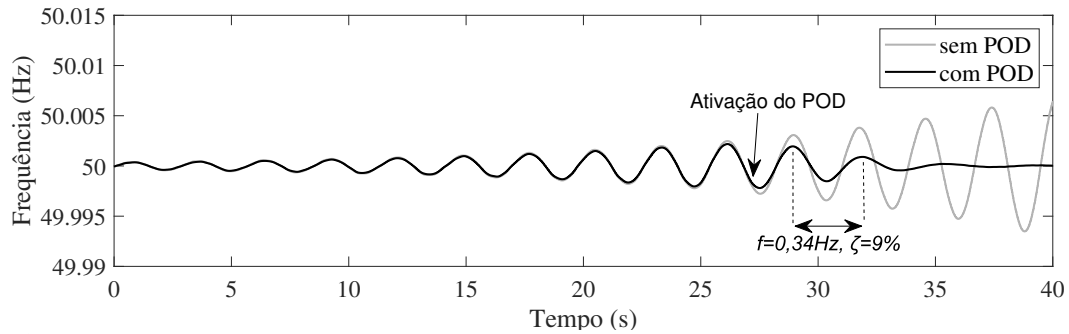
**Figura 4.9:**  $G_{IPU50}$  medida em ensaio real com o PSS de Itaipu 50 Hz após o desligamento de geração de 200 MW  
Fonte: Próprio autor

Conforme descrito na Subseção 4.2.1, o estado do PSS de Itaipu 50 Hz está diretamente relacionado ao SEPr do sistema teste. Embora seja um evento de baixa probabilidade, o desligamento acidental deste PSS pelo SEPr com o sistema mantido na condição interligada (SS1 interligado ao SS2) pode levar o sistema teste a experimentar oscilações prolongadas nas grandezas elétricas devido ao baixo amortecimento do modo interárea. Nesta condição, um controlador que resguarde ao menos um  $\zeta_{IA}$  mínimo (5%) do modo interárea pode possibilitar a continuidade de operação do sistema enquanto o principal PSS do gerador síncrono (Itaipu 50 Hz) estiver indisponível.

Assim, um STATCOM a ser implantado na subestação de *San Lorenzo* (ES-SLO da Figura 4.2), próximo ao centro de carga do SIN-PY, dispõe de um controlador POD em sua malha de controle e, portanto, pode ser ajustado para cumprir o papel de fonte de amortecimento de retaguarda ao modo interárea do sistema teste. Esta hipótese foi preliminarmente confirmada através de testes em malha fechada com o controlador do equipamento (*Hardware-in-the-loop* - HIL) em um simulador digital de tempo real (*Real time digital simulator* - RTDS) com base no sistema equivalente de 22 barras.

Nestas simulações em RTDS, o sistema teste apresentou um comportamento dinâmico instável devido ao modo interárea na ausência do controlador PSS de Itaipu 50 Hz. Por outro lado, nesta mesma condição, porém quando ativado o POD do STATCOM, este controlador foi capaz de elevar o  $\zeta_{IA}$  do modo de oscilação a cerca de 9% e, conseqüentemente, estabilizar o sistema teste, conforme ilustrado na Figura 4.10.

Neste contexto, o objetivo geral deste trabalho consiste em estudar o ajuste do controlador POD associado ao STATCOM, cujos aspectos funcionais e de controle estão apresentados na seção a seguir.

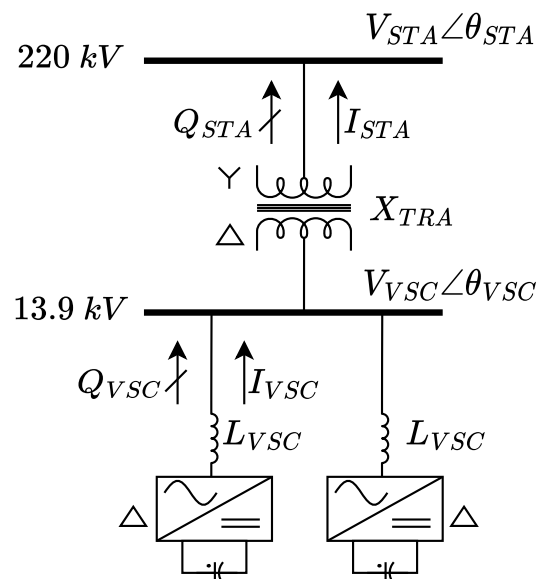


**Figura 4.10:** Frequência simulada em teste RTDS com e sem o POD do STATCOM na ausência do PSS de Itaipu 50 Hz

Fonte: Próprio autor

### 4.3 STATCOM

O STATCOM conectado a Barra 11 do sistema teste, Figura 4.2, é capaz de fornecer ou consumir 100 Mvar na condição nominal e 150 Mvar em sobrecarga por até 2 segundos. O diagrama unifilar de conexão do STATCOM está ilustrado na Figura 4.11.



**Figura 4.11:** Diagrama unifilar de conexão do STATCOM do sistema teste

Fonte: Próprio autor

Os aspectos construtivos, as principais malhas de controle e as modelagem em ANATEM do STATCOM estão apresentadas nas subseções a seguir.

#### 4.3.1 Aspectos construtivos

O STATCOM estudado consiste de um transformador de potência e dois ramos VSC com potência nominal de 50 Mvar. O transformador de tensão tem potência nominal de 100 MVA

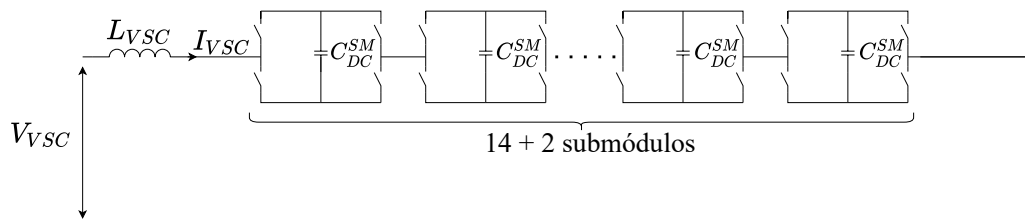
e é responsável por reduzir a tensão do enrolamento de 220 kV, conectado em estrela, para o enrolamento de 13,9 kV, conectado em delta. Os ramais dos VSCs são conectados em delta e incluem o módulo conversor e um reator de acomodamento de fase ( $L_{VSC}$ ) de 6,4 mH por fase. Este reator auxilia na suavização da forma de onda da tensão AC do VSC (Schneider et al., 2019). Os principais dados dos módulos VSC estão apresentados na Tabela 4.3.

**Tabela 4.3:** Dados dos módulos VSC do STATCOM

Dado	Símbolo	Característica	Valor
Número de módulos	$N_{VSC}$	-	2
Tensão por módulo	$V_{VSC}$	Nominal	13,8 kV
		Máxima	19,4 kV
Potência reativa por módulo	$Q_{VSC}$	Nominal	$\pm 50$ MVar
		Máxima	$\pm 75$ MVar
Corrente no delta por módulo	$I_{VSC}$	Nominal	1,2 kA
		Máxima	1,8 kA

Fonte: Siemens (2019)

Os módulos VSC do STATCOM baseiam-se na tecnologia MMC, sendo composto por 16 submódulos de ponte completa (*full-bridge*) em série, conforme ilustrado na Figura 4.12.



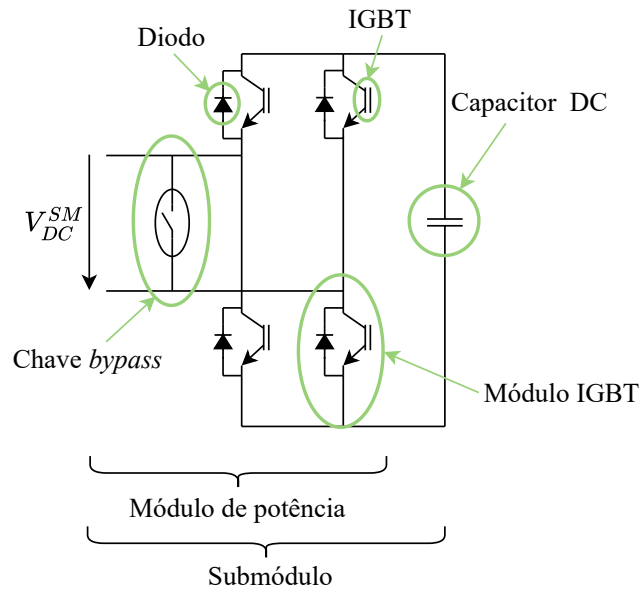
**Figura 4.12:** Diagrama unifilar do VSC do STATCOM

Fonte: Adaptado de Siemens (2019)

A forma de onda de tensão AC do VSC é gerada com no mínimo 29 níveis considerando 14 submódulos em operação. Dois submódulos são redundantes, porém participam da modulação durante a operação normal, resultando em até 33 níveis de tensão. Caso ocorra uma falha, estes submódulos redundantes são desabilitados por uma chave de transferência (*by-pass*) sem a interrupção do funcionamento do STATCOM. Cada submódulo é composto por 4 válvulas IGBTs, 4 diodos e um capacitor DC, conforme ilustrado na Figura 4.13. Os principais dados dos submódulos estão apresentado na Tabela 4.4.

### 4.3.2 Malhas de controle

As malhas de controle do STATCOM consistem de diferentes funções de acordo com a sua finalidade e afetam direta ou indiretamente a regulação da saída do STATCOM, como o RAT, o controle de estatismo, o controlador POD e o controlador de limite de corrente comandada do



**Figura 4.13:** Diagrama unifilar do submódulo do VSC

Fonte: Adaptado de Siemens (2019)

**Tabela 4.4:** Dados dos submódulos do VSC

Dado	Símbolo	Característica	Valor
Número de submódulos por fase	N	Mínimo	14
		Máximo	16
Número de níveis de tensão AC	$V_L$	Mínimo	29
		Máximo	33
Tensão DC por submódulo	$V_{DC}^{SM}$	-	2,35 kV
Capacitor DC por submódulo	$C_{DC}^{SM}$	-	8,5 mF

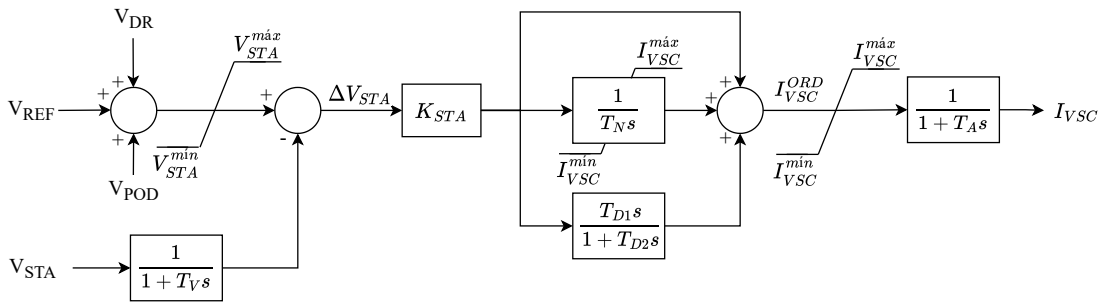
Fonte: Siemens (2019)

VSC (Siemens, 2019). Estas funções estão descritas nos itens a seguir.

## Regulador automático de tensão

O RAT é a principal estrutura de controle associada a malha de regulação de tensão, a qual possui ação sobre a corrente do VSC do STATCOM. O RAT utiliza como entrada o erro de tensão do STATCOM ( $\Delta V_{STA}$ ) e ajusta a corrente do VSC para o valor de referência  $I_{VSC}^{ORD}$  através de um ganho  $K_{STA}$  ajustável em série com um controlador PID, conforme ilustrado na Figura 4.14.

As saídas do RAT e do integrador do PID são limitadas entre  $I_{VSC}^{min}$  e  $I_{VSC}^{max}$ , as quais são definidas pelo bloco limitador de corrente do VSC (Mikwar, 2017). O bloco proporcional do PID possui ganho unitário, enquanto o bloco integrador apresenta ganho  $1/T_N$  e o bloco derivador é representado por um *wash-out*, com constantes  $T_{D1}$  e  $T_{D2}$ . O bloco de atraso com constante de tempo  $T_A$  representa o atraso do circuito de disparo dos dispositivos IGBT (malha



**Figura 4.14:** Regulador automático de tensão do STATCOM

Fonte: Adaptado de Siemens (2019)

de controle interna). O  $\Delta V_{STA}$  é calculado subtraindo a tensão terminal da tensão de referência. O bloco de primeira ordem após  $V_{STA}$  representa o atraso de medição associado a tensão controlada. A tensão de referência é limitada entre  $V_{STA}^{min}$  e  $V_{STA}^{max}$  e consiste da soma de  $V_{REF}$ , configurado manualmente pelo operador,  $V_{DR}$ , sinal de saída do controle por estatismo, e  $V_{POD}$ , sinal de saída do controlador POD. Os parâmetros do RAT do STATCOM estão apresentados na Tabela 4.5.

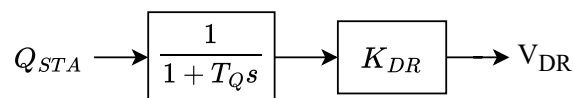
**Tabela 4.5:** Parâmetros do RAT do STATCOM

Parâmetro	Valor
$T_N$	8 ms
$T_{D1}$	3 ms
$T_{D2}$	2 ms
$T_V$	9,5 ms
$T_A$	1 ms
$V_{STA}^{min}$	0,9 pu
$V_{STA}^{max}$	1,1 pu

Fonte: Siemens (2019)

## Controle por estatismo

O controle por estatismo (*droop*) é responsável por gerar o sinal de saída de controle  $V_{DR}$  através do produto de  $Q_{STA}$  pelo estatismo  $K_{DR}$ , conforme ilustrado na Figura 4.15 (Mikwar, 2017; Siemens, 2019). O bloco de primeira ordem com constante de tempo  $T_Q$  representa o atraso de medição associado à potência reativa do STATCOM.



**Figura 4.15:** Controle por estatismo do STATCOM

Fonte: Próprio autor

O  $K_{DR}$  é ajustado normalmente entre 1 e 10% pelo operador de modo a garantir que a

contribuição do equipamento não se contraponha com a dos demais dispositivos de compensação reativa do sistema, afetando a estabilidade da rede, além de permitir uma divisão de potência reativa proporcional à capacidade de cada dispositivo. O  $K_{DR}$  do STATCOM estudado foi fixado em 2%, mesmo valor adotado para os SVCs existentes do sistema teste. Os parâmetros do controle por estatismo do STATCOM estão apresentados na Tabela 4.6.

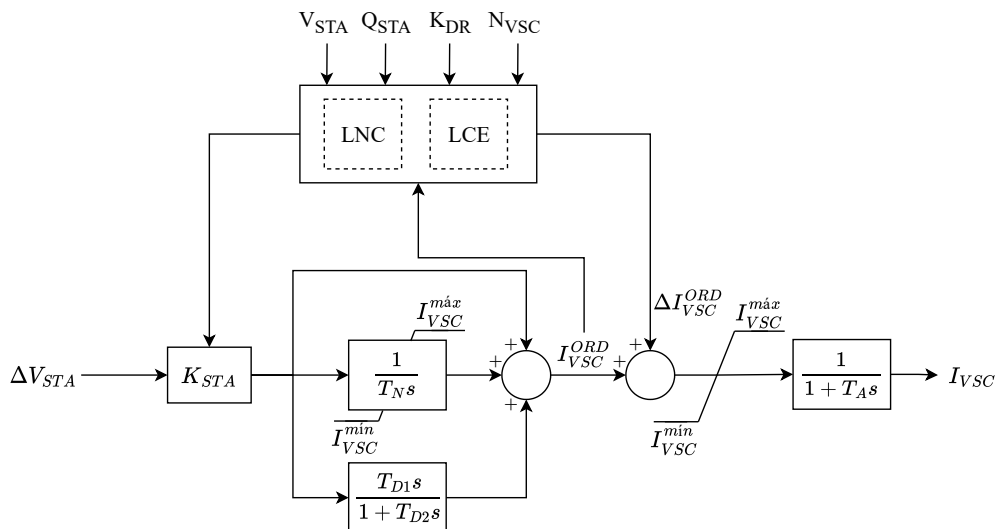
**Tabela 4.6:** Parâmetros do controle por estatismo do STATCOM

Parâmetro	Valor
$T_Q$	10 ms
$K_{DR}$	2%

Fonte: Siemens (2019)

## Controlador de ganho

O controlador de ganho é responsável por ajustar automaticamente o ganho  $K_{STA}$ , Figura 4.14, para que o tempo de resposta do STATCOM seja inferior a 30ms. Em condições normais, o  $K_{STA}$  é calculado em função da potência de curto-circuito trifásico ( $S_{CC}^{3f}$ ) no terminal do equipamento pela lógica de nível de curto-circuito (LNC). O controlador de ganho está ilustrado na Figura 4.16.



**Figura 4.16:** Controlador do ganho  $k_{STA}$  do STATCOM

Fonte: Próprio autor

A potência  $S_{CC}^{3f}$  é estimada pela razão das variações de  $V_{STA}$  e  $Q_{STA}$  ( $\Delta V_{STA} / \Delta Q_{STA}$ ) provocadas por um teste de adição de sinal  $\Delta I_{VSC}^{ORD}$  em  $I_{VSC}^{ORD}$ .  $V_{STA}$  e  $Q_{STA}$  são medidas antes, durante e após o teste. Durante a medição, o RAT é congelado por aproximadamente 250 ms para garantir uma medição precisa, porém a medição é cancelada imediatamente se for detectada uma perturbação no sistema. Quanto menor  $\Delta V_{STA} / \Delta Q_{STA}$  maior é  $S_{CC}^{3f}$  e, portanto,

ajusta-se um valor maior de  $K_{RAT}$  (Siemens, 2019).

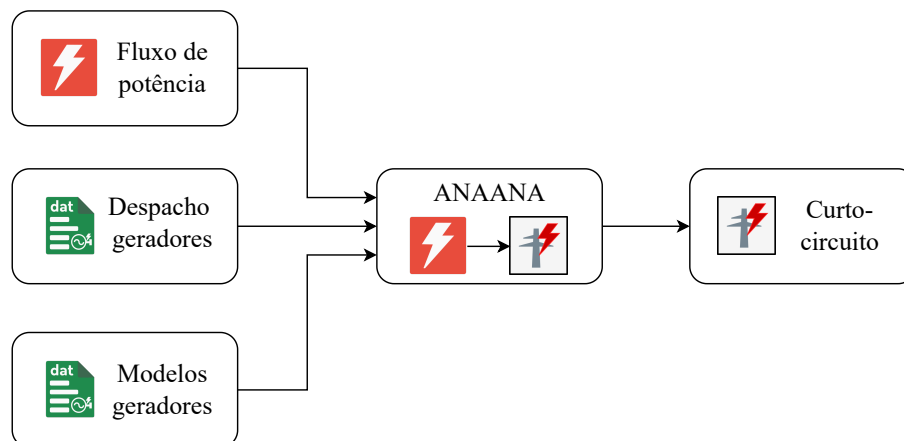
Além de  $S_{CC}^{3f}$ , o ganho  $K_{STA}$  do RAT depende do  $K_{DR}$  ajustado e de  $N_{VSC}$ . Quanto maior  $K_{DR}$ , menor é o  $K_{STA}$  para um determinado  $S_{CC}^{3f}$ . Além disso, caso o STATCOM opere com somente um VSC (modo degradado) o  $K_{STA}$  é ajustado para o dobro do valor correspondente a operação com dois VSC (modo completo) (Siemens, 2019). Na Tabela 4.7 está apresentado o ganho  $K_{STA}$  em função de valores de  $S_{CC}^{3f}$  e  $K_{DR}$  para a operação do STATCOM em modo completo.

**Tabela 4.7:** Ganho  $K_{STA}$  do STATCOM em função de  $S_{CC}^{3f}$  e  $K_{DR}$

$K_{DR}$ (%)	$S_{CC}^{3f}$ (MVA)				
	1.675	2.500	6.000	7.000	8.155
0	8,77	13,09	31,40	36,65	42,70
1	7,27	10,01	18,07	19,69	21,31
2	6,21	8,10	12,68	13,46	14,20

Fonte: Siemens (2019)

A LNC não está presente na modelagem do STATCOM em linguagem ANATEM, entretanto os valores de  $S_{CC}^{3f}$  e, conseqüentemente, de  $K_{STA}$  podem ser obtidos previamente pela análise de faltas do sistema interligado através do programa ANAFAS. Para isso, um conjunto selecionado de casos de fluxo de potência (arquivo .PWF), juntamente com os arquivos de despacho de geradores (código DMAQ) e de dados de modelo de geradores (código DMDG) foram convertidos automaticamente para casos de curto-circuito (arquivo .ANA) através do programa conversor ANAANA, disponível nos arquivos do programa ANAFAS. O procedimento de conversão dos arquivos está ilustrado na Figura 4.17.



**Figura 4.17:** Procedimento de conversão de casos de fluxo de potência para casos de curto-circuito

Fonte: Próprio autor

Como somente as informações de falta simétrica (curto-circuito trifásico) são necessárias para a determinação do ganho  $K_{STA}$ , a inclusão dos dados de sequência zero do sistema não é necessária, sendo estes preenchidos automaticamente como iguais aos dados de sequência

positiva pelo conversor ANAANA.

Os valores de  $S_{CC}^{3f}$ , calculados dos casos de curto-circuito, e de  $K_{STA}$ , obtidos por interpolação da Tabela 4.7 para  $K_{DR}$  igual a 2%, considerando variações no número de unidades geradoras sincronizadas em Itaipu (5 e 10 UG) e nas cargas dos sistemas paraguaio (leve e pico) e argentino (leve e pesada) estão apresentados na Tabela 4.8. As variáveis  $P_{IPU50}$  e  $I_{YAC/PY}$  foram mantidas em 700 MW e 500 MW, respectivamente.

**Tabela 4.8:**  $S_{CC}^{3f}$  e  $K_{STA}$  calculados para  $K_{DR}$  de 2%

Caso	$N_{IPU50}$	$C_{PY}(MW)$	$C_{AR-UY}(MW)$	$S_{CC}^{3f}(GVA)$	$K_{STA}(p.u.)$
G	5	1.500	19.500	3,49	8,97
H			27.500	3,49	8,97
I		3.850	19.500	3,72	9,26
J			27.500	3,71	9,25
K	10	1.500	19.500	3,76	9,32
L			27.500	3,77	9,33
M		3.850	19.500	3,86	9,43
N			27.500	3,84	9,41

Fonte: Próprio autor

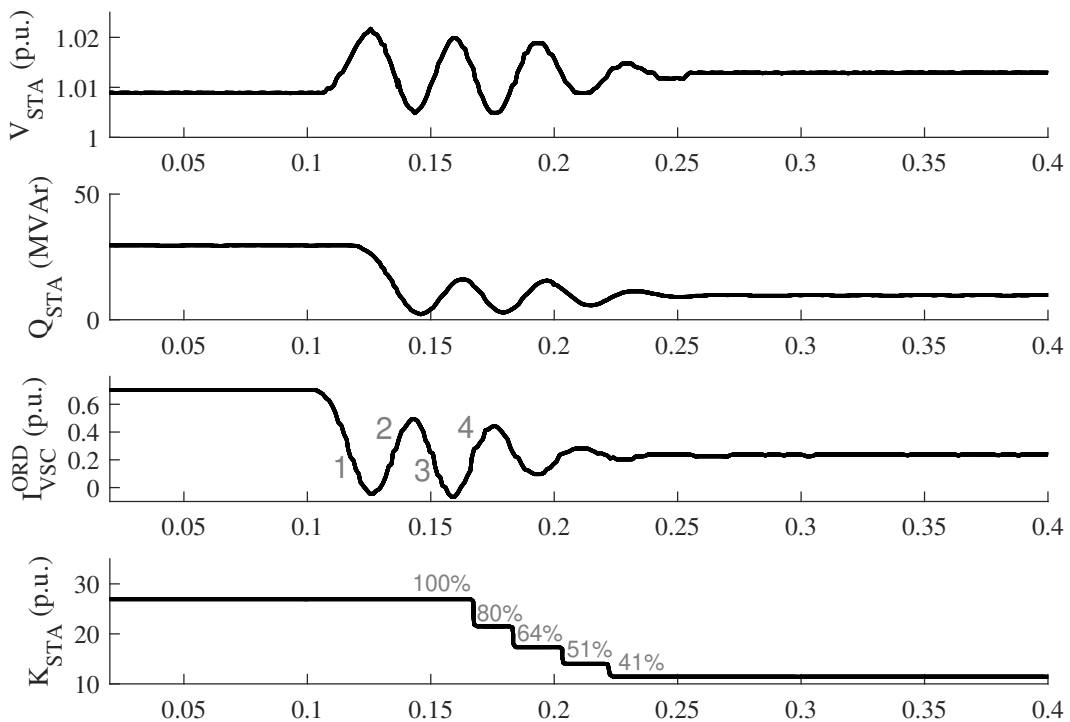
Da Tabela 4.8, os oito casos selecionados do sistema interligado indicaram um  $S_{CC}^{3f}$  entre 3,49 e 3,86 GVA no terminal de conexão do STATCOM (subestação de *San Lorenzo*) e um  $K_{STA}$  entre 8,97 e 9,43 p.u. Como estas grandezas apresentaram pequeno desvio em relação a seus valores médios, fixou-se o ganho  $K_{STA}$  do STATCOM em nove para o projeto do controlador POD.

Adicionalmente, o controlador de ganho possui uma lógica de controle de estabilidade (LCE ou *hunting detection*) responsável por aprimorar a estabilidade do controlador PID sob condições fracas de sistema em combinação com interações transitórias. Esta lógica é ativada quando  $I_{VSC}^{ORD}$  oscila com uma frequência acima de 4 Hz. Neste caso, a saída do controlador de tensão  $I_{reg}$  é monitorada para detectar mudanças consecutivas de direção de  $I_{VSC}^{ORD}$ . Para isso, o ganho  $K_{STA}$  é reduzido consecutivamente por um fator de 80% até que o valor pico a pico de  $I_{VSC}^{ORD}$  fique abaixo de um valor especificado, no intuito de alcançar a estabilidade do controlador, conforme ilustrado na Figura 4.18 (Siemens, 2019).

A LCE busca garantir margem de estabilidade suficiente e evitar redução de ganho indesejada na faixa de frequência de oscilações eletromecânicas (0,2 a 2 Hz). O  $K_{STA}$  retorna gradualmente (passo a passo) para o valor anterior após 10 minutos, sendo os passos de retorno comandados a cada um minuto (Siemens, 2019).

A LCE não está presente na modelagem do STATCOM estudado em ANATEM, entretanto a sua ausência não afeta o projeto do controlador POD, uma vez que esta lógica atua somente em regime dinâmico para interações transitórias com frequência superior a 4 Hz.





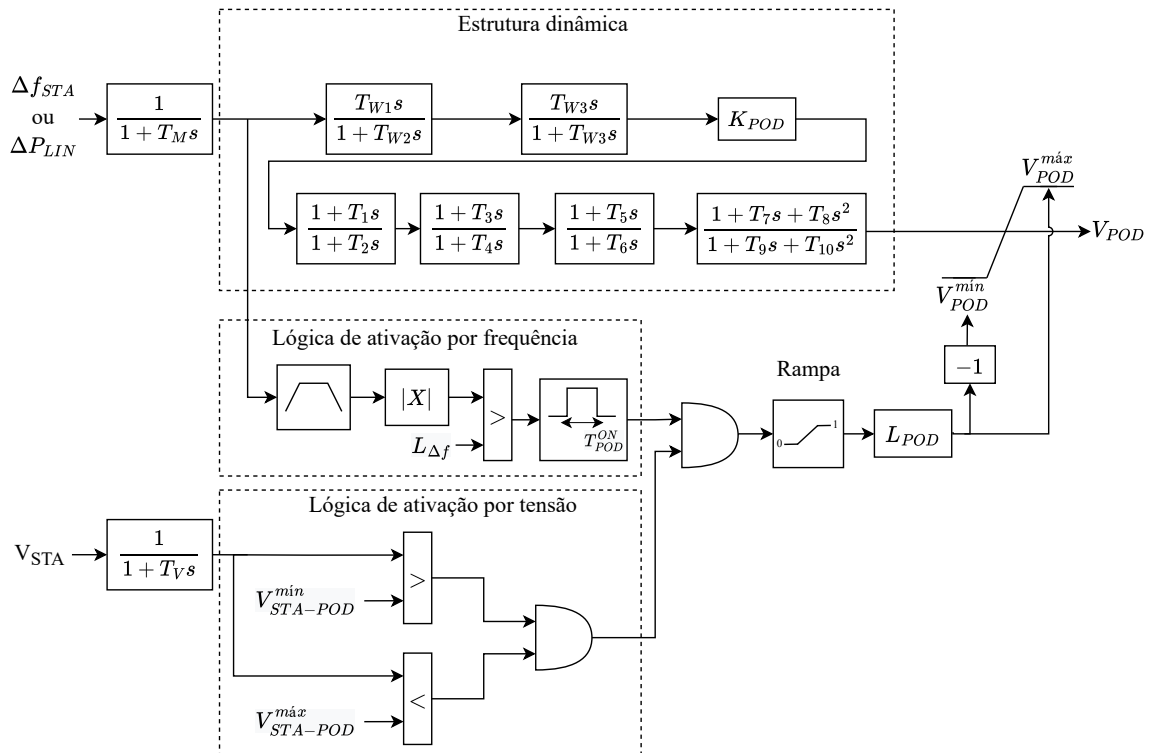
**Figura 4.18:** Redução de  $K_{STA}$  pela lógica de controle de estabilidade do STATCOM  
Fonte: Adaptado de Siemens (2019)

## Controlador POD

O controlador POD é responsável por prover amortecimento a oscilações eletromecânicas do sistema por meio da regulação da saída do STATCOM. Este controlador pode adotar como sinal de entrada a variação de frequência do terminal de conexão ( $\Delta f_{STA}$ ) ou o fluxo de potência ativa de uma linha de transmissão ( $\Delta P_{LIN}$ ), ambos em p.u. O controlador POD é composto por uma estrutura dinâmica com blocos de ganho  $K_{POD}$  e filtragem (*lead-lags*, *washouts* e filtros de primeira e segunda ordem) para gerar o sinal suplementar de saída  $V_{POD}$ , além das lógicas de ativação deste controlador, conforme ilustrado na Figura 4.19 (Siemens, 2019).

A estrutura dinâmica do controlador POD possui constantes de tempo ( $T_{W1}$  a  $T_{W3}$  e  $T_1$  a  $T_{10}$ ) que são ajustadas para a filtragem e compensação de fase adequadas para o modo de oscilação analisado. Ao todo o controlador POD dispõe de dois filtros *washouts* ( $T_{W1}$  a  $T_{W3}$ ), três filtros *lead-lag* ( $T_1$  a  $T_6$ ) e um filtro de segunda ordem ( $T_7$  a  $T_{10}$ ). O ganho  $K_{POD}$  é ajustado para o atendimento do requisito de desempenho, como o coeficiente de amortecimento mínimo  $\zeta$ . Após os blocos de ganho e filtragem o sinal de controle é limitado entre  $V_{POD}^{min}$  e  $V_{POD}^{max}$  para sintetizar a saída  $V_{POD}$ . Estes limites são determinados de forma dinâmica pela lógica de ativação/desativação do controlador POD.

Os limites  $V_{POD}^{min}$  e  $V_{POD}^{max}$  são calculados pelo produto do parâmetro  $L_{POD}$  e seu valor de sinal oposto ( $-L_{POD}$ ) com a saída de uma função de rampa, respectivamente. Esta função é



**Figura 4.19:** Controlador POD do STATCOM

Fonte: Próprio autor

utilizada para aumentar ou reduzir graduaamente a saída  $V_{POD}$  e é implementada por um bloco integrador, limitado entre 0 e 1, com constante de tempo  $T_R$  de 200 ms (taxa de 5pu/s) que recebe o sinal de entrada em degrau composto das lógicas de ativação por tensão e frequência.

A lógica de ativação por tensão evita que o POD atue desnecessariamente durante eventos de desligamento, provendo um sinal suplementar em um momento inadequado para o controle de tensão. Esta estratégia habilita o POD quando a tensão  $V_{STA}$  está entre  $V_{STA-POD}^{min}$  e  $V_{STA-POD}^{max}$ . Quando  $V_{STA}$  ultrapassa um destes limites, o controlador POD é desabilitado.

Por sua vez, a lógica de ativação por frequência evita que o POD atue continuamente durante pequenas oscilações sustentadas de frequência devido a presença intrínseca de bandas mortas dos principais controladores do sistema. Neste caso, o POD é habilitado por um período  $T_{POD}^{ON}$  caso o módulo de  $\Delta f$ , filtrado por um filtro passa-faixa de sexta ordem entre 0,3 Hz e 2 Hz, seja superior ao limiar  $L_{\Delta f_{STA}}$ . O filtro passa-faixa garante que a ativação ocorra somente para eventos com oscilações eletromecânicas. Caso o módulo de  $\Delta f$  permaneça superior a  $L_{\Delta f}$  por um período superior a  $T_{POD}^{ON}$ , a estratégia de frequência mantém o controlador POD habilitado até que a condição de oscilação mínima seja atendida.

As faixas de ajuste dos parâmetros da estrutura dinâmica e da lógica de ativação/desativação do controlador POD estão apresentadas na Tabela 4.9.

Neste trabalho, o sinal  $\Delta f_{STA}$  é adotado como entrada do controlador POD devido a maior facilidade de acesso a esta medida local para o STATCOM. Em Galassi, de Almeida, Pesente & Ramos (2021) é abordado a escolha e utilização de sinais remotos do sistema teste

**Tabela 4.9:** Faixa de ajuste dos parâmetros do controlador POD do STATCOM

Parâmetro	Valor		
	Mínimo	Máximo	Unidade
$T_{W1}, T_{W2}, T_1, T_3, T_5, T_7, T_8, T_9, T_{10}, T_{11}, T_{12}, T_{13}$ e $T_{14}$	0	32000	ms
$T_{W3}, T_2, T_4$ e $T_6$	0,1	32000	ms
$K_{POD}$	-100	100	p.u.
$L_{POD}$	0	0,1	p.u.
$V_{STA-POD}^{min}$ e $V_{STA-POD}^{max}$	0,9	1,1	p.u.
$L_{\Delta f}$	0	50	mHz
$T_{POD}^{ON}$	5	50	s

Fonte: Siemens (2019)

provindos de PMUs, como a diferença angular entre tensões de barras, para a entrada do controlador POD associado ao STATCOM.

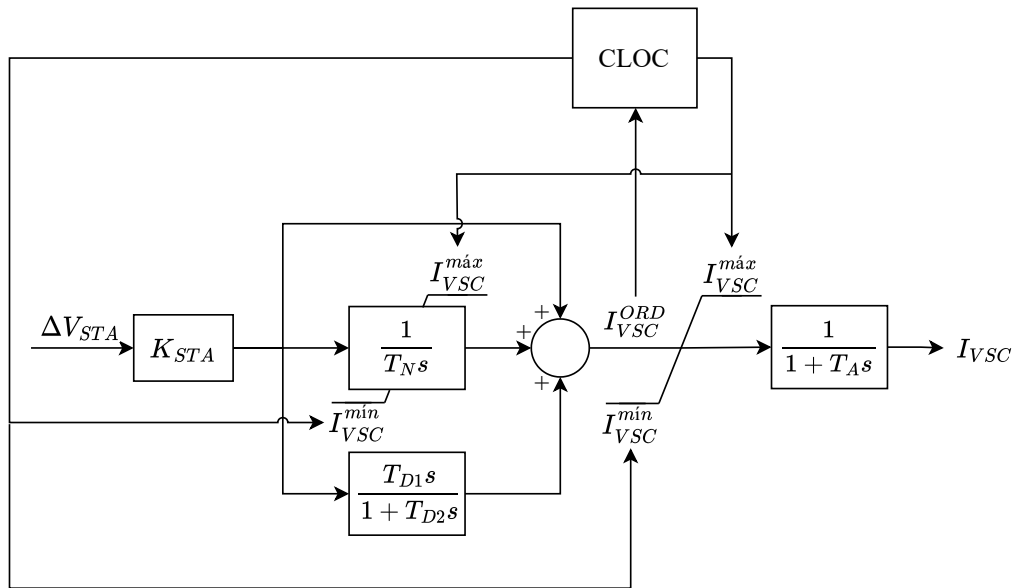
Os parâmetros da Tabela 4.9 são ajustados no Capítulo 5, a exceção dos parâmetros  $L_{POD}$ , o qual é fixado em seu valor máximo (0,1 p.u.) para maximizar o sinal estabilizante, e dos parâmetros da lógica de ativação por tensão ( $V_{STA-POD}^{min}$  e  $V_{STA-POD}^{max}$ ), fixados em 0,9 p.u. e 1,1 p.u., por envolver aspectos de estabilidade de tensão, os quais estão fora do escopo deste trabalho.

## Controlador de limite de corrente comandada do VSC

O controlador de limite de corrente comandada (CLOC) do VSC é responsável por determinar os limites inferiores e superiores para a saída  $I_{VSC}^{ORD}$  do RAT do STATCOM ( $I_{VSC}^{min}$  e  $I_{VSC}^{max}$ ) e também para a saída do bloco integrador do PID (ação anti *windup*), conforme ilustrado na Figura 4.21 (Mikwar, 2017).

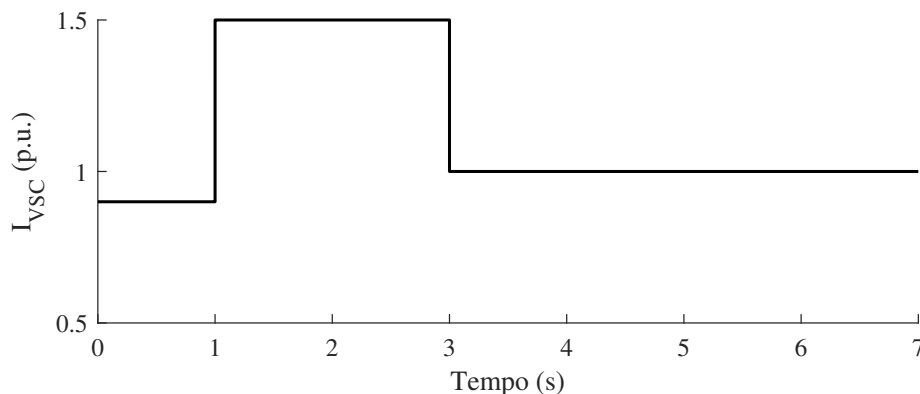
Inicialmente, os limites de corrente comandada do VSC são ajustados para permitir a operação do VSC em sobrecarga temporária (150% da capacidade nominal), isto é, o  $I_{VSC}^{min}$  em -1,8 kA (1,5 p.u. indutivo) e  $I_{VSC}^{max}$  em 1,8 kA (1,5 p.u. capacitivo). Caso  $I_{VSC}$  ultrapasse um dos limites por 2s,  $I_{VSC}^{min}$  e  $I_{VSC}^{max}$  são prontamente reduzidos para seus valores nominais,  $\pm 1,2$  kA ( $\pm 1$  p.u.). Além disso, o CLOC é capaz de detectar e limitar  $I_{VSC}^{ORD}$  durante sobrecargas escalonadas, como, por exemplo, VSC em sobrecarga por 1 s, seguido de operação normal por 1s e novamente sobrecarga por 1 s. Uma vez que os limites tenham sido reduzidos, este controlador libera novamente a operação do VSC em sobrecarga temporária após 5min, conforme ilustrado na Figura 4.21 (Siemens, 2019).

O controlador de limite de corrente comandada do VSC está presente na modelagem do STATCOM estudado em ANATEM.



**Figura 4.20:** Controlador de limite de corrente comandada do VSC

Fonte: Próprio autor



**Figura 4.21:** Comportamento da corrente do VSC durante a atuação do limitador

Fonte: Adaptado de Siemens (2019)

### 4.3.3 Modelagem do STATCOM

O STATCOM foi representado por dois modelos: como um SVC do tipo FC-TCR (código DCER) e como um FACTS VSC do tipo STATCOM com modulação PWM (códigos DEVS e DVSI). O segundo modelo fornece o comportamento aproximado de grandezas do lado AC e também do lado DC do VSC, como, por exemplo, a tensão sobre o capacitor DC. Entretanto, atualmente a parte dinâmica deste modelo não pode ser lida e linearizada pelo programa PacDyn. Neste caso, o primeiro modelo é útil para o projeto e análise linearizada do controlador POD associado. Ambos os modelos permitem a visualização do comportamento das principais grandezas AC do STATCOM, como, por exemplo, o módulo da tensão terminal e a potência reativa injetada pelo equipamento.

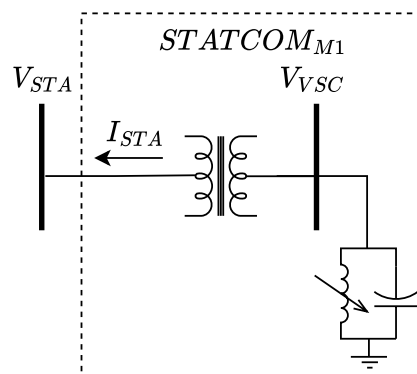
Nesta subseção estão apresentadas as duas modelagens estática e dinâmica do STATCOM, sem o controlador POD, e uma análise comparativa do desempenho dinâmico do equipamento

conectado a um equivalente de Thévenin do sistema (barramento infinito em série com uma impedância equivalente do sistema).

### Modelo como SVC FC-TCR - $STATCOM_{M1}$

O STATCOM representado como um SVC do tipo FC-TCR é denominado neste trabalho como  $STATCOM_{M1}$ .

A modelagem estática do  $STATCOM_{M1}$  no sistema (ANAREDE) é composta por dois equipamentos em série: um transformador e um compensador estático de reativo de 100 Mvar, o qual representa o VSC. Neste caso, os níveis de alta (220 kV) e baixa tensão (13,8 kV) do equipamento ficam explicitamente representados como barramentos do sistema, conforme ilustrado na Figura 4.22. A impedância do transformador do STATCOM  $X_{STA}$  é igual a 0,12 p.u. com relação a base do transformador (100 MVA).



**Figura 4.22:** Representação estática do  $STATCOM_{M1}$

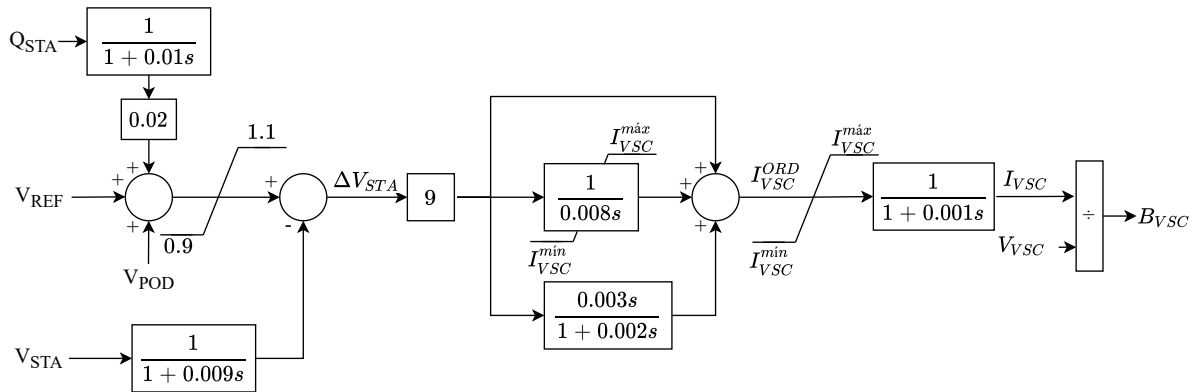
Fonte: Próprio autor

A modelagem dinâmica do  $STATCOM_{M1}$  é composta pelas malhas de controle do equipamento, Subseção 3.2.2, que geram a susceptância equivalente do VSC ( $B_{VSC}$ ). Neste caso, a  $B_{VSC}$  é calculada pela razão entre os módulos de corrente e tensão AC (barramento de 13,9kV) do VSC,  $I_{VSC}$  e  $V_{VSC}$ . Embora a corrente  $I_{VSC}$  circule no delta do VSC e a corrente  $I_{STA}$  seja injetada pelo STATCOM no sistema com conexão em estrela, ambas correspondem ao mesmo valor normalizado (em p.u.). A malha dinâmica de controle do  $STATCOM_{M1}$  está ilustrada na Figura 4.23.

### Modelo como STATCOM PWM - $STATCOM_{M2}$

O STATCOM representado como um FACTS VSC do tipo STATCOM com modulação PWM é denominado neste trabalho como  $STATCOM_{M2}$ .

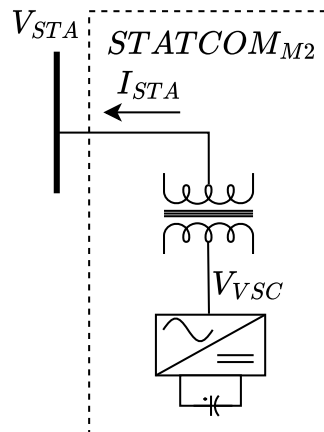
A modelagem estática do  $STATCOM_{M2}$  no sistema (ANAREDE) é composto somente



**Figura 4.23:** Malha de controle principal do STATCOM<sub>M1</sub>

Fonte: Próprio autor

por um compensador estático de reativo de 100 Mvar, o qual representa o trafo em série com o VSC do equipamento. Neste caso, o nível de alta tensão (220 kV) é representado como um barramento do sistema, enquanto o nível de baixa tensão é uma grandeza interna do equipamento, conforme ilustrado na Figura 4.24.



**Figura 4.24:** Representação estática do STATCOM<sub>M2</sub>

Fonte: Próprio autor

Os parâmetros equivalentes do transformador e do lado DC do VSC são fornecidos para a modelagem interna do STATCOM<sub>M2</sub> (códigos DEVS e DVSI em ANATEM), cujos parâmetros e seus valores estão apresentados na Tabela 4.10. Para o cálculo dos parâmetros equivalentes do STATCOM, adotou-se a operação de 2 VSC com 14 submódulos em série, quantidade mínima de submódulos necessária para o funcionamento.

**Tabela 4.10:** Parâmetros equivalentes do STATCOM<sub>M2</sub>

Parâmetro	Símbolo	Valor
Reatância do transformador	$X_{STA}$	0,12 p.u.
Potência base do transformador	$S_{TRA}$	100 MVA
Tensão DC nominal equivalente	$V_{DC}$	32,9 kV
Capacitor DC equivalente	$C_{DC}$	1214 $\mu$ F

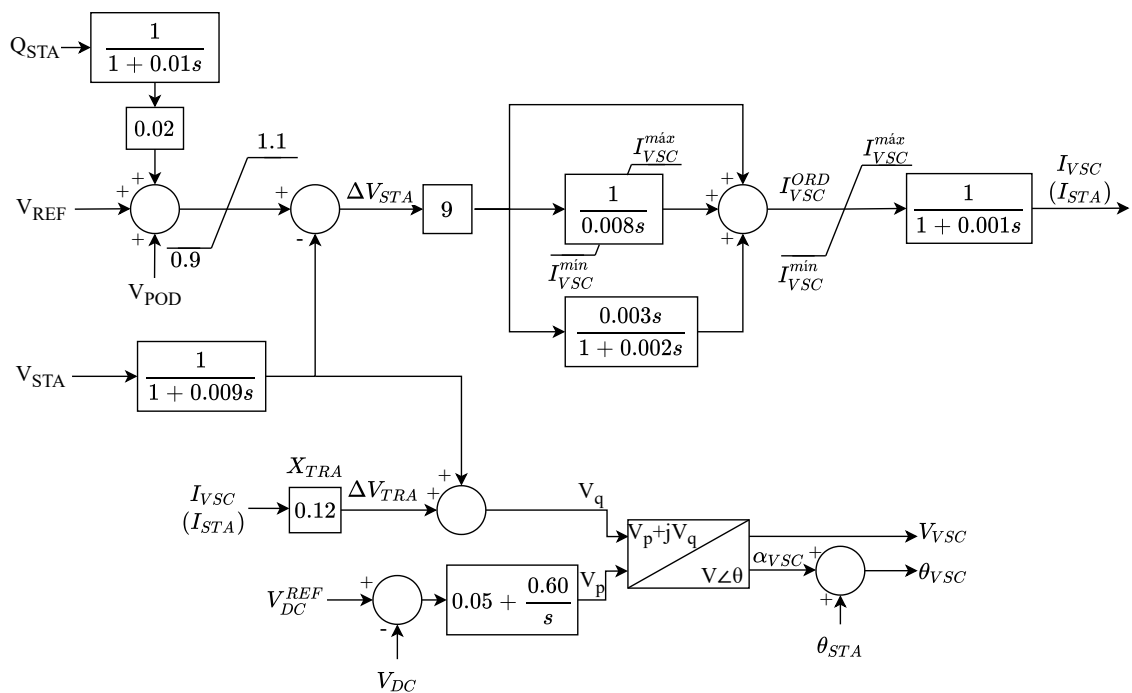
Fonte: Siemens (2019)

A modelagem dinâmica do  $STATCOM_{M2}$  é composta pelas malhas de controle do equipamento, Subseção 3.3.2, que geram o módulo e ângulo da tensão AC do VSC,  $V_{VSC}$  e  $\theta_{VSC}$ .

O módulo  $V_{VSC}$  é extraído das componentes ativa ( $V_P$ ) e reativa ( $V_Q$ ), geradas pelos controles do STATCOM, pela equação  $V_{VSC} = \sqrt{V_P^2 + V_Q^2}$ . A componente  $V_P$  é fornecida pela saída do controlador PI responsável por regular a tensão  $V_{DC}$ . A componente  $V_Q$  é dada pela soma da tensão terminal do equipamento  $V_{STA}$  com o resultado do produto da impedância  $X_{STA}$  e da corrente  $I_{STA}$  controlada pelo AVR ( $V_Q = V_{STA} + X_{STA}I_{STA}$ ). Este produto representa a queda de tensão no transformador do STATCOM ( $\Delta V_{TRA}$ ). Embora a corrente  $I_{STA}$  seja injetada no sistema com conexão em estrela e a corrente  $I_{VSC}$  circule no delta do VSC, ambas correspondem ao mesmo valor normalizado em p.u.

O ângulo  $\theta_{VSC}$  é calculado pela soma do ângulo terminal  $\theta_{STA}$  com o ângulo  $\alpha_{VSC}$ , conforme definido na equação 3.12. O ângulo  $\alpha_{VSC}$  é dado pelo arco tangente da componente  $V_P$  dividido pela componente  $V_Q$ .

A malha dinâmica de controle do  $STATCOM_{M2}$  está ilustrada na Figura 4.25.



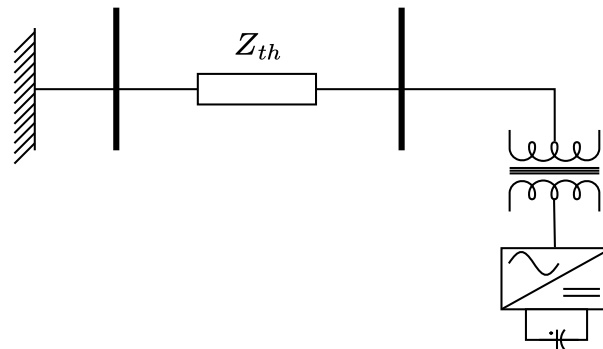
**Figura 4.25:** Malha de controle do  $STATCOM_{M2}$

Fonte: Próprio autor

## Comparação dos modelos

Os desempenhos dinâmicos de  $STATCOM_{M1}$  e  $STATCOM_{M2}$  foram comparados através de simulações em um sistema composto pelo equipamento conectado a um equivalente de Thévenin, representado por um gerador com inércia infinita em série com uma impedância

equivalente  $Z_{th}$  do sistema, conforme ilustrado na Figura 4.26.



**Figura 4.26:** STATCOM conectado a um equivalente de Thévenin do sistema  
Fonte: Próprio autor

A impedância  $Z_{th}$  é igual a 2,85% (0,0285 p.u.), resultando em uma potência  $S_{CC_{3f}}$  de 3,5 GVA e, conseqüentemente, em um  $K_{AVR}$  calculado de nove, conforme a Tabela 4.7. Tanto  $S_{CC_{3f}}$  como  $K_{AVR}$  correspondem aos valores calculados dos casos selecionados do sistema teste, conforme descrito na Subseção 4.3.2.

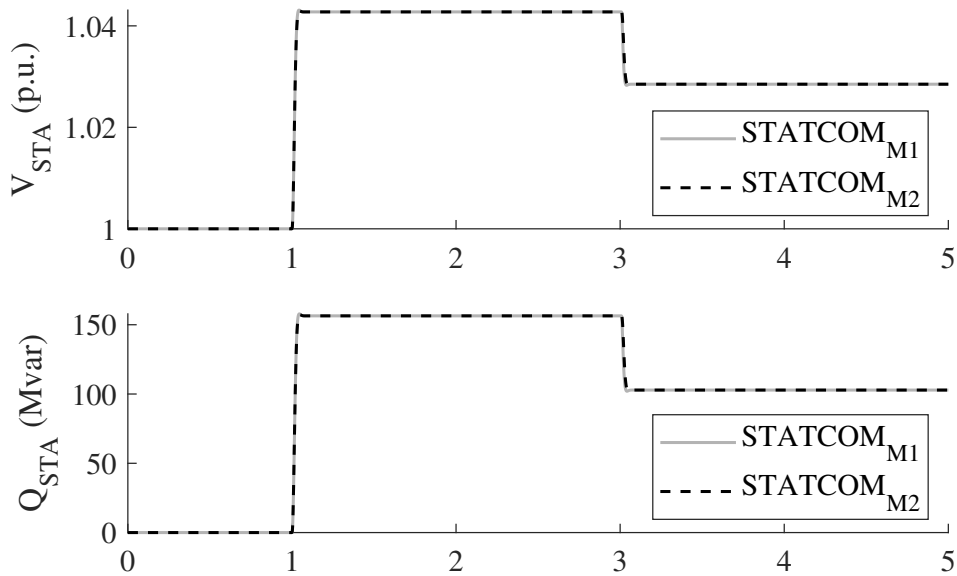
Os modelos foram avaliados pela simulação no tempo de dois eventos: degrau de 8% na referência de tensão do STATCOM e curto-circuito monofásico por 100 ms no barramento terminal do equipamento. O efeito do curto-circuito monofásico é reproduzido pela conexão de uma impedância no barramento que resulte em uma queda da tensão terminal de sequência positiva para 0,66 p.u. O primeiro evento tem o intuito de avaliar o comportamento dos modelos para um pequeno distúrbio, enquanto o segundo tem o objetivo de verificar a dinâmica dos modelos frente a uma perturbação.

Quando aplicado um degrau de 8%, o STATCOM operou em sobrecarga capacitiva temporária, com elevação de  $V_{STA}$  e  $Q_{STA}$  para 1,04 p.u. e 156 Mvar, respectivamente. Após a temporização de sobrecarga de 2s, o controlador de limite de corrente comandada do VSC atua no limitar a operação do STATCOM na faixa nominal, em ambos os modelos. O comportamento de  $V_{STA}$  e  $Q_{STA}$  dos modelos para o degrau de 8% na referência de tensão do STATCOM está ilustrado na Figura 4.27.

Da Figura 4.27, os modelos  $STATCOM_{M1}$  e  $STATCOM_{M2}$  apresentaram um comportamento dinâmico próximo para o degrau de 8%.  $V_{STA}$  apresentou um erro médio percentual de 0,002% e um erro máximo percentual de 0,38% no momento de atuação do limitador de corrente do VSC.  $Q_{STA}$  apresentou um erro médio e máximo percentual de 0,05% e de 1,45% no momento de atuação do limitador de corrente do VSC, respectivamente.

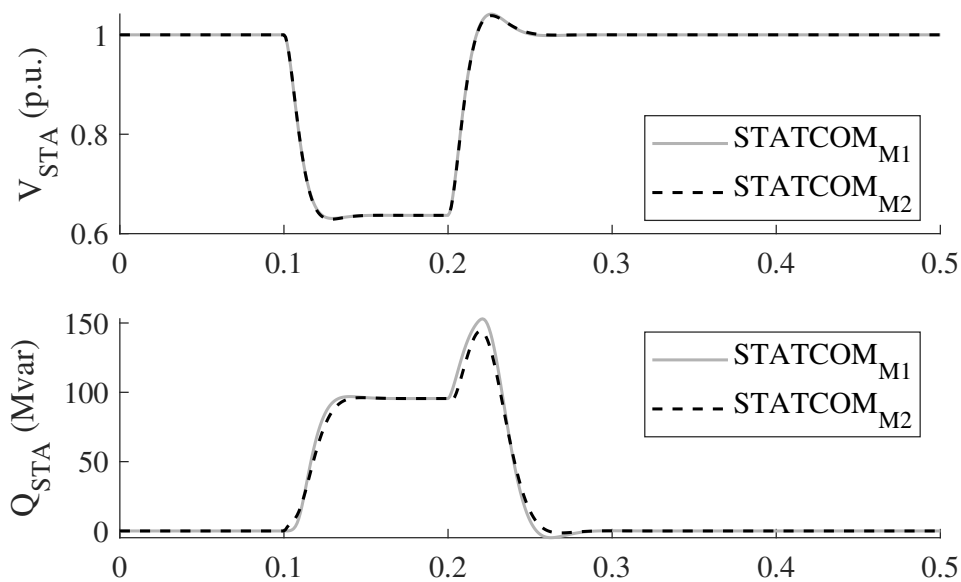
Quando aplicado o curto-circuito monofásico por 100 ms no barramento terminal, o STATCOM atuou no sentido de controlar a tensão terminal, elevando a potência reativa injetada até 96 Mvar durante o curto-circuito, em ambos os modelos. No momento de remoção do curto-circuito, o STATCOM aumentou transitoriamente a contribuição de potência reativa, atingindo 153 Mvar no  $STATCOM_{M1}$  e 144 Mvar no  $STATCOM_{M2}$ . O comportamento de  $V_{STA}$  e  $Q_{STA}$





**Figura 4.27:** Tensão terminal e potência reativa dos modelos do STATCOM para um degrau de 8% na referência  
Fonte: Próprio autor

dos modelos durante o curto-circuito monofásico no barramento terminal do STATCOM está ilustrado na Figura 4.28.



**Figura 4.28:** Tensão terminal e potência reativa dos modelos do STATCOM para um curto-circuito monofásico no barramento terminal  
Fonte: Próprio autor

Da Figura 4.28, os modelos  $STATCOM_{M1}$  e  $STATCOM_{M2}$  apresentaram um comportamento dinâmico também próximo para o curto-circuito monofásico, especialmente para a tensão  $V_{STA}$ . O  $V_{STA}$  apresentou um erro médio percentual de 0,005% e um erro máximo percentual de

0,51% no transitório de remoção do curto-circuito.  $Q_{STA}$  apresentou um erro médio e máximo percentual de 0,14% e 12% no transitório de remoção do curto-circuito, respectivamente.

De forma geral, os modelos  $STATCOM_{M1}$  e  $STATCOM_{M2}$  apresentaram um comportamento semelhante e esta comparação é complementada na Subseção 5.3.1 com a presença do controlador POD no STATCOM.

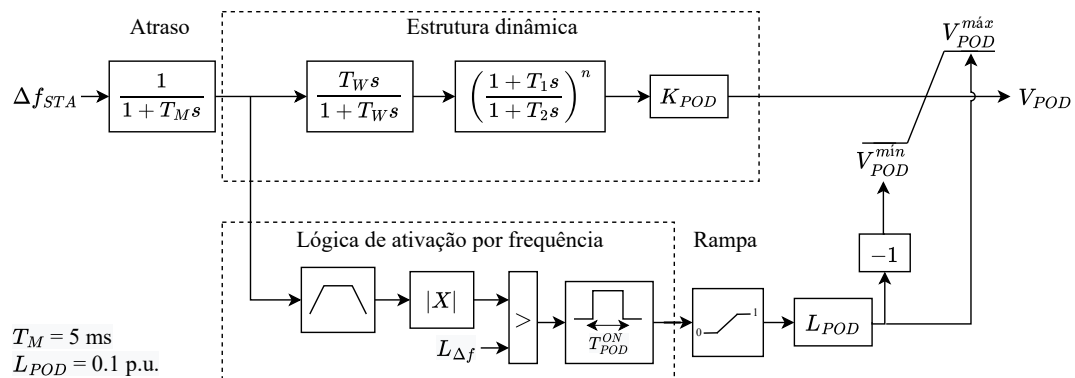
# Capítulo 5

## Metodologia, resultados e discussões

### 5.1 Introdução

O Capítulo 4 abordou o sistema teste e o STATCOM estudados neste trabalho. O sistema teste trata de uma representação de um sistema de energia elétrica real, o sistema interligado paraguaio-argentino-uruguaio, o qual apresenta um modo de oscilação interárea a ser estabilizado por um controlador PSS e, como retaguarda, por um controlador POD associado ao STATCOM estudado.

Neste capítulo, o controlador POD é ajustado através de uma metodologia sequencial, que envolve o método de *Nyquist* amortecido e avaliado linearmente e não-linearmente o desempenho no tempo. O diagrama de blocos resumido do controlador POD da Fig. 4.19, contendo a estrutura dinâmica e a lógica de ativação por frequência a serem ajustadas, está ilustrado na Figura 5.1.



**Figura 5.1:** Diagrama de blocos do controlador POD

Fonte: Próprio autor

### 5.2 Ajuste do controlador POD

Neste trabalho, o controlador POD do STATCOM é ajustado em três etapas, que são:

1. Ajuste da pré-filtragem: determinar o parâmetro  $T_W$  do bloco *washout* considerando as maiores excursões de frequência possíveis do sistema teste, a fim de mitigar efeitos de transitórios adversos de tensão decorrentes do controlador POD;
2. Ajuste da compensação de fase e de ganho: verificar as necessidades de compensação de fase e de ganho dos múltiplos cenários operativos e determinar os parâmetros dos blocos de *lead-lag* e o  $K_{POD}$  do controlador POD pelo método de *Nyquist* amortecido;
3. Ajuste da lógica de ativação por frequência: determinar os parâmetros de limite  $L_{\Delta f}$  e de tempo  $T_{POD}^{ON}$  da estratégia de ativação (habilitação) do controlador POD por frequência, descritos na Subseção 4.3.2, que são minimamente necessários para a estabilização do modo interárea;

Nestas etapas, a estrutura dinâmica de controle do POD, composta pela pré-filtragem, compensação de fase e ganho, é definida considerando o comportamento simulado do sistema teste, enquanto a estrutura de ativação por frequência é obtida levando em conta o comportamento registrado (ou medido) do sinal de entrada do controlador no sistema real, além de aspectos teóricos de tempo de acomodação de sistemas dinâmicos lineares.

### 5.2.1 Ajuste da pré-filtragem (*washout*)

A etapa de pré-filtragem de controladores POD, assim como os PSS de estrutura clássica, corresponde a um filtro passa-alta do tipo *washout* com constante de tempo  $T_W$ , responsável por gerar o sinal filtrado  $V_W$  que mantenha as características do modo de oscilação de interesse. Parte da literatura trata a etapa de ajuste da pré-filtragem como não crítica, uma vez que este bloco não possui forte relação com o fornecimento do torque de amortecimento ao modo de oscilação de interesse. Como consequência, a constante  $T_W$  tipicamente assume valores em uma faixa ampla, entre 1 e 20 s (Kundur, 1994).

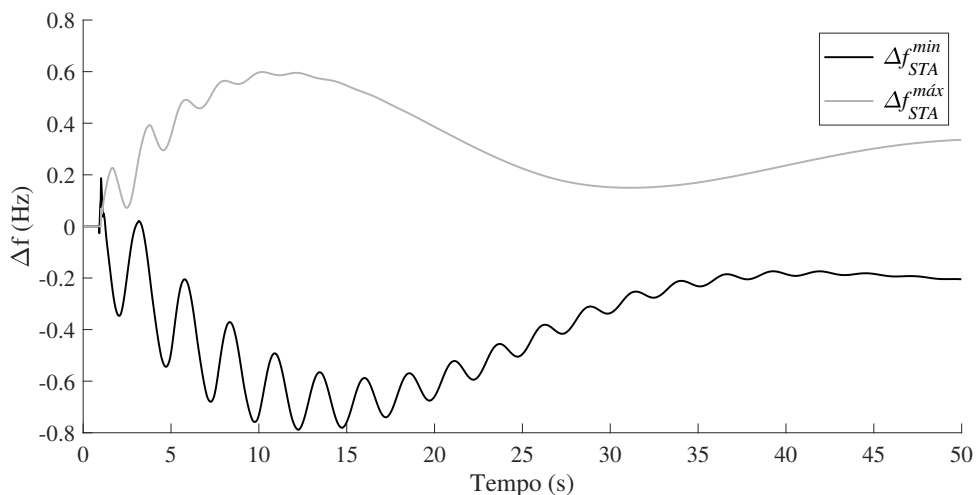
Quanto menor o valor de  $T_W$ , menor é sua influência da pré-filtragem sobre o modo de oscilação. Por outro lado, valores elevados de  $T_W$  fazem com que variações significativas de baixa frequência no sinal de entrada não sejam atenuadas apropriadamente pelo filtro e, consequentemente, resultem em excursões indesejadas do sinal de saída do controlador. Portanto, a pré-filtragem é uma etapa relevante no projeto do controlador POD, a qual deve levar em consideração a mitigação destas excursões.

Excursões indesejadas no sinal de saída são comumente conhecidas para aplicações de controladores PSS em geradores síncronos como transitórios adversos de tensão (*Adverse Voltage Transients* - AVT). Este fenômeno é definido como a variação da tensão terminal do gerador provocado pela ação expúria do PSS, podendo ser causada por rampas de carga de potência mecânica (AVT de potência ou AVT-P) ou por variações significativas da frequência do sistema (AVT de frequência ou AVT-F) (Bossa, 2021).

Semelhante ao PSS, o fenômeno AVT-F pode ser estendido ao contexto do projeto de controladores POD de STATCOM, uma vez que este controle normalmente emprega a grandeza de frequência como sinal de entrada e afeta a regulação da tensão terminal do equipamento. Nestes controladores, o ajuste da pré-filtragem deve basear-se nas maiores variações negativa e positiva de frequência possíveis (subfrequência e sobrefrequência, respectivamente), no intuito de realizar o dimensionamento deste bloco para condições extremas, porém realistas do sistema.

Para o caso estudado, as maiores variações possíveis de frequência do barramento do STATCOM ( $\Delta f_{STA}$ ), Barra 11 da Figura 4.2, foram obtidas de múltiplas simulações de perdas de carga ou geração que não levassem a alteração da condição topológica de interligação, isto é, sem a separação dos subsistemas pela atuação do SEP. Nesta avaliação, o sistema teste foi simulado considerando os cenários operativos apresentados no Apêndice B.

A maior variação de sobrefrequência simulada sobre o STATCOM ( $\Delta f_{STA}^{max}$ ) ocorreu no cenário 45 após o bloqueio total do elo HVDC de Furnas, transmitindo cerca de 1.020 MW ( $\Delta P$  de 1.020 MW), com a frequência atingindo 50,60 Hz, conforme ilustrado na Figura 5.2. Por outro lado, a maior variação de subfrequência sobre o STATCOM ( $\Delta f_{STA}^{min}$ ) foi alcançada no cenário 92 após o desligamento de duas unidades geradoras de Itaipu 50 Hz de 600 MW, totalizando uma redução de 1.200 MW de geração ( $\Delta P$  de -1.200 MW), com a frequência chegando a 49,23 Hz, também ilustrada na Figura 5.2.



**Figura 5.2:** Maiores variações de frequência elétrica sobre o STATCOM  
Fonte: Próprio autor

As curvas  $\Delta f_{STA}^{max}$  e  $\Delta f_{STA}^{min}$  computaram taxas de variação de frequência (ROCOF - *Rate of Change of Frequency*) aproximadas de 0,05 Hz/s e 0,06 Hz/s, respectivamente, as quais são inferiores ao valor de referência de 0,5 Hz/s para a análise de AVT-F em sistemas de grande porte (Bossa, 2021). Esta diferença é justificada pela presença do SEPr, que promove a separação (desinterligação) do sistema teste após perturbações de maior impacto e, assim, evita a presença simultânea do modo de oscilação interárea e de variações significativas de frequência do sistema.

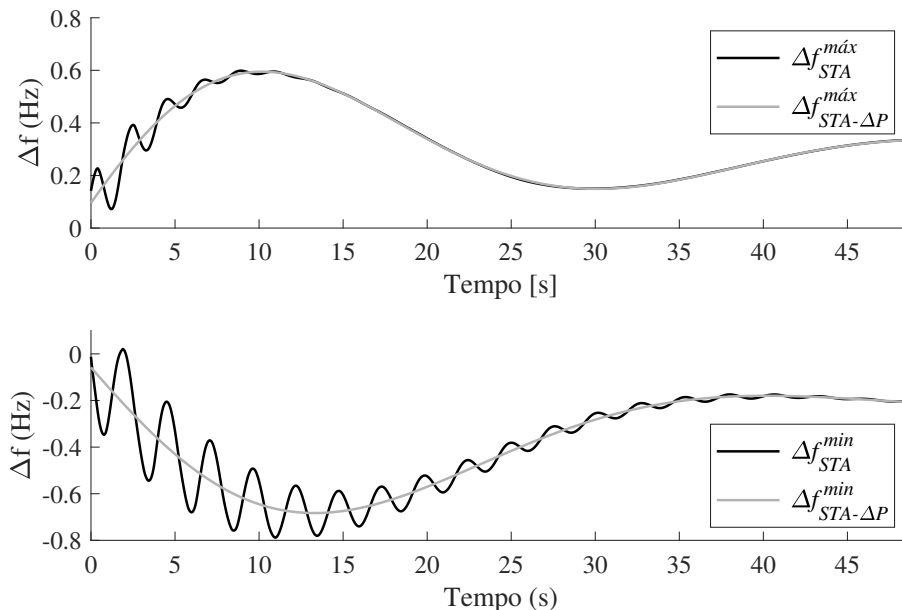
A fim de compreender o comportamento da frequência nestes casos, as curvas  $\Delta f_{STA}^{max}$  e  $\Delta f_{STA}^{min}$  foram aproximadas pelo método de Prony na soma de duas componentes de oscilação: de baixa frequência decorrente da perturbação, com frequência de oscilação  $f_{\Delta P}$  e coeficiente de amortecimento  $\zeta_{\Delta P}$ , e o modo de oscilação interárea ( $f_{IA}$  e  $\zeta_{\Delta P}$ ), conforme apresentado na Tabela 5.1. O método de Prony consiste em reconstruir um determinado sinal através do somatório de senóides amortecidas no tempo (Zhou, Huang, Tuffner, Pierre & Jin, 2010).

**Tabela 5.1:** Componentes de oscilação estimadas das curvas de frequência do sistema

Curva	$f_{\Delta P}$ (rad/s)	$\zeta_{\Delta P}$ (%)	$f_{IA}$ (rad/s)	$\zeta_{IA}$ (%)
$\Delta f_{STA}^{min}$	0,133	34,57%	2,455	4,44%
$\Delta f_{STA}^{max}$	0,156	28,88%	2,893	12,49%

Fonte: Próprio autor

Da Tabela 5.1, foi verificado que  $f_{\Delta P}$  ficou em torno de 0,14 rad/s (0,02 Hz), enquanto o  $f_{IA}$  ficou próximo a 2,64 rad/s (0,42 Hz). A partir desta decomposição modal, a variação indesejada a ser atenuada ( $\Delta f_{STA-\Delta P}^{max}$  e  $\Delta f_{STA-\Delta P}^{min}$ ) pode ser isolada do comportamento original da frequência da Barra 11 ( $\Delta f_{STA}^{max}$  e  $\Delta f_{STA}^{min}$ ), conforme ilustrado na Figura 5.3.

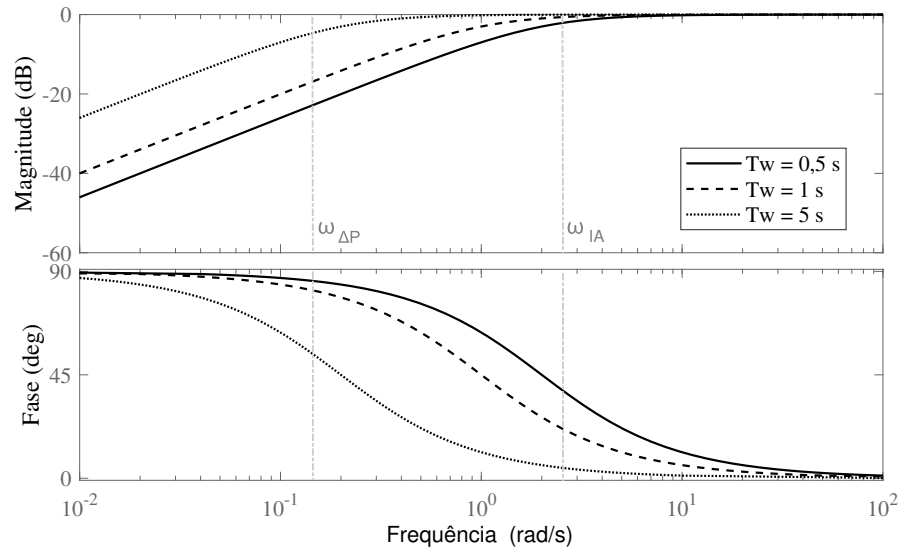


**Figura 5.3:** Componentes de baixa frequência do sinal de frequência da Barra 11

Fonte: Próprio autor

Com  $f_{\Delta P}$  e  $f_{IA}$  determinados, verificou-se a atenuação e avanço de fase da pré-filtragem sobre as componentes de baixa frequência e interárea para três valores de  $T_W$ : 0,5 s, 1s e 5s. O diagrama de bode para as três possibilidades está ilustrado na Figura 5.4.

A medida que  $T_W$  é reduzida, a atenuação da componente  $f_{\Delta P}$  é intensificada, com valores entre 42,79% (-4,85 dB) e 93,00% (-23,1 dB). O mesmo efeito, porém em menor intensidade, é verificado para a componente  $f_{IA}$ , com reduções entre 0,34% (-0,03 dB) e 20,38%



**Figura 5.4:** Diagrama de bode do bloco *washout* do controlador POD  
Fonte: Próprio autor

(-1,98 dB). Com relação a fase, a componente de  $f_{IA}$  sofre um avanço de fase entre  $4,34^\circ$  e  $37,2^\circ$ . O efeito da variação de  $T_W$  sobre as componentes de oscilação da frequência do sistema está computado na Tabela 5.2.

**Tabela 5.2:** Atenuação e avanço de fase do bloco *washout* sobre as componentes de oscilação

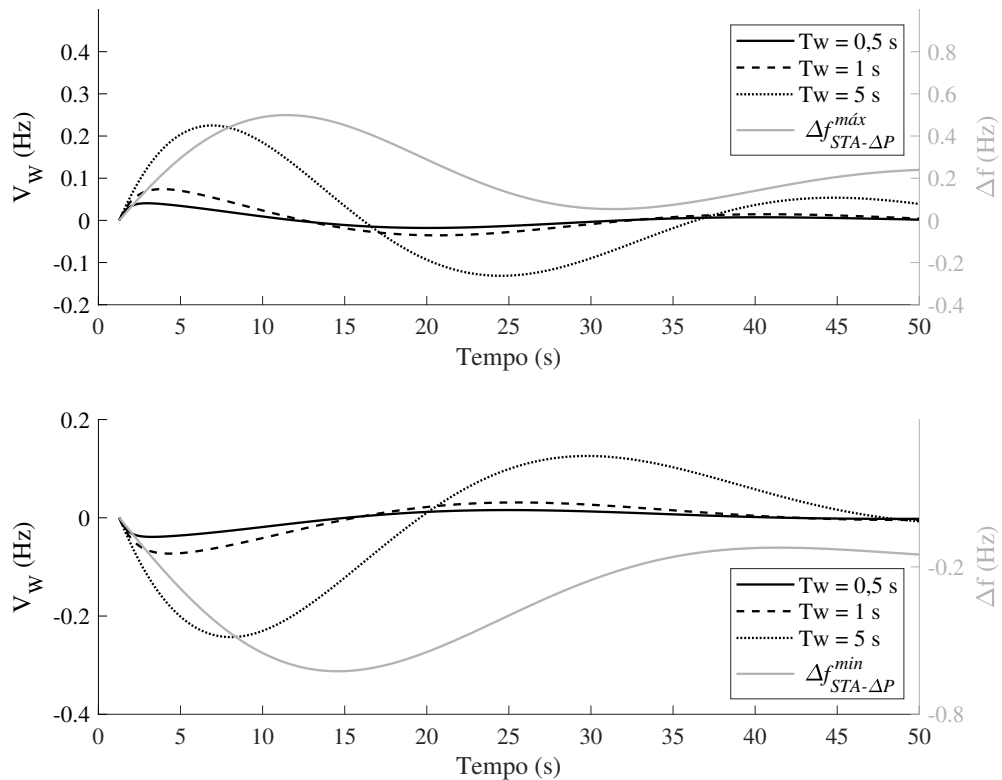
$T_W$ (s)	Magnitude (dB)		Fase ( $^\circ$ )	
	$f_{\Delta P}$	$f_{IA}$	$f_{\Delta P}$	$f_{IA}$
0,5	-23,1	-1,98	54,2	37,20
1	-17,1	-0,58	81,6	20,80
5	-4,85	-0,03	86	4,34

Fonte: Próprio autor

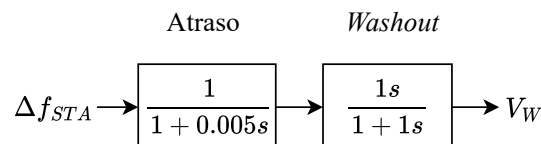
Na Figura 5.5 está ilustrado o efeito no tempo do bloco de pré-filtragem sobre as componentes  $f_{STA-\Delta P}^{max}$  e  $f_{STA-\Delta P}^{min}$ , considerando os três valores de  $T_W$ .

Da Tabela 5.2 e Figura 5.5, constata-se que o ajuste da pré-filtragem trata de uma solução de compromisso entre a atenuação de  $f_{\Delta P}$  e a não interferência sobre  $f_{IA}$ . Nesta condição, optou-se por ajustar a constante  $T_W$  da pré-filtragem em 1 s, pois esta opção apresentou a melhor solução de compromisso para as duas componentes, além de se encontrar dentro da faixa recomendada de valores na literatura (1 e 20 s). O diagrama de blocos da pré-filtragem ajustada do controlador POD está ilustrado na Figura 5.6.

A atenuação e o avanço de fase sobre o modo interárea causados pela pré-filtragem são tratados na etapa de ajuste de ganho e fase do controlador POD, conforme descrito na subseção a seguir.



**Figura 5.5:** Efeito da variação de  $T_W$  sobre a componente de baixa frequência  
Fonte: Próprio autor



**Figura 5.6:** Diagrama de blocos da pré-filtragem ajustada do controlador POD  
Fonte: Próprio autor

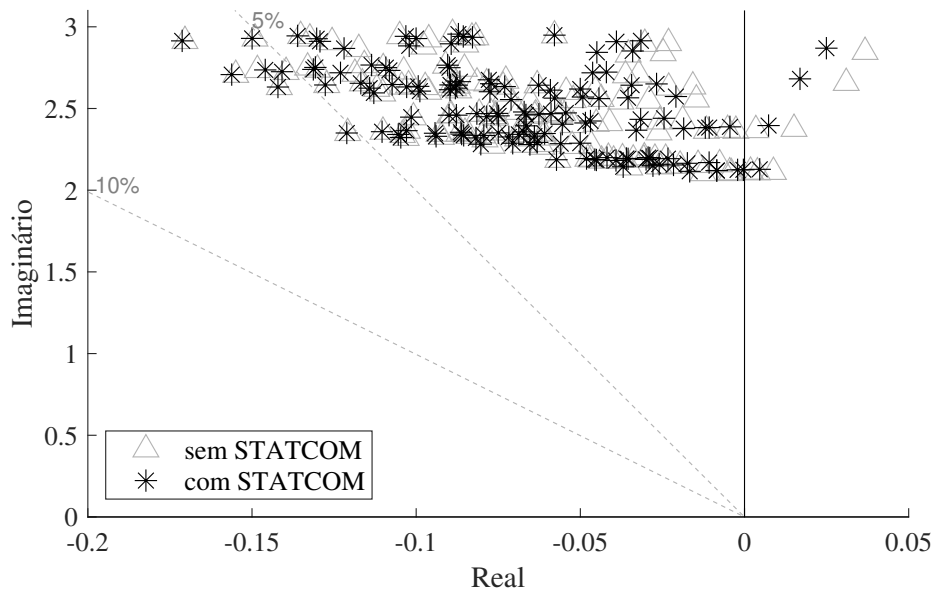
### 5.2.2 Ajuste da compensação de fase e do ganho

A etapa de ajuste da compensação de fase e ganho do controlador POD é realizada pelo método de *Nyquist* amortecido, descrito na Subseção 2.4. Para isso, analisa-se a resposta em frequência do sistema teste para o coeficiente especificado ( $\zeta_{esp}$ ), desconsiderando a presença do principal controlador associado ao modo interárea, o PSS dos geradores de Itaipu 50 Hz, durante toda esta etapa de projeto. Conforme descrito na Subseção 4.1, o controlador POD deve ser responsável por garantir um  $\zeta_{esp}$  mínimo de 5% para o modo interárea na ausência do principal controlador.

Previamente à determinação da compensação de fase e de ganho do controlador POD, verifica-se o efeito da inclusão do STATCOM no sistema sobre o modo de oscilação interárea. Na análise dos 134 cenários operativos, o modo interárea sofre uma pequena elevação de  $\zeta_{IA}$



quando comparado com a ausência do equipamento (Figura 4.6), sendo que o caso com o menor coeficiente de amortecimento apresenta uma elevação de -1,3% para -0,9%, conforme ilustrado pelo plano complexo da Figura 5.7. Já  $f_{IA}$  permanece na mesma faixa de valores dos cenários sem o STATCOM, entre 0,33 Hz e 0,47 Hz.



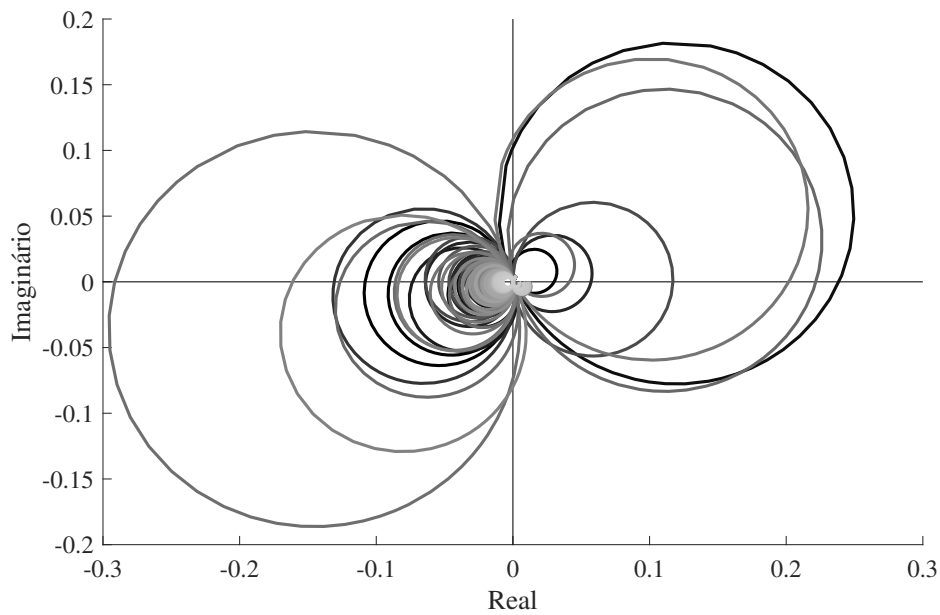
**Figura 5.7:** Localização do modo interárea sem o PSS de Itaipu 50 Hz e com o STATCOM  
Fonte: Próprio autor

A baixa influência do STATCOM (sem o POD) sobre o modo interárea se deve a um efeito secundário do controle de tensão do equipamento, confirmando o comportamento esperado da inclusão de equipamentos FACTS em sistemas de energia elétrica, conforme descrito na Subseção 2.3.

Seguindo o método de *Nyquist* amortecido, obtém-se as curvas de *Nyquist* para a função de transferência da planta (sistema teste e STATCOM) com  $\zeta_{esp}$  de 5%, cujas as variáveis de entrada e saída são respectivamente  $-V_{REF}$  e  $\Delta f_{STA}$ , ambas em p.u. e já considerando o atraso  $T_M$  de 5ms proveniente da medição de frequência, descrito na Subseção 4.3.2. Assim, a função de transferência da planta pode ser representada por  $(-V_{REF}/\Delta f_{STA})$ . O sinal negativo de  $V_{REF}$  adequa esta função, a ser realimentada positivamente pelo controlador POD, para o projeto de controladores com realimentação negativa.

Os diagramas de *Nyquist* amortecidos de  $-V_{REF}/\Delta f_{STA}$  para os 134 cenários operativos estão ilustrados na Figura 5.8.

Do traçado de *Nyquist* amortecido, verifica-se que o comportamento do sistema teste com o STATCOM é distinto quando modificado o cenário operativo. As curvas alocadas no semi-plano esquerdo representam a ampla maioria de cenários operativos que apresentam o modo interárea com  $\zeta_{IA}$  inferior ao  $\zeta_{esp}$  (5%), enquanto as sete curvas no semi-plano direito representam os cenários com o critério de amortecimento do modo já atendido.



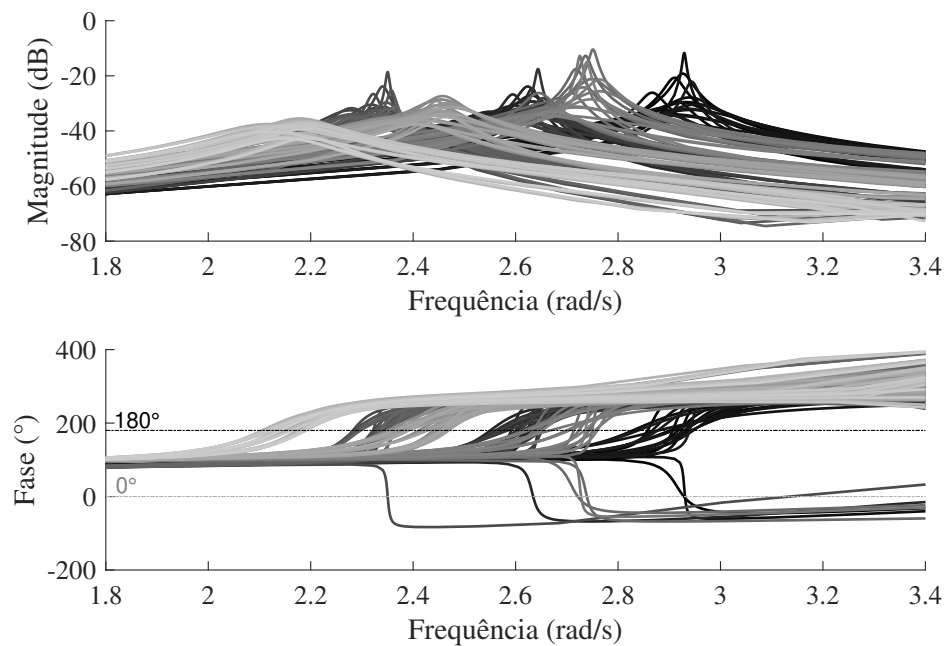
**Figura 5.8:** Diagramas de *Nyquist* amortecidos de  $(-V_{REF}/\Delta f_{STA})$   
 Fonte: Próprio autor

Da Figura 5.8, como o objetivo do método de *Nyquist* se baseia no enlaçamento das curvas em torno do ponto  $(-1,0)$ , os cenários do semi-plano esquerdo com os maiores diâmetros de circunferência  $D_{NY}$  (formada pela curva) estão mais próximas do atendimento ao requisito de amortecimento e, portanto, necessitam de menor ganho. De forma complementar, a elevação do amortecimento dos cenários operativos do semi-plano direito é alcançada a medida em que a curva se aproxima do ponto  $(1,0)$ , conforme descrito em Gomes et al. (2018).

Outra forma gráfica de analisar a resposta em frequência do sistema teste com o STAT-COM é o diagrama de bode amortecido, conforme ilustrado na Figura 5.9 para os 134 cenários operativos.

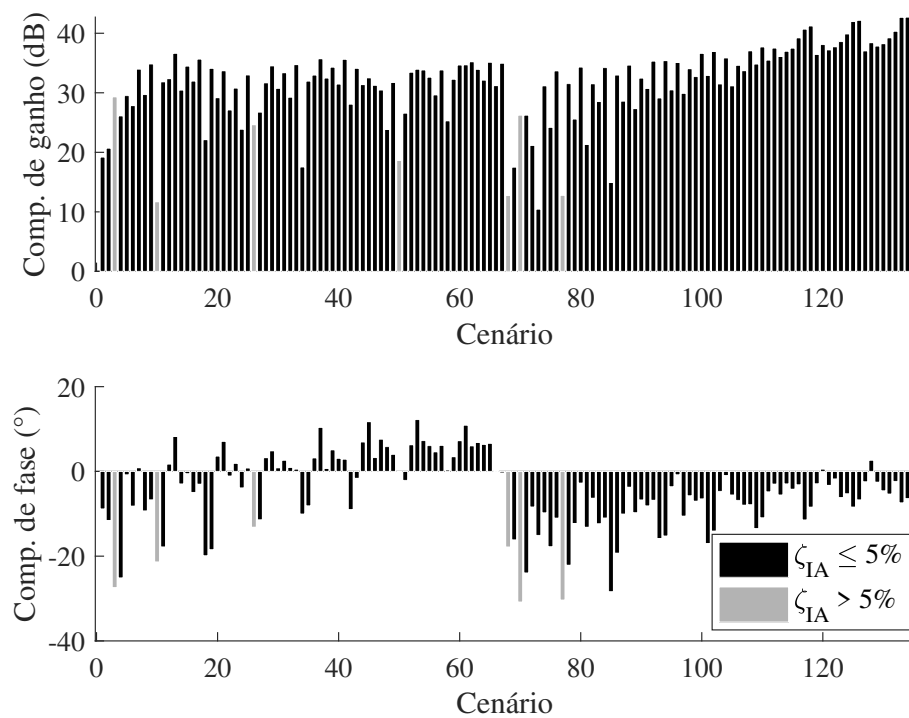
Do diagrama de bode amortecido, atesta-se a variação de  $f_{IA}$  dos cenários operativos pelo pico de ressonância formado no gráfico de magnitude. Deste gráfico, verifica-se que  $f_{IA}$  se agrupa em aproximadamente seis valores, os quais refletem as seis combinações de cenários provenientes das três possibilidades de  $N_{IPU50}$  (5, 7 e 10) e duas de  $C_{AR-UY}$  (19.500 MW e 27.500 MW). Conforme ilustrado na Subseção 4.2.2, estas duas variáveis são as que mais afetam a frequência de oscilação do modo interárea. Adicionalmente, verifica-se que a magnitude do diagrama de bode está relacionada proporcionalmente ao tamanho do diagrama de *Nyquist*, uma vez que os cenários operativos de maior pico de ressonância em  $f_{IA}$  correspondem aos traçados com os maiores diâmetros  $D_{NY}$  da Figura 5.8.

Do gráfico de fase do diagrama de bode, constata-se que a maioria dos cenários operativos apresenta uma elevação do ângulo após a frequência alcançar  $f_{IA}$ , ultrapassando  $180^\circ$ , enquanto sete cenários apresentam comportamento oposto, cruzando o  $0^\circ$ . O primeiro conjunto corresponde aos cenários com  $\zeta_{IA}$  inferior ao  $\zeta_{esp}$  e alocados no semi-plano esquerdo do diagrama de *Nyquist* amortecido, enquanto o segundo grupo condiz com os cenários de requisito já



**Figura 5.9:** Diagramas de bode amortecidos de  $(-V_{REF}/\Delta f_{STA})$   
 Fonte: Próprio autor

atendidos e dispostos no semi-plano direito deste diagrama. Além disso, as referências  $180^\circ$  e  $0^\circ$  possuem relação angular com os pontos  $(-1,0)$  e  $(1,0)$  do diagrama de *Nyquist*, respectivamente.

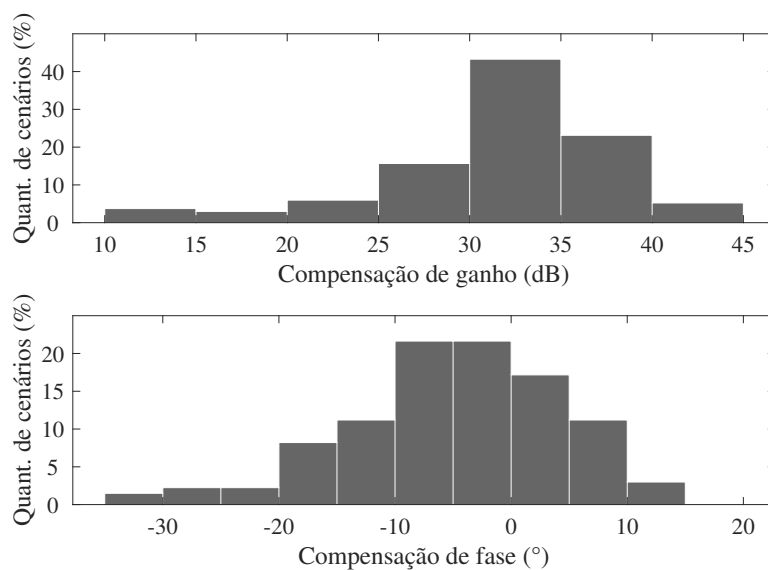


**Figura 5.10:** Compensações de ganho e de fase por cenário do sistema teste com o STATCOM  
 Fonte: Próprio autor

Embora seja possível verificar de forma geral o comportamento do sistema teste com o

STATCOM, as necessidades de compensação de ganho e de fase para o projeto do controlador POD não são explicitadas pelos diagramas de *Nyquist* e bode amortecidos. Desta forma, as compensações de ganho e de fase necessárias em  $f_{IA}$  (sem o *washout*) para cada cenário operativo do sistema teste com STATCOM estão ilustradas na Figura 5.10.

Da Figura 5.10, constata-se que a compensação de ganho necessária do sistema teste com o STATCOM varia entre 11,7 dB (3,85 p.u.) e 42,71 dB (136,62 p.u.), enquanto a compensação de fase requer valores em atraso de  $-30,83^\circ$  a valores em avanço de  $12,24^\circ$ . No intuito de compreender e quantificar tais necessidades, os histogramas contendo a quantidade percentual de cenários por faixa de compensação de ganho e de fase estão ilustrados na Figura 5.11.



**Figura 5.11:** Histograma das compensações de ganho e de fase necessárias do sistema teste com o STATCOM  
Fonte: Próprio autor

A partir da Figura 5.11, observa-se que o sistema teste com o STATCOM requer na maioria (71%) dos cenários operativos uma compensação de ganho superior a 30 dB (31.6 p.u.), sendo 43% destes entre 30 e 35 dB. Com relação a fase, o sistema teste com o STATCOM impõe uma necessidade de compensação em atraso para a maioria dos cenários (69%), sendo 43% entre  $0^\circ$  e  $-10^\circ$ . Ao considerar que os cenários operativos do sistema teste são equiprováveis (mesma probabilidade de ocorrência) e que a pré-filtragem (*washout*) adiciona um avanço de fase na faixa do modo interárea, conforme descrito na Subseção 5.2.1, espera-se que o projeto do controlador POD leve a especificação de um bloco em atraso de fase (constante de tempo do numerador inferior a do denominador).

Conforme descrito na Subseção 2.4, embora o método de *Nyquist* amortecido evidencie o comportamento na frequência do sistema teste com o STATCOM de forma ampla (múltiplos cenários), o projeto de controladores emprega somente a resposta em frequência de um cenário operativo. Para isso, dois potenciais cenários operativos são selecionados e apresentados na Tabela 5.3, sendo o primeiro com o menor  $\zeta_{IA}$  no plano complexo (Figura 5.7) e o segundo com

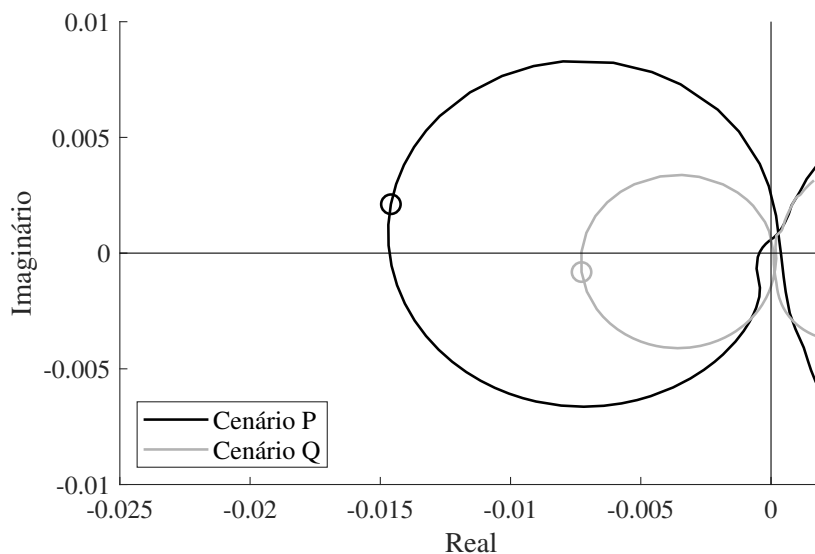
o menor diâmetro  $D_{NY}$  no diagrama de *Nyquist* ou a menor ressonância em  $f_{IA}$  no diagrama de bode.

**Tabela 5.3:** Cenários operativos selecionados para o ajuste da compensação de ganho e fase

Cenário	Critério	$f_{IA}$ (Hz)	$\zeta_{IA}$ (%)	Compensação de	
				Ganho (dB)	Fase (°)
P (53)	Menor $\zeta_{IA}$	0,456	-0,87	36,63	8,24
Q (76)	Menor $D_{NY}$	0,343	1,00	42,71	-6,41

Fonte: Próprio autor

Os dois cenários operativos da Tabela 5.3 indicam por simulação o modo de oscilação interárea com  $\zeta_{IA}$  inferior ao  $\zeta_{esp}$ . O cenário P apresenta o menor requisito de ganho devido aos maiores valores de  $D_{NY}$ , além de requerer uma compensação de fase em avanço, a qual é evidenciada pela localização do modo no traçado de *Nyquist* e no gráfico de fase. Comportamento oposto é observado para o cenário Q, em que o sistema com o STATCOM requer uma compensação de ganho maior e uma compensação de fase em atraso. O diagrama de *Nyquist* ilustrado na Figura 5.12 evidencia as diferenças nas necessidades de compensação de ganho e de fase em  $f_{IA}$ .



**Figura 5.12:** Diagramas de *Nyquist* amortecidos dos cenários P e Q

Fonte: Próprio autor

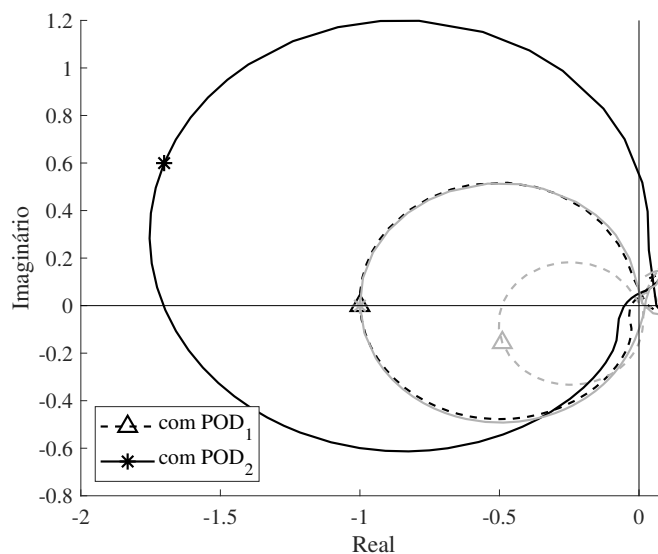
Após a seleção dos cenários operativos, procede-se para o projeto de dois controladores POD: o  $POD_1$  baseado na resposta do cenário de menor  $\zeta_{IA}$  (cenário P), e o  $POD_2$  obtido a partir da resposta do cenário de menor  $D_{NY}$  (cenário Q). Ao aplicar o método de *Nyquist* amortecido para a máxima compensação de fase, Subseção 2.4, e considerando o bloco de pré-filtragem com  $T_w$  de 1 s, calcula-se o ganho  $K_{POD}$ , constantes de tempo do numerador  $T_1$  e denominador  $T_2$  e número de blocos de compensação  $n$  dos controladores POD, conforme apresentado na Tabela 5.4.

**Tabela 5.4:** Ajustes do Controlador POD do STATCOM

Controlador	Cenário	$K_{POD}$ (p.u.)	$T_1$ (p.u.)	$T_2$ (p.u.)	$n$
POD <sub>1</sub>	P (53)	90,56	0,27	0,45	1
POD <sub>2</sub>	Q (76)	257,63	0,27	0,81	1

Fonte: Próprio autor

Os diagramas de *Nyquist* amortecido dos cenários P e Q considerando o efeito do POD<sub>1</sub> e do POD<sub>2</sub> em malha aberta (diagrama de *Nyquist* compensado) estão ilustrados na Figura 5.13.



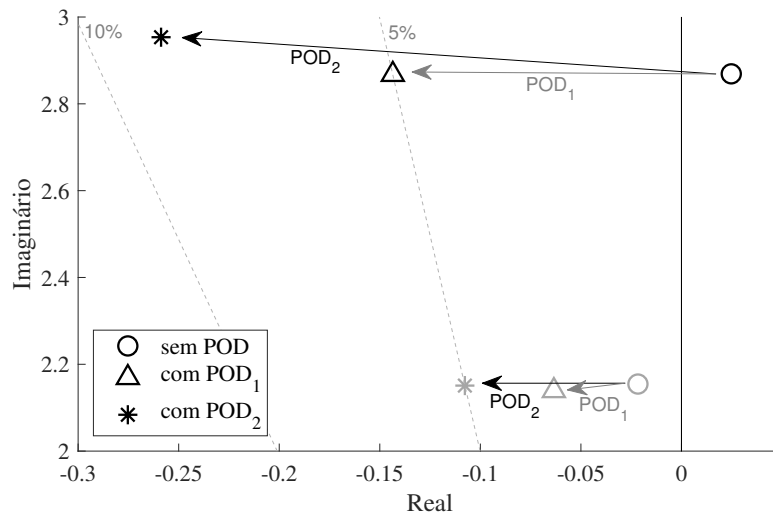
**Figura 5.13:** Diagramas de *Nyquist* amortecidos dos cenários P e Q compensados com o POD<sub>1</sub> e o POD<sub>2</sub>

Para o POD<sub>1</sub> verifica-se que o traçado de *Nyquist* do cenário P passa pelo ponto (-1,0), indicando o atendimento ao critério de amortecimento quando considerado o primeiro controlador POD. Por outro lado, o mesmo comportamento não é observado para o cenário Q, o qual apresenta um aumento  $D_{NY}$  no diagrama de *Nyquist*, porém sua trajetória não cruza ou enlaça o ponto (-1,0). Como consequência, a posição do modo interárea em malha fechada para o cenário Q não atende o  $\zeta_{esp}$ , conforme ilustrado na Figura 5.14.

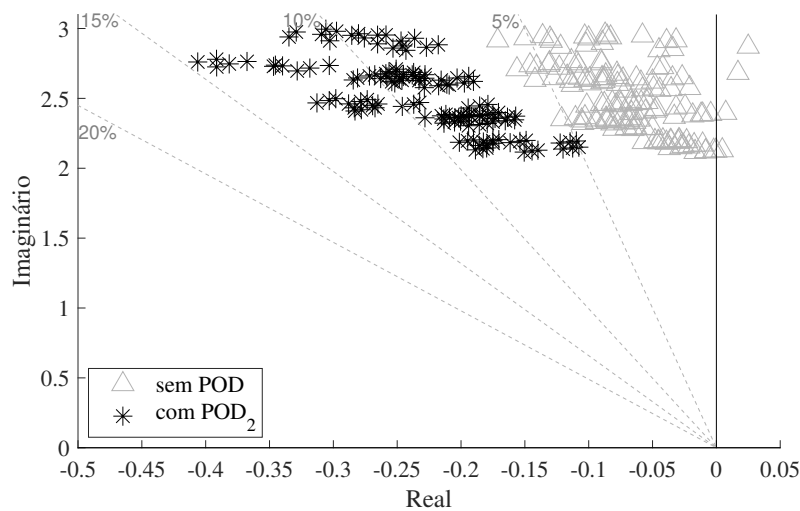
Para o POD<sub>2</sub> verifica-se que os traçados de *Nyquist* dos cenários P e Q, respectivamente, enlaçam e cruzam o ponto (-1,0), indicando o atendimento ao critério de amortecimento mínimo para ambos os cenários. Este comportamento é comprovado pela posição do modo interárea em malha fechada no plano complexo, conforme ilustrado na Figura 5.14.

A robustez do POD<sub>2</sub> aos múltiplos cenários do sistema teste é atestada pela localização do modo interárea dos 134 cenários operativos no plano complexo, conforme ilustrado na Figura 5.15.

Na presença do POD<sub>2</sub>, o modo interárea apresenta a frequência de oscilação ( $f_{IA}$ ) entre 0,34 e 0,47 Hz e o coeficiente de amortecimento ( $\zeta_{IA}$ ) entre 5% e 14,6%, indicando o atendimento ao requisito de  $\zeta_{esp}$  e a manutenção da faixa de frequência natural deste modo.



**Figura 5.14:** Localização do modo interárea dos cenários P e Q com o  $POD_1$  e o  $POD_2$   
Fonte: Próprio autor

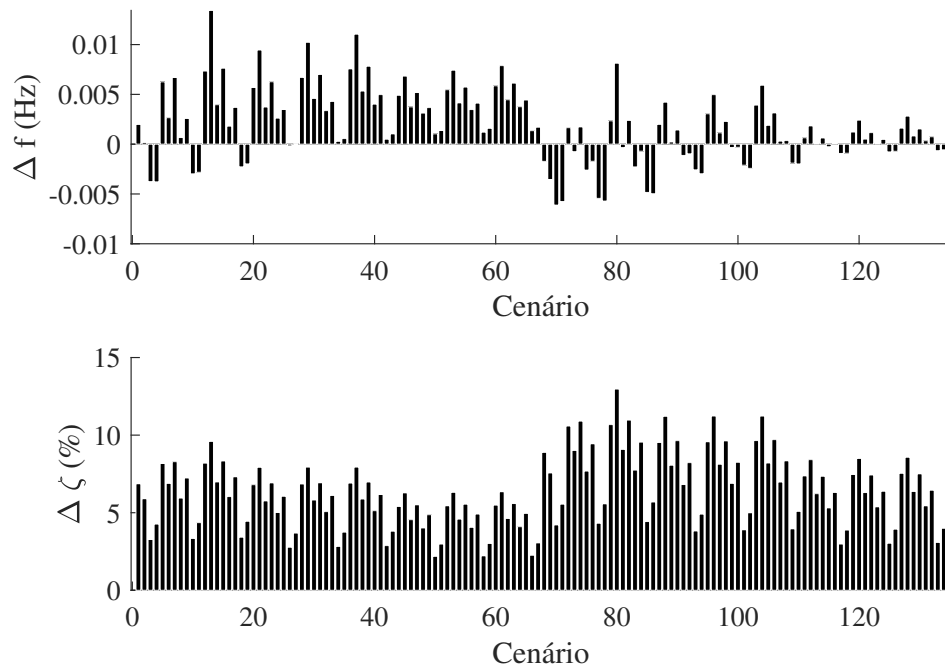


**Figura 5.15:** Localização do modo interárea em malha fechada com o  $POD_2$   
Fonte: Próprio autor

Embora seja possível verificar de forma geral a melhoria do modo interárea, as variações individuais não são explicitadas pelo plano complexo da Figura 5.15. Para isso, as variações na frequência ( $\Delta f$ ) e amortecimento ( $\Delta \zeta$ ) do modo interárea com o  $POD_2$  para os cenários operativos do sistema teste estão ilustradas na Figura 5.16.

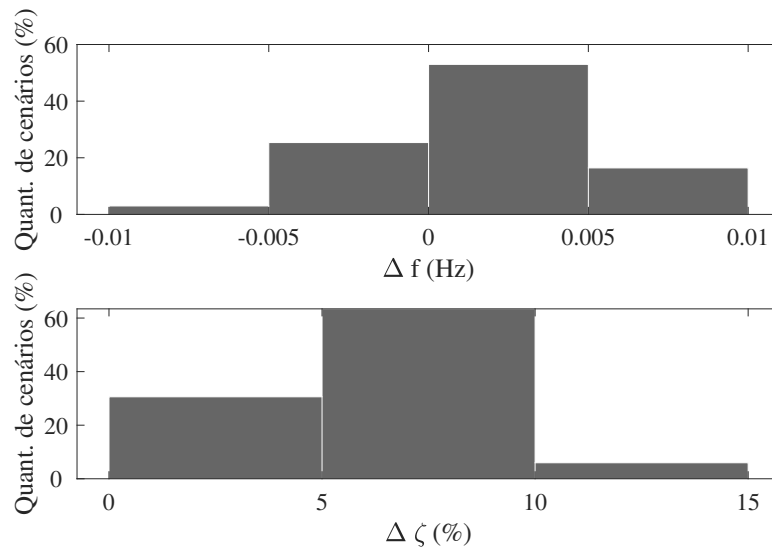
Da Figura 5.16, constata-se que o modo interárea sofre alterações inferiores a 0,02 Hz na  $f_{IA}$ , além de variações de 2,19% a 13% em  $\zeta_{IA}$ . Na maioria dos casos, o inclusão do controlador  $POD_2$  resulta em um pequeno aumento na  $f_{IA}$  de até 0,013 Hz (69% dos cenários operativos) e em um aumento de  $\zeta_{IA}$  entre 5% e 10% (63% do cenários operativos), conforme ilustrado pelo histograma da Figura 5.17.

Portanto, conclui-se que o cenário operativo com o pior coeficiente de amortecimento (cenário P) não necessariamente corresponde a condição crítica para o ajuste de controlado-



**Figura 5.16:** Variação do modo interárea considerando o  $POD_2$

Fonte: Próprio autor



**Figura 5.17:** Histograma da variação do modo interárea considerando o  $POD_2$

Fonte: Próprio autor

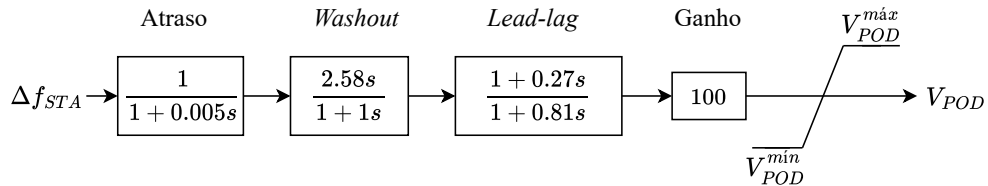
res robustos a mudanças na operação de sistemas interligado. No caso analisado, a adoção do cenário operativo de menor diâmetro no diagrama de *Nyquist* amortecido (ou menor pico de ressonância no diagrama de bode) (cenário Q) garante o amortecimento mínimo ao modo interárea para todos os cenários operativos.

Cabe destacar que tanto o primeiro quanto o segundo controlador POD introduzem compensações de ganho e de fase em  $f_{IA}$  superiores ao indicado para os cenários da Tabela 5.3. Com relação ao ganho, o parâmetro  $K_{POD}$  é superior a necessidades de ganho da Tabela 5.3



devido a atenuação causada pelos blocos *washout* e *lead-lag* na frequência do modo interárea. Já com relação a fase, as compensações em atraso ( $16^\circ$  do  $POD_1$  e  $30^\circ$  do  $POD_2$ ) introduzidas são superiores aos requisitos angulares da Tabela 5.3 devido ao efeito provocado pelo bloco *washout*, o qual agrega um avanço de fase na ordem de  $24^\circ$  na frequência do modo interárea para o  $\zeta_{esp}$ .

Adicionalmente, constata-se que o valor do parâmetro  $K_{POD}$  do  $POD_2$  é superior ao limite prático existente no equipamento real (100 p.u.), conforme descrito na Tabela 4.9. Para isso, transfere-se parte do requisito de ganho (2,57 p.u.) ao numerador do bloco *washout*, o qual pode assumir um valor distinto da constante de tempo do denominador. Desta forma, obtém-se a estrutura dinâmica do controlador POD, composta pelas etapas de pré-filtragem, ganho e compensação de fase, conforme ilustrado na Figura 5.18.



**Figura 5.18:** Diagrama de blocos da estrutura dinâmica ajustada do controlador POD

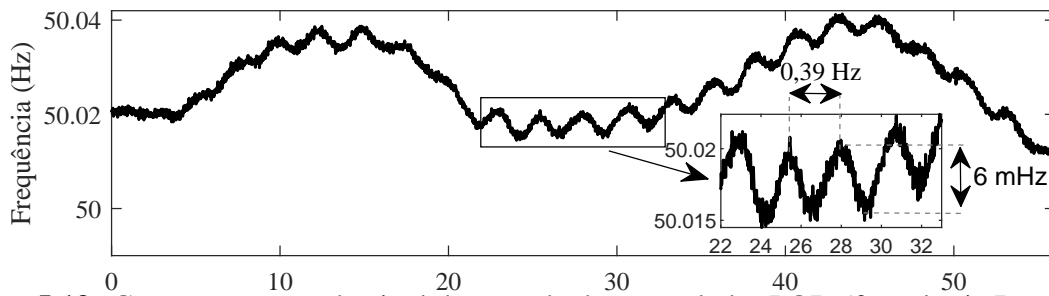
### 5.2.3 Ajuste da lógica de ativação por frequência

A etapa de ajuste da lógica de ativação por frequência e o ganho do controlador POD consiste em parametrizar o limiar de entrada  $L_{\Delta f}$  e a duração  $T_{POD}^{ON}$  para a sua habilitação, quando necessário. Conforme descrito na Subseção 4.3.2, esta estrutura evita que o POD atue desnecessariamente para pequenos desvios no sinal de entrada, minimizando o esforço de controle.

Diferente do ambiente simulado, parte-se da premissa que oscilações eletromecânicas sustentadas de baixa magnitude persistem nas grandezas do sistema. Para isso, medições de frequência do sistema real são empregados para o ajuste do parâmetro de desvio de frequência  $L_{\Delta f}$ . Durante a realização de um ensaio real do sistema teste foi possível atestar tal premissa, sendo verificado o modo de oscilação interárea sustentado com amplitude máxima pico-a-pico de aproximadamente 6 mHz, conforme ilustrado na Figura 5.19.

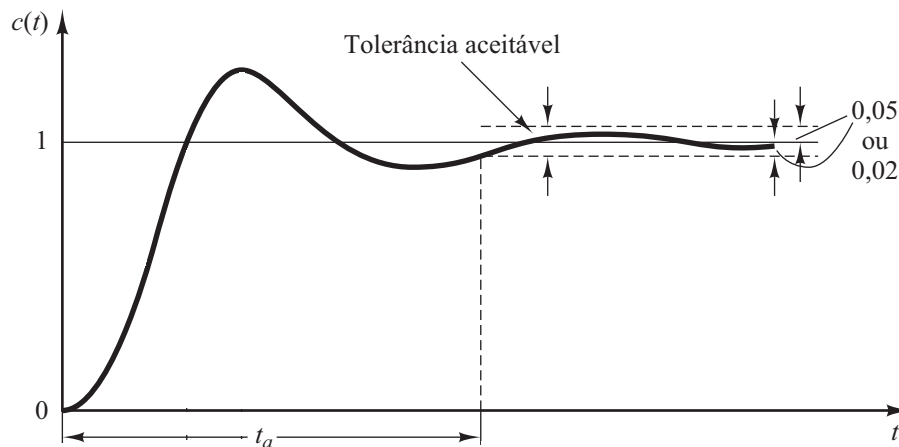
Com base na 5.19, ajusta-se  $L_{\Delta f}$  em 3 mHz para que o controlador POD atue somente quando o modo interárea apresente amplitude acima deste limiar.

Por sua vez, o parâmetro  $T_{POD}^{ON}$  permitirá que, uma vez habilitado, o controlador POD forneça amortecimento ao modo interárea por um determinado período. Da teoria de controle clássico, o tempo de acomodação ( $t_a$ ) de um sistema dinâmico linear e invariante no tempo corresponde ao tempo necessário para que uma curva de resposta alcance valores dentro de uma faixa (geralmente entre 2% e 5%) em torno do valor final, conforme ilustrado na Figura



**Figura 5.19:** Comportamento do sinal de entrada do controlador POD (frequência Barra 11)  
Fonte: Próprio autor

5.20 (Ogata, 2011).

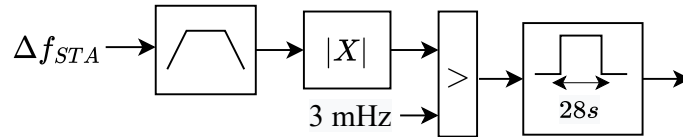


**Figura 5.20:** Tempo de acomodação de sistemas dinâmicos  
Fonte: Próprio autor

O conceito de  $t_a$  pode ser aplicado para o ajuste de  $T_{POD}^{ON}$ , no intuito de determinar o período que o controlador POD necessita para a estabilização do modo interárea. Considerando uma tolerância de 5%, o  $T_{POD}^{ON}$  é calculado em função de  $f_{IA}$  e de  $\zeta_{esp}$  através da seguinte equação (Ogata, 2011):

$$T_{POD}^{ON} = t_a = 3T = \frac{3}{2\pi f_{ia} \zeta_{esp}} \quad (5.1)$$

Para  $f_{IA}$  de 0,35 Hz e de  $\zeta_{esp}$  de 5%, o parâmetro  $T_{POD}^{ON}$  calculado é igual a aproximadamente 28 s. Desta forma, quando o modo interárea apresentar amplitude superior a 3 mHz no sinal de frequência do sistema teste, o controlador POD é ativado por pelo menos 28 s para o amortecimento deste modo. O diagrama da lógica da ativação por frequência ajustada do controlador POD está ilustrado na Figura 5.21.



**Figura 5.21:** Diagrama de blocos da lógica de ativação por frequência ajustada do controlador POD

Fonte: Próprio autor

## 5.3 Análise linearizada do desempenho do controlador POD

Nesta seção estão apresentadas três análises sobre o desempenho linear do controlador POD no sistema teste: uma comparação dos modelos de simulação do STATCOM com o POD, a influência do controlador ajustado em modos eletromecânicos existentes e o efeito combinado com o PSS de Itaipu 50 Hz sobre o modo interárea no plano complexo.

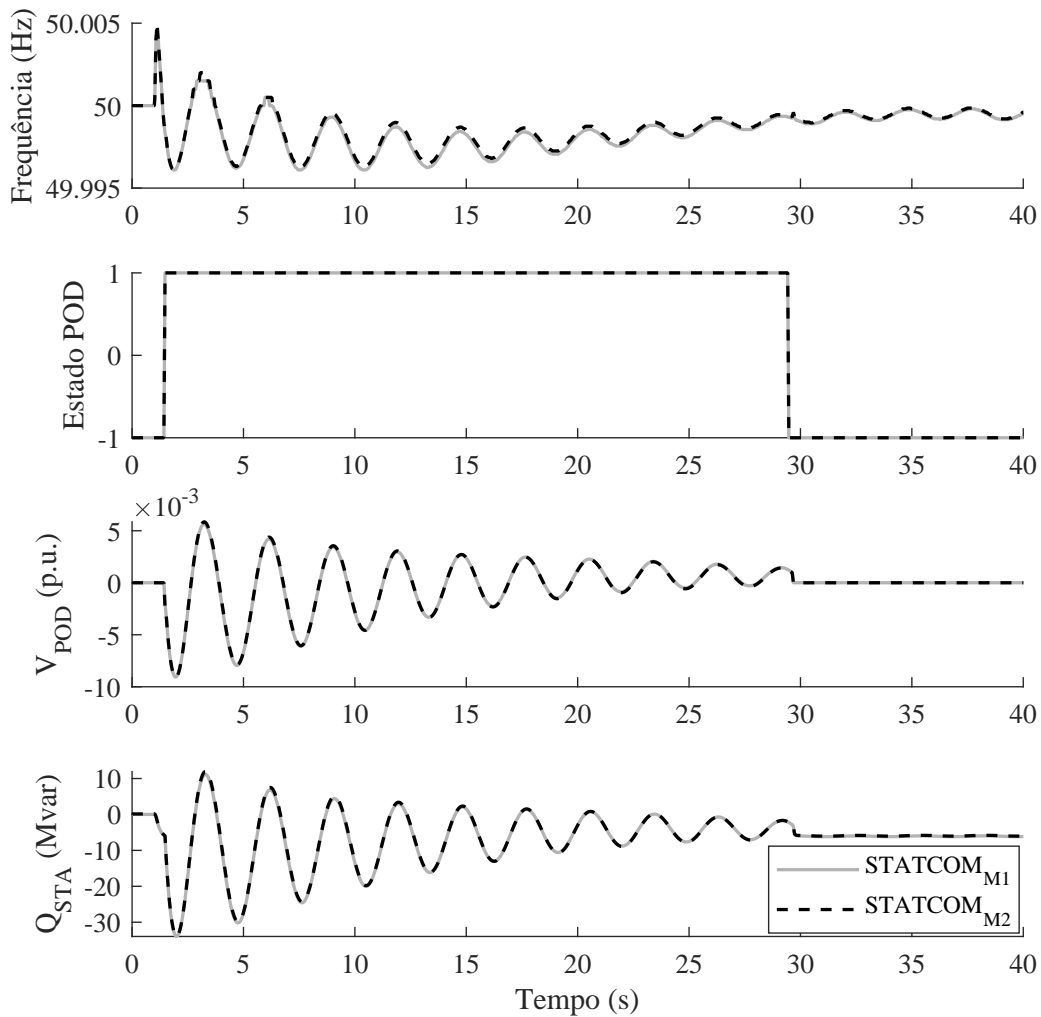
### 5.3.1 Comparação dos modelos do STATCOM com o POD

Conforme descrito na Subseção 4.3.3, o STATCOM estudado dispõe de dois modelos de simulação:  $\text{STATCOM}_{M1}$  e  $\text{STATCOM}_{M2}$ . O primeiro representa o equipamento como um SVC do tipo FC-TCR e é empregado para o ajuste do controlador POD, enquanto o segundo apresenta uma representação mais próxima do comportamento real, uma vez que é modelado como um FACTS VSC com modulação PWM. Ainda conforme esta subseção, ambos os modelos apresentaram comportamento dinâmico similar quando avaliado frente a eventos em um sistema reduzido (barramento infinito x STATCOM), porém não consideraram a presença do controlador POD. Assim, a compatibilidade dos dois modelos do STATCOM deve ser avaliada considerando também a presença deste controlador no sistema teste.

O desempenho do  $\text{STATCOM}_{M1}$  e  $\text{STATCOM}_{M2}$  considerando o controlador POD frente a um degrau simulado de 1% na referência do AVR do gerador de Itaipu 50 Hz, considerando o cenário Q da Tabela 5.3, está ilustrado na Figura 5.22.

Da Figura 5.22, considerando o controlador POD frente a uma pequena perturbação, é possível verificar comportamento dinâmico similar entre os modelos do STATCOM, com erro médio e máximo percentual de 0,18% e 0,91% em  $Q_{STA}$ , respectivamente. Além disso, constata-se que em ambos modelos a lógica de ativação por frequência habilita o POD durante o mesmo intervalo de tempo.

Portanto, conclui-se que representar FACTS do tipo STATCOM como compensadores SVC do tipo FC-TCR é suficientemente adequado para reproduzir o comportamento das principais grandezas do equipamento e para o projeto de controladores POD.



**Figura 5.22:** Desempenho dos modelos do STATCOM com o controlador POD  
Fonte: Próprio autor

### 5.3.2 Influência do controlador POD em modos eletromecânicos

Embora não seja um requisito de projeto, é desejável que o ajuste do controlador POD não afete negativamente modos de oscilação do sistema, em especial os modos eletromecânicos.

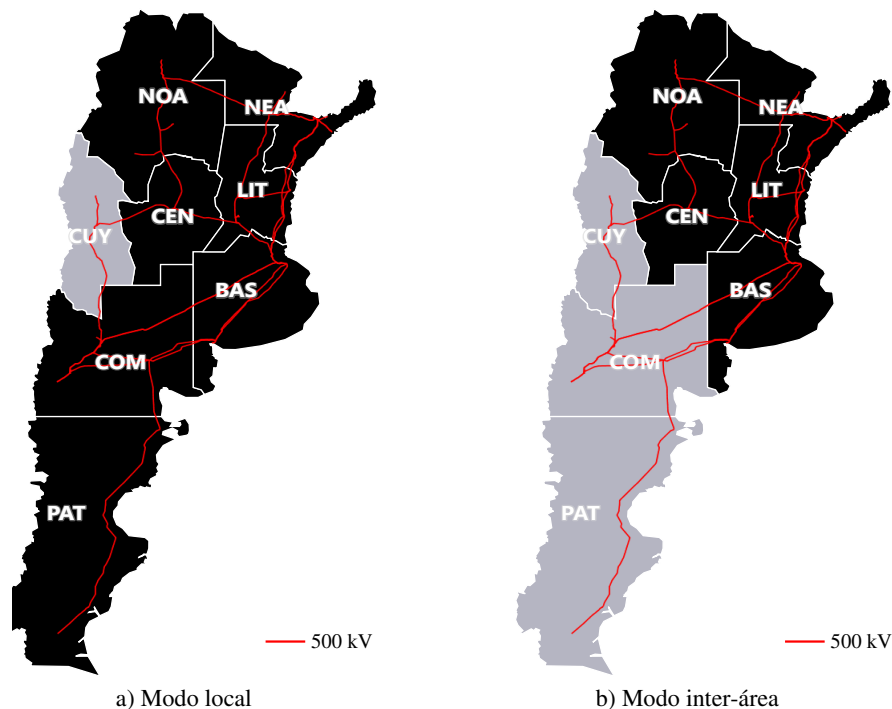
Neste sentido, verifica-se o deslocamento de um conjunto selecionado de modos eletromecânicos, Tabela 5.5, no plano complexo (*root locus*) para variações no  $K_{POD}$  de 0 a 100% do ajuste (0 a 100 p.u.).

Além do modo interárea estudado (IA), a sensibilidade dos modos intraplantas dos geradores de Itaipu 50 Hz ( $IP_{IPU}$ ), Acaray ( $IP_{ACY}$ ) e Yacyretá ( $IP_{YAC}$ ) e de dois modos do SADI/SIN-UY, um interárea entre as regiões norte e sul ( $IA_{AR-UY}$ ) e um local entre a região de CUY da Argentina e o restante da área ( $LO_{AR-UY}$ ), é avaliada a medida que o  $K_{POD}$  do controlador POD é elevado. A distribuição geográfica dos dois últimos modos no SADI está ilustrada na Figura 5.23.

**Tabela 5.5:** Modos de oscilação eletromecânicos selecionados do sistema teste

Modo	$f_{\Delta P}$ (Hz)	$\zeta_{\Delta P}$ (%)	Tipo	Descrição
IA	0,34	5,00	Interárea	SIN-PY x SADI/SIN-UY
$IA_{AR-UY}$	0,55	25,56	Interárea	SADI-S x SADI-N/SIN-UY
$LO_{AR-UY}$	0,79	10,50	Local	SADI-CUY x SADI/SIN-UY
$IP_{YAC}$	0,89	30,80	Intraplanta	Yacyretá
$IP_{IPU}$	1,30	8,56	Intraplanta	Itaipu 50 Hz
$IP_{ACY}$	1,76	10,15	Intraplanta	Acaray

Fonte: Próprio autor

**Figura 5.23:** Distribuição geográfica dos modos local e interárea do SADI/SIN-UY

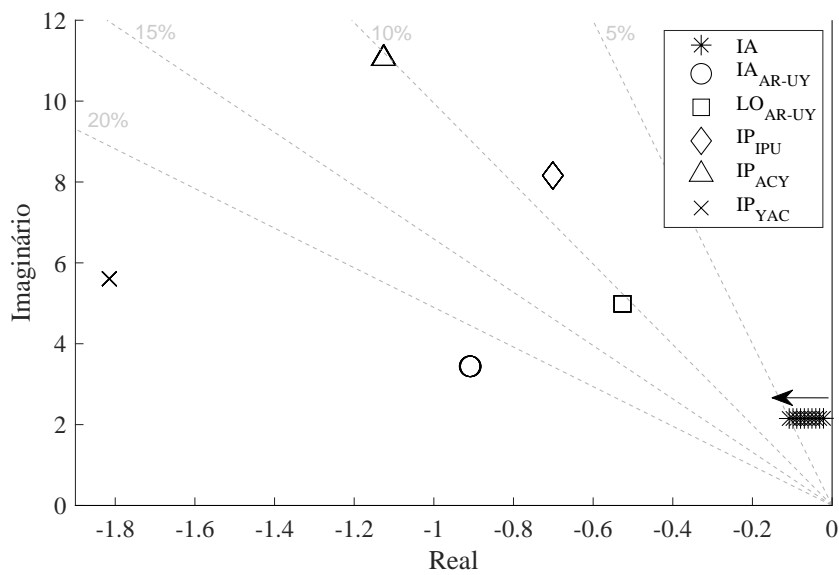
Fonte: Próprio autor

A excessão do modo interárea estudado, não são constatadas variações significativas na localização dos demais modos eletromecânicos selecionados do sistema teste, conforme ilustrado na Figura 5.24 para o cenário Q da Tabela 5.3, indicando a boa seletividade do controlador POD ajustado.

### 5.3.3 Efeito composto dos controladores PSS e POD

Embora o controlador POD seja ajustado como fonte de amortecimento de retaguarda quando da ausência do PSS de Itaipu 50 Hz, espera-se que a presença simultânea dos dois controladores não afete negativamente o modo interárea.

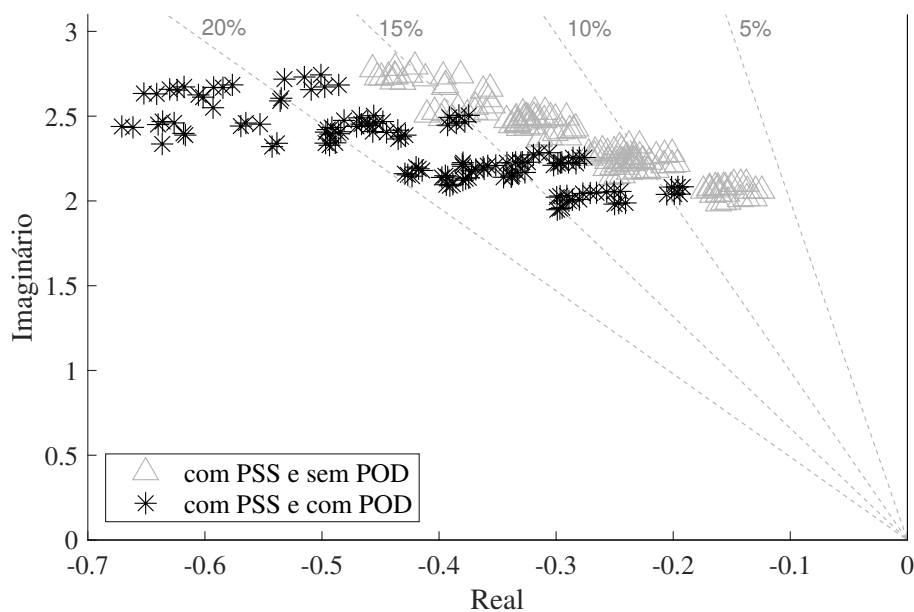
Para o sistema teste, o modo interárea estudado ocupa uma região de maior amortecimento no plano complexo na presença dos dois controladores quando comparado a condição de



**Figura 5.24:** Sensibilidade dos modos eletromecânicos frente a inclusão progressiva do controlador POD

Fonte: Próprio autor

presença exclusiva do PSS de Itaipu 50 Hz, conforme ilustrado na Figura 5.25.



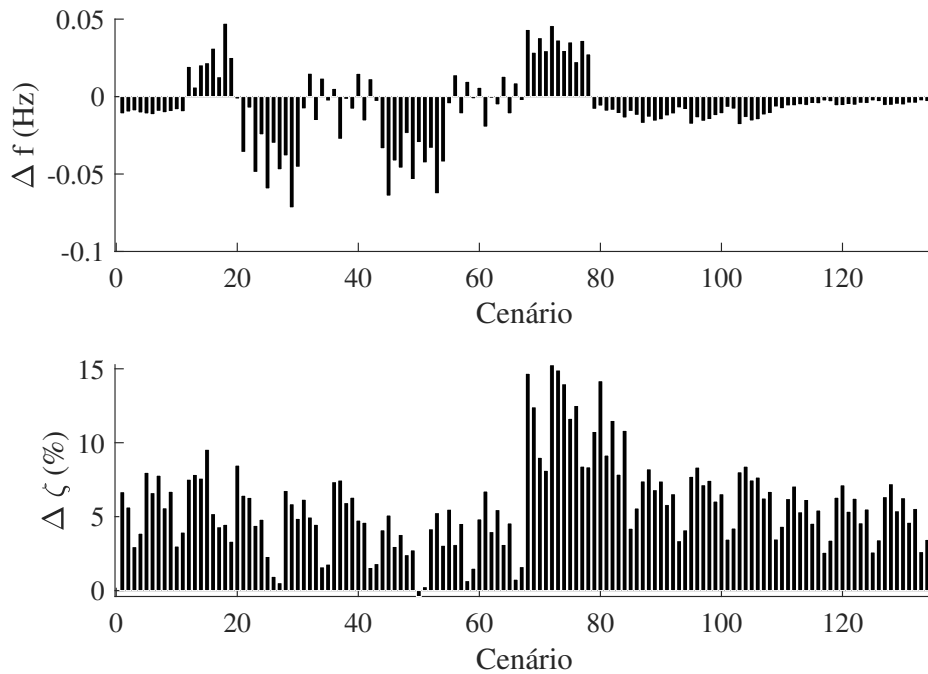
**Figura 5.25:** Localização do modo interárea com o POD e o PSS de Itaipu 50 Hz

Fonte: Próprio autor

Com o PSS e o POD conectados, o modo interárea apresenta a  $f_{IA}$  entre 0,31 e 0,44 Hz e o  $\zeta_{IA}$  entre 9,2% e 26,5%, superior a faixa entre 6% e 16,7% para quando somente o primeiro controlador esteja presente no sistema.

Embora seja possível verificar de forma geral a melhoria do modo interárea, as variações individuais não são explicitadas pelo plano complexo da Figura 5.25. Para isso, as variações

na frequência ( $\Delta f$ ) e amortecimento ( $\Delta \zeta$ ) do modo interárea para os cenários operativos do sistema teste estão ilustradas na Figura 5.26.



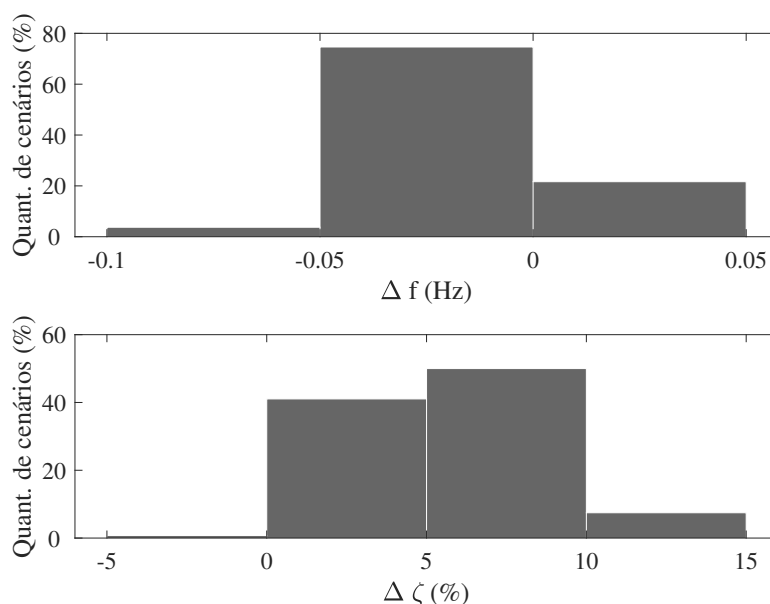
**Figura 5.26:** Variação do modo interárea considerando o POD e PSS de Itaipu 50 Hz  
Fonte: Próprio autor

Da Figura 5.26, constata-se que o modo interárea sofre alterações entre -0,07 Hz e 0,05 Hz na  $f_{IA}$ , além de variações de -0,4% a 15,27% em  $\zeta_{IA}$ . Na maioria dos casos, o inclusão do controlador POD na condição normal (PSS de Itaipu 50 Hz conectado) resulta em uma pequena redução na  $f_{IA}$  de até 0,05 Hz (75% dos cenários operativos) e em um aumento de  $\zeta_{IA}$  entre 0% e 10% (91% do cenários operativos), conforme ilustrado pelo histograma da Figura 5.27. Cabe destacar também que somente o cenário operativo 65 apresentou uma redução de  $\zeta_{IA}$ , de -0,4%.

Portanto, embora o ajuste seja desenvolvido para uma condição de retaguarda, o controlador POD não afeta negativamente o modo interárea quando o principal controlador está presente, mas sim de forma positiva na elevação do coeficiente de amortecimento.

## 5.4 Análise não-linearizada do desempenho do controlador POD

Nesta seção está apresentado o desempenho individual e conjunto do controlador POD, com o PSS de Itaipu 50 Hz, frente a distúrbios que provoquem o comportamento não linear do STATCOM no sistema teste.



**Figura 5.27:** Histograma da variação do modo interárea considerando o POD e PSS de Itaipu 50 Hz

Fonte: Próprio autor

#### 5.4.1 Desempenho não-linear individual do controlador POD

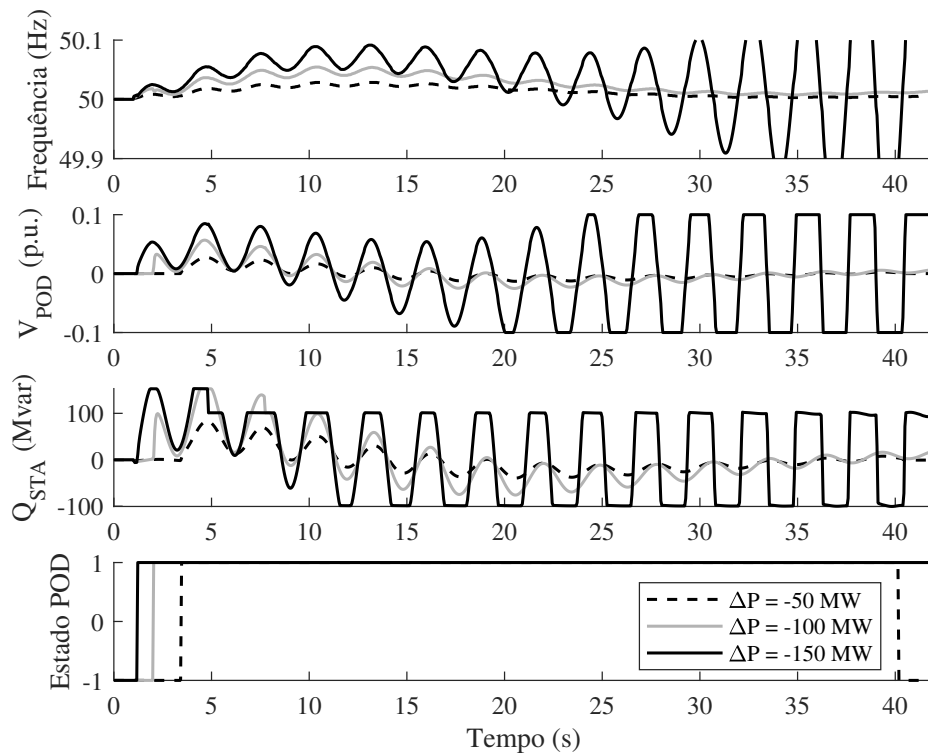
Sob a ótica linear, o controlador POD apresenta desempenho satisfatório, pois, como fonte de retaguarda, introduz amortecimento suficiente ao especificado para o modo interárea. Por outro lado, à medida que a magnitude de distúrbios no sistema são maiores, os limites do STATCOM tendem a serem explorados.

Para isso, avalia-se o desempenho do controlador POD frente ao degrau de 50 MW, 100 MW e 150 MW de carga no cenário Q do sistema teste, desconsiderando a presença do PSS de Itaipu 50 Hz, conforme ilustrado na Figura 5.28.

Da Figura 5.28, verifica-se que o controlador POD é capaz de estabilizar o modo interárea para variações de carga de 50 MW sem limitações e de 100 MW com a atuação temporária do limite associado à capacidade de fornecimento de potência reativa do STATCOM. Por outro lado, o controlador POD deixa de prover amortecimento ao modo interárea para uma variação de carga de 150 MW, com a exploração intermitente (*bang-bang*) dos limites da malha POD e do equipamento STATCOM. Como consequência, o sistema teste torna-se instável.

Portanto, embora esteja ajustado para a estabilização e melhoria do coeficiente de amortecimento do modo interárea, sendo superior ao 5% para diversos cenários, o STATCOM com o controlador POD tem sua contribuição a dinâmica sistêmica fisicamente limitada pela capacidade do equipamento. Dependendo da intensidade das variações das condições do sistema, esta única fonte de amortecimento pode não ser suficiente para a estabilidade do sistema.





**Figura 5.28:** Comportamento do STATCOM com o controlador POD frente a variações de carga

Fonte: Próprio autor

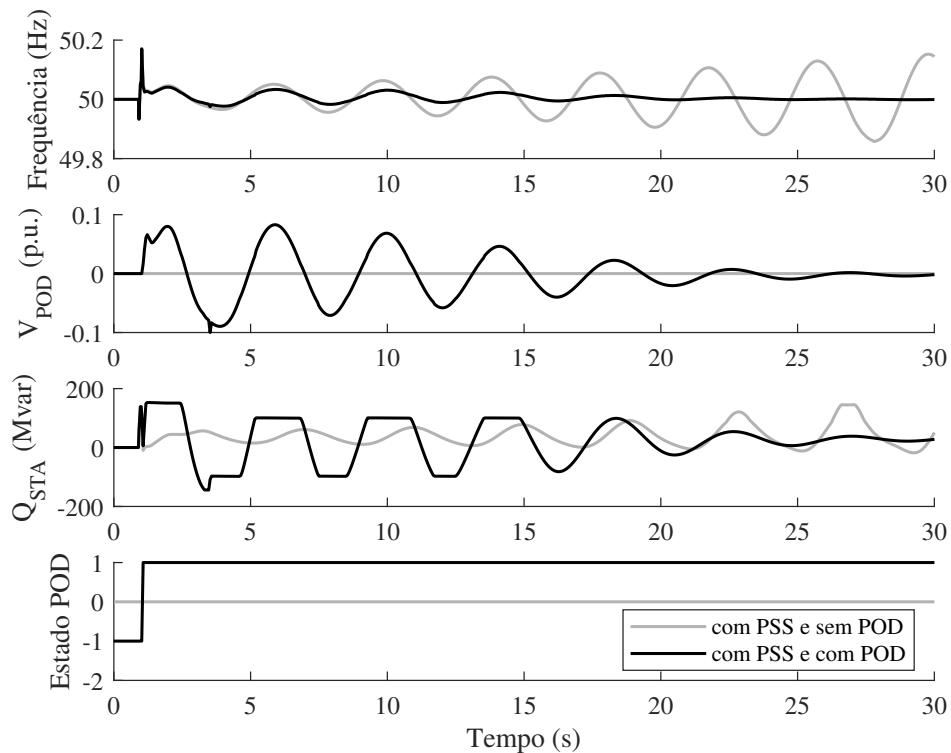
#### 5.4.2 Desempenho não-linear conjunto dos controladores POD e PSS

Sob a ponto de vista linear, o controlador POD contribui de forma positiva com o PSS de Itaipu 50 Hz para a melhoria do coeficiente de amortecimento do modo interárea, conforme descrito na Subseção 5.3.3. Para variações de maior magnitude no sistema teste, espera-se um desempenho semelhante para o sistema teste.

Neste sentido, avalia-se o desempenho dinâmico do sistema frente um curto-circuito monofásico na Barra 17 da Figura 4.2 por 100 ms sendo extinto pela abertura da linha de transmissão entre as Barras 16 e 17, conforme ilustrado na Figura 5.29.

Da Figura 5.29, verifica-se que o controlador PSS não é suficiente para a estabilização do modo interárea após a alteração topológica do sistema teste. Por outro lado, o sistema atinge uma condição de estabilidade quando somada a contribuição do controlador POD associado ao STATCOM.

Portanto, a contribuição do controlador POD do STATCOM é benéfica à estabilidade do sistema teste em sua condição normal, isto é, quando a principal fonte de amortecimento ao modo interárea está presente.



**Figura 5.29:** Comportamento do STATCOM frente a desconexão de linha considerando os controladores POD e PSS de Itaipu 50 Hz

Fonte: Próprio autor

## 5.5 Considerações finais

Neste capítulo foram apresentados os resultados, obtidos por simulação, do ajuste e ao desempenho do controlador POD do STATCOM conectado ao sistema teste. O ajuste do controlador POD foi dividido e definido em três etapas: pré-filtragem, compensação de fase e de ganho e lógica de ativação por frequência. O desempenho do controlador POD foi avaliado sob a ótica linear e não-linear.

Na etapa de ajuste de pré-filtragem, determinou-se o valor da constante de tempo  $T_W$  do bloco *washout*, considerando o seu efeito simultâneo de atenuação sobre o modo eletromecânico de interesse e sobre as duas maiores excursões significativas de frequência decorrentes de desbalanços carga/geração. Como melhor solução, adotou-se o ajuste que apresentou um compromisso de menor interferência sobre o modo interárea estudado e maior atenuação sobre as variações significativas de frequência, visando mitigar possíveis efeitos transitórios adversos de tensão do controlador POD.

Na etapa de ajuste da compensação de fase e de ganho, foram simulados os lugares das raízes e as respostas em frequência em malha aberta, apresentadas no formato de diagrama de *Nyquist* amortecido, de 134 cenários operativos do modo interárea natural do sistema teste e, posteriormente, foram avaliados os possíveis cenários de referência para o ajuste do controlador.

dor. Dois cenários operativos foram selecionados e utilizados para o ajuste da compensação de fase e de ganho: o primeiro cenário, que apresentou modo interárea com menor coeficiente de amortecimento no plano complexo, e o segundo cenário, que apresentou menor amplitude de ressonância na frequência do modo interárea (menor diâmetro no diagrama de *Nyquist* amortecido). Após a aplicação do método de *Nyquist* amortecido, foi verificado que o controlador POD ajustado considerando o segundo cenário (menor amplitude de oscilação) apresentou desempenho robusto para prover no mínimo 5% de amortecimento para o modo interárea em todos os cenários operativos.

Na etapa de ajuste da lógica de ativação por frequência, foram determinados os ajustes do limiar de variação mínima de frequência e tempo de ativação do controlador POD que são minimamente necessários para estabilizar o modo interárea, com o menor esforço de controle. O ajuste do limiar foi obtido com base o comportamento medido real da frequência do sistema estudado para ajuste do limiar. Já o tempo mínimo de ativação foi determinado pela formulação de tempo teórico de acomodação de sistemas dinâmicos lineares.

Com relação ao desempenho linear, o STATCOM equipado com o controlador POD atende o coeficiente de amortecimento mínimo de 5% do modo interárea no plano complexo, contribuindo de forma positiva na presença da principal fonte de amortecimento, o PSS de Itaipu 50 Hz, e não interferindo em outros modos eletromecânicos do sistema teste. Adicionalmente, o desempenho linear foi comprovado através da simulação de pequenas perturbações no tempo considerando os dois modelos do dispositivo STATCOM, o STATCOM<sub>M1</sub> e o STATCOM<sub>M2</sub>.

Com relação ao desempenho não-linear, o STATCOM equipado com o controlador POD apresentou contribuição insuficiente como única fonte de amortecimento e estabilização frente a variações simuladas de carga no sistema superiores a 100 MW. Isto ocorreu devido a capacidade limitada de suprimento de potência reativa do equipamento. Por outro lado, este contribuiu de forma benéfica em conjunto com o PSS de Itaipu 50Hz após o desligamento de uma linha transmissão, atuando na melhoria do amortecimento e da estabilidade do sistema.

# Capítulo 6

## Conclusão

Este trabalho apresentou um estudo sobre o ajuste e o desempenho de um controlador POD de STATCOM para a melhoria do coeficiente de amortecimento do modo de oscilação interárea do sistema, considerando sua influência para múltiplos cenários operativos. Este controlador foi ajustado para desempenhar um papel de retaguarda para o sistema na condição de ausência da principal fonte de amortecimento associado ao modo interárea, um grupo de controladores PSS.

Inicialmente, fez-se o levantamento bibliográfico apresentando um panorama sobre a melhoria do amortecimento de oscilações interárea e dispositivos FACTS destinados a compensação estática em derivação. Foram apresentadas descrições sobre a natureza de oscilação interárea e alternativas de controle existente para elevar o amortecimento destas oscilações, além de apresentar o método de projeto empregado no ajuste do controlador POD, o método de Nyquist amortecido. Discorreu-se, em seguida, sobre o princípio de funcionamento, as malhas de controles e as curvas características de operação de dois tipos de compensadores estáticos em derivação, o SVC do tipo FC-TCR e o STATCOM VSC com modulação PWM, visando a representação em simulação do dispositivo STATCOM estudado.

A utilização de controlador POD no STATCOM conectado ao sistema teste estudado trata de uma aplicação real prevista no contexto da interligação internacional de sistemas elétricos, cujo objetivo visa garantir a estabilidade ao modo interárea do sistema interligado paraguaio-argentino-uruguaio. Variações nas condições de operação do sistema (carga, intercâmbio e despacho de usina) foram aplicadas ao sistema teste no intuito de mapear o comportamento previsto em múltiplos cenários do modo interárea a ser aprimorado pelo controlador POD associado ao STATCOM.

O controlador POD foi ajustado através de uma metodologia sequencial de três etapas, que visa a mitigação de possíveis efeitos transitórios adversos de tensão através da pré-filtragem, o atendimento ao requisito de coeficiente de amortecimento especificado e a minimização do esforço de controle a pequenos desvios no sinal de entrada do controlador.

Assim como em controladores PSS, o ajuste da pré-filtragem tratou de uma solução de compromisso entre a atenuação de excursões indesejadas e a manutenção das características do modo interárea no sinal de entrada. O requisito de coeficiente de amortecimento foi atendido

para todos os cenários operativos quando o método de Nyquist amortecido foi aplicado sobre a resposta em frequência da condição operativa de menor ressonância do modo desejado, porém isto não ocorreu quando o método foi empregado para o cenário com o menor coeficiente de amortecimento. Já a minimização de esforço de controle a pequenos desvios no sinal de entrada foi atingida pelo ajuste da lógica de ativação por frequência do controlador POD baseado no comportamento real aferido do sinal de entrada e no tempo mínimo estimado para a estabilização do modo interárea.

O dispositivo STATCOM representado como um modelo SVC do tipo FC-TCR apresentou um desempenho dinâmico aderente com o modelo VSC com modulação PWM, indicando que o primeiro modelo é suficientemente adequado para reproduzir o comportamento externo do STATCOM no sistema e, principalmente, para o ajuste de controladores suplementares de amortecimento.

Como retaguarda, o STATCOM equipado com o controlador POD mostrou-se robusto para a melhoria do coeficiente de amortecimento do modo interárea frente a pequenas perturbações, sem a interferência em outros modos eletromecânicos, porém possui capacidade de contribuição de potência reativa limitada e insuficiente perante a maiores perturbações. Por outro lado, contribui de forma benéfica em conjunto com os controladores PSS (principal fonte de amortecimento) para a melhoria do amortecimento do modo interárea e a estabilidade do sistema.

Sob o aspecto da segurança operacional, verifica-se que, embora seja possível projetar uma contribuição individual de amortecimento superior a 5% no domínio linear, controladores POD em dispositivos STATCOM devem ser aplicados como fontes complementares de amortecimento a modos eletromecânicos de sistemas elétricos de grande porte.

## 6.1 Trabalhos futuros

Como sugestões para trabalhos futuros, propõe-se os seguintes itens:

- Aplicar diferentes técnicas de ajuste, como as baseadas em LMI e BMI e em metaheurísticas (algoritmos de vagalume, genéticos e enxame de partículas), para a parametrização do controlador POD, comparando o seu desempenho dinâmico em malha fechada;
- Ajustar controladores POD em múltiplos dispositivos FACTS para desempenhar o papel de fonte de amortecimento de retaguarda a modos eletromecânicos, visando uma maior capacidade de contribuição perante perturbações de maior impacto;
- Avaliar a influência do controlador POD do STATCOM na estabilidade de tensão, considerando o efeito do ajuste da lógica de ativação por tensão deste controlador;

## 6.2 Publicações

### 6.2.1 Publicações em eventos regionais e internacionais

**Galassi, P. H.**, de Almeida A. B., Pesente J. R. Ramos R.A. 2021. Analysis of Wide-Area Input Signals for Damping Interarea Oscillation of the Interconnected Paraguayan-Argentinean System, 2021 14th IEEE International Conference on Industry Applications (INDUSCON).

**Galassi, P. H.**, Pesente, J. R., do Santos, L. R., Szostak, A. J. M., dos Santos, F. C., Justino G. L., Ramos, R. A. de Almeida, A. B. 2022. Equivalente Dinâmico do Sistema Interligado Paraguaio-Argentino-Uruguaio para Teste de Funcionalidades de Proteções e Controles no RTDS, XXVI Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica (SNPTEE). Trabalho premiado com menção honrosa no grupo de estudo de análise e técnicas de sistemas de potência (GAT).

**Galassi, P. H.**, Ramos R.A. de Almeida A. B. 2022. Possible Implications of Using Dynamic Equivalent Models in the Design of Controllers to Damp Inter-area Oscillations, 2022 IEEE Power and Energy Society General Meeting.

### 6.2.2 Participação em outras publicações

Pesente, J. R., Rios, M. L. S. **Galassi, P. H.** Ramos R. A. 2021. A comparative study among PSS tuning methods for the Itaipu 50Hz plant to enable the Paraguayan-Argentinean interconnection, 2021 14th IEEE International Conference on Industry Applications (INDUSCON).

Pesente, J. R., **Galassi, P. H.**, do Santos, L. R., dos Santos F. C., Justino, G. L., Ramos R. A. 2022. An approach for the aggregation of power system controllers with different topologies, Electric Power Systems Research, Volume 212, 2022.

# Referências Bibliográficas

- Abdulrahman, I. & Radman, G. (2018). Wide-area-based adaptive neuro-fuzzy svc controller for damping interarea oscillations, *Canadian Journal of Electrical and Computer Engineering* **41**(3): 133–144. Citado 5 vezes nas páginas 22, 28, 29, 30 e 34.
- Andersson, G., Donalek, P., Farmer, R., Hatziaargyriou, N., Kamwa, I., Kundur, P., Martins, N., Paserba, J., Pourbeik, P., Sanchez-Gasca, J., Schulz, R., Stankovic, A., Taylor, C. & Vittal, V. (2005). Causes of the 2003 major grid blackouts in north america and europe, and recommended means to improve system dynamic performance, *IEEE Transactions on Power Systems* **20**(4): 1922–1928. Citado na página 21.
- Antoine, O. & Maun, J.-C. (2012). Inter-area oscillations: Identifying causes of poor damping using phasor measurement units, *2012 IEEE Power and Energy Society General Meeting*, pp. 1–6. Citado na página 26.
- Bedin, D. (2012). *Controle suplementar de equipamentos facts para melhoria da estabilidade para pequenas perturbações de sistemas de potência*, Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Brasil. Citado 7 vezes nas páginas 27, 28, 29, 34, 35, 40 e 41.
- Bento, M. (2012). *Controle suplementar de equipamentos facts para melhoria da estabilidade para pequenas perturbações de sistemas de potência*, Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Brasil. Citado 2 vezes nas páginas 28 e 30.
- Bento, M. E. (2019). A hybrid procedure to design a wide-area damping controller robust to permanent failure of the communication channels and power system operation uncertainties, *International Journal of Electrical Power Energy Systems* **110**: 118–135. **URL:** <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142061518331247> Citado 3 vezes nas páginas 21, 27 e 28.
- Bento, M. E. C., Dotta, D., Kuiava, R. & Ramos, R. A. (2018). A procedure to design fault-tolerant wide-area damping controllers, *IEEE Access* **6**: 23383–23405. Citado na página 28.
- Bento, M. E. C. & Ramos, R. A. (2021). A method based on linear matrix inequalities to design a wide-area damping controller resilient to permanent communication failures, *IEEE Systems Journal* **15**(3): 3832–3840. Citado na página 30.
- Bomfim, A. L. B. d., Quintão, P. E. M., Lizárraga, M. G. M., Almeida, P. C. d., Romei, O. R., Barua, J. M., Gomes Jr, S. & Coronel, G. G. (2009). Estudos de estabilidade do sistema interligado brasileiro, paraguaio e argentino, *XIV SEPOPE - SIMPÓSIO DE ESPECIALISTAS EM PLANEJAMENTO DA OPERAÇÃO E EXPANSÃO ELÉTRICA*, CIGRE. Citado 4 vezes nas páginas 23, 50, 53 e 55.
- Bossa, T. H. S. (2021). *Decoupling structure controllers applied to symmetric power plants to cope with multiple conflicting requirements*, Tese de doutorado, Instituto Militar de Engenharia, Rio de Janeiro, Rio de Janeiro. Citado 2 vezes nas páginas 75 e 76.

- Buchholz, B. M., Povh, D. & Retzmann, D. (2005). Stability analysis for large power system interconnections in europe, *2005 IEEE Russia Power Tech*, pp. 1–7. Citado na página 21.
- Chaudhuri, N. R., Domahidi, A., Chaudhuri, B., Majumder, R., Korba, P., Ray, S. & Uhlen, K. (2010). Power oscillation damping control using wide-area signals: A case study on nordic equivalent system, *IEEE PES T D 2010*, pp. 1–8. Citado 2 vezes nas páginas 28 e 30.
- Deng, J., Li, C. & Zhang, X.-P. (2015). Coordinated design of multiple robust facts damping controllers: A bmi-based sequential approach with multi-model systems, *IEEE Transactions on Power Systems* **30**(6): 3150–3159. Citado 4 vezes nas páginas 22, 28, 29 e 30.
- Dill, G. K. (2013). *Projeto de Controladores Robustos para Sistemas de Potência Baseado em Otimização Paramétrica*, Tese de doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Brasil. Citado 8 vezes nas páginas 21, 22, 25, 27, 28, 29, 30 e 53.
- Dotta, D. (2009). *Controle Hierárquico Usando Sinais de Medição Fasorial Sincronizada*, Tese de doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Brasil. Citado 3 vezes nas páginas 28, 29 e 30.
- Fereidouni, A., Vahidi, B., Hoseini Mehr, T. & Tahmasbi, M. (2013). Improvement of low frequency oscillation damping by allocation and design of power system stabilizers in the multi-machine power system, *International Journal of Electrical Power Energy Systems* **52**: 207–220.  
**URL:** <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142061513001476> Citado na página 21.
- Galassi, P. H., de Almeida, A. B., Pesente, J. R. & Ramos, R. A. (2021). Analysis of wide-area input signals for damping interarea oscillation of the interconnected paraguayan-argentinean system, *2021 14th IEEE International Conference on Industry Applications (INDUSCON)*, pp. 1252–1257. Citado na página 65.
- Galassi, P. H., Pesente, J. R., dos Santos, L. R., dos Santos, F. C., Justino, G. L., Ramos, R. A. & de Almeida, A. B. (2022). Equivalente dinâmico do sistema interligado paraguaio-argentino-uruguaio para teste de funcionalidades de proteções e controles no rtds, *XXVI Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica (SNPTEE)*, Cigré Brasil. Citado na página 51.
- Galassi, P. H., Ramos, R. A. & de Almeida, A. B. (2022). Possible implications of using dynamic equivalent models in the design of controllers to damp inter-area oscillation, *2022 IEEE Power and Energy Society General Meeting*. Citado 3 vezes nas páginas 49, 51 e 53.
- Gibbard, M. J., Pourbeik, P. & Vowles, D. J. (2015). *Small-signal stability, control and dynamic performance of power systems*, University of Adelaide press. Citado na página 54.
- Gomes, S., Guimarães, C., Martins, N. & Taranto, G. (2018). Damped nyquist plot for a pole placement design of power system stabilizers, *Electric Power Systems Research* **158**: 158–169.  
**URL:** <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0378779618300129> Citado 5 vezes nas páginas 22, 31, 81, 109 e 110.
- Heniche, A. & Kamwa, I. (2008). Assessment of two methods to select wide-area signals for power system damping control, *IEEE Transactions on Power Systems* **23**(2): 572–581. Citado na página 28.



- Hingorani, N. G. & Gyugyi, L. (1999). *Static Shunt Compensators: SVC and STATCOM*, John Wiley Sons, Ltd, chapter 5, pp. 135–207.  
**URL:** <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/9780470546802.ch5> Citado 13 vezes nas páginas 34, 36, 37, 38, 39, 40, 41, 42, 43, 44, 45, 46 e 47.
- Klein, M., Rogers, G. J. & Kundur, P. (1991). A fundamental study of inter-area oscillations in power systems, *IEEE Transactions on Power Systems* **6**(3): 914–921. Citado 3 vezes nas páginas 25, 26 e 27.
- Kundur, P. (1994). *Power system stability and control*, McGraw-Hill Education. Citado 2 vezes nas páginas 54 e 75.
- Li, C., Kong, D., Xue, Y., Guan, R., Taylor, A., Zhang, R., Zhang, X.-P. & Jayaweera, D. (2017). Enhancement of power system small-signal stability by coordinated damping control of multiple facts devices, *13th IET International Conference on AC and DC Power Transmission (ACDC 2017)*, pp. 1–6. Citado na página 22.
- Li, Y., Rehtanz, C., Ruberg, S., Luo, L. & Cao, Y. (2012). Wide-area robust coordination approach of hvdc and facts controllers for damping multiple interarea oscillations, *IEEE Transactions on Power Delivery* **27**(3): 1096–1105. Citado 4 vezes nas páginas 22, 28, 29 e 30.
- Lima, M. C., Ramos, J. P. & Medeiros, R. K. D. (2001). Estudos para especificação de malha de controle adicional do compensador estático de funil visando o amortecimento de oscilações eletromecânicas, *XVI Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica (SNPTEE)*. Citado na página 22.
- Mendoza-Armenta, S. & Dobson, I. (2016). Applying a formula for generator redispatch to damp interarea oscillations using synchrophasors, *IEEE Transactions on Power Systems* **31**(4): 3119–3128. Citado na página 27.
- Mikwar, A. (2017). *Modeling of hybrid statcom in psse*, Dissertação de mestrado, KTH Royal Institute of Tecnology, Stockholm, Sweden. Citado 12 vezes nas páginas 35, 36, 38, 40, 41, 42, 43, 45, 46, 59, 60 e 66.
- Nacef, I., Kilani, K. B. & Elleuch, M. (2018). Understanding interarea oscillations in power systems integrating wind power, pp. 1–6. Citado na página 26.
- Ngamroo, I. (2017). Review of dfig wind turbine impact on power system dynamic performances, *IEEJ Transactions on Electrical and Electronic Engineering* **12**(3): 301–311.  
**URL:** <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/tee.22379> Citado na página 22.
- Nohara, A. A., Aquino, A. F. d. C. d., Fernandes, R. d. O., Massaud, A. & Sardinha, S. L. d. A. (2017). Melhoria do desempenho dinâmico do sin através das funções de estabilidade do primeiro bipolo de corrente contínua de belo monte, *XXIV SNPTEE - SEMINÁRIO NACIONAL DE PRODUÇÃO E TRANSMISSÃO DE ENERGIA ELÉTRICA*, CIGRE. Citado na página 30.
- Ogata, K. (2011). *Engenharia de controle moderno*, Pearson. Citado na página 89.
- Pesente, J., Galassi, P., Rodrigues, L., Santos, F. & Justino, G. (2021). A dynamic equivalent model for testing the paraguayan-argentinean interconnected power system devices using hardware-in-the-loop simulation, *2021 IEEE URUCON*, pp. 395–400. Citado na página 51.
- Pesente, J. R., Sosa-Rios, M. L., Pienitz, M., Garcia, R. & Alvarenga, B. C. S. (2022). Utili-

- zação dos pss das unidades de itaipu 50 hz para estabilização e melhoria do desempenho dinâmico do sistema interligado paraguaio-argentino-uruguaio, *XXVI Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica (SNPTEE)*, Cigré Brasil. Citado na página 53.
- Pesente, J., Rios, M. L. S., Galassi, P. H. & Ramos, R. A. (2021). A comparative study among pss tuning methods for the itaipu 50hz plant to enable the paraguay-argentinean interconnection, *2021 14th IEEE International Conference on Industry Applications (INDUSCON)*, pp. 203–210. Citado 2 vezes nas páginas 30 e 55.
- Qing, W., Yiwei, Z. & Yong, M. (2006). Study on inter-area oscillation frequency of power systems, *2006 International Conference on Power System Technology*, pp. 1–6. Citado na página 26.
- Santos, J. A., Galassi, P. H., de Oliveira, R. A., Szostak, A. J. M., Pesente, J. R., Lessa, H. C. M., Tochetto, A. P. & Correa, E. F. V. (2022). Sistemas especiais de proteção no contexto da operação de itaipu 50hz associada ao sistema elétrico interligado paraguaio-argentino-uruguaio, *XXVI Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica (SNPTEE)*, Cigré Brasil. Citado 2 vezes nas páginas 49 e 50.
- Savelli, D. (2007). *Síntese de sinais e escolha de estrutura de controladores de sistemas elétricos de potência interligados considerando robustez a perturbações externas*, Dissertação de mestrado, Instituto Militar de Engenharia, Rio de Janeiro, Brasil. Citado na página 29.
- Schneider, S., Platz, H. G., Henschel, S., Pallett, A. & Marshall, S. (2019). Compensation of the voltage fluctuations in the distribution network of london underground using the svc plus®, *15th IET International Conference on AC and DC Power Transmission (ACDC 2019)*, pp. 1–8. Citado 4 vezes nas páginas 43, 44, 45 e 58.
- Siemens (2019). *SVS San Lorenzo Closed Loop Control Design Specification*, Siemens. Citado 10 vezes nas páginas 58, 59, 60, 61, 62, 63, 64, 66, 67 e 69.
- Sosa-Ríos, M. L., Pesente, J. R., Costa-Alberto, L. F. & Ramos, R. A. (2020). Stable limit cycles induced by the interaction of hvdc limiters and psss, *2020 IEEE Power Energy Society General Meeting (PESGM)*, pp. 1–5. Citado 2 vezes nas páginas 23 e 50.
- Surinkaew, T. & Ngamroo, I. (2017). Two-level coordinated controllers for robust inter-area oscillation damping considering impact of local latency, *IET Generation, Transmission Distribution* **11**(18): 4520–4530. Citado 2 vezes nas páginas 29 e 30.
- Tapia, C. A. F. (2013). *Análise do Amortecimento de Modos Interáreas com o método de imposição de pólos*, Tese de doutorado, Universidade de São Paulo, São Paulo, Brasil. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 27.
- Vahidnia, A., Ledwich, G. & Palmer, E. W. (2016). Transient stability improvement through wide-area controlled svcs, *IEEE Transactions on Power Systems* **31**(4): 3082–3089. Citado 2 vezes nas páginas 22 e 30.
- Wang, Q. & Shiyong, M. (2010). Study on relationship between inter-area oscillation damping and operating conditions in power systems, *2010 International Conference on Power System Technology*, pp. 1–6. Citado na página 26.
- Wang, W., Cong, W., Meng, J. & Chen, D. (2021). Scenario forecast of cross-border electric interconnection towards renewables in south america, *2021 IEEE 4th International Electrical and Energy Conference (CIEEC)*, pp. 1–6. Citado na página 21.

- Zhang, S. & Vittal, V. (2013). Design of wide-area power system damping controllers resilient to communication failures, *IEEE Transactions on Power Systems* **28**(4): 4292–4300. Citado 3 vezes nas páginas 22, 28 e 29.
- Zhou, N., Huang, Z., Tuffner, F., Pierre, J. & Jin, S. (2010). Automatic implementation of prony analysis for electromechanical mode identification from phasor measurements, *IEEE PES General Meeting*, pp. 1–8. Citado na página 77.

# Apêndice A

## Formulação do método de *Nyquist* amortecido

### A.1 Especificação do parâmetro T

Nesta condição, o ajuste do parâmetros de  $H(s)$  é feito através das seguintes etapas:

1. Especificar o coeficiente de amortecimento desejado  $\zeta$  para o polo e as constantes de tempo  $T_w$  e T;
2. Determinar a posição desejada do polo em malha fechada  $\lambda_c$  ( $\sigma_c + j\omega_c$ ). A componente real  $\sigma_c$  é calculada em função da componente imaginária  $\omega_c$  e de  $\zeta$  através da equação (2.1);
3. Calcular a compensação total de fase  $\phi_T$  pela equação (2.3);
4. Calcular a máxima compensação de fase por bloco  $\phi_{max}$  em função de T e das componentes de  $\lambda_c$ , conforme a seguinte equação:

$$\phi_{max} = \angle \left[ \frac{\sigma_c + j\omega_c}{(1 + T\sigma_c) + jT\omega_c} \right] \quad (\text{A.1})$$

5. Calcular n e  $\phi$  do bloco de compensação de fase pelas equações (2.4) e (2.5), respectivamente;
6. Calcular  $\alpha_T$  em função de T,  $\phi$  e das componentes de  $\lambda_c$  através da seguinte equação:

$$\alpha_T = \frac{r}{(\omega_c - r\sigma_c)T} \quad (\text{A.2})$$

onde  $r = \tan(\phi + \angle[(1 + T\sigma_c) + jT\omega_c])$ .

7. Calcular o parâmetro K em função do módulo de  $G(s)$ ,  $W(s)$  e  $C(s)$  através da seguinte equação:

$$K = \frac{1}{|(G(s)W(s)C(s))|} \quad (\text{A.3})$$

Da equação (A.1) é possível verificar que a máxima compensação de fase é consideravelmente reduzida a medida que T se aproxima de zero.

## A.2 Especificação do parâmetro $\alpha_T$

Nesta condição, o ajuste do parâmetros de H(s) é feito através das seguintes etapas:

1. Especificar o coeficiente de amortecimento desejado  $\zeta$  para o polo e as constantes de tempo  $T_w$  e  $\alpha_T$ ;
2. Determinar a posição desejada do polo em malha fechada  $\lambda_c$  ( $\sigma_c + j\omega_c$ ). A componente real  $\sigma_c$  é calculada em função da componente imaginária  $\omega_c$  e de  $\zeta$  através da equação (2.1);
3. Calcular a compensação total de fase  $\phi_T$  pela equação (2.3);
4. Calcular a constante  $k_c$  pela razão entre as componentes de  $\lambda_c$  e a máxima compensação de fase por bloco  $\phi_{max}$  em função de  $\alpha$  e das componentes de  $\lambda_c$ , conforme as seguintes equações:

$$k_c = \left[ \frac{\sigma_c}{\omega_c} \right] \quad (\text{A.4})$$

$$\phi_{max} = \arctan \left[ \frac{\alpha_T - 1}{2\sqrt{(1 + k_c^2)\alpha_T + k_c(\alpha_T + 1)}} \right] \quad (\text{A.5})$$

5. Calcular n e  $\phi$  do bloco de compensação de fase pelas equações (2.4) e (2.5), respectivamente;
6. Calcular o parâmetro T em função de  $\phi$ ,  $\alpha_T$  e da componentes de  $\lambda_c$  pela resolução da seguinte equação de segunda ordem:

$$a_1 T^2 + b_1 T + c_1 = 0 \quad (\text{A.6})$$

onde  $a_1 = \alpha_T(\sigma_c^2 + \omega_c^2)\tan\phi$ ,  $b_1 = (\alpha_T + 1)\sigma_c\tan\phi - (\alpha_T - 1)\omega_c$  e  $c_1 = \tan\phi$ .

7. Calcular o parâmetro K em função do módulo de G(s), W(s) e C(s) através da equação (A.3).

Quando a compensação de fase  $\phi$  é possível, as duas soluções da equação (A.6) levam ao mesmo  $\phi$  para um  $\alpha$  especificado. Usualmente, o menor valor T é escolhido, caso este seja

positivo, pois isto promove uma maior compensação de fase para faixas de alta frequência, com benefícios para modos de oscilação intra-planta e da excitação (Gomes et al., 2018).

Adicionalmente, a máxima compensação de avanço ou atraso de fase é mais facilmente atingida quando o  $\alpha_T$  é especificado. Como consequência, um número maior de blocos de compensação  $n$  é necessário, levando a pequenos valores de compensação de fase por bloco.

### A.3 Especificação da máxima compensação de fase em $\omega_c$

Nesta condição, o ajuste do parâmetros de  $H(s)$  é feito através das seguintes etapas:

1. Especificar o coeficiente de amortecimento desejado  $\zeta$  para o polo, a constante de tempo  $T_w$  e compensação máxima de fase por bloco  $\phi_{max}$ ;
2. Determinar a posição desejada do polo em malha fechada  $\lambda_c$  ( $\sigma_c + j\omega_c$ ). A componente real  $\sigma_c$  é calculada em função da componente imaginária  $\omega_c$  e de  $\zeta$  através da equação (2.1);
3. Calcular a constante  $k_c$  pela equação (A.4);
4. Calcular a compensação total de fase  $\phi_T$  pela equação (2.3);
5. Calcular  $n$  e  $\phi$  do bloco de compensação de fase pelas equações (2.4) e (2.5), respectivamente;
6. Calcular o parâmetro  $T$  em função de  $\phi$ ,  $\omega_c$  e  $k_c$  através da resolução da seguinte equação de segunda ordem:

$$a_2 T^2 + b_2 T + c_2 = 0 \quad (\text{A.7})$$

onde  $a_2 = (k_c^2 + 1)(1 + k_c \tan \phi) \omega_c^2$ ,  $b_2 = 2(k_c^2 + 1) \omega_c \tan \phi$  e  $c_2 = k_c \tan \phi$ .

7. Calcular  $\alpha_T$  em função de  $T$ ,  $\omega_c$  e  $k_c$ , conforme a seguinte equação:

$$\alpha_T = \frac{1}{(1 + k_c^2) T^2 \omega_c^2} \quad (\text{A.8})$$

8. Calcular o parâmetro  $K$  em função do módulo de  $G(s)$ ,  $W(s)$  e  $C(s)$  através da equação (A.3).

Para  $\phi > 0$  (avanço de fase), uma solução possível  $\phi < \phi_{max}$  leva a  $k_c \tan \phi > -1$  e, conseqüentemente,  $a_2$  e  $b_2$  são positivos e  $c_2$  é negativo. Por outro lado, para  $\phi < 0$  (atraso de fase),  $a_2$  é positivo e  $b_2$  é negativo. Em ambos os casos, a solução leva a valores positivos para  $T$  (Gomes et al., 2018).

## A.4 Especificação da freq. da máxima compensação de fase

Nesta condição, o ajuste do parâmetros de  $H(s)$  é semelhante ao realizado na seção anterior e é feito pelas seguintes etapas:

1. Especificar o coeficiente de amortecimento desejado  $\zeta$  para o polo, a constante de tempo  $T_w$  e a frequência da máxima compensação de fase  $\omega_{max}$ ;
2. Determinar a posição desejada do polo em malha fechada  $\lambda_c (\sigma_c + j\omega_c)$ . A componente real  $\sigma_c$  é calculada em função da componente imaginária  $\omega_c$  e de  $\zeta$  através da equação (2.1);
3. Calcular a constante  $k_c$  pela equação (A.4);
4. Calcular a compensação total de fase  $\phi_T$  pela equação (2.3);
5. Calcular  $n$  e  $\phi$  do bloco de compensação de fase pelas equações (2.4) e (2.5), respectivamente;
6. Calcular o parâmetro  $T$  em função de  $\phi$ ,  $\omega_c$  e  $k_c$  através da resolução da seguinte equação de segunda ordem:

$$a_3 T^2 + b_3 T + c_3 = 0 \quad (\text{A.9})$$

onde  $a_3 = (k_c^2 + 1)(1 + k_c \tan \phi) \omega_c \omega_{max}^2$ ,  $b_3 = 2(k_c^2 + 1)(\omega_c^2 + \omega_{max}^2) \tan \phi$  e  $c_3 = (k_c \tan \phi - 1) \omega_c$ .

7. Calcular  $\alpha_T$  em função de  $T$ ,  $\omega_c$  e  $k_c$ , conforme a seguinte equação:

$$\alpha_T = \frac{1}{(1 + k_c^2) T^2 \omega_{max}^2} \quad (\text{A.10})$$

8. Calcular o parâmetro  $K$  em função do módulo de  $G(s)$ ,  $W(s)$  e  $C(s)$  através da equação (A.3).

Para  $\phi < \phi_{max}$  encontra-se somente um valor positivo e, portanto, possível para  $T$  na equação (A.9) (Gomes et al., 2018).

## Apêndice B

### Dados dos cenários operativos do sistema teste

**Tabela B.1:** Faixa de valores das variáveis do sistema teste

Variável	Tipo	Valor	Unidade
$C_{AR-UY}$	Independente	19.500 (leve) e 27.500 (pesada)	MW
$C_{PY}$		1.500 (leve), 2.500 (média), 3.300 (pesada) e 3.850 (pico)	MW
$I_{YAC/PY}$ <sup>1</sup>		0 (mínimo), 500 (médio) e 1.350 (máximo)	MW
$N_{IPU50}$		5 (mínimo), 7 (médio) e 10 (máximo)	-
$P_{IPU50}$ <sup>2</sup>		500 (baixa), 600 (média) e 700 (nominal)	MW
$G_{ACY}$	Fixa	150	MW
$G_{YAC}$		2.700	MW
$G_{IPU50}$	Dependente	2.500 a 7.000	MW
$I_{IPU50/BR}$		300 a 6.150	MW
$I_{IPU50/PY}$		850 a 3.200	MW
$I_{YAC/AR}$		1.350 a 2.700	MW

Fonte: Próprio autor

<sup>1</sup> $I_{YAC/PY}$  de 0 MW (mínimo) foi atribuído somente para cenários com  $C_{PY}$  de 1.500 MW (leve) e 2.500 MW (média), enquanto o intercâmbio de 1.350 MW (máximo) para casos com  $C_{PY}$  de 3.300 MW (pesada) e 3.850 MW (pico), no intuito de reproduzir condições realistas de operação do sistema.

<sup>2</sup> $P_{IPU50}$  de 500 MW (baixo) e 600MW (médio) foram atribuídos somente em cenários que  $G_{IPU50}$  seja maior ou igual a  $I_{IPU50/PY}$ , no intuito de evitar cenários irreais de  $I_{IPU50/BR}$  negativo.



**Tabela B.2:** Cenários operativos do sistema teste (parte 1 de 4)

N	$C_{AR-UY}$	$C_{PY}$	$I_{YAC/PY}$	$I_{IPU50/PY}$	$I_{YAC/AR}$	$N_{IPU50}$	$P_{IPU50}$	$I_{IPU50/BR}$				
	(MW)	(MW)	(MW)	(MW)	(MW)	-	(MW)	(MW)				
1	19.500	1.500	0	1.350	2.700	5	500	1.150				
2							600	1.650				
3							700	2.150				
4						7	500	2.150				
5							600	2.850				
6							700	3.550				
7						10	500	3.650				
8							600	4.650				
9							700	5.650				
10						2.500	500	850	2.200	5	500	1.650
11		600	2.150									
12		700	2.650									
13		7	500	2.650								
14			600	3.350								
15			700	4.050								
16		10	500	4.150								
17			600	5.150								
18			700	6.150								
19		0	2.350	2.700	2.700					5	600	650
20						700	1.150					
21						7	500	1.150				
22							600	1.850				
23							700	2.550				
24						10	500	2.650				
25							600	3.650				
26							700	4.650				
27						500	1.850	2.200	2.200	5	500	650
28											600	1.150
29		700	1.650									
30		7	500	1.650								
31			600	2.350								
32			700	3.050								
33		10	500	3.150								
34			600	4.150								
35			700	5.150								

**Tabela B.3:** Cenários operativos do sistema teste (parte 2 de 4)

N	$C_{AR-UY}$	$C_{PY}$	$I_{YAC/PY}$	$I_{IPU50/PY}$	$I_{YAC/AR}$	$N_{IPU50}$	$P_{IPU50}$	$I_{IPU50/BR}$	
	(MW)	(MW)	(MW)	(MW)	(MW)	-	(MW)	(MW)	
36	19.500	3.300	500	2.650	2.200	5	600	350	
37							700	850	
38						7	500	850	
39							600	1.550	
40							700	2.250	
41							10	500	2.350
42						600		3.350	
43						700	4.350		
44			1.350	1.800	1.350	5	500	700	
45							600	1.200	
46						700	1.700		
47						7	500	1.700	
48							600	2.400	
49							700	3.100	
50						10	500	3.200	
51							600	4.200	
52		700	5.200						
53		3.850	500	3.200	2.200	5	700	300	
54							500	300	
55						7	600	1.000	
56							700	1.700	
57							10	500	1.800
58								600	2.800
59			700	3.800					
60			1.350	2.350	1.350	5	600	650	
61							700	1.150	
62						7	500	1.150	
63							600	1.850	
64							700	2.550	
65						10	500	2.650	
66							600	3.650	
67			700	4.650					

**Tabela B.4:** Cenários operativos do sistema teste (parte 3 de 4)

N	$C_{AR-UY}$	$C_{PY}$	$I_{YAC/PY}$	$I_{IPU50/PY}$	$I_{YAC/AR}$	$N_{IPU50}$	$P_{IPU50}$	$I_{IPU50/BR}$	
	(MW)	(MW)	(MW)	(MW)	(MW)	-	(MW)	(MW)	
68	27.500	1.500	0	1.350	2.700	5	500	1.150	
69							600	1.650	
70							700	2.150	
71						7	500	2.150	
72							600	2.850	
73							700	3.550	
74						10	500	3.650	
75							600	4.650	
76							700	5.650	
77			5	500	850	2.200	5	500	1.650
78								600	2.150
79								700	2.650
80							7	500	2.650
81								600	3.350
82								700	4.050
83		10					500	4.150	
84							600	5.150	
85							700	6.150	
86		2.500	0	2.350	2.700	5	600	650	
87							700	1.150	
88							7	500	1.150
89						600		1.850	
90						700		2.550	
91						10	500	2.650	
92							600	3.650	
93							700	4.650	
94						5	500	1.850	2.200
95			600	1.150					
96			700	1.650					
97			7	500	1.650				
98	600			2.350					
99	700			3.050					
100	10		500	3.150					
101		600	4.150						
102		700	5.150						

**Tabela B.5:** Cenários operativos do sistema teste (parte 4 de 4)

N	$C_{AR-UY}$	$C_{PY}$	$I_{YAC/PY}$	$I_{IPU50/PY}$	$I_{YAC/AR}$	$N_{IPU50}$	$P_{IPU50}$	$I_{IPU50/BR}$	
	(MW)	(MW)	(MW)	(MW)	(MW)	-	(MW)	(MW)	
103	27.500	3.300	500	2.650	2.200	5	600	350	
104							700	850	
105						7	500	850	
106							600	1.550	
107							700	2.250	
108			10	500	2.350				
109				600	3.350				
110				700	4.350				
111			3.850	1.350	1.800	1.350	5	500	700
112								600	1.200
113		700					1.700		
114		7					500	1.700	
115							600	2.400	
116				700	3.100				
117		10		500	3.200				
118				600	4.200				
119				700	5.200				
120		3.850	500	3.200	2.200	5	700	300	
121							500	300	
122						7	600	1.000	
123	700						1.700		
124	10						500	1.800	
125			600	2.800					
126			700	3.800					
127	1.350		5	2.350	1.350	5	600	650	
128							700	1.150	
129						7	500	1.150	
130		600					1.850		
131		700	2.550						
132		10	500	2.650					
133			600	3.650					
134	700		4.650						

Fonte: Próprio autor