

EFEITO ESTABILIZANTE DE ELO DE CORRENTE CONTÍNUA NA OPERAÇÃO  
DE SISTEMAS DE TRANSMISSÃO EM CORRENTE ALTERNADA

Waldenir Alexandre da Silva Cruz

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS  
PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE  
FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS  
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM  
ENGENHARIA ELÉTRICA.

Aprovada por:

---

Prof. Sebastião Ércules Melo de Oliveira, D.Sc.

---

Prof. Antonio Carlos Siqueira de Lima, D.Sc.

---

Dr. Antonio Luiz Bergamo do Bomfim, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

ABRIL DE 2005

CRUZ, WALDENIR ALEXANDRE DA SILVA

Efeito Estabilizante de Elo de Corrente Contínua  
na Operação de Sistema de Transmissão em Cor-  
rente Alternada [Rio de Janeiro] 2005

XIV, 108 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc.,  
Engenharia Elétrica, 2005)

Tese - Universidade Federal do Rio de Janei-  
ro, COPPE

1 - Estabilidade a Pequenas Perturbações, Elos de  
Corrente Contínua, Sinais Estabilizadores, Siste-  
mas Lineares, Variáveis de Estado

I. COPPE/UFRJ II. Título ( série )

*DEDICATÓRIA*

*A MINHA ESPOSA DANIELLE  
E MEU FILHO FELIPE.*

*MUITO OBRIGADO,*

*WALDENIR ALEXANDRE*

## **AGRADECIMENTOS**

A toda minha família pelo amor, dedicação e incentivo durante todos esses anos, pela compreensão de minha ausência.

Ao professor Sebastião E. M. de Oliveira, exemplo de profissional e idealista, pela paciência e incansável dedicação. Sua força de vontade e dedicação foram os combustíveis essenciais nesta jornada, não me deixando desanimar.

Aos meus colegas de trabalho, pelas inúmeras trocas de turno, que me permitiram assistir às aulas.

A Deus, nosso Pai Criador, pela oportunidade da Vida.

**MUITO OBRIGADO**

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

## EFEITO ESTABILIZANTE DE ELO DE CORRENTE CONTÍNUA NA OPERAÇÃO DE SISTEMAS DE TRANSMISSÃO EM CORRENTE ALTERNADA

Waldenir Alexandre da Silva Cruz

Abril/2005

Orientador: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Programa: Engenharia Elétrica

Este trabalho desenvolve metodologia de análise e avalia os efeitos dinâmicos associados à operação paralela de um elo de corrente contínua com um sistema de transmissão em corrente alternada, no tocante à característica de estabilidade de regime permanente. As equações que regem o desempenho dinâmico do sistema global não linear são apresentadas e, a partir delas, são obtidas as equações lineares válidas para análise sob pequenas perturbações. Modelagem para os conversores CA/CC e controladores, elo de corrente contínua, sistema de transmissão CA, geradores síncronos, regulador de tensão (RAT) e para os sinais adicionais aplicados ao sistema de excitação (ESP) e controlador de corrente do elo (CCC) é apresentada, sendo dada ênfase ao ajuste destes sinais visando promoção de amortecimento efetivo das oscilações eletromecânicas.

Alguns parâmetros de ajuste dos controladores são definidos a partir da utilização da técnica do lugar das raízes e da verificação dos autovalores de interesse, levando em conta diferentes condições de operação do sistema elétrico global.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

DC LINK STABILIZING EFFECT ON OPERATION OF AN ALTERNATING  
CURRENT TRANSMISSION SYSTEM

Waldenir Alexandre da Silva Cruz

April/2005

Advisor: Sebastião Ércules Melo de Oliveira

Department: Electrical Engineering

This report develops methodology for analysis and avaluation of the dynamic effects related to parallel operation of a DC link and a alternating current transmission system, with respect to power system steady state stability. The equations that describes the global system dynamic behavior are presented and are used for deriving the linear relationships for system analysis under small perturbations. Modeling for the AC/DC converters and controllers, DC link, AC transmission system, synchronous machines, automatic voltage regulator (AVR) and for the additional modulation signals applied to the excitation system (PSS) and to the constant current controller (CCC) is presented, with emphasis being placed to parameter's adjustments, aiming to enhance the damping of the eletromechanical power system oscillations.

Root-locus techniques and eigenvalues evaluation are used for designing lead-lag compensators in the PSS and in the stabilizing signal applied to the constant current controller (CCC), taking into account different power system operating conditions.

# ÍNDICE

<b>1 INTRODUÇÃO.....</b>	<b>1</b>
1.1 - HISTÓRICO.....	1
1.2 - MOTIVAÇÃO.....	3
1.3 - OBJETIVO.....	7
1.4 - ESTRUTURA DO TEXTO.....	8
<b>2 REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA.....</b>	<b>9</b>
<b>3 FUNDAMENTOS TEÓRICOS .....</b>	<b>22</b>
3.1 - SIMULAÇÃO DA DINÂMICA DE UM SISTEMA DE POTÊNCIA.....	22
3.1.1 - <i>Estrutura Analítica do Modelo Matemático</i> .....	22
3.1.2 - <i>Representação do Sistema de Transmissão</i> .....	25
3.1.3 - <i>Acoplamento das Máquinas Sincronas ao Sistema de Transmissão</i> .....	25
3.1.4 - <i>Transformação de Coordenadas</i> .....	26
3.1.5 - <i>Equações de Interface</i> .....	27
3.1.6 - <i>Síntese da Modelagem Global</i> .....	28
3.2 - O ELO DE TRANSMISSÃO EM CORRENTE CONTÍNUA.....	29
3.2.1 - <i>Representação da Linha CC</i> .....	30
3.2.2 - <i>Equações Básicas do Elo CC</i> .....	33
3.2.3 - <i>Modos de Controle do Elo CC</i> .....	35
3.2.3.1 - <i>Características Desejadas para o Sistema de Controle</i> .....	38
3.2.3.2 - <i>Características dos Controladores</i> .....	43
3.3 - ESTABILIDADE A PEQUENAS PERTURBAÇÕES.....	45
3.3.1 - <i>Utilização de Técnicas Lineares na Análise de Oscilações do Sistema Elétrico de Potência</i> .....	48
3.3.2 - <i>Utilização de Resíduos de Função de Transferência para a Escolha das Malhas de Realimentação</i> .....	49
3.3.3 - <i>Influência dos Zeros da Função de Transferência na Escolha de Malhas de Realimentação</i> .....	50
3.3.4 - <i>Sinais Estabilizadores do Sistema Elétrico de Potência</i> .....	51
3.4 - FORMAÇÃO DAS MATRIZES DE ESPAÇO - ESTADO: A, B E C.....	52

<b>4</b>	<b>MODELAGEM UTILIZADA.....</b>	<b>57</b>
4.1-	MODELAGEM DA MÁQUINA SÍNCRONA.....	57
4.2 -	MODELAGEM DO SISTEMA DE EXCITAÇÃO.....	61
4.3 -	MODELAGEM DO SISTEMA DE ESTABILIZAÇÃO SUPLEMENTAR.....	62
4.4 -	MODELAGEM DO CONTROLE DE CORRENTE DO ELO CC. ....	65
4.5 -	MODELAGEM DO SISTEMA DE ESTABILIZAÇÃO SUPLEMENTAR NA MALHA DO CCC.....	67
4.6 -	DADOS UTILIZADOS NA REPRESENTAÇÃO DO SISTEMA ELÉTRICO ESTUDADO.....	67
<b>5</b>	<b>ESTUDOS REALIZADOS.....</b>	<b>70</b>
5.1 -	METODOLOGIA DE ANÁLISE.....	70
5.2 -	SISTEMA SEM ELO DE CORRENTE CONTÍNUA.....	72
5.2.1 -	<i>Efeito do Regulador Automático de Tensão (RAT) na Dinâmica do Sistema</i> .....	72
5.2.2 -	<i>Ajuste do Estabilizador Suplementar de Potência do RAT</i> .....	78
5.3 -	SISTEMA COM UM BIPOLO LIGADO.....	84
5.3.1 -	<i>Efeito do Elo de Corrente Contínua na Dinâmica do Sistema</i> .....	84
5.3.2 -	<i>Efeito do Estabilizador de Sistema de Potência de <math>\Delta\omega</math>, Aplicado ao RAT</i> .....	89
5.3.3 -	<i>Efeito do Estabilizador de Sistema de Potência de <math>\Delta\omega</math>, Aplicado ao CCC</i> .....	92
<b>6</b>	<b>CONCLUSÕES E DESENVOLVIMENTOS FUTUROS .....</b>	<b>96</b>
<b>APÊNDICE A:</b>	<b>AUTOVALORES E AUTOVETORES.....</b>	<b>99</b>
A.1-	<i>Determinação dos autovalores e autovetores</i> .....	99
<b>APÊNDICE B:</b>	<b>RESÍDUO DA FUNÇÃO DE TRANSFERÊNCIA .....</b>	<b>102</b>
B.1-	<i>Cálculo do Resíduo da Função de Transferência</i> .....	102
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>		<b>104</b>

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A$	matriz de estado
$\alpha$	ângulo de atraso de disparo do conversor operando no modo retificador
$\beta$	ângulo de avanço de disparo do conversor operando no modo inversor
$B_r$	número de pontes em série do lado CC do retificador
$B_i$	número de pontes em série do lado CC do inversor
CA	corrente alternada
CC	corrente contínua
CCC	controle de corrente constante
CCAT	corrente contínua em alta tensão
CEPEL	Centro de Pesquisas de Energia Elétrica
CNPE	Conselho Nacional de Política Energética
cos	cosseno
$D$	constante de amortecimento do gerador
$\Delta$	simbologia para indicação de desvio na variável
$\delta$	ângulo de carga do gerador
$\delta$	ângulo de atraso de extinção do retificador
ESCR	relação efetiva de curto-circuito
EMTP	família de programa de transitórios eletromagnéticos
ESP	estabilizador de sistema de potência
$E$	subconjunto do vetor de variáveis de estado
$E'$	tensão atrás da reatância transitória de eixo direto $X'_d$
$E_o$	tensão atrás da reatância síncrona de eixo “q” $X_q$
$E'_d$	componente de eixo direto da tensão $E'$
$E''$	tensão atrás da reatância subtransitória $X''_d$
$E''_d$	componente de eixo direto da tensão $E''$
$E_{fd}$	tensão de campo do gerador

$E'_q$	componente de eixo de quadratura da tensão $E'$
$E''_q$	componente de eixo de quadratura da tensão $E''$
$E_{FF}$	tensão CA fase-fase
$f$	freqüência natural
$f_i$	freqüência do i-ésimo autovalor em Hz
$f_{mcc}$	freqüência do modo do controle de corrente
FF	fase-fase
$\gamma$	ângulo de avanço de disparo do conversor operando no modo inversor
$H$	constante de inércia do rotor do gerador
H	Henry
Hz	Hertz
$I$	corrente de estator do gerador
$I$	vetor de injeções de correntes nodais
$i_C$	corrente na capacitância do modelo T da linha CC
$I_d$	componente de eixo direto da corrente $I$
$I_{di}$	corrente na linha CC, do lado do inversor
$I_{dr}$	corrente na linha CC, do lado do retificador
$I_{dref}, I_{ref}$	corrente de referência do CCC
$I_g$	corrente nos terminais do gerador
$I_I$	corrente no inversor, do lado CA
$I_{inf}$	corrente na transmissão CA, na barra infinita
$I_q$	componente de eixo de quadratura da corrente $I$
$I_r$	corrente no retificador, do lado CA
$I_{ref}$	sinal de referência de controle de corrente do retificador
$I_{s2r}$	corrente máxima de curto FF do lado CA do retificador
$I_{s2i}$	corrente máxima de curto FF do lado CA do inversor
$K$	ganho da função de transferência do regulador automático de tensão

$k_{cr}, k_{ci}$	constantes das equações de potência CC do retificador e do inversor
$K_{RC}$	ganho da função de transferência do CCC
$k_{vr}, k_{vi}$	constantes das equações de tensão CC do retificador e do inversor
$K_w$	ganho do bloco “washout” da função de transferência do ESP
$K_{WC}$	ganho do sinal de modulação de velocidade no CCC
$L_I$	soma da indutância do reator de alisamento do lado do inversor com metade da indutância da linha CC
$L_R$	soma da indutância do reator de alisamento do lado do retificador com metade da indutância da linha CC
$L_{RAI}$	indutância do reator de alisamento do lado do inversor
$L_{RAR}$	indutância do reator de alisamento do lado do retificador
$\lambda$	autovalor
$\lambda_i$	i-ésimo autovalor
$\mu_i$	ângulo de avanço de comutação do conversor operando no modo inversor
$\mu_r$	ângulo de atraso de comutação do conversor operando no modo retificador
$M$	$M = 2H$
NETOMAC	programa de simulação alemão -ver referência [14]
$o$	subscrito indicativo de valor de regime permanente
$P_{ca}$	potência ativa fornecida pelo gerador ao sistema CA
$P_{dr}$	potência ativa consumida pelo retificador
$P_{di}$	potência ativa gerada pelo inversor
$P_e$	potência elétrica
$P_g$	potência elétrica produzida pelo gerador
$P_I$	potência ativa fornecida pelo inversor ao sistema CA
$P_m$	potência mecânica fornecida pela turbina ao gerador

$P_R$	potência ativa consumida pelo retificador
$PSS$	estabilizador de sistema de potência (power system stabilizer)
$\Pi$	matriz de autovetores
$Q_{ca}$	potência reativa fornecida pelo gerador ao sistema CA
$Q_{dr}$	potência reativa consumida pelo retificador
$Q_{di}$	potência reativa consumida pelo inversor
$Q_g$	potência reativa produzida pelo gerador
$Q_I$	potência reativa consumida pelo inversor
$Q_R$	potência reativa consumida pelo retificador
$R_{CR}$	resistência equivalente de comutação do retificador
$R_{RAR}$	resistência do reator de alisamento do lado do retificador
$R_{RAI}$	resistência do reator de alisamento do lado do inversor
$R_I$	soma da resistência do reator de alisamento do lado do inversor com metade da resistência da linha CC
$R_L$	resistência ôhmica da linha CC
$RAT$	regulador automático de tensão
$RLC$	resistência, indutância, capacitância
$R_R$	soma da resistência do reator de alisamento do lado do retificador com metade da resistência da linha CC
$SAT$	efeito da saturação em pu
$\sigma_i$	amortecimento do i-ésimo autovalor
$T$	constante de tempo do amplificador do RAT
$\bar{T}$	matriz de transformação $DQ \Rightarrow dq$
$\bar{T}^{-1}$	matriz de transformação $dq \Rightarrow DQ$
$T_1, T_2$	constantes de tempo do bloco avanço-atraso do RAT
$T_{C1}, T_{C2}$	constantes de tempo do bloco avanço-atraso do CCC
$T'_{do}$	constante de tempo transitória de eixo direto da armadura a circuito aberto

$T_{do}''$	constante de tempo subtransitória de eixo direto da armadura a circuito aberto
$T_i$	tape do transformador do inversor
$T_{qo}'$	constante de tempo transitória de eixo q da armadura a circuito aberto
$T_{qo}''$	constante de tempo subtransitória de eixo q da armadura a circuito aberto
$T_r$	tape do transformador do retificador
$T_w$	constante de tempo do bloco “washout” da função de transferência do ESP aplicado ao sistema de excitação
$T_{w1}, T_{w2}, T_{w3}, T_{w4}$	constantes de tempo dos blocos avanço-atraso do ESP
$T_z$	constante de tempo do bloco “washout” da função de transferência do ESP aplicado ao controle de corrente constante
$T_{z1}, T_{z2}, T_{z3}, T_{z4}$	constantes de tempo dos blocos avanço-atraso do ESP
$u$	vetor de variáveis de entrada
$\Lambda$	matriz de autovalores
$\Lambda_i$	i-ésimo autovalor
$v$	vetor de tensões nodais
$V_C$	tensão no meio da linha CC
VDCOL	limitador de ordem de corrente dependente da tensão
$V_{di}$	tensão na linha CC, no terminal do inversor
$V_{doi}$	tensão contínua ideal em vazio produzida pelo inversor
$V_{dor}$	tensão contínua ideal em vazio produzida pelo retificador
$V_{dr}$	tensão na linha CC, no terminal do retificador
$V_f$	tensão aplicada ao enrolamento de campo do gerador
$V_{inf}$	tensão na barra infinita
$V_{ref}$	sinal de referência de controle de tensão do gerador

$V_{sad}$	sinal adicional gerado pelo ESP aplicado ao sistema de excitação
$V'_{sad}$	sinal adicional gerado pelo ESP aplicado ao sistema de controle de corrente constante
$V_t$	tensão na barra terminal
$V_{td}$	componente de eixo direto da tensão terminal do gerador
$V_{tD}$	componente real da tensão terminal do gerador
$\bar{V}_{tdq}$	vetor de componentes “d” e “q” da tensão terminal
$\bar{V}_{tDQ}$	vetor de componentes “D” e “Q” da tensão terminal
$V_{tq}$	componente de eixo “q” da tensão terminal do gerador
$V_{tQ}$	componente imaginária da tensão terminal do gerador
$\omega_i$	freqüência do i-ésimo autovalor em rd/s
$\omega_r$	velocidade de rotor do gerador
$\omega'_r$	velocidade do rotor do gerador em pu
$\omega_s$	velocidade síncrona
$x$	vetor de variáveis de estado
$x_1, \dots, x_7$	variáveis de estado de alguns controladores
$X_{CR}$	reatância de comutação do sistema CA, do lado retificador
$X_{CI}$	reatância de comutação do sistema CA do lado inversor
$X_d$	reatância síncrona de eixo direto
$X'_d$	reatância transitória de eixo direto
$X''_d$	reatância subtransitória de eixo direto
$X_e$	reatância de dispersão de armadura do gerador
$X_q$	reatância síncrona de eixo de quadratura
$X''_q$	reatância subtransitória de eixo de quadratura
$Y$	matriz admitância nodal
$y$	vetor de variáveis algébricas
$\zeta$	coeficiente de amortecimento

# CAPÍTULO 1

## INTRODUÇÃO

### *1.1 – Histórico*

Uma das principais características da atuação dos elos de transmissão em corrente contínua (CC) e que trabalham, normalmente, no modo corrente constante, é a velocidade de atuação no sentido de controle rápido de grandezas como tensão e potência, permitindo aumento dos limites de estabilidade transitória do sistema CA e, ainda, a possibilidade de ação efetiva para aumento do amortecimento de oscilações eletromecânicas entre máquinas síncronas componentes do sistema elétrico em corrente alternada.

O modo pelo qual este aumento de amortecimento pode ser obtido baseia-se no princípio da modulação de potência transmitida pelo elo CC, de modo a reduzir ou aumentar o fluxo de potência quando da aceleração ou desaceleração de determinadas unidades geradoras do sistema.

A transmissão em corrente alternada (CA) firmou-se como um método econômico, confiável e flexível para a transmissão de energia elétrica desde os menores até os maiores valores de tensão e potência disponíveis. Entretanto, os problemas de controle de tensão e de estabilidade apresentam solução relativamente difícil para a transmissão CA à medida que os valores de potência e a distância de transmissão aumentam. Estes problemas praticamente inexistem para a transmissão em corrente contínua (CC).

Por outro lado, as vantagens acima referidas para a transmissão em corrente contínua precisam ser avaliadas corretamente, considerando sua característica de transmissão ponto a ponto, o que normalmente inviabiliza a utilização da energia ao longo do sistema de transmissão CC. Outra dificuldade diz respeito à ação de proteção contra curtos-circuitos e outras contingências e que leva normalmente à retirada de serviço de,

pelo menos, um dos pólos da transmissão CC ao longo de toda sua extensão. A perda de potência associada ao pólo retirado de serviço pode ser rapidamente minimizada pelo aumento no carregamento dos outros pólos em operação

Uma alternativa mais apropriada e que permite a exploração dos benefícios de ambos os tipos de transmissão referidos é a utilização do sistema híbrido CA/CC em paralelo, de forma a permitir aumento das características de estabilidade transitória (frente a grandes perturbações) e de regime permanente.

Uma solução similar foi adotada no sistema de transmissão de ITAIPU, apesar de que, nesta aplicação, os sistemas de transmissão em corrente contínua e em corrente alternada podem ser considerados independentes, mesmo considerando que a geração de ambos se localizam na mesma Usina. Isto ocorre porque, não há interligação física entre os barramentos da Usina, com a geração brasileira de Itaipu sendo feita a 60 Hz e a transmissão para suprir o Paraguai na frequência de 50 Hz. Os dois sistemas de transmissão CA, em 750 kV, e de transmissão CC, em  $\pm 600$  kV, se interligam em São Paulo, entre as subestações receptoras de Ibiúna e Tijuco Preto. Mesmo com esta configuração e lançando mão da modulação da potência do elo CC, é possível fazer uso de sua rápida controlabilidade no sentido de aumento da estabilidade do sistema de transmissão CA. A adoção prática desta solução fica, entretanto, prejudicada pela necessidade de medidas de controle a serem efetivadas simultaneamente em subestações muito distantes entre si e pela alimentação do sistema do Paraguai.

A alternativa mais viável tecnicamente no sentido de se explorar simultaneamente as potencialidades da transmissão CC e CA é a transmissão híbrida paralela CA/CC e que considera o paralelismo em toda a extensão da transmissão. Neste caso as ações de controle ficam facilitadas, podendo ser efetivadas de forma local.

No presente trabalho este tipo de transmissão foi considerado para estudo da estabilidade de regime permanente. Esta última pode ser analisada a partir das equações linearizadas de desempenho do sistema global não linear e se constitui no escopo do presente trabalho.

## **1.2 – Motivação**

Um dos grandes benefícios associados à instalação de elos de corrente contínua, e bastante conhecido, é a possibilidade de interligação de grandes blocos de energia em diferentes frequências de operação. Os países da América do Sul possuem diferentes frequências, a saber: Brasil, Venezuela, Colômbia, Equador e Peru utilizam a frequência de 60 Hz, enquanto que Argentina, Paraguai, Uruguai, Bolívia e Chile utilizam a frequência de 50 Hz.

Estudos da Comissão de Integração Energética Regional (CIER) evidenciam inúmeras vantagens, financeiras e técnicas, de interligação da matriz energética da América do Sul. Dentre as vantagens financeiras, destacam-se:

- ✓ Aumento da energia firme total;
- ✓ Redução dos requisitos de ponta;
- ✓ Operação mais eficiente;
- ✓ Eventual redução do custo da transmissão nos sistemas a serem interligados;

Estas vantagens têm como fatores propulsores os seguintes aspectos:

- ✓ Existência da diversidade de carga entre países:
  - Diversidade horária;
  - Fusos horários diversos;
  - Características climáticas diferentes;
  - As demandas máximas não ocorrem na mesma hora, mesmo dia, mesmo mês.
- ✓ Existência de diversidade nas incertezas de demanda – um aumento na demanda prevista para um país pode ser compensada pela diminuição da demanda prevista para outro país;
- ✓ Diferença no custo de operação e expansão dos sistemas de geração, o que acarreta uma diminuição dos preços da energia elétrica;
- ✓ Diversidade hidrológica entre as diversas bacias;

- ✓ Diferenças na constituição dos parques geradores (complementaridade hidrelétrica e térmica)

Destacamos ainda como vantagens técnicas da interligação elétrica entre países da América do Sul:

- ✓ Intercâmbio de reservas girantes;
- ✓ Apoio durante emergências;
- ✓ Melhor regulação de frequência;
- ✓ Aumento de confiabilidade;
- ✓ Programação de manutenção mais eficiente;

Em função do exposto, a interligação entre os países da América do Sul é potencialmente atrativa e complexa. Entretanto, existem ainda aspectos desfavoráveis, dentre os quais destacam-se:

- ✓ **Propagação de distúrbios** – No caso da interligação Brasil-Paraguai, houve a necessidade de separação do barramento do lado das máquinas de 50 Hz de Itaipu (segregação de máquinas) para fazer frente à perda do bipolo de corrente contínua (sistema brasileiro), que levaria o sistema paraguaio ao colapso. Entretanto, é oportuno frisar que a operação paralela das transmissões CA e CC de Itaipu foi cogitada pela possível adoção de interligação back-to-back em Itaipu. Esta possibilidade foi descartada, posteriormente.
- ✓ **Estabilidade** – A ocorrência de fenômenos dinâmicos podem acarretar na limitação do intercâmbio, não se verificando, assim, o benefício esperado para a interligação.
- ✓ Aumento dos níveis de curto-circuito;
- ✓ Planejamento mais complexo;
- ✓ Operação mais complexa.

- ✓ **As grandes distâncias envolvidas;**
- ✓ **Sistemas com frequências diferentes;**
- ✓ Dificuldade de uma base de dados do sistema validada e acessível a todos os agentes que permita realizar estudos de desempenho dinâmico e que garanta a transmissão de forma segura.

A integração energética na América Latina permitirá uma redução dos investimentos pelos ganhos de escala, pela otimização da geração hidrelétrica, pela redução da reserva conjunta e dos custos marginais de operação do sistema regional.

No Novo Modelo, recentemente aprovado, tem-se o advento do planejamento energético integrado, através da EPE (Empresa de Planejamento Energético), e que permitirá visualizar o futuro da integração energética no país, a partir de políticas energéticas emanadas do CNPE, com ênfase na nova matriz energética e considerando, também, gás, biomassa e eólica. O conhecimento da existência de grandes reservas de gás na Bolívia, Venezuela, Colômbia e Peru é de conhecimento público.

No contexto dos benefícios e restrições apontadas acima, a utilização dos elos de corrente contínua em paralelo com a transmissão em corrente alternada apresenta algumas características vantajosas e que, portanto, revelam a necessidade de maior entendimento dos efeitos dinâmicos da operação de um elo de corrente contínua na estabilidade dos sistemas de potência.

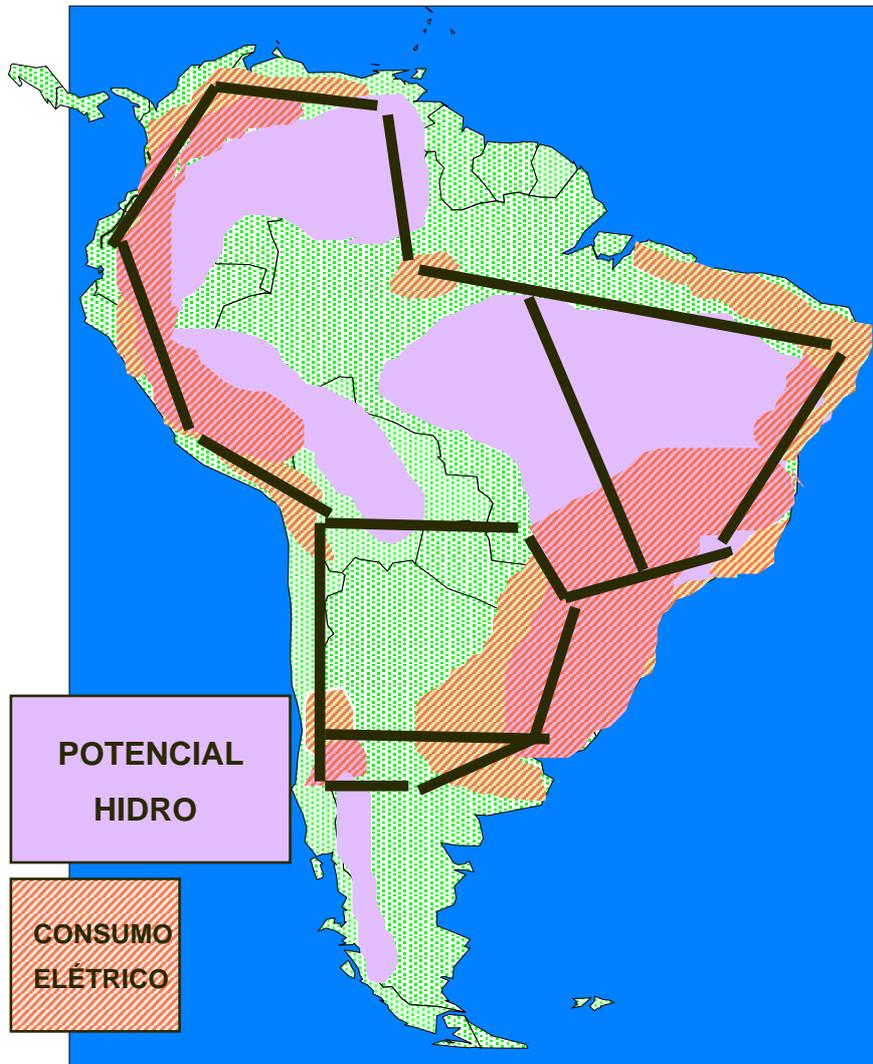


Fig. 1.1 - Principais Interligações no Sistema Elétrico da América do Sul.

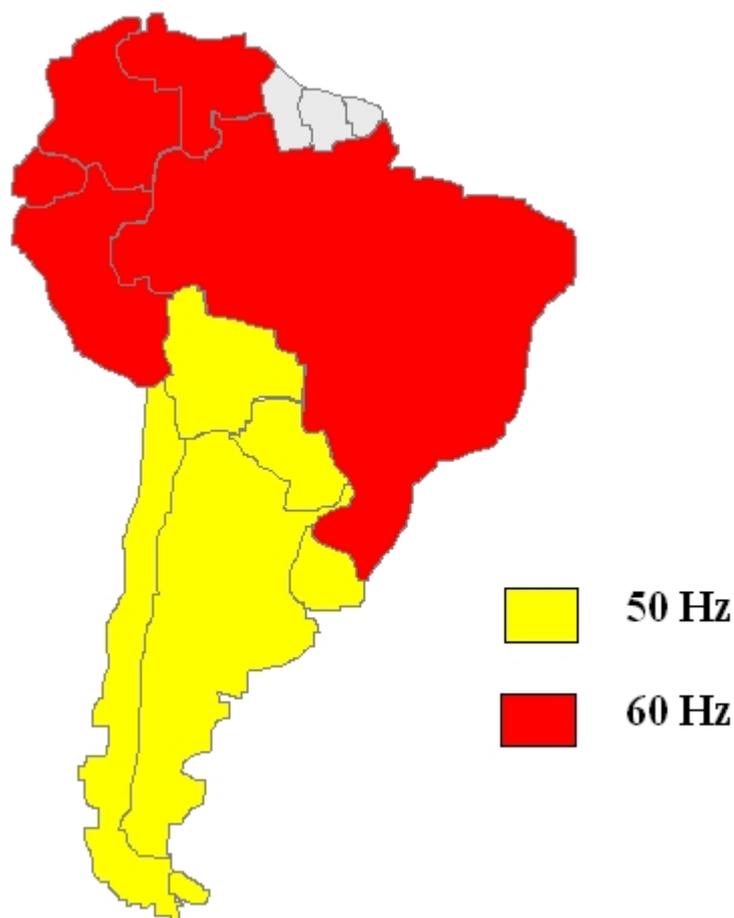


Fig. 1.2 - Frequências Utilizadas nos Países da América do Sul.

### **1.3 – Objetivo:**

No presente trabalho de tese, abordamos fundamentalmente o problema da estabilidade dos sistemas elétricos de potência sob pequenas perturbações, implementando e ajustando o estabilizador de sistema de potência aplicado ao sistema de excitação dos geradores síncronos responsáveis pela geração de potência que transita nos sistemas de transmissão CA / CC, e, ainda, verificando os efeitos da atuação dos controladores do elo de corrente contínua e da própria presença da transmissão paralela em corrente contínua. Através do uso da teoria clássica de controle e com o apoio da técnica do lugar das raízes e da determinação dos autovalores associados à dinâmica de resposta do sistema global, são ajustados os parâmetros dos controladores. Uma configuração base de operação é selecionada, a fim de comparar os efeitos de amortecimento, na hipótese de ausência ou de presença da transmissão em corrente contínua em paralelo com a transmissão em corrente alternada.

#### **1.4 – Estrutura do texto**

O relatório de dissertação foi organizado da seguinte maneira:

O capítulo 1 apresenta aspectos operativos e econômicos a respeito da interligação de grandes blocos de energia, inserindo, neste contexto, o uso de elos de transmissão em corrente contínua.

O capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica, com discussão de ordem geral sobre diferentes efeitos dinâmicos normalmente associados à presença de um elo de transmissão em corrente contínua em paralelo com a transmissão em corrente alternada. Alguns dos artigos analisados dizem respeito mais estreitamente ao assunto abordado na presente tese, enquanto outros apresentam discussão de interesse no aspecto da modelagem utilizada no trabalho.

O capítulo 3 traz a fundamentação teórica necessária para o entendimento e desenvolvimento do presente trabalho de dissertação.

No capítulo 4 são apresentadas informações sobre os modelos utilizados na representação dos elementos que constituem os sistemas CA e CC envolvidos, de fundamental importância para a validação dos estudos apresentados.

No capítulo 5 são apresentados os estudos realizados, a metodologia de análise e resultados obtidos.

O capítulo 6 apresenta as conclusões finais e indica temas para futuros desenvolvimentos.

O apêndice A apresenta os fundamentos para cálculo dos autovalores e autovetores necessário para análise do desempenho dinâmico do sistema com ou sem transmissão CCAT paralela.

O apêndice B apresenta informações sobre o cálculo de resíduos de funções de transferência.

## CAPÍTULO 2

### REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

Os artigos abaixo referidos e listados na bibliografia apresentam diferentes aspectos associados ao desempenho dinâmico dos sistemas de transmissão em corrente contínua operando em paralelo com um sistema de transmissão em corrente alternada.

Em função de oscilações não amortecidas de potência no sistema de potência “Western U.S.”, Cresap et al., na referência [1] apresentam o desenvolvimento de um algoritmo de controle para modulação de pequenas perturbações no sistema “Pacific HVDC Intertie”, confirmando assim a sensibilidade de modulação da potência do elo de CC no controle da estabilização do sistema de transmissão CA. O sinal de controle cogitado para ser aplicado ao regulador de corrente constante do conversor operando como retificador no terminal emissor do elo CC é baseado na taxa de variação de potência na interligação CA. Os resultados dos estudos da simulação são apresentados e mostram que a modulação pode produzir taxas consideráveis de amortecimento. A aplicação deste esforço adicional de amortecimento foi motivada pela ocorrência de oscilações com amortecimento negativo em frequência um pouco acima de 0,3 Hz na interligação referida. A solução inicial prevista foi equipar, por volta de 1971, um número suficiente de unidades geradoras com sinais adicionais estabilizantes (PSS) em seus sistemas de excitação. Alguns anos após a aplicação destes PSS's, exatamente em 1974, as oscilações voltaram a se manifestar na mesma frequência, com amplitude da ordem de 300 MW, e motivaram a aplicação posterior de esforço de amortecimento aplicado ao regulador de controle de corrente constante do elo CC (CCC).

Krause et al. na referência [2] desenvolvem um modelo linearizado de um sistema de potência paralelo CA / CC, de forma que resultados de simulação deste modelo são comparados com resultados obtidos por representação computacional detalhada do sistema. A análise dos autovalores deste modelo linearizado do sistema permite ilustrar a interação

## REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

---

dinâmica entre os controles associados com a máquina (sistema de excitação convencional com modelo IEEE tipo I e estabilizador de sistema de potência com duplo avanço-atraso, cujo sinal de entrada é o desvio de velocidade do rotor do gerador síncrono) e com o sistema de controle CC (regulador de corrente constante CCC e modulação tipo proporcional). A técnica utilizada neste artigo pode ser diretamente incorporada a um programa digital para análise da estabilidade dinâmica ou para estudos de avaliação de segurança de sistemas de potência multimáquinas CA / CC.

Motivados pela ocorrência de falta de amortecimento descrita acima na discussão da referência [1] e que conduziu ao projeto e implementação de modulação aplicada ao controlador de corrente constante do elo CC, mesmo após o projeto e implementação de PSS aplicado a algumas unidades geradoras, Taylor et al. apresentam em [3] a experiência na implementação e operação com um sistema de controle modular de potência no sistema “Pacific HVDC Intertie” para amortecer oscilações em sua interligação CA paralela, como descrito acima. Este sistema melhorou significativamente o amortecimento do sistema de potência “Western” interligado, e que apresentava uma longa história com períodos de amortecimento negativo de suas oscilações eletromecânicas. O sucesso da operação da modulação CC foi um fator fundamental, permitindo um incremento de 2100 MW para 2500 MW na interligação “Pacific AC Intertie”. Este aumento resultou em grande economia e melhorou a qualidade e a conservação de energia.

Em [4], Vovos e Galanos apresentam um método para controle do amortecimento de oscilações de natureza interárea desenvolvidas em uma interligação em corrente alternada em sistema de potência apresentando interligação paralela em corrente contínua. O controle utiliza a característica do elo de corrente contínua de variação rápida de seu fluxo de potência com base na filosofia de operação nos modo de controle simultâneos de potência ativa constante nas linhas de corrente alternada e de consumo constante de potência reativa por parte dos conversores.

O desempenho da estratégia de controle proposta foi verificado através de simulação dinâmica e os resultados obtidos indicam que, nas condições apresentadas no trabalho, a contribuição do elo de corrente contínua paralelo na estabilidade do sistema CA é rápida e

pode ser efetiva mesmo na presença de perturbações de grande amplitude.

Padiyar, Pai et al. [5] apresentam uma abordagem original para o desenvolvimento de um modelo linearizado para a análise da estabilidade de regime permanente de um sistema de potência multimáquinas incluindo o efeito dinâmico de elos de corrente contínua. A modelagem considera a representação detalhada dos geradores e elos CC com seus controladores associados e cargas não lineares dependentes da tensão. Os modelos dos componentes são formulados separadamente e são interligados pelo modelo da rede, diretamente obtidos a partir da formulação da solução do fluxo de potência usando o método de Newton. É considerado um sistema de potência contendo três máquinas e um elo de corrente contínua para ilustrar o procedimento geral e sistemático apresentado no artigo. Os autovalores da matriz de estado deste sistema são determinados e utilizados para análise da estabilidade dos modos de resposta dinâmica do sistema sob pequenas perturbações e para avaliação do efeito dinâmico do sistema de transmissão CC.

Padiyar e Sachchidanand [6] apresentam uma técnica para simulação detalhada do desempenho transitório de sistemas de transmissão CA contendo sistemas HVDC multiterminais com seus controles associados. O artigo utiliza uma nova representação do conversor baseada na análise da teoria dos grafos e que possibilita o desenvolvimento de um modelo eficiente do conversor para todos os seus modos de operação.

Na simulação digital do conversor também é incorporada a representação da dinâmica dos controladores. Tanto o controle de disparo individual quanto o controle de pulsos equidistantes podem ser representados. Os resultados das simulações de algumas contingências para o sistema a dois e três terminais são apresentados visando ilustrar a capacidade do programa desenvolvido.

Bo Zhou [7] analisa a estabilidade no espaço de estados de sistemas HVDC com controle digital, a partir da derivação e linearização das equações que constituem um modelo matemático de um elo de transmissão CCAT. A partir das equações de estado com representação de tempo morto para algumas destas variáveis, relações algébricas entre as

variáveis de estado são estabelecidas para representação dos controles de corrente constante e de ângulo de extinção constante usando metodologia de cálculo da média de um estado. A estabilidade da operação é então avaliada analiticamente para pequenas perturbações. São discutidos os efeitos de vários parâmetros de controle do link CC e do sistema CA na estabilidade do sistema global. O autor conclui que a estabilidade no espaço de estado de sistemas CCAT com controle digital pode ser melhorada a partir da manipulação de técnicas analíticas com base nas equações de estado discretas e no critério de Routh. A metodologia utilizada no trabalho pode ser incluída no conjunto de procedimentos de projeto e operação para definição de faixas de ajuste para alguns dos parâmetros dos sistemas digitais de controle de elos CCAT.

Bhattacharya e Dommel [8] discutem uma nova representação para o controle de margem de comutação do inversor a ser utilizada em simulação digital de transitórios em sistemas HVDC. Destacam ainda que a estrutura dos sistemas de controle HVDC em operação varia amplamente em projeto e implementação, sendo impossível incluir todos os detalhes dos atuais sistemas de controle nos procedimentos de simulação digital. Em adição à modelagem genérica desenvolvida, os autores descrevem a influência do sistema de controle sobre o comportamento transitório da rede CC e da rede CA e propõem, com base em um método recursivo de detecção de faltas, uma nova representação para o controle de margem de comutação do inversor em simulações digitais.

Os autores ressaltam a vantagem da controlabilidade de potência em sistemas CCAT e que, para a realização deste controle, são utilizadas diversas estruturas hierárquicas, com diferentes funções de controle para cada nível. O mais baixo nível de controle é o controle da válvula conversora. A válvula é usualmente representada por uma chave ou por uma baixa resistência secundária nas simulações digitais, sendo este nível de controle modelado simplesmente como uma mudança na posição da chave ou no valor da resistência ôhmica.

O próximo nível de controle imediatamente superior é o chamado Controle de Disparo do Conversor (CFC). Este controle determina o instante de disparo na ordem correta para seis ou doze válvulas, respectivamente em conversores de seis ou doze pulsos.

## REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

---

São utilizados dois esquemas de controle de disparos, conhecidos como controle de fase individual e controle de pulsos equidistantes com controle de fase individual. Com estas duas formas de controle de disparo os autores afirmam que se torna possível um aumento na potência transmitida pelo elo de corrente contínua, durante condições de faltas assimétricas. Ambos os esquemas de controle podem se tornar instáveis quando o elo de corrente contínua é interligado a rede de corrente alternada de baixa relação de curto-circuito (alta impedância interna no sistema). Esta instabilidade, oriunda da malha de realimentação da tensão, pode ser evitada com o uso de um oscilador de tensão controlada, com frequência de oscilação dependente de um erro de controle.

Neste artigo os autores demonstram o uso destes controladores e estudam os distúrbios transitórios usando o programa EMTP (Electromagnetic Transients Program) para um sistema CCAT a dois terminais.

Li Wang e Yuan-Yih na referência [9] apresentam metodologia para melhoria da estabilidade dinâmica de sistemas paralelos CA / CC, baseada no desenvolvimento de esquemas de modulação empregando um controlador proporcional-integral-derivativo (PID) como parte integrante de um estabilizador de sistema de potência (ESP) e um outro controlador PID no regulador de corrente constante (RCC). O objetivo central de tais controladores é a promoção de maior amortecimento do modo eletromecânico do sistema. Os parâmetros propostos para os controladores PID são determinados usando a teoria de controle modal. Os autovalores são analisados sob diversas condições de operação e comparados os efeitos dos amortecimentos produzidos pelos dois diferentes esquemas de controle em sistemas de potência CA / CC paralelos. Para demonstrar a efetividade das ações propostas e confirmar o efeito da ação rápida inerente aos controles dos conversores e do elo CC, simulações com modelagem não linear para grandes perturbações são apresentadas.

Os resultados das simulações digitais indicam que alguns sinais, tais como o desvio da velocidade do gerador e a variação de potência na interligação CA, podem ser utilizados

como sinais adicionais para o amortecimento do modo eletromecânico.

Dois aspectos importantes são considerados no trabalho desenvolvido: o primeiro, que o controlador PID requer somente um sinal de entrada que, no trabalho em questão, é o desvio de velocidade do gerador. O outro aspecto de fundamental importância é a possibilidade de uso local dos controladores acima referidos, evitando desta forma, os problemas inerentes aos links de comunicação. A preocupação dos autores é centrada na ação de tais controladores sobre o comportamento dos modos eletromecânico e da excitatriz.

Os autores analisam o desçoamento dos modos referidos sob diferentes condições, na ausência ou presença do sistema de transmissão paralela em corrente contínua.

Em [10] os autores derivam modelo matemático para representação de uma ponte conversora de 6 (seis) pulsos para utilização em estudos de estabilidade sob pequenas perturbações, enfatizando a necessidade de descrição da natureza discreta da operação dos conversores para maior fidelidade dos resultados de simulação. Um modelo linearizado no espaço de estados para um sistema conversor simples é desenvolvido a partir das relações entre os desvios das grandezas pertinentes e da identificação das interligações entre os diferentes subsistemas. O modelo proposto é validado através da análise de estabilidade de um sistema conversor simples, no qual o domínio de estabilidade dos parâmetros de controle é determinado pela análise dos autovalores.

Os autores concluem que a abordagem aplicada é efetiva e ainda genérica o suficiente para considerar qualquer grau de detalhamento nos subsistemas individuais. O modelo é bem adaptado para o projeto de um controlador de elo CC e pode incorporar qualquer tipo de controlador, sem muitas modificações.

Arabi, Rogers et al. [11] desenvolveram um programa computacional para estudar os efeitos dos controladores de elos CC e de compensadores estáticos de reativo (CER) na melhoria da estabilidade dos sistemas de potência frente a pequenas perturbações. O artigo

## REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

---

apresenta modelos matemáticos para representação dos elos de corrente contínua e dos compensadores estáticos e que são válidos para utilização em programas de simulação no tempo, tanto para pequenas perturbações quanto no contexto de grandes excursões nas variáveis.

Alguns exemplos são estudados e mostradas as capacidades e aplicações dos modelos de elo CC e de compensadores estáticos (CER) frente a pequenas perturbações. Os autores registram que os resultados de simulação no tempo em condições de pequenas perturbações podem revelar amortecimentos superiores ou inferiores aos apresentados pelos programas de cálculo de autovalores, dependendo da extensão da severidade das perturbações. Os programas de autovalores fazem uso da modelagem linearizada das equações gerais do sistema dinâmico. Os resultados de cálculo de autovalores indicados no artigo apresentaram coincidência com os modos de resposta obtidos pela análise harmônica dos resultados de simulação no tempo.

Davies em [12] explora o conceito de índice de sensibilidade de controle para a análise de estabilidade de um sistema CCAT conectado a um sistema CA fraco. O índice apresentado no trabalho pode ser definido para um modo de controle particular como a relação entre a variação da grandeza controlada e a variável de controle. O índice é calculado com base nas equações de espaço-estado do sistema CC / CA e produz uma informação valiosa sobre a estabilidade do sistema, útil para o projeto dos controladores.

Pela escolha apropriada de ambas as variáveis controlada e de controle, uma mudança de sinal no índice pode indicar uma forma de instabilidade do sistema dinâmico. O índice apresenta, também, um importante papel na definição dos ganhos não lineares. Alguns resultados teóricos derivados do cálculo destes índices são verificados no artigo e comparados com aqueles obtidos através de simulação detalhada dos transitórios eletromagnéticos de um sistema baseado no primeiro sistema CCAT Benchmark do CIGRÉ.

Por fim os autores concluem que o controle da tensão no inversor e o controle de

corrente constante do retificador é o modo de controle do elo de corrente contínua mais estável, em se tratando de sistemas CA fracos.

Nayak, Chapman, et al. em [13] apresentam também outro índice de sensibilidade de controle (CSI) para a análise da estabilidade de conversores CCAT conectados a sistemas elétricos CA fracos. O índice de sensibilidade de controle, para um modo de controle particular, pode ser definido como a relação entre as variações incrementais de quaisquer duas variáveis relevantes para descrever o desempenho do sistema global CA / CC. O índice provém de informações validadas nas simulações de estabilidade do sistema e, diferentemente de outros índices, permite auxiliar no projeto do controlador. Este índice também tem um importante papel na definição dos ganhos não-lineares do controlador. O artigo oferece uma formulação generalizada do CSI e demonstra sua aplicação através de análise para três modos de controle de um sistema de transmissão CCAT. As conclusões tiradas a partir da análise são confirmadas por detalhada simulação de transitórios eletromagnéticos de sistemas paralelos CA / CC. Os autores concluem que o CSI pode ser usado para apoio ao desenvolvimento de um modelo de controlador para o inversor em sistemas CA fracos. Resultados apresentados no trabalho confirmam que o modo de controle de tensão é mais estável que o modo de controle de  $\gamma$ .

Lehn, Rittiger, et al. na referência [14] investigam as capacidades e limitações dos programas EMTP e NETOMAC aplicados à simulação do desempenho dinâmico de sistemas CCAT. A diferença fundamental entre os dois programas e seus efeitos nos resultados da simulação são descritos, o programa EMTP considerando apenas a representação trifásica CA da rede e dos conversores enquanto o programa NETOMAC, além da representação trifásica, permitindo ainda uma representação monofásica avançada do processo de conversão CA/CC. A consistência dos resultados obtidos a partir destes programas é examinada através de simulações de desempenho de um sistema teste CCAT.

Em [15] apresenta-se um novo método de controle em malha fechada da operação dos conversores CCAT e que usa informação localmente disponível em cada estação conversora, combinando e coordenando possibilidades de controle com o objetivo de

## REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

---

melhorar o comportamento dinâmico durante faltas e variações em torno do ponto de operação do sistema CA/CC. O efeito de alterações nos níveis de ajuste da ordem de corrente associados com a operação do limitador de ordem de corrente dependente da tensão (VDCOL) é discutido considerando ambas a estrutura convencional do VDCOL e uma segunda estrutura associada ao novo método de controle proposto. Para isto, o desempenho dinâmico de um sistema CA/CC é analisado em condições de recuperação do elo após a ocorrência de faltas e perturbações em torno do ponto de operação considerado.

Jovcic, Pahalawaththa, et al. em [16] apresentam o efeito da presença de um elo CC sobre o desempenho dinâmico de um sistema CA paralelo frente a pequenas perturbações, considerando as estratégias mais utilizadas no controle do inversor de um sistema CCAT. A análise é realizada com apoio no cálculo dos autovalores e na utilização da técnica do lugar das raízes para verificação do efeito dinâmico dos vários métodos de controle do inversor na estabilidade do sistema global. O posicionamento dos zeros da função de transferência foi usado como primeira ferramenta de análise. Os resultados apresentados indicam que o controle da corrente reativa foi o que trouxe melhores resultados. Exceto para o controle da corrente reativa, todos os sinais de controle considerados são susceptíveis a instabilidade na mesma frequência natural, o que é revelado pela localização dos zeros no semi-plano da direita. Estes zeros instáveis irão limitar o ganho máximo do controle. O artigo ainda analisa o efeito da localização dos autovalores e o seu movimento provocados pela redução na capacidade de transmissão do sistema CA. Os resultados apresentados indicam que o controle da corrente reativa e da tensão CC é o melhor método de controle para um sistema CCAT conectado a um fraco sistema CA. Os autores concluem ainda que o critério usado convencionalmente para análise de realimentação de controle dos conversores de um elo CCAT, baseado nas curvas de operação estáticas, pode não oferecer conclusões precisas para uma faixa ampla de frequência. É mostrado ainda que a realimentação de controle para tensão CC constante pode causar problemas de instabilidade em torno do 1º harmônico. O controle de corrente CC constante pode ser usado para aumentar a robustez do sistema frente à instabilidade do 2º harmônico.

Jovcic, Pahalawaththa et al. na referência [17] apresentam um novo modelo analítico

para representação dinâmica de sistemas CA / CC. O modelo compreende três subsistemas: Sistema de Corrente Alternada (CAAT), Phase Locked Loop (PLL), sistema de disparo igualmente espaçados, e o Sistema de Corrente Contínua (CCAT). O modelo é estruturado de modo a possibilitar a análise de pequenos sinais nas interações entre os sistemas CA e CC e os possíveis problemas surgidos destas interações. O modelo usado como sistema teste é do “CIGRÉ HVDC Benchmark”. O desempenho do modelo é verificado com o apoio de simulações nos programas PSCAD / EMTDC, mostrando boa resposta para todas as variáveis dos sistemas CA e CC. Como um exemplo de aplicação deste modelo, o efeito dinâmico do controle PLL na estabilidade do sistema é verificado, oferecendo indicações importantes para ajuste do ganho deste controle.

Jovic, Pahalawaththa et al. em [18] apresentam uma nova estratégia de controle para o conversor operando no modo inversor ligado a sistemas de transmissão CAAT muito fracos. Um novo algoritmo de controle é desenvolvido de forma a permitir aumento na característica de estabilidade de operação do sistema de corrente contínua nas condições acima referidas. A análise é realizada com o apoio da técnica de lugar das raízes para um modelo analítico detalhado do sistema elétrico incluindo compensação reativa e filtros de harmônicos no lado de corrente alternada. Os autovalores representativos da dinâmica do sistema global são determinados e é mostrado que eles são grandemente afetados pela redução da robustez do sistema CA conectado ao inversor. O sinal de realimentação para o novo controlador é selecionado considerando as possibilidades de movimento maior dos autovalores no plano complexo. O controlador é ajustado com a colocação de um filtro de segunda ordem na malha de realimentação. Como a robustez do sistema com respeito a relação de curto-circuito do sistema CA altera o principal objetivo do controlador, a teoria de controle de  $H_\infty$  é usada para o projeto do controlador. Dois casos foram estudados; no primeiro o controlador é projetado para melhorar a estabilidade de um sistema CA suscetível a grandes variações e no segundo o controlador é projetado para possibilitar a conexão do sistema CCAT a sistemas CA fracos (relação de curto-circuito considerada igual a um). Os resultados da simulação com o programa PSCAD / EMTDC confirmam que o controlador satisfaz o objetivo.

## REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

---

Lee Hau e Andersson [19] indicam que a prática nos estudos elétricos é assumir a condição quase-estática para determinar a estabilidade de potência em sistemas CCAT. Em particular, o uso de fontes de tensão Thevenin CA constantes para a simulação tem se tornado um fato comum nas simulações. Este trabalho apresenta uma abordagem dinâmica para avaliação dos limites de estabilidade dos sistemas de transmissão CCAT. Com base nesta abordagem, o impacto da modelagem do sistema dinâmico nos limites de estabilidade referidos é examinado. Conseqüentemente, isto permite estabelecer um referencial para verificar se a consideração de condição quase-estática assumida pode ser justificada. Os impactos qualitativo e quantitativo da dinâmica do sistema e dos parâmetros associados sobre a curva de potência máxima nas considerações quase-estáticas são mostradas. Estas curvas são também indicadas a partir de simulações dinâmicas no domínio do tempo e da análise matemática, de forma que se verifica estreita correspondência entre os resultados obtidos.

A análise de estabilidade frente a pequenas perturbações é feita geralmente ou no domínio do tempo ou no domínio da variável complexa de Laplace com base na determinação dos autovalores. Zheng [20] propõe uma nova abordagem para este tipo de problema no domínio do tempo, incluindo na análise as oscilações de baixa frequência e as oscilações subsíncronas. A característica do método de análise dos autovalores para pequenas perturbações é revista e comparada com o método dos coeficientes de conjugado complexo. Este método tem seu ponto forte quando usado para analisar os problemas de oscilações subsíncronas causadas por sistemas CCAT ou por sistemas flexíveis de transmissão em corrente alternada (FACTS).

Osauskas e Wood [21] detalham o desenvolvimento de um modelo de estados linear contínuo no tempo para descrição da dinâmica para pequenas perturbações de um sistema de transmissão CCAT. A dinâmica na faixa de frequência de 2 a 200 Hz no lado CC é de interesse para a identificação de possíveis problemas de estabilidade e para o projeto dos controles mais rápidos aplicados aos conversores. Os autores concluem que a modelagem estruturada em subsistemas tem sido utilizada na representação dinâmica para pequenas perturbações em sistemas CCAT e dispositivos FACTS. A abordagem envolve a divisão do

## REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

---

sistema em um número pequeno de subsistemas, a representação de cada subsistema usando modelos lineares de estado e a interligação dos subsistemas.

A aplicação da técnica referida de análise aplicada a um sistema de transmissão CCAT monopolar mostra que a aplicação do modelo para pequenas perturbações pode ser precisa e trazer benefício para a análise da dinâmica do sistema global. Os autores afirmam que os modelos de sistema CCAT têm sido usados com frequência na investigação das variações no comportamento dinâmico dos sistemas de potência provocadas por alterações dos parâmetros do sistema CA, do sistema CC e do ponto de operação dos conversores e que podem também ser utilizados na investigar das interações entre os controles de sistemas CCAT e de sistemas FACTS.

Liu e Xu [22] apresentam um método de ajuste dos parâmetros de um controlador para modulação aplicada a sistemas CCAT, de forma que, inicialmente, a estabilidade frente a pequenas perturbações de um sistema de potência CA/CC é analisada usando o método de sinal de teste. Em seguida, a relação entre as variações do fluxo de potência ativa na interligação paralela em CA e as variações no sinal de corrente de referência do controlador de corrente constante (CCC) são estabelecidas para uma varredura em frequência neste último sinal. Em outras palavras, a função de transferência em malha aberta entre o sinal de referência de corrente do regulador de corrente constante do sistema CCAT e o fluxo de potência ativa da interligação CA em paralelo é identificada usando a técnica de decomposição de Fourier e pelo ajuste da curva de simulação no domínio do tempo com o uso de programas de transitórios eletromecânicos. Finalmente os parâmetros dos controladores foram projetados com base no método do lugar das raízes da teoria clássica de controles. Os resultados da simulação mostram que o método de ajuste dos parâmetros proposto é efetivo e conveniente e que pode ser usado no estudo da dinâmica dos sistemas de potência CA/CC.

Padiyar e Geetha [23] estudam o fenômeno de interação torsional em sistemas CCAT multiterminais a partir da modelagem do sistema dinâmico global CA/CC frente a pequenas perturbações. Os turbo geradores podem estar sujeitos a amortecimento negativo nas

## REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

---

freqüências subsíncronas causadas pelas interações entre o gerador e a rede externa. A interação torsional referida pode resultar no efeito conhecido como ressonância subsíncrona e é do conhecimento geral que a compensação série aplicada a sistemas longos de transmissão CA pode ser vista como a causa principal do problema. Posteriormente, também verificou-se que os controles aplicados aos conversores dos sistemas CCAT também podem causar interações torsionais desfavoráveis. A primeira experiência de semelhante interação ocorreu na instalação conhecida como “Square Butte”.

Pode existir uma necessidade de analisar este fenômeno para o bom projeto e ajuste dos sistemas CCAT. A análise pode ser realizada a partir do cálculo da componente de amortecimento do conjugado elétrico complexo (no domínio da freqüência) ou feita com base no cálculo de autovalores do modelo linearizado no espaço de estados. Enquanto é possível avaliar os efeitos da interação torsional a partir dos resultados de simulação, o método analítico de análise de estabilidade frente a pequenas perturbações pode fornecer visão clara da natureza do problema e de suas soluções. No artigo, um modelo matemático de análise de estabilidade frente a pequenas perturbações é desenvolvido e utilizado para o estudo das interações torsionais em sistemas CCAT. A formulação é geral e suficiente para incluir sistemas CC multiterminais. O estudo do caso de dois terminais e três sistemas terminais é apresentado para ilustrar o efeito de variações no ganho do controlador do conversor sobre o amortecimento das oscilações subsíncronas.

## CAPÍTULO 3

### FUNDAMENTOS TEÓRICOS

Este capítulo é dedicado à apresentação dos conceitos básicos e da formulação matemática necessários ao entendimento do presente trabalho. São também apresentadas informações sobre a modelagem do sistema de transmissão em corrente alternada, sobre a modelagem do sistema de transmissão em corrente contínua e sobre o processo de interação entre os sistemas CA e CC através da ação dos controles de corrente constante e dos ângulos mínimos de disparo e extinção dos conversores. Os procedimentos para transformação do referencial da máquina para o referencial da rede elétrica e vice-versa e para a formação das matrizes necessárias para descrever as equações de desempenho dinâmico no espaço de estados são também descritos.

#### ***3.1 - Simulação da Dinâmica de um Sistema de Potência:***

##### ***3.1.1 - Estrutura Analítica do Modelo Matemático:***

A formulação matemática do problema da estabilidade transitória de sistemas elétricos de potência conta com as seguintes características:

- ✓ existência de uma grande diversidade de modelos com diferentes níveis de complexidade;
- ✓ possibilidade de utilização de modelos aceitáveis para os vários tipos de estudos com o mínimo grau de complexidade;
- ✓ é um problema algébrico-diferencial de valor inicial;
- ✓ possibilidade de descontinuidades nas variáveis algébricas que descrevem a rede elétrica, resultantes de defeitos e chaveamentos em linhas de transmissão;
- ✓ imposição de limites na excursão das variáveis de estado e algébricas devido à ação de alguns dispositivos de controle automático.

Genericamente, as equações que descrevem o comportamento dinâmico de um sistema elétrico de potência têm uma formulação bem definida e apresentam forma comum a diversos modelos. Estas equações constituem um conjunto de equações diferenciais ordinárias não-lineares, associadas aos rotores das máquinas síncronas e seus controladores, e um conjunto de equações algébricas não-lineares, associadas à rede de transmissão, estatores das máquinas síncronas (geradores), elos de corrente contínua e cargas representadas por modelos estáticos. Elas podem ser expressas genericamente na forma seguinte:

$$\dot{x} = f(x, y) \tag{3.1.1.1}$$

$$0 = g(x, y) \tag{3.1.1.2}$$

onde:  $f$  : função vetorial que define as equações diferenciais;  
 $g$  : função vetorial que define as equações algébricas;  
 $x$  : vetor das variáveis de estado;  
 $y$  : vetor de variáveis das equações algébricas.

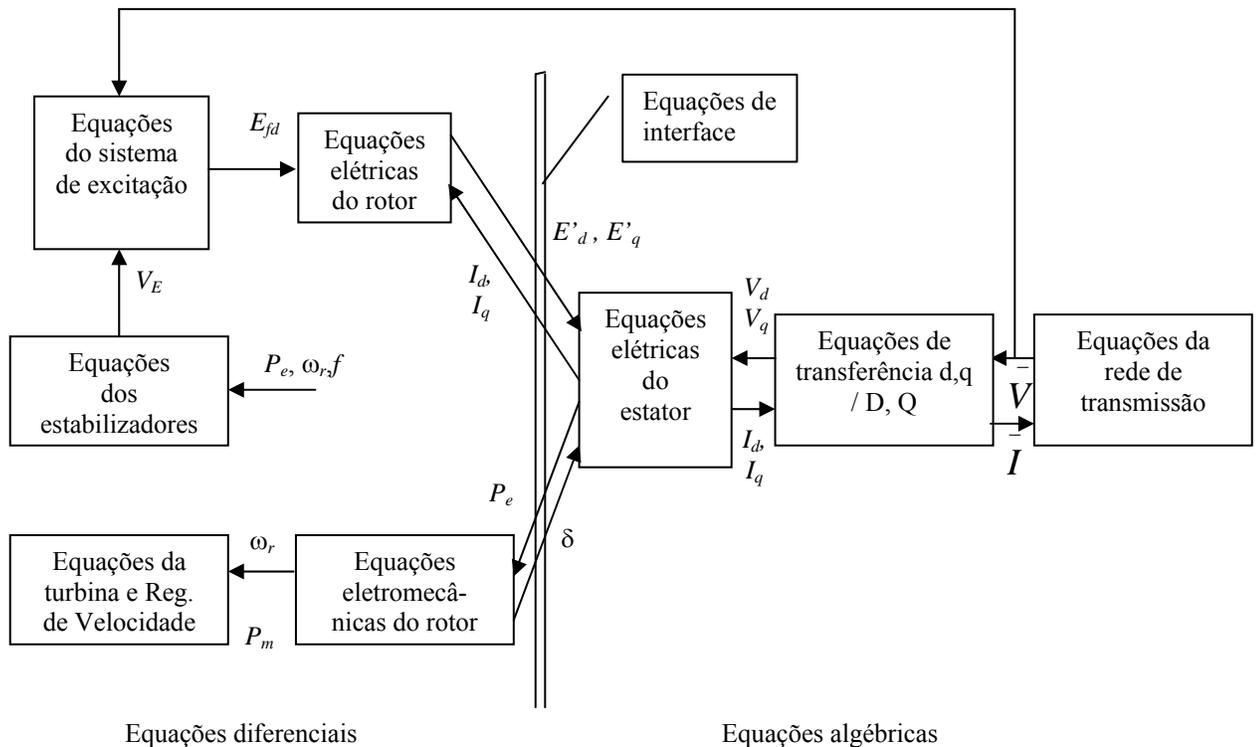


Fig. 3.1 - Estrutura usual das equações envolvidas no modelo matemático para estudos de estabilidade.

A Figura 3.1 acima apresenta a estrutura típica do modelo matemático global para estudos de estabilidade, a partir do detalhamento das equações associadas a uma única máquina síncrona, representando-se somente os efeitos transitórios por razões de simplicidade.

As variáveis que aparecem na Figura 3.1 têm o seguinte significado:

$P_m$  : potência mecânica fornecida pela turbina ao gerador;

$\omega_r$  : velocidade angular do rotor do gerador;

$V_E$  : tensão na saída do estabilizador;

$P_e$  : potência elétrica;

$\delta$  : posição angular do rotor em relação a uma referência síncrona;

$E_{fd}$  : tensão na saída do sistema de excitação aplicada ao enrolamento de campo do gerador;

$V_d, V_q$  : componentes de eixo direto e quadratura da tensão terminal do gerador;

$E'_d, E'_q$  : componentes de eixo direto e quadratura da tensão transitória interna do gerador;

$I_d, I_q$  : componentes de eixo direto e quadratura da corrente de estator do gerador;

$\bar{I}$  : corrente complexa de estator do gerador;

$\bar{V}$  : tensão complexa terminal do gerador.

As variáveis que aparecem tanto nas equações diferenciais como nas equações algébricas, são denominadas variáveis de interface e assim definidas:

$y$  : subconjunto do vetor de variáveis algébricas que aparecem nas equações diferenciais ( $I_d, I_q, P_e, V$ );

$E$  : subconjunto do vetor de variáveis de estado que aparecem nas equações algébricas ( $E'_d, E'_q, \delta$ ).

**3.1.2 - Representação do Sistema de Transmissão:**

O sistema de transmissão é descrito com o apoio da matriz de admitância nodal na formulação de injeções de correntes, conforme a equação abaixo:

$$I(E,V) = Y \cdot V \quad (3.1.2.1)$$

onde:

$I$  : vetor de injeções de correntes nodais;

$Y$  : matriz admitância nodal;

$V$  : vetor de tensões nodais;

$E$  : subvetor de variáveis de estado formado por  $E'_d$ ,  $E'_q$  e  $\delta$ , quando os efeitos subtransitórios são desprezados, ou por  $E''_d$ ,  $E''_q$  e  $\delta$  quando os referidos efeitos são considerados.

**3.1.3 - Acoplamento das Máquinas Síncronas ao Sistema de Transmissão:**

As equações utilizadas na modelagem de máquinas síncronas contêm normalmente grandezas referidas ao enrolamento de estator e expressas no referencial  $d-q$ . Por outro lado, as grandezas que definem o desempenho do sistema de transmissão CA são, em sua forma original, estabelecidas no referencial de representação complexa (real e imaginário) do fasor tensão de uma das barras deste sistema de referência. Quando os geradores e o sistema elétrico são considerados em operação de regime permanente, ambos os sistemas de referência giram a velocidade síncrona, porém, com defasagem de um determinado ângulo  $\delta$ . Portanto, para realizar o acoplamento das equações da máquina síncrona com as equações da rede de transmissão, é necessário definir um sistema de equações adicionais que representa uma transformação de coordenadas por rotação de eixos.

**3.1.4 - Transformação de Coordenadas:**

As equações que descrevem a transformação de coordenadas por rotação de eixos são obtidas, para o caso de tensões, conforme ilustra a Figura 3.2.

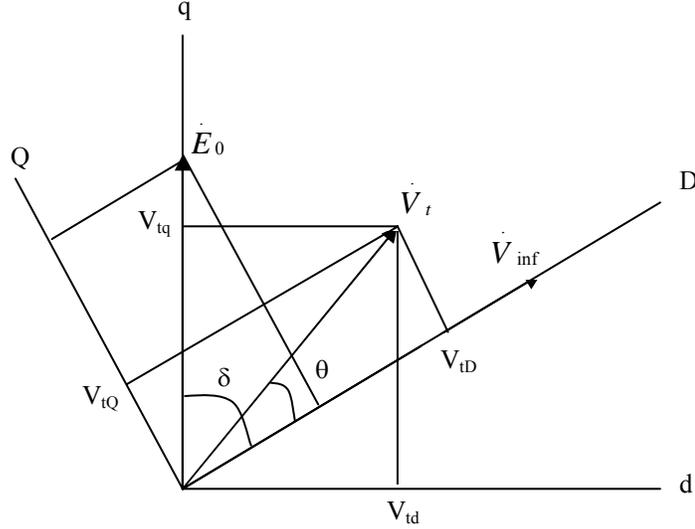


Fig. 3.2 - Diagrama fasorial composto para visualização das transformações de coordenadas  $d-q \rightarrow D-Q$  e vice-versa.

Para qualquer tensão ou corrente com ângulo de fase  $\theta$  em relação ao referencial da rede  $DQ$  (por exemplo a tensão terminal) podemos escrever:

$$\begin{aligned} \dot{V}_t &= V_{tD} + jV_{tQ} = V_{tD} \angle 0^\circ + V_{tQ} \angle 90^\circ = V_{tD} \angle (\delta - 90^\circ) + V_{tQ} \angle \delta \\ &= V_{tD} \cdot \sin \delta - jV_{tD} \cdot \cos \delta + V_{tQ} \cos \delta + jV_{tQ} \cdot \sin \delta \end{aligned} \quad (3.1.4.1)$$

Portanto, pela inspeção de (3.1.4.1), podemos escrever as seguintes relações entre o vetor de componentes  $DQ$  da tensão terminal e o vetor de componentes  $dq$  da mesma tensão:

$$\bar{V}_{tDQ} = \begin{bmatrix} V_{tD} \\ V_{tQ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sin \delta & \cos \delta \\ -\cos \delta & \sin \delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{td} \\ V_{tq} \end{bmatrix} = \tilde{T} \cdot \bar{V}_{tdq} \quad (3.1.4.2)$$

Portanto, a matriz de transformação  $dq \Rightarrow DQ$  para um vetor representativo de qualquer fasor tensão ou corrente é dada por:

$$\tilde{T} = \begin{bmatrix} \sin \delta & \cos \delta \\ -\cos \delta & \sin \delta \end{bmatrix} \quad (3.1.4.3)$$

Para transformação  $DQ \Rightarrow dq$ , utilizamos a matriz inversa de  $\tilde{T}$ , ou seja  $\tilde{T}^{-1}$ , onde:

$$\tilde{T}^{-1} = \begin{bmatrix} \sin \delta & -\cos \delta \\ \cos \delta & \sin \delta \end{bmatrix} \quad (3.1.4.4)$$

### **3.1.5 - Equações de Interface:**

Na modelagem matemática apresentada até então, as equações de tensão e corrente para a rede de transmissão e para os estatores das máquinas síncronas são representadas, de forma compacta, pela equação matricial (3.1.2.1), segundo um sistema de referência complexo (real e imaginário).

Por outro lado, as equações diferenciais que descrevem a relação entre as grandezas de rotor das máquinas síncronas utilizam variáveis de Park, definidas em relação ao sistema de referência  $d - q$ . Há, portanto, a necessidade de se realizar uma compatibilização destes dois sistemas de referência para as equações associadas às grandezas de rotor, à semelhança do que foi feito para as equações de relação entre as grandezas do estator. Neste sentido, deve-se estabelecer uma relação entre a tensão  $V$  terminal de um determinado gerador e suas componentes  $I_d$  e  $I_q$  de corrente, além de uma expressão para a potência elétrica,  $P_e$ . Esta relação é obtida aplicando-se a transformação de coordenadas  $d-q \rightarrow D - Q$  às variáveis  $V_d$  e  $V_q$  das equações do estator. Assim, as equações resultantes para  $I_d$ ,  $I_q$  e  $P_e$  são conhecidas como equações de interface, e dadas por:

$$\begin{cases} I_d = \frac{(-E'_q + V_r \cos \delta + V_m \operatorname{sen} \delta)}{x'_d} \\ I_q = \frac{(E'_d + V_r \operatorname{sen} \delta - V_m \cos \delta)}{x'_q} \\ P_e = E'_d I_d + E'_q I_q - (x'_q - x'_d) I_d I_q \end{cases} \quad (3.1.5.1)$$

### 3.1.6 - Síntese da Modelagem Global:

A partir dos aspectos complementares de modelagem apresentados, as equações gerais de desempenho dinâmico expressas por (3.1.1.1) e (3.1.1.2) podem ser rescritas, após linearizadas, na forma seguinte:

$$\dot{x} = A \cdot x + B \cdot u \quad (3.1.6.1)$$

$$I(E, V) = Y \cdot V \quad (3.1.6.2)$$

$$y = C \cdot x + D \cdot u \quad (3.1.6.3)$$

onde:

$A$  : matriz quadrada e esparsa;

$B, C, D$  : matrizes retangulares e esparsas;

$x$  : vetor de variáveis de estado associadas às máquinas elétricas e a dinâmica de seus controladores;

$y$  : vetor de variáveis algébricas que aparecem nas equações diferenciais.

$u$  : vetor de variáveis de entrada

Todos os efeitos não lineares, como por exemplo a saturação magnética presente no modelo dos geradores síncronos, podem ser considerados, de forma que os termos das matrizes  $A$  e  $B$  relativos aos efeitos não lineares assumem valores constantes no ponto de operação considerado. Estes valores são associados à linearização aplicada válida quando

as grandezas pertinentes experimentam pequenas variações.

A equação (3.1.6.2) representa a descrição nodal da rede elétrica, onde:

$Y$  : matriz admitância nodal, esparsa, complexa e simétrica;

$I$  : vetor de injeções de correntes nodais complexas associadas às cargas e aos estatores das máquinas síncronas;

$V$  : vetor de tensões nodais complexas;

$E$  : subvetor de  $x$ , constituído das variáveis de estado necessárias para o cálculo das injeções de correntes dos estatores das máquinas síncronas.

A equação (3.1.6.3) serve exclusivamente como interface para o cálculo dos componentes do vetor  $y$ . Ela é obtida a partir da linearização da equação 3.1.1.2

### **3.2 – O Elo de Transmissão em Corrente Contínua:**

O sistema de transmissão CA / CC paralelo estudado é composto por duas linhas de transmissão CA e um bipolo conectando eletricamente duas estações conversoras CA / CC. O referido sistema interliga a geração no ponto emissor à barra infinita no extremo receptor.

O modelo dos conversores operando nos modos retificador e inversor compreende não só o próprio arranjo de pontes de 6 (seis) pulsos que formam o próprio conversor, como também o transformador do conversor, o reator de alisamento da linha CC e, ainda, os filtros de harmônicos. Em razão da contribuição reconhecida dos filtros de harmônicos para a alimentação de potência reativa exigida pelos conversores e pela rede de transmissão CA, o que se constitui em auxílio às necessidades de potência reativa exigidas das unidades geradoras, a figura 3.3 inclui, simbolicamente e explicitamente, através dos circuitos RLC indicados, os filtros de harmônicos associados ao conversor operando no modo retificador. Os filtros de harmônicos do lado do conversor operando no modo inversor não são indicados e nem representados na barra infinita já que esta pode se responsabilizar integralmente por qualquer amplitude líquida verificada no fluxo de potência reativa.

Além da representação das unidades geradoras operando em paralelo por um gerador síncrono equivalente e das representações dos conversores referidos, do elo de corrente contínua e do sistema de transmissão CA, é necessário ainda, para mais detalhamento da representação dinâmica do sistema global, incluir o efeito da dinâmica de controle de excitação dos geradores (RAT), o efeito reconhecido do estabilizador de sistema de potência (ESP) sobre o amortecimento das oscilações de natureza eletromecânica e o efeito das dinâmicas de controle de corrente do elo de corrente contínua (CCC) e de controle dos ângulos de disparo e de extinção associados aos conversores do elo de corrente contínua.

Toda a modelagem do sistema dinâmico referido será apresentada no capítulo 4.

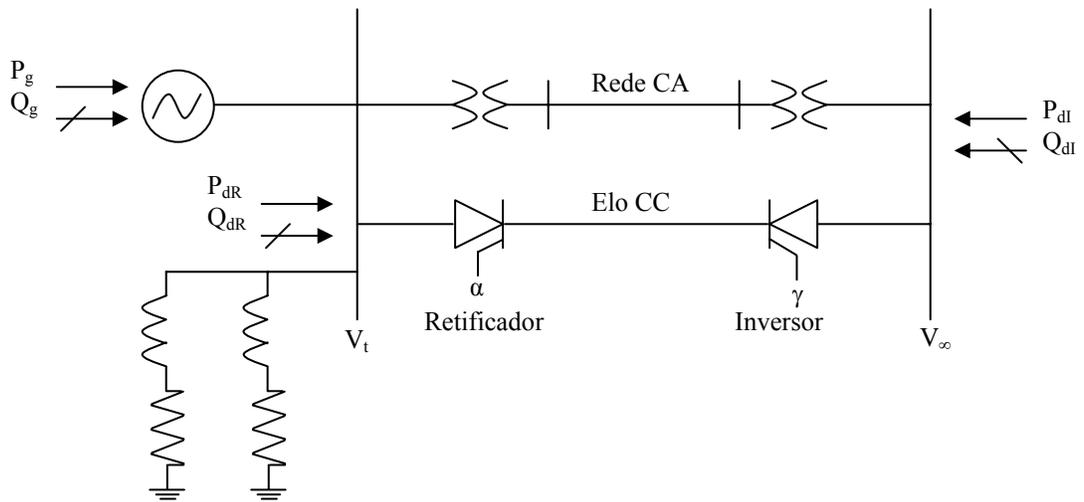


Fig. 3.3 - Diagrama unifilar do sistema elétrico estudado.

### **3.2.1. – Representação da Linha CC:**

A representação da linha CC pode ser aproximada [24] por um modelo  $T$  por pólo da linha CC. Este circuito é mostrado na figura 2.4 abaixo, juntamente com os componentes que representam os reatores da linha CC e dos conversores.

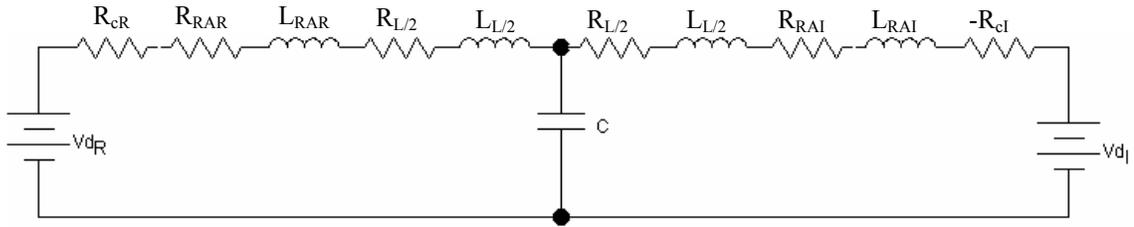


Fig.3.4 - Representação equivalente de uma linha CC para a análise da dinâmica do elo

Podemos ainda simplificar o circuito da figura 3.4 como mostrado na figura 3.5. O modelo conecta entre si os terminais dos conversores, nos quais aparecem as tensões efetivas médias  $V_{dr}$  e  $V_{di}$  responsáveis pela circulação da corrente na linha CC. Quando o efeito capacitivo da linha CC está presente e representado pela capacitância efetiva  $C$  entre o pólo e a terra, devemos fazer distinção entre as correntes na linha no terminal retificador  $I_{dr}$  e no terminal inversor  $I_{di}$ .

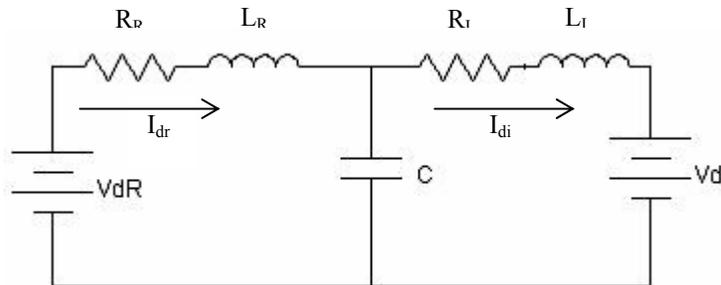


Fig. 3.5 - Representação equivalente da linha CC, incluindo o efeito das indutâncias e resistências dos reatores de alisamento dos lados do retificador e inversor.

Podemos definir, da seguinte forma, as constantes apresentadas na figura 3.4:

$$R_R = R_{rar} + R_{li} / 2 \tag{3.2.1.1}$$

$$R_I = R_{rai} + R_{li} / 2 \tag{3.2.1.2}$$

$$L_R = L_{rar} + L_{li} / 2 \quad (3.2.1.3)$$

$$L_I = L_{rai} + L_{li} / 2 \quad (3.2.1.4)$$

As grandezas  $V_{dr}$ ,  $V_{di}$ ,  $I_{dr}$  e  $I_{di}$  estão indicadas por iniciais maiúsculas porque denotam valores médios instantâneos efetivos das tensões e correntes do lado CC. Assim iremos indicar, por exemplo, que  $V_{dr}(t)$  e  $V_{dr}(s)$  representam, respectivamente, a variável no domínio do tempo e a mesma variável expressa no domínio complexo. Podemos, então, escrever, no domínio do tempo:

$$V_{dr}(t) - V_C(t) = R_R I_{dr}(t) + L_R \frac{dI_{dr}(t)}{dt} \quad (3.2.1.5)$$

$$V_C(t) - V_{di}(t) = R_I I_{di}(t) + L_I \frac{dI_{di}(t)}{dt} \quad (3.2.1.6)$$

$$V_C(t) = V_{dr}(t) - R_R I_{dr}(t) - L_R \frac{dI_{dr}(t)}{dt} \quad (3.2.1.7)$$

$$V_C(t) = V_{di}(t) + R_I I_{di}(t) + L_I \frac{dI_{di}(t)}{dt} \quad (3.2.1.8)$$

$$I_{dr}(t) - I_{di}(t) = i_C(t) = C \frac{dV_C}{dt} \quad (3.2.1.9)$$

Representando agora  $\frac{dI_{dr}}{dt}$ ,  $\frac{dI_{di}}{dt}$  e  $\frac{dV_C}{dt}$  por  $\dot{I}_{dr}$ ,  $\dot{I}_{di}$  e  $\dot{V}_C$ , as equações da linha CC no espaço de estados, válidas tanto para as grandezas indicadas quanto para os desvios destas grandezas em relação a um ponto de equilíbrio de regime permanente, ficam expressas por:

$$\begin{bmatrix} \dot{I}_{dr} \\ \dot{I}_{di} \\ \dot{V}_C \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -R_R/L_R & 0 & -1/L_R \\ 0 & -R_I/L_I & -1/L_I \\ 1/C & -1/C & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_{dr} \\ I_{di} \\ V_C \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1/L_R & \\ & -1/L_I \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_{dr} \\ V_{di} \end{bmatrix} \quad (3.2.1.10)$$

Para auxílio na definição do ponto de equilíbrio de regime permanente do sistema global, as seguintes relações devem ser consideradas:

$$I_{dro} = I_{dio} = I_{do} \quad (3.2.1.11)$$

$$V_{dro} = V_{dio} + (R_R + R_I) \cdot I_{dio} \quad (3.2.1.12)$$

$$V_{Co} = V_{dio} + (R_I) \cdot I_{dio} \quad (3.2.1.13)$$

### **3.2.2 – Equações Básicas do Elo CC:**

As expressões a seguir podem ser escritas para os fluxos de potência ativa e reativa consumidos pelo conversor operando no modo retificador, a partir das expressões apresentadas na referência [25].

$$P_{dr} = \frac{V_{dor} \cdot I_{s2r}}{4} (\cos 2\alpha - \cos 2\delta) \quad (3.2.2.1)$$

$$Q_{dr} = \frac{V_{dor} \cdot I_{s2r}}{4} (\sin 2\alpha - \sin 2\delta + 2\mu_r) \quad (3.2.2.2)$$

Estas expressões são derivadas desprezando-se as perdas nas válvulas e no transformador do conversor, a partir das expressões básicas 3.2.2.3 e 3.2.2.4 que determinam a tensão  $V_{dr}$  e a corrente  $I_{dr}$  no lado de corrente contínua do retificador.

$$V_{dr} = \frac{V_{dor}}{2}(\cos \alpha + \cos \delta) \quad (3.2.2.3)$$

$$I_{dr} = I_{s2r}(\cos \alpha - \cos \delta) \quad (3.2.2.4)$$

Lembramos que para  $\mu = 0^\circ$

$$V_{dr} = V_{d0r} \cos \alpha \quad (3.2.2.5)$$

onde  $V_{dor}$  representa a tensão ideal em vazio do retificador e  $I_{s2r}$  o valor de crista da corrente de curto circuito fase-fase do lado CC deste conversor.  $V_{dor}$  e  $I_{s2r}$  são diretamente proporcionais à tensão fase-fase  $E_{FF}$  da rede CA e inversamente proporcionais ao tape  $T_r$  fora do nominal considerado aplicado ao lado da rede CA dos transformadores do conversor. A tensão  $V_{dor}$  é ainda diretamente proporcional ao número  $B_r$  de pontes em série do lado CC.

Para o inversor, expressões idênticas às expressões (3.2.2.1 a 3.2.2.4) indicadas acima podem ser obtidas simplesmente substituindo o ângulo de atraso de disparo  $\alpha$  pelo ângulo de avanço de extinção  $\gamma$ , o ângulo de atraso de extinção  $\delta$  pelo ângulo de avanço de disparo  $\beta$  e o ângulo de atraso de comutação  $\mu_r$  pelo ângulo  $\mu_i$ .  $V_{dor}$  e  $I_{s2r}$  são substituídos por  $V_{doi}$  e  $I_{s2i}$ . Portanto:

$$P_{di} = \frac{V_{doi} \cdot I_{s2i}}{4} (\cos 2\gamma - \cos 2\beta) \quad (3.2.2.5)$$

$$Q_{di} = \frac{V_{doi} \cdot I_{s2i}}{4} (\sin 2\gamma - \sin 2\beta + 2\mu_i) \quad (3.2.2.6)$$

$$V_{di} = \frac{V_{doi}}{2} (\cos \gamma + \cos \beta) \quad (3.2.2.7)$$

$$I_{di} = I_{s2i} (\cos \gamma - \cos \beta) \quad (3.2.2.8)$$

Lembramos que para  $\mu = 0^\circ$

$$V_{di} = V_{d0i} \cos \gamma \quad (3.2.2.9)$$

### **3.2.3 – Modos de Controle do Elo CC:**

A operação correta do sistema de transmissão em corrente contínua depende da ação contínua, precisa e até mesmo complexa dos seus controles. Com base no circuito da figura 3.6, abaixo, tem-se as seguintes equações, aproximadas para fins de melhor entendimento, apresentadas na referência [24]:

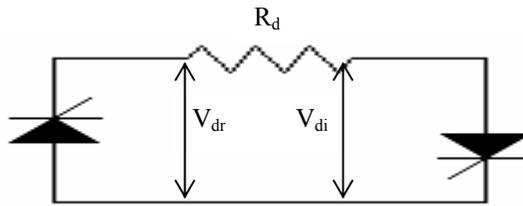


Fig.3.6 - Representação básica de um circuito CC.

$$\begin{aligned} V_{dr} &= V_{d0r} \cos \alpha \\ V_{di} &= V_{d0i} \cos \gamma \end{aligned} \quad (3.2.3.1)$$

$$R_d = R_{cr} + R_A + R_l - R_{ci}$$

$R_{cr}$ ,  $R_{ci}$  e  $R_l$  representam, respectivamente, as resistências de comutação do retificador e do inversor e a resistência da linha CC.  $R_A$  indica a soma das resistências dos reatores de alisamento.

A corrente na linha CC, durante o regime permanente é dada pela diferença entre a tensão do retificador e a tensão do inversor, dividida pela resistência  $R_d$ :

$$I_{d0} = \frac{V_{dr} - V_{di}}{R_d} = \frac{V_{d0r} \cos \alpha - V_{d0i} \cos \gamma}{R_{cr} + R_A + R_l - R_{ci}} \quad (3.2.3.2)$$

Uma vez que a resistência total  $R_d$  pode ser considerada constante, com parte importante de seu valor determinado pelas reatâncias de comutação do retificador e do inversor, a corrente  $I_{d0}$  e a tensão em qualquer ponto da linha poderão ser controladas unicamente por variações em  $V_{dr}$  e  $V_{di}$ . Considerando as expressões de  $V_{dr}$  e  $V_{di}$ , também chamadas de tensões internas do retificador e do inversor, respectivamente, fica evidente que para correção de variações indesejáveis nestas grandezas, pode-se recorrer a dois diferentes métodos:

- ✓ Mudança de tape dos transformadores dos conversores para compensar possíveis variações experimentadas pelas tensões da rede CA e que vão definir os valores de  $V_{d0r}$  e  $V_{d0i}$ .
- ✓ Alterações nos ângulo de disparo  $\alpha$  do retificador e no ângulo de extinção  $\gamma$  do inversor.

Mudanças na tensão CA de alimentação poderiam ser feitas também através do controle de excitação dos geradores nas situações em que o conversor que opera como retificador seja ligado diretamente a uma usina geradora, como no caso da conversora de ITAIPU. No tocante a variações de  $\alpha$  ou  $\gamma$ , isto pode ser obtido através da atuação do sistema de controle da geração de pulsos de disparo.

As tensões CC em ambos os extremos do sistema CC podem variar de um modo súbito, inesperado e indesejável, devido a curto-circuitos ou a outros distúrbios no sistema CA de alimentação ou, ainda, devido a faltas nos conversores. É então de responsabilidade do sistema de disparo dos conversores a restauração rápida às condições desejadas para o sistema CC, dentro das limitações impostas ou disponíveis pelo sistema de controle.

Para o entendimento básico do efeito da ação dos sistemas automático de controle do elo de CC e dos conversores sobre a operação do elo de corrente contínua, vamos supor que, inicialmente, este controle seja feito de forma manual.

A análise pode ser feita com base na característica de regulação de tensão em um determinado ponto da linha CC. Esta característica corresponde à representação de  $V_d = f(I_d)$ , onde  $V_d$  representa a tensão em um ponto genérico ao longo da linha.

Através das equações 3.2.3.1 e 3.2.3.2 acima, constatamos que para valores constantes de  $V_{dor}$ ,  $V_{doi}$ ,  $\alpha$  e  $\gamma$ , a representação de  $V_d = f(I_d)$  será uma reta. Quando considerando a equação de tensão em que  $V_d$  é indicada em termos de grandezas do retificador, a inclinação da reta tensão-corrente associada se apresenta negativa, como indicado na Figura 3.7 abaixo. Considerando agora a característica tensão-corrente  $V_d - I_d$  do inversor, a inclinação da reta para controle de  $\gamma$  constante sofre uma redução em sua inclinação provocado pelo efeito da reatância de comutação de forma que normalmente esta inclinação, mesmo considerando o efeito da resistência da linha CC, se apresenta normalmente positiva.

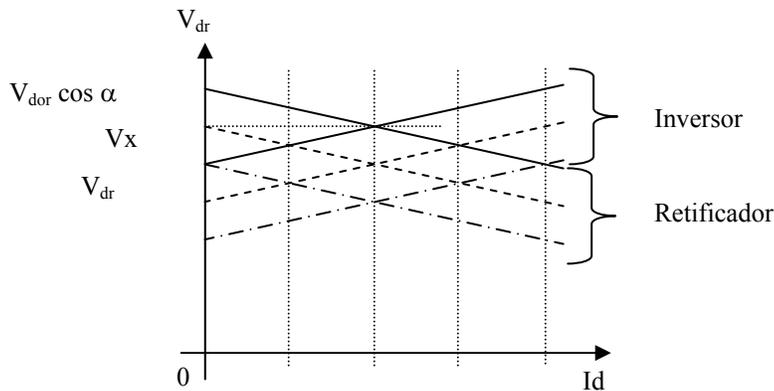


Fig. 3.7 - Variações da tensão no meio da linha de corrente contínua em função da corrente  $I_d$ , para diferentes níveis das tensões CA.

Conforme descrito em [25], pode-se controlar a corrente  $I_d$  ou a potência CC em um dos terminais do elo ( $P_{dr}$  no retificador ou  $P_{di}$  no inversor). Este controle de corrente é

feito normalmente de forma um tanto quanto indireta para satisfazer a exigência do controle da potência de transmissão através do elo, fixando o valor de  $P_{dr}$  no retificador. Já controle adequado da tensão na transmissão CC pode ser feito, por exemplo, fixando-se  $V_{di}$  no inversor. Considerando que a queda de tensão ao longo da linha é relativamente pequena,  $V_{di}$  é praticamente igual a  $V_{dr}$ , de forma que a corrente CC  $I_d = P_{dr} / V_{dr}$  é também controlada.

### **3.2.3.1 – Características Desejadas para o Sistema de Controle:**

O sistema de controle para um sistema de transmissão em corrente contínua deverá apresentar as seguintes características:

- ✓ Limitação da corrente CC máxima, deste modo evitando danos nas válvulas e outros dispositivos;
- ✓ Limitação das flutuações da corrente ( $I_d$ ) quando da ocorrência de flutuações na tensão CA de alimentação;
- ✓ Manutenção do fator de potência tão alto quanto possível;
- ✓ Minimização da probabilidade de falhas de comutação no inversor pela fixação de um ângulo mínimo de avanço de extinção  $\gamma_{\min}$ .
- ✓ Fixação de ângulo de disparo mínimo  $\alpha_{\min}$  para minimizar a possibilidade de falha de disparo nos tiristores em série nas válvulas do conversor operando como retificador.

Das características citadas, o fator de potência tem papel importante para a especificação das grandezas  $\alpha$  e  $\gamma$ , como veremos a seguir:

De [24], temos:

$$\cos \phi \cong \frac{V_d}{V_{d0}} = \frac{1}{2} [\cos \alpha + \cos(\alpha + \mu)], \text{ para o retificador} \quad (3.2.3.1.1)$$

$$\cos \phi \cong \frac{V_d}{V_{d0}} = \frac{1}{2} [\cos \gamma + \cos(\gamma + \mu)], \text{ para o inversor.} \quad (3.2.3.1.2)$$

As expressões mostram que para que se tenha um valor razoavelmente alto do fator de potência, os valores de  $\alpha$  e  $\gamma$  deveriam ser tão pequenos quanto possível. Para o caso do retificador, bastaria fazer  $\alpha = 0$ , para o qual  $\cos \alpha = 1$ . Entretanto a restrição  $\alpha > \alpha_{\min}$  deve ser obedecida. Nestas instalações reais de conversão CA/CC, o valor de  $\alpha_{\min}$  é da ordem de  $5^\circ$  a  $7^\circ$  ( $\cos \alpha_{\min} \cong 0,996$ ). Quanto ao inversor, para que não haja falha de comutação, o valor mínimo de  $\gamma_{\min}$  deverá ser da ordem de  $15^\circ$ . Isto, embora garanta a não existência de falhas de comutação, resulta em um fator de potência não tão alto para o inversor.

Conforme dito anteriormente, o estudo do sistema de controle é feito com base nas características de regulação do retificador e do inversor para um ponto ao longo da linha CC. Para as análises realizadas no presente trabalho, este “ponto” foi estabelecido nos terminais do retificador. Desta forma as equações características da regulação, conforme já vimos antes, são:

$$V_d = V_{dor} \cos \alpha - R_{cr} I_d \quad (3.2.3.1.3)$$

$$V_d = V_{doi} \cos \gamma + (R_l - R_{ci}) I_d \quad (3.2.3.1.4)$$

A representação gráfica destas equações é mostrada na figura 3.8 abaixo. Para a característica em termos de grandeza do inversor, é assumida uma resistência  $R_{ci} > R_l$ , e como conseqüência, esta característica apresenta uma inclinação negativa (tal como o

retificador).

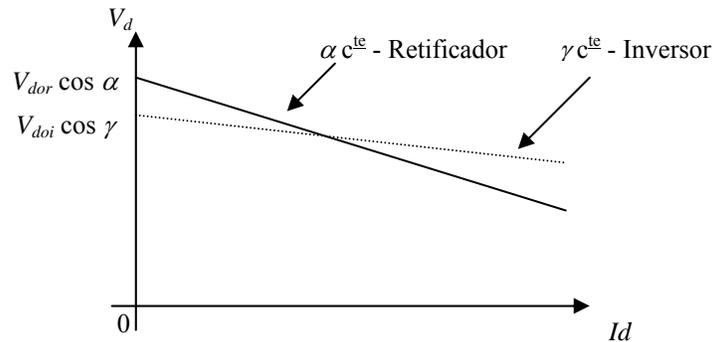


Fig. 3.8 - Características de regulação de tensão para o retificador e para o inversor em um ponto correspondente aos terminais do retificador.

A utilização de um dispositivo de controle de corrente se torna então essencial já que quaisquer desvios nas tensões CA do retificador ou inversor resultarão em corrente CC elevada através dos conversores que apresentam pouca capacidade de sobrecarga. Deste modo, o retificador é normalmente provido de um dispositivo para manter a corrente  $I_d$  constante. Se isto ocorrer, a característica do retificador será representada, em termos ideais, por uma linha vertical (característica de erro zero do controlador integral) no plano  $V_d - I_d$ . Na prática, a característica para o regulador se apresentará com um ângulo um pouco maior que  $90^\circ$  quando adotado um controlador tipo proporcional. Isto é mostrado na figura 3.9 abaixo, onde são também indicadas duas características para o inversor (cada uma correspondente a um valor de diferente de tensão CA no inversor e o mesmo valor de  $\gamma$ ). O fato de se considerar o mesmo valor de  $\gamma$  para as duas características do inversor poderia ser entendido como sendo o resultado da existência de um dispositivo para manter o ângulo de extinção  $\gamma$  constante. Desta forma, o retificador deve ser equipado com um controlador CCC (Constant Current Control) e o inversor com um controlador CEA (Constant Extinction Angle Control).

Ambas as características, do retificador e do inversor, podem mover. A do retificador pode mover para a esquerda ou para a direita, por alteração da corrente de referência  $I_{ref}$ , a

qual constitui uma das entradas do regulador de corrente (a outra entrada do regulador, seria a corrente  $I_d$  da linha CC). A característica do inversor poderá ser deslocada para cima ou para baixo, de acordo com os valores de tensão CA de alimentação (supondo que  $\gamma$  é considerado constante).

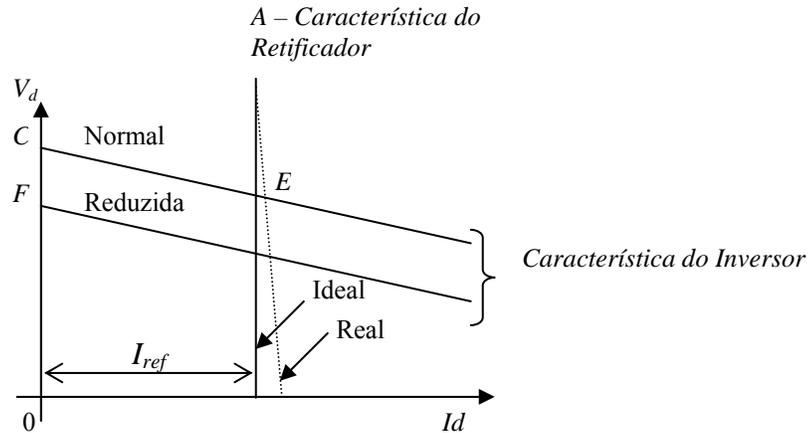


Fig. 3.9 - Características ideais de controle.

O ponto normal de operação do sistema CC é aquele indicado pela letra “E”. Em termos práticos, pode-se dizer que o retificador é integralmente responsável pelo controle da corrente e o inversor pelo controle da tensão na linha CC. A afirmação seria completamente exata se a característica do regulador de corrente fosse perfeitamente vertical e a característica do inversor fosse perfeitamente horizontal.

A figura 3.10 abaixo esclarece um problema que pode ocorrer se a característica de tensão do retificador ficar abaixo da do inversor. Se, por exemplo, a tensão alternada for reduzida drasticamente, não haverá intersecção entre as características do inversor e do retificador, de forma que a potência e a corrente CC serão reduzidas a zero, após um transitório definido praticamente pelos reatores CC. Em uma situação crítica, a intersecção poderia ocorrer para amplitudes muito elevadas da corrente  $I_d$ . A solução para o problema é equipar o inversor, também, com um dispositivo de controle de corrente.

O dispositivo de corrente constante do inversor apresenta característica idêntica à do

retificador, exceto pelo valor da ordem de corrente, inferior à do retificador.

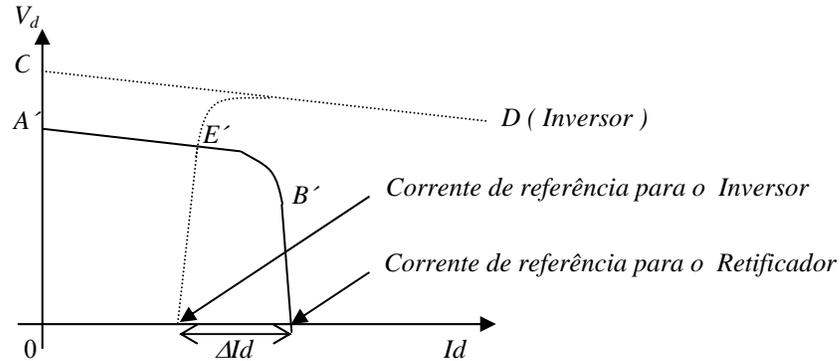


Fig. 3.10 - Características reais de controle para retificador e inversor.

Verifica-se, desta forma, que a característica do inversor é agora constituída por dois segmentos (tal como no retificador). De acordo com o ilustrado acima, o inversor está controlando a corrente  $I_d$  e o retificador está controlando a tensão  $V_d$ .

A diferença entre as correntes de comando do retificador e do inversor é chamada “margem de corrente” e representada por  $\Delta I_d$ . O valor de  $\Delta I_d$  normalmente se situa na faixa de 8 a 15% da corrente nominal da linha CC. Esta faixa de valores é definida de forma a considerar os erros dos instrumentos de medição e controle e variações em alguns parâmetros, de forma a evitar que eventualmente as os segmentos de reta verticais se interceptem.

De forma a permitir operar em condições de tensão reduzida CC, o que leva a aumento dos ângulos de disparo e extinção para o mesmo nível de corrente CC controlada e ao conseqüente aumento do fluxo de potência reativa necessário aos conversores, pode-se modificar a característica vertical de controle de corrente constante, através da utilização do VDCOL (Voltage Dependent Current Order Limiter). Este limitador altera a ordem de

corrente quando ocorre uma redução na tensão CC, já que a demanda aumentada de potência reativa, em condições de tensão CA reduzida, pode conduzir a problemas de colapso de tensão CA na recuperação de faltas originas na rede CC ou na rede CA. O VDCOL tem uma atuação bem definida para grandes distúrbios no sistema. Para situações de decréscimo ou elevação gradual na tensão medida, faz-se necessário um cuidado adicional a fim de limitar a sua atuação.

### **3.2.3.2 – Características dos Controladores:**

Como antecipado anteriormente, o retificador possui basicamente dois controles:

a) Controle de ângulo de disparo mínimo, também chamado CIA –“constant ignition angle control”.

Este dispositivo tem por função estabelecer o valor mínimo a ser utilizado para o ângulo de disparo  $\alpha$ . Como vimos no item 3.2.3.1, o valor de  $\alpha_{\min}$  varia na faixa de  $5^\circ$  a  $7^\circ$ . Portanto, há necessidade da instalação de um controle, por exemplo para a tensão através de cada válvula. Se este valor for menor que um certo valor especificado, por exemplo  $\sqrt{3}V_m \text{ sen } 5^\circ$ , o sistema de controle de corrente constante é impedido de iniciar a ignição das válvulas. A tensão  $V_m$  indicada acima é a tensão trifásica fase neutro no secundário dos transformadores de alimentação do sistema de controle. Obtém-se um sinal de tensão praticamente senoidal, mais livre dos harmônicos oriundos do processo de comutação das válvulas.

b) Controle de corrente constante – C.C.C. .

O sistema de controle de corrente constante é constituído basicamente pelas seguintes partes:

- ✓ Medição da corrente  $I_{dr}$  ;
- ✓ Comparação de  $I_{dr}$  com um valor de referência;
- ✓ Amplificação do sinal de erro;

- ✓ Sistema para produção de pulsos no qual o ângulo  $\alpha$  é automaticamente alterado de modo a aumentar ou diminuir a tensão  $V_d$  e, em consequência, manter a corrente da linha CC igual à corrente de referência.

Resta ainda a característica do conversor operando como inversor, onde, neste caso, é adotado o critério de manter o ângulo de extinção  $\gamma$  constante e o menor possível, mas de valor suficiente para evitar falhas de comutação. Esta característica é chamada de controle do ângulo de extinção constante – C.E.A. - “constant extinction angle control”.

Na figura 3.11 abaixo, temos um esquema representativo da atuação dos controles do elo CC.

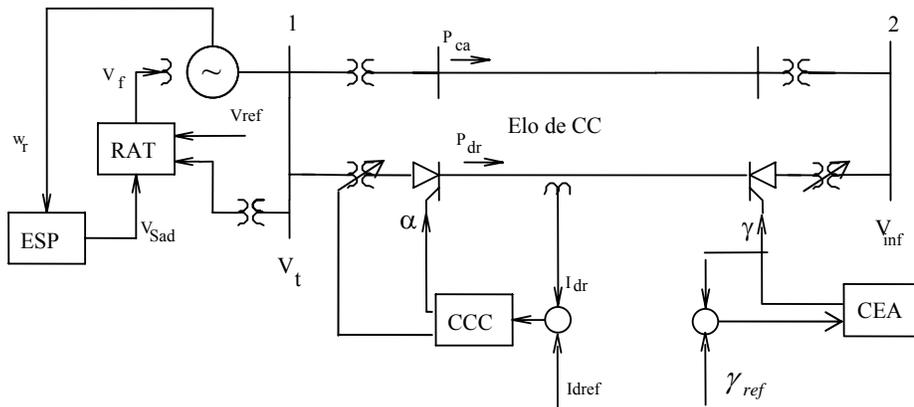


Fig. 3.11 - Representação da atuação dos controles do elo CC.

Se o valor medido de  $I_{dr}$  é menor que a corrente de comando, o regulador atua no sistema de geração de pulsos fazendo com que os mesmos adiantem a referência de tempo, isto é, o regulador diminui o ângulo de disparo  $\alpha$ . Diminuindo o ângulo de disparo  $\alpha$ , a tensão do retificador aumentará e em consequência, a corrente  $I_{dr}$  também aumentará até atingir um valor igual ao de referência. Se a corrente medida é maior que a de referência, o efeito de regulador é aumentar  $\alpha$ , desta forma diminuindo a tensão do retificador e a corrente de linha, esta reduzindo até o valor da corrente de referência.

A característica do inversor, conforme mencionado anteriormente, pode ser alterada em função da mudança de tap do transformador conectado ao inversor. Esta operação é feita de modo a controlar a tensão contínua. Uma vez que a tensão CA de alimentação afeta o valor de  $\gamma$ , tão logo a mudança de taps seja efetuada, o CEA retorna  $\gamma$  ao valor desejado. É claro que qualquer operação no inversor, no sentido de alterar  $V_{di}$ , tenderia a modificar o valor da corrente  $I_{dr}$  na linha. Porém, tão logo isto se manifeste, o CCC entra em atuação e a corrente na linha retorna rapidamente ao valor desejado.

### **3.3 – Estabilidade a Pequenas Perturbações:**

Os estudos de estabilidade em Sistemas de Energia Elétrica (SEE) começaram a ter importância em torno de 1930. O problema da estabilidade apareceu com a construção de grandes usinas interligadas por linhas de transmissão longas a centros de carga.

O problema da estabilidade em um sistema de energia elétrica está relacionado à capacidade que o sistema possui em desenvolver forças restauradoras capazes de levá-lo a um estado de equilíbrio, toda vez que submetido a perturbações, [26].

A estabilidade de um sistema é uma condição de equilíbrio entre forças opostas. As máquinas síncronas interconectadas mantêm-se sincronizadas através de forças restauradoras. No estado de regime permanente existe um equilíbrio entre o torque mecânico e o torque de elétrico em cada máquina, fazendo com que a velocidade do rotor permaneça constante. Se o sistema é perturbado, esse equilíbrio é desfeito, resultando em aceleração ou desaceleração dos rotores das máquinas [27].

Se um gerador acelera em relação a um outro, a posição angular do seu rotor em relação ao da máquina mais lenta avançará. Esta diferença angular faz com que parte da carga do gerador mais lento se transfira para o gerador mais rápido, dependendo da relação potência-ângulo. Este fenômeno tende a reduzir a diferença de velocidade, e por

consequente a diferença angular, entre os dois geradores. A relação potência-ângulo é não linear e, após um certo limite, um aumento na separação angular é acompanhado com uma diminuição da potência transferida; isto faz aumentar ainda mais a separação angular entre as máquinas, acarretando o fenômeno da instabilidade, ou perda de sincronismo. Em qualquer situação, a estabilidade do sistema dependerá da existência de torques restauradores suficientes após uma perturbação.

Quando um gerador síncrono perde o sincronismo do resto do sistema, o seu rotor gira numa velocidade maior (ou menor) do que aquela necessária para gerar energia na frequência do sistema. O deslizamento entre o campo do estator, que corresponde à frequência do sistema, e o campo do rotor, resulta em grandes flutuações na potência de saída da máquina, nas correntes e nas tensões, fazendo com que o sistema de proteção isole a máquina do resto do sistema.

A perda de sincronismo pode ocorrer entre um gerador e o resto do sistema ou entre grupos de geradores. Neste último caso, o sincronismo poderá ser mantido em cada um dos sistemas quando por ventura ocorra a separação entre eles.

Pode-se dividir o problema da estabilidade em um sistema elétrico em 3 (três) outros problemas distintos, [26]

- a) Estabilidade Transitória – Estuda-se o comportamento dinâmico do sistema elétrico frente a grandes perturbações, tais como, curtos-circuitos, rejeições de carga e perdas de geração.
- b) Estabilidade de Estado Permanente, Estática ou Condicional – Estuda-se o comportamento dinâmico do sistema elétrico frente a pequenas perturbações, tais como, pequenas variações de carga ou de geração, sem considerar a atuação dos reguladores de tensão e de outros controladores.
- c) Estabilidade Dinâmica – Estuda-se o comportamento dinâmico do sistema elétrico frente a pequenas perturbações com a atuação simultânea de reguladores de tensão e de outros controladores.

Nos sistemas elétricos de potência atuais, a estabilidade frente a pequenas perturbações está quase sempre relacionada com a insuficiência de amortecimento de oscilações. A estabilidade dos seguintes tipos de oscilações é, em geral, avaliada [27]:

- Modo intermáquinas ou intraplanta: associado às oscilações entre as unidades de uma mesma usina;
- Modo local: associado às oscilações entre o conjunto de unidades de uma mesma usina e o restante do sistema. As frequências naturais dos modos locais ficam em geral na faixa de 1 a 2 Hz;
- Modo multimáquinas ou interplantas: associado às oscilações entre usinas eletricamente próximas;
- Modos de controle: associados às oscilações causadas por ajuste inadequado dos controles, tais como: sistema de excitação, reguladores de velocidade, compensadores estáticos, conversores HVDC;
- Modos torsionais: causados pela interação entre o sistema elétrico e o sistema mecânico constituído pelo conjunto eixo da turbina-rotor do gerador, os quais incluem:
  - Interação torsional com os controles do sistema acima citados;
  - Ressonância subsíncrona com o sistema de transmissão contendo compensação série;
  - Fadiga torsional causada por chaveamentos na rede elétrica.
- Modos interárea: associados às interligações “fracas” em corrente alternada entre as diferentes áreas do sistema. São caracterizados pelas oscilações entre grupos de usinas situadas em partes diferentes do sistema relativamente afastadas entre si (conectadas através de uma grande impedância). O modo interárea usualmente ocorre de duas formas:
  - Envolvendo todas as usinas do sistema, as quais se dividem em dois grandes grupos oscilando entre si. A frequência desse tipo de oscilação fica em geral na faixa de 0,1 a 0,3 Hz;
  - Envolvendo diversas áreas do sistema ou subgrupos de uma mesma

área que oscilam entre si. As frequências nesse caso ficam geralmente na faixa de 0,4 a 0,7 Hz.

**3.3.1 – Utilização de Técnicas Lineares na Análise de Oscilações de um Sistema Elétrico de Potência:**

Os estudos de estabilidade são necessários para o planejamento da expansão e para a operação de sistemas elétricos de potência, afim de que os modos instáveis, ou pouco amortecidos, possam ser detectados e controlados.

Diversos são os métodos para o estudo da estabilidade dinâmica de um sistema linear a malha fechada. Na referência [26] podemos encontrar um breve histórico da evolução ao longo do tempo de como eram feitas estas análises. Desta referência destacamos que Concordia, 1944, usou o critério de Routh no qual o sinal absoluto das raízes da equação característica é prognosticado com base nos coeficientes da equação. Se alguma raiz tem parte real positiva, o sistema é instável. Em 1946, Concordia e outros resolveram as equações no domínio do tempo através de um analisador diferencial mecânico. Usando este método, a estabilidade pode ser determinada pela observação direta dos resultados. Heffron e Phillips em 1952, e Messerle em 1955, aplicaram técnicas similares usando um analisador diferencial eletrônico. Stapleton em 1964 usou o método do lugar geométrico das raízes da equação característica. Aldred e Shackshalt em 1958 e Ewart e De Mello em 1967 determinaram a estabilidade de um sistema no domínio da frequência, utilizando o critério de Nyquist. O sistema é estável se todos os zeros da equação característica estão no semiplano da esquerda do plano complexo. Undrill em 1968 utilizou para estudar a estabilidade de um SEE a análise dos autovalores no plano complexo. Van Ness, et al. em 1965, Mansour, et al. em 1975, Zein El-Din, et al. em 1976 e Vinocur em 1978 estudaram a estabilidade de um SEE via sensibilidade dos autovalores em relação a diversos parâmetros do sistema.

A identificação dos modos de oscilação instáveis ou mal amortecidos pode ser

realizada através do cálculo dos autovalores (ver apêndice A) da matriz de estado do sistema global e dos seus autovetores correspondentes.

Sendo  $\lambda_i = \sigma_i + j \omega_i$ ,  $i = 1, \dots, n$ , autovalores do sistema, a adoção de indicadores como a parte real dos autovalores ( $\sigma_i$ ), como a parte imaginária ( $j \omega_i$ ) que representa a frequência de oscilação ou frequência natural não amortecida, em radianos por segundo (rd/s) e como o fator ou coeficiente de amortecimento relativo ( $\zeta$ ) permitem identificar o conjunto dos modos de oscilação críticos do sistema.

Onde,

$$\left( \zeta = \frac{\sigma_i}{\sqrt{\sigma_i^2 + \omega_i^2}} \right) \quad (3.3.1.1)$$

$$f(\text{Hz}) = \frac{\omega}{2\pi} \quad (3.3.1.2)$$

Em geral, para um sistema elétrico de potência, considera-se como mínimo aceitável um coeficiente de amortecimento relativo da ordem de 5 %.

### **3.3.2 – Utilização de Resíduos de Função de Transferência na Escolha das Malhas de Realimentação:**

Pelo conhecimento dos resíduos de uma determinada função de transferência entre variáveis do sistema dinâmico em análise, podem ser avaliados os deslocamentos de autovalores no plano complexo, resultantes do fechamento de uma malha de realimentação de ganho incremental. Esses resíduos estão intimamente associados aos coeficientes de sensibilidade de primeira ordem dos autovalores devido à adição de uma realimentação no sistema, e são calculados sem considerar a introdução prévia dessa realimentação. (ver apêndice B).

$$\Delta\lambda_i = -R_i H(\lambda_i) \quad (3.3.2.1)$$

onde  $\lambda_i$  é um pólo de  $G(s)$  e  $R_i$  o seu resíduo correspondente.

### **3.3.3 – Influência dos Zeros de Função de Transferência na Escolha de Malhas de Realimentação:**

Apesar do alto valor prático das listas de priorização obtidas através dos resíduos de funções de transferência, esta informação é de caráter incremental e, portanto, não necessariamente assegura a estabilização do sistema através do fechamento de uma determinada malha. A limitação da capacidade de controle de uma determinada malha se deve fundamentalmente à localização dos zeros da função de transferência desta malha no plano complexo.

O cálculo dos zeros referentes à função de transferência da malha de realimentação escolhida fornece uma indicação sobre a possibilidade de se obter um deslocamento adequado do pólo crítico no plano complexo.

Da teoria do lugar das raízes sabe-se que os pólos da função de transferência de malha fechada se aproximam assintoticamente dos zeros da função de transferência de malha aberta ou malha fechada (são os mesmos), na medida em que o ganho da malha de realimentação tende a infinito.

A existência de zeros críticos muito próximos do pólo que se deseja amortecer sugere a impossibilidade de estabilizar adequadamente este modo através do fechamento da malha de estabilização escolhida, sendo necessária a escolha de uma outra malha de realimentação a ser fechada para amortecer o modo de oscilação analisado.

**3.3.4 – Sinais Estabilizadores do Sistema Elétrico de Potência:**

Em decorrência da expansão e da interconexão entre áreas do SEP, houve necessidade de que também fosse aumentada a capacidade desse SEP em absorver impactos decorrentes de faltas ainda mais severas, para que a estabilidade do sistema fosse preservada. Com esse propósito diversos equipamentos foram desenvolvidos e utilizados, sendo que um dos mais importantes, foi a obtenção de um sistema de excitação mais rápido. A simples aplicação de sistemas de excitação deste tipo implica em uma melhoria acentuada da estabilidade transitória, entretanto, contribui para a diminuição do amortecimento do sistema, introduzindo problemas de estabilidade dinâmica. Em geral, o equipamento que mais contribui para a redução do amortecimento são os reguladores automáticos de tensão (RAT).

O amortecimento do sistema pode ser aumentado pela introdução de um sinal estabilizador apropriado no sistema de excitação, derivado da velocidade do gerador, da frequência, da potência elétrica ou da potência de aceleração.

A função básica de um estabilizador de sistema de potência (ESP) é adicionar amortecimento às oscilações do rotor do gerador, através do controle de excitação da máquina. O estabilizador precisa, para isto, produzir uma componente de torque elétrico em fase com o desvio de velocidade do rotor.

No presente trabalho foi estudada a influência do estabilizador de sistema de potência (ESP) de velocidade para atuação no RAT e de um ESP de velocidade e de potência para atuação no controle de corrente constante (CCC) do elo de corrente contínua. No trabalho não é considerada a atuação dos reguladores de velocidade, tendo em vista as altas constantes de tempo envolvidas nos sistemas hidráulicos e o pequeno aumento obtido no amortecimento.

**3.4 – Formação das Matrizes de Espaço-Estado: A, B e C:**

Como indicado no item 3.1.1, as equações de modelagem dos diversos componentes do sistema para os estudos de estabilidade formam um conjunto de equações diferenciais e algébricas não lineares da forma:

$$\dot{x} = f(x, y) \tag{3.1.1.1}$$

$$0 = g(x, y) \tag{3.1.1.2}$$

onde  $x$  representa o vetor de variáveis de estado do sistema não-linear e  $y$  indica um vetor de variáveis algébricas.  $0$  na expressão (3.1.1.2) indica um vetor com todos os elementos nulos.

Um conjunto de equações da forma indicada por 3.1.1.1 e 3.1.1.2 descreve no presente trabalho de dissertação o desempenho de um gerador síncrono de potência igual ao somatório de todas as  $n$  unidades iguais da estação geradora, o desempenho de um sistema estático de controle de excitação, o desempenho de um equipamento gerador de sinal adicional estabilizante aplicado ao sistema de excitação, o desempenho do sistema de controle de corrente do conversor operando no modo retificador, a interação entre indutâncias e capacitâncias presentes na representação do elo de transmissão CC e o efeito dos conversores CA/CC associados ao elo referido. É assumido que o conversor operando como inversor opera no modo ângulo de extinção constante ( $\gamma = cte$ ). A expressão 3.2 também incorpora o conjunto de equações algébricas do tipo  $\Delta I = Y_{bus} \cdot \Delta V$  representativos do efeito do sistema de transmissão CA.

O estudo das características de estabilidade do sistema global descrito por estas equações pode ser realizado, na hipótese da consideração de pequenas variações nas variáveis de estado, através da avaliação dos autovalores associados à matriz de estado associada. O procedimento abaixo indica como a matriz de estado pode ser obtida a partir das equações 3.1.1.1 e 3.1.1.2. Linearizando estas expressões no ponto  $x_0, y_0$ , podemos então escrever:

$$\Delta \dot{x} = A1 \cdot \Delta x + A2 \cdot \Delta y + B \cdot \Delta u \quad (3.4.1)$$

$$0 = A3 \cdot \Delta x + A4 \cdot \Delta y \quad (3.4.2)$$

As matrizes  $A1$  e  $A2$ , definidas por:

$$A1 = \left[ \frac{\partial f(x, y)}{\partial x} \right]_{x_0, y_0} \text{ e por} \quad (3.4.3)$$

$$A2 = \left[ \frac{\partial f(x, y)}{\partial y} \right]_{x_0, y_0}, \quad (3.4.4)$$

e ainda as matrizes  $A3$  e  $A4$ , definidas por:

$$A3 = \left[ \frac{\partial g(x, y)}{\partial x} \right]_{x_0, y_0} \text{ e por} \quad (3.4.5)$$

$$A4 = \left[ \frac{\partial g(x, y)}{\partial y} \right]_{x_0, y_0} \quad (3.4.6)$$

constituem a matriz Jacobiano do sistema. A matriz  $B$ , neste caso, é obtida pela seguinte expressão:

$$B = \left[ \frac{\partial f(x, y)}{\partial u} \right]_{x_0, y_0} \quad (3.4.7)$$

A matriz de estado do sistema elétrico estudado, pode ser obtida pela eliminação das variáveis algébricas da matriz Jacobiano do sistema:

$$\Delta y = -A4^{-1} \cdot A3 \cdot \Delta x \quad (3.4.8)$$

$$\dot{\Delta x} = A \cdot \Delta x + B \cdot \Delta u \quad (3.4.9)$$

onde a matriz de estado A está relacionada as submatrizes da matriz Jacobiano pela seguinte expressão:

$$A = A1 - A2 \cdot A4^{-1} \cdot A3 \quad (3.4.10)$$

Em todas as expressões acima  $\Delta$  representa uma variação incremental em torno do ponto de equilíbrio do sistema dinâmico representado pelas equações 3.1.1.1 e 3.1.1.2. O exame dos autovalores da matriz de estado e a excursão destes autovalores no plano complexo permitem caracterizar a estabilidade de regime permanente do sistema elétrico de potência e, ainda, caracterizar a qualidade dos ajustes dos controles.

Escrevendo a forma geral para as equações de estado de um sistema linear e invariante no tempo, temos:

$$\dot{x}(t) = A \cdot x(t) + B \cdot u(t) \quad (3.4.11)$$

$$y(t) = C \cdot x(t) \quad (3.4.12)$$

$x(t)$  é o vetor de variáveis de estado (dimensão  $n \times 1$ ).

$y(t)$  é o vetor de variáveis algébricas de interesse (dimensão  $m \times 1$ )

$u(t)$  é o vetor de variáveis de entrada (dimensão  $s \times 1$ )

A é a matriz de estado (dimensão  $n \times n$ )

B é a matriz de coeficientes de entrada (dimensão  $n \times s$ )

C é a matriz de coeficientes de saída (dimensão  $m \times n$ )

No caso do sistema não-linear, as equações linearizadas consideradas anteriormente para definição da matriz Jacobiana levam, portanto, às seguintes relações:

$$A = A1 - A2 \cdot A4^{-1} \cdot A3 \quad (3.4.13)$$

$$C = -A4^{-1} \cdot A3 \quad (3.4.14)$$

Os autovalores da matriz de estado A, fornecem informações sobre a estabilidade do sistema em torno do ponto de operação  $x_0, y_0$  (maiores detalhes podem ser vistos no apêndice A).

Com base na modelagem dos componentes da rede (será apresentada no capítulo seguinte), explicitamos as variáveis de estado e as algébricas, como se segue:

Vetor de estado ( $\Delta x$ ) constituído pelas variáveis de estado:

- do gerador:

01	02	03	04	05
$\Delta E'_q$	$\Delta E''_q$	$\Delta E'_d$	$\Delta \delta$	$\Delta \omega_r$

- do sistema de excitação:

06	07
$\Delta Y_1$	$\Delta E_{FD}$

- do estabilizador de sistema de potência:

08	09	10
$\Delta Y_3$	$\Delta Y_4$	$\Delta Y_5$

- da linha CC:

11	12	13
$\Delta I_{DR}$	$\Delta I_{DI}$	$\Delta V_C$

- do controle de corrente constante (CCC):

14	15
$\Delta Y_6$	$\Delta Y_7$

- do estabilizador de sistema de potência do CCC:

16	17	18
$\Delta Y_8$	$\Delta Y_9$	$\Delta Y_{10}$

Vetor de Variáveis Algébricas ( $\Delta y$ ) constituído pelas seguintes grandezas:

01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12	13	14
$\Delta\alpha$	$\Delta V_{SAD}$	$\Delta V_{DR}$	$\Delta V_{DI}$	$\Delta\mu_R$	$\Delta\mu_I$	$\Delta I_d$	$\Delta I_q$	$\Delta P_{DR}$	$\Delta P_{QR}$	$\Delta V_{TD}$	$\Delta V_{TQ}$	$\Delta V'_{SAD}$	$\Delta\omega_R$

Vetor de desvios de Variáveis de Entrada ( $\Delta u$ ):

$$\Delta u = [ \Delta P_m, \Delta V_{ref}, \Delta I_{ref} ] \quad (3.4.15)$$

## CAPÍTULO 4

### MODELAGEM UTILIZADA

Este capítulo é dedicado à apresentação da modelagem utilizada, bem como a formulação matemática necessária para a formação da matriz do sistema global.

#### 4.1 – Modelagem da Máquina Síncrona:

A modelagem adotada no presente trabalho para os geradores síncronos é a mesma utilizada de forma geral para representação das máquinas de pólos salientes, com enrolamentos amortecedores, no referencial dqo vinculado aos eixos de campo e de quadratura da estrutura do rotor.

As variáveis de estado associadas à equação mecânica de movimento do rotor são o ângulo de carga  $\delta$  e a velocidade de rotor  $w_r$ . As variáveis de estado que aparecem nas equações de representação da parte elétrica são as componentes de eixo direto dos enlaces de fluxo (ou das tensões na velocidade síncrona) subtransitório  $E_d''$  e transitório  $E_d'$ , respectivamente atrás das reatâncias subtransitória  $X_d''$  e transitória  $X_d'$  de eixo direto.

As equações linearizadas relativas à modelagem elétrica do gerador de pólos salientes, podem ser escritas na forma das expressões 4.1.1, 4.1.2 e 4.1.3, a seguir:

$$\frac{d}{dt} \Delta E_q' = a(1,1) \cdot \Delta E_q' + a(1,2) \cdot \Delta E_q'' + b(1,1) \cdot \Delta E_{fd} + b(1,2) \cdot \Delta I_d \quad (4.1.1)$$

$$\frac{d}{dt} \Delta E_q'' = a(2,1) \cdot \Delta E_q' + a(2,2) \cdot \Delta E_q'' + b(2,1) \cdot \Delta E_{fd} + b(2,2) \cdot \Delta I_d \quad (4.1.2)$$

$$\frac{d}{dt} \Delta E_d'' = a(3,3) \cdot \Delta E_d'' + b(3,3) \cdot \Delta I_q \quad (4.1.3)$$

Os coeficientes indicados em (4.1.1), (4.1.2) e (4.1.3) estão relacionados às variáveis de estado, com  $a(1,1)$  e  $a(2,1)$  incorporando o efeito de saturação ( $SAT$ ) do fluxo de entreferro no eixo direto, representado em função de  $E'_q$  por:

$$SAT = A_{ed} \cdot e^{B(E'_q - d)} \quad (4.1.4)$$

Estes coeficientes podem ser expressos como indicado abaixo:

$$a(1,1) = -\frac{1}{T'_{do}} \frac{X_d - X_e}{X'_d - X_e} - \frac{1}{T'_{do}} SAT_o \cdot B \quad (4.1.5)$$

$$a(1,2) = +\frac{1}{T'_{do}} \frac{X_d - X'_d}{X'_d - X_e} \quad (4.1.6)$$

$$a(2,1) = \frac{1}{T''_{do}} - \frac{1}{T'_{do}} \frac{X''_d - X_e}{X'_d - X_e} \frac{X_d - X_e}{X'_d - X_e} - \frac{1}{T'_{do}} \frac{X''_d - X_e}{X'_d - X_e} SAT_o \cdot B \quad (4.1.7)$$

$$a(2,2) = -\frac{1}{T''_{do}} + \frac{1}{T'_{do}} \frac{X''_d - X_e}{X'_d - X_e} \frac{X_d - X'_d}{X'_d - X_e} \quad (4.1.8)$$

$$a(3,3) = -\frac{1}{T'_{qo}} \quad (4.1.9)$$

$SAT_o$  é o valor de regime permanente da variável  $SAT$  e que representa os efeitos de saturação, conforme a curva de saturação em vazio, em função dos coeficientes  $A_{ed}$ ,  $B$  e  $d$  na expressão (4.1.4).

As variáveis  $\Delta E_{fd}$ ,  $\Delta I_d$  e  $\Delta I_q$  indicam, respectivamente, as variações na tensão de campo e nas componentes de eixos direto e quadratura da corrente de armadura. Estas variáveis podem ser classificadas como variáveis algébricas nas equações linearizadas do gerador.

$$b(1,1) = +\frac{1}{T'_{do}} \quad (4.1.10)$$

$$b(1,2) = -\frac{1}{T'_{do}} \frac{X_d - X'_d}{X'_d - X_e} (X''_d - X_e) \quad (4.1.11)$$

$$b(2,1) = +\frac{1}{T'_{do}} \frac{X''_d - X_e}{X'_d - X_e} \quad (4.1.12)$$

$$b(2,2) = -\frac{1}{T''_{do}} (X'_d - X''_d) - \frac{1}{T'_{do}} \frac{X''_d - X_e}{X'_d - X_e} \frac{X_d - X'_d}{X'_d - X_e} (X''_d - X_e) \quad (4.1.13)$$

$$b(3,3) = +\frac{1}{T''_{qo}} (X_q - X''_q) \quad (4.1.14)$$

As relações (4.1.1) a (4.1.14) representam a modelagem do gerador síncrono sob pequenos desvios no que diz respeito às relações corrente – fluxo produzidos por seus enrolamentos de rotor (campo e enrolamentos amortecedores) e enrolamento de armadura.

Conhecidos  $E''_d$  e  $E''_q$ , as correntes  $I_d$  e  $I_q$  e as direções dos eixos d e q, a tensão terminal pode ser obtida, a qualquer momento, pela relação fasorial abaixo, representativa do circuito equivalente da figura 4.1.

$$\dot{E}'' = \dot{V}_t + j X''_d \cdot \dot{I} \quad (4.1.15)$$

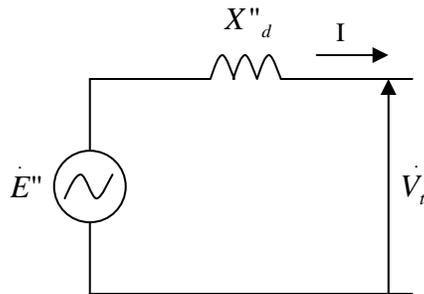


Fig. 4.1 - Circuito Equivalente da Máquina Síncrona.

As equações mecânicas que regem as variações de ângulo de carga e velocidade do rotor podem ser escritas, quando relacionando os desvios das variáveis, da seguinte forma:

$$\frac{d\Delta\delta}{dt} = \frac{d\delta}{dt} = w_r - w_s = w_s \cdot (w_r' - 1) = w_s \cdot \Delta w_r' \quad (4.1.16)$$

onde  $\Delta\delta = \delta - \delta_o$  representa o desvio de ângulo de carga,  $w_r' = w_r / w_s$  indica a velocidade do rotor em pu e  $\Delta w_r' = w_r' - 1$  representa o desvio de velocidade, também em pu. A equação de equilíbrio de potência, válida para pequenos desvios, pode então ser escrita:

$$\frac{dw_r'}{dt} = \frac{d\Delta w_r'}{dt} = -\frac{D}{M} \Delta w_r' + \frac{1}{M} \Delta P_m - \frac{1}{M} \Delta P_e \quad (4.1.17)$$

As constantes  $H$ , em  $M = 2H$ , e  $D$ , como indicadas acima, representam respectivamente a constante de inércia e o coeficiente de amortecimento, este relacionado aos efeitos mecânicos de atrito e ventilação na máquina.  $\Delta P_m$  indica o desvio de potência mecânica imposta pela turbina e  $\Delta P_e$  o desvio da potência elétrica fornecida pelo gerador ao sistema ao qual se encontra interligado.

Além da saturação magnética, os outros efeitos não lineares presentes nas equações da máquina síncrona estão associados à relação potência elétrica – ângulo de carga e aos efeitos de variação da velocidade de rotor sobre as tensões induzidas. Linearizando a equação de potência elétrica da máquina expressa em pu, obtemos:

$$P_e = w_r' \cdot (E_d'' \cdot I_d + E_q'' \cdot I_q) \quad (4.1.18)$$

$$\Delta P_e = P_{eo} \cdot \Delta w_r' + w_{ro}' (E_{do}'' \cdot \Delta I_d + E_{qo}'' \cdot \Delta I_q + I_{do} \cdot \Delta E_d'' + I_{qo} \cdot \Delta E_q'') \quad (4.1.19)$$

Substituindo a expressão (4.1.19) do desvio de potência elétrica na expressão (4.1.17) para a derivada do desvio de velocidade, e considerando que  $w_{ro}' = w_s = 1,0$ , obtemos finalmente:

$$\frac{d}{dt} \Delta w_r' = a(5,2) \cdot \Delta E_q'' + a(5,3) \cdot \Delta E_d'' + a(5,5) \cdot \Delta w_r' + b(5,2) \cdot \Delta I_d + b(5,3) \cdot \Delta I_q + \frac{1}{M} \Delta P_m \quad (4.1.20)$$

onde:

$$a(5,2) = -I_{qo} / M \quad (4.1.21)$$

$$a(5,3) = -I_{do} / M \quad (4.1.22)$$

$$a(5,5) = -(D + P_{eo}) / M \quad (4.1.23)$$

$$b(5,2) = -E''_{do} / M \quad (4.1.24)$$

$$b(5,3) = -E''_{qo} / M \quad (4.1.25)$$

As equações 4.1.1, 4.1.2, 4.1.3, 4.1.16 e 4.1.20 representam o modelo matemático do gerador síncrono sob variações pequenas em torno do ponto de operação  $P_{eo}$  e velocidade do rotor  $w'_{ro} = w_s = 1,0 pu$ .

$P_{eo}$  pode ser desprezado na expressão (4.1.23) quando desprezando os efeitos de variação de velocidade sobre os desvios de potência elétrica. Esta é uma consideração normalmente feita e é compatível com a não correção dos parâmetros da rede com a alteração na frequência.  $P_{eo}$  foi desprezado na tese exclusivamente nesta expressão (4.1.23).

#### **4.2 – Modelagem do Sistema de Excitação:**

A modelagem adotada para o sistema de excitação do gerador é traduzida pelo diagrama de blocos da figura 4.2. O diagrama é representativo de sistema de excitação com alimentação da tensão de campo através de uma ponte conversora, com controle rápido da tensão através de ajuste do ângulo de disparo.

A alimentação da ponte conversora pode ser feita a partir da tensão terminal do gerador ou através fonte de tensão independente. Considerando alimentação CA independente da ponte conversora, as seguintes equações representativas do desempenho

transitório do controle de excitação se aplicam:

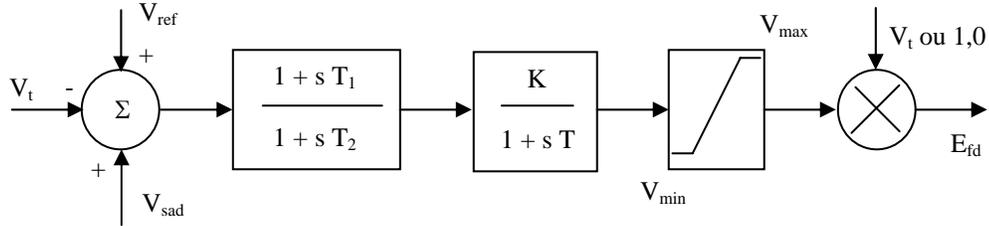


Fig. 4.2 - Diagrama de blocos de um sistema estático de excitação.

$$\dot{x}_1(t) = \frac{T_1 - T_2}{T_2} (V_{ref} + V_{sad} - V_t) - \frac{1}{T_2} x_1(t) \quad (4.2.1)$$

$$\dot{x}_2(t) = \frac{K T_1}{T T_2} (V_{ref} + V_{sad} - V_t) - \frac{K}{T T_2} x_1(t) - \frac{1}{T} x_2(t) \quad (4.2.2)$$

Organizando as expressões na forma matricial para variações e considerando  $E_{fd} = x_2$ , vem:

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{x}_1 \\ \Delta \dot{E}_{fd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -1/T_2 & 0 \\ -K/(T T_2) & -1/T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x_1 \\ \Delta E_{fd} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \Delta V_{sad} \\ -\Delta V_t \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} (T_1 - T_2)/T_2 \\ -(K T_1)/(T T_2) \end{bmatrix} \cdot \Delta V_{ref} \quad (4.2.3)$$

### **4.3 – Modelagem do Sistema de Estabilização Suplementar:**

A representação adotada para o estabilizador de sistema de potência (ESP) e que produz em sua saída um sinal adicional estabilizante  $V_{sad}$  aplicado ao sistema de excitação do gerador é ilustrada através do diagrama de blocos da figura 4.3. O desvio de velocidade  $\Delta w_r'$  é escolhido como sinal de entrada do estabilizador.

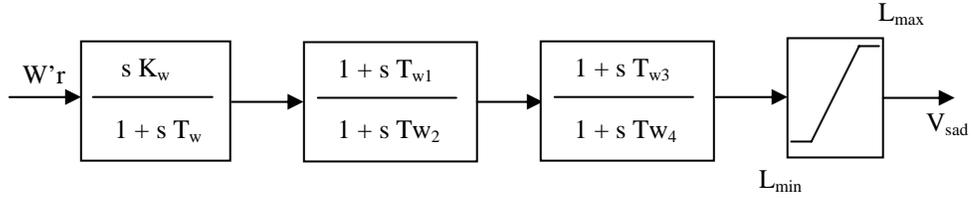


Fig. 4.3 - Diagrama de blocos do Estabilizador de Sistema de Potência.

Podemos definir as variáveis de estado para pequenos desvios  $\Delta x_3$ ,  $\Delta x_4$  e  $\Delta x_5$ , de forma que o sinal de saída do estabilizador pode ser definido por:

$$\Delta V_{sad} = S1.\Delta x_3 + S2.\Delta x_4 + S3.\Delta x_5 + SW.\Delta w_r' \quad (4.3.1)$$

com

$$S1 = -\left(\frac{T_{w1}}{T_{w2}}\right) \cdot \left(\frac{T_{w3}}{T_{w4}}\right) \quad (4.3.2)$$

$$S2 = \frac{-T_{w3}}{(T_{w2} \cdot T_{w4})} \quad (4.3.3)$$

$$S3 = \frac{-1}{T_{w4}} \quad (4.3.4)$$

$$SW = K_w \left(\frac{T_{w1}}{T_{w2}}\right) \cdot \left(\frac{T_{w3}}{T_{w4}}\right) \quad (4.3.5)$$

As seguintes equações de estado, em forma matricial, podem ser escritas para o ESP:

$$\begin{bmatrix} \dot{\Delta x}_3 \\ \dot{\Delta x}_4 \\ \dot{\Delta x}_5 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} m(1,1) & & \\ m(2,1) & m(2,2) & \\ m(3,1) & m(3,2) & m(3,3) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x_3 \\ \Delta x_4 \\ \Delta x_5 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} n(1,1) \\ n(2,1) \\ n(3,1) \end{bmatrix} [\Delta w_r'] \quad (4.3.6)$$

onde:

$$m(1,1) = \frac{-1}{T_w} \quad (4.3.7)$$

$$m(2,1) = \frac{(T_{w2} - T_{w1})}{T_{w2}} \quad (4.3.8)$$

$$m(2,2) = \frac{-1}{T_{w2}} \quad (4.3.9)$$

$$m(3,1) = -\left(\frac{(T_{w3} - T_{w4})}{T_{w4}}\right) \cdot \left(\frac{T_{w1}}{T_{w2}}\right) \quad (4.3.10)$$

$$m(3,2) = \frac{(T_{w4} - T_{w3})}{(T_{w4} \cdot T_{w2})} \quad (4.3.11)$$

$$m(3,3) = \frac{-1}{T_{w4}} \quad (4.3.12)$$

e onde:

$$n(1,1) = K_w \quad (4.3.13)$$

$$n(2,1) = \left(\frac{K_w}{T_{w2}}\right) \cdot (T_{w1} - T_{w2}) \quad (4.3.14)$$

$$n(3,1) = K_w \cdot \left[\frac{(T_{w3} - T_{w4})}{T_{w4}} \cdot \frac{T_{w1}}{T_{w2}}\right] \quad (4.3.15)$$

**4.4 – Modelagem do Controle de Corrente do Elo CC:**

A representação adotada para modelagem do sistema de controle da corrente do elo CC nos terminais do retificador está indicada na figura 4.4 a seguir, na forma de diagrama de blocos, mas com a indicação das grandezas envolvidas já no domínio do tempo. A função de transferência relacionando o ângulo de disparo  $\alpha$  à variável  $x_6$  é representativa de um bloco avanço-atraso utilizado para ajuste das fases dos sinais envolvidos, de forma que:

$$\frac{\alpha(s)}{X_6(s)} = \frac{1 + sT_{C1}}{1 + sT_{C2}} \quad (4.3.1)$$

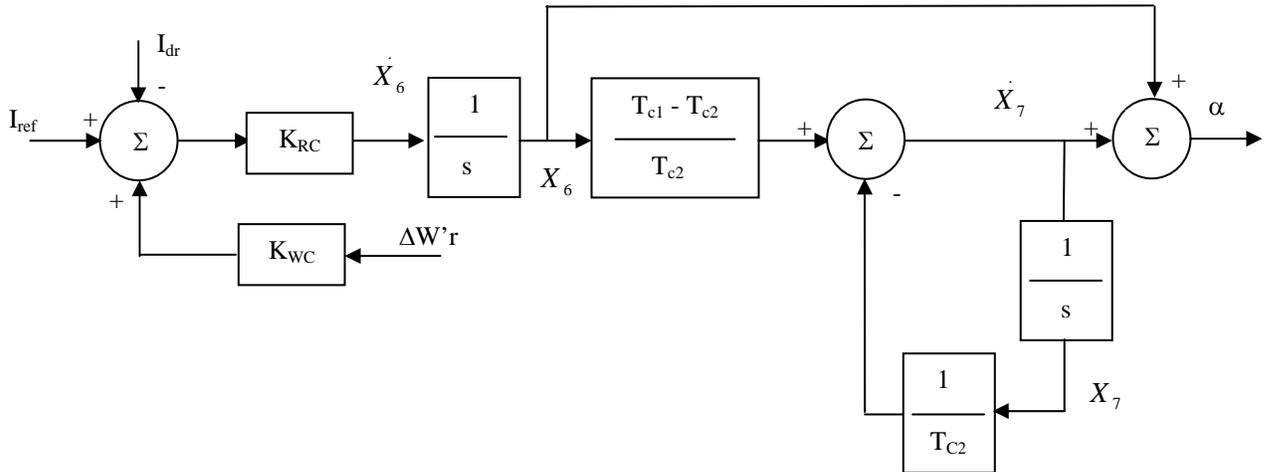


Fig. 4.4 - Diagrama de blocos do controlador de corrente do retificador.

As seguintes relações podem ser definidas no domínio do tempo, a partir da inspeção do diagrama acima:

$$\dot{x}_6 = (-I_{dr} + I_{ref} + K_{WC} \cdot \Delta W_r') \cdot K_{RC} \quad (4.3.2)$$

$$\dot{x}_7 = \frac{T_{C1} - T_{C2}}{T_{C2}} x_6 - \frac{1}{T_{C2}} x_7 \quad (4.3.3)$$

$$\alpha = \dot{x}_7 + x_6 = \frac{T_{C1} - T_{C2}}{T_{C2}} x_6 - \frac{1}{T_{C2}} x_7 + x_6 = \frac{T_{C1}}{T_{C2}} x_6 - \frac{1}{T_{C2}} x_7 \quad (4.3.4)$$

Manipulando a expressão 4.3.3 no domínio complexo, temos:

$$sX_7(s) = \frac{T_{C1} - T_{C2}}{T_{C2}} X_6(s) - \frac{1}{T_{C2}} X_7(s) \quad \text{ou} \quad (1 + sT_{C2}) \cdot X_7(s) = (T_{C1} - T_{C2}) \cdot X_6(s)$$

portanto:  $X_7(s) = \frac{T_{C1} - T_{C2}}{(1 + sT_{C2})} X_6(s)$  (4.3.5)

Manipulando a expressão 4.3.4 no domínio complexo e substituindo  $X_7(s)$  dado pela expressão (4.3.5), obtemos:

$$\alpha(s) = \frac{T_{C1}}{T_{C2}} X_6(s) - \frac{1}{T_{C2}} X_7(s) = \frac{T_{C1}}{T_{C2}} \frac{1 + sT_{C2}}{1 + sT_{C2}} X_6(s) - \frac{1}{T_{C2}} \frac{T_{C1} - T_{C2}}{1 + sT_{C2}} X_6(s). \quad \text{Portanto,}$$

$$\alpha(s) = \frac{T_{C2} + sT_{C1}T_{C2}}{T_{C2}(1 + sT_{C2})} X_6(s) = \frac{1 + sT_{C1}}{1 + sT_{C2}} X_6(s), \quad \text{o que representa a expressão (4.3.1)}$$

indicada no início da discussão deste item.

A formulação espaço estado relacionado as variáveis  $x_6$  e  $x_7$  e suas derivadas, para informação parcial posterior visando a montagem da matriz de estado do sistema global, será dada, portanto, por:

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_6 \\ \dot{x}_7 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ (T_{C1} - T_{C2})/T_{C2} & -1/T_{C2} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_6 \\ x_7 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -K_{RC} & +K_{RC} & K_{WC}K_{RC} \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_{dr} \\ I_{ref} \\ w_r \end{bmatrix} \quad (4.3.6)$$

Para completar a descrição espaço – estado, que constitui representação no domínio do tempo das equações associadas à operação do controlador de corrente, resta apresentar a variável de saída  $\alpha$  em função das variáveis de estado  $x_6$  e  $x_7$ . Isto já foi feito acima e é representado pela equação (4.3.4), repetida aqui na forma da equação (4.3.7). Vale ressaltar que desde que as equações (4.3.4) e (4.3.7) são lineares, elas podem relacionar as variáveis envolvidas ou ainda as variações destas grandezas em torno de um ponto de equilíbrio.

$$\alpha = \frac{T_{C1}}{T_{C2}} x_6 - \frac{1}{T_{C2}} x_7 \quad (4.3.7)$$

**4.5 – Modelagem do Sistema de Estabilização Suplementar na Malha do CCC:**

A representação adotada para o estabilizador suplementar do controle de corrente do Elo CC e que produz em sua saída um sinal adicional estabilizante  $V'_{sad}$  aplicado ao sistema de excitação do gerador é ilustrada através do diagrama de blocos da figura 4.5. Um sinal de velocidade de rotor ( $\omega_r$ ) dos geradores é encaminhado à estação retificadora e definido como sinal de entrada do estabilizador. A estrutura do controle é idêntica à do ESP mostrado no item 4.3 – Modelagem do Sistema de Estabilização Suplementar.

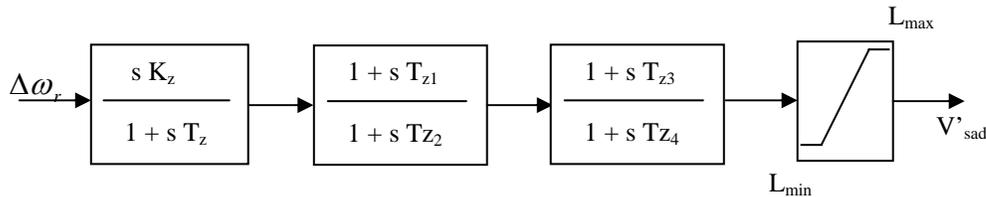


Fig. 4.5 - Diagrama de blocos do Estabilizador de Sistema de Potência do CCC .

**4.6 – Dados Utilizados na Representação do Sistema Elétrico Estudado:**

Apresentamos a seguir os dados utilizados no presente trabalho, em conjunto com os modelos para representação do gerador síncrono, de seu controle de excitação, do estabilizador de sistema de potência, do controle de corrente constante do conversor operando no modo retificador, da linha CC e dos conversores.

- ✓ **Gerador síncrono** (para cada unidade de pólos salientes)

$$X_d = 0,949; X_q = 0,678$$

$$X'_d = 0,317; X''_d = 0,252; X''_q = 0,252; X_e = 0,120$$

## MODELAGEM UTILIZADA

---

$$T'_{d0} = 8,500s; T''_{d0} = 0,090s; T''_{q0} = 0,190s$$

$$MVA = 737; D = 0,0; H = 5,389s$$

$$A_{ed} = 0,060; B = 5,840; d = 0,800$$

### **Regulador Automático de Tensão (RAT)**

$$K = 200; T = 0,05s; T_1 = 1,0s; T_2 = 4,0s$$

### **Estabilizador de Sistema de Potência (ESP)**

$$K_w = 80,4; T_w = 3,0s; T_{w1} = 0,210s; T_{w2} = 0,100s; T_{w3} = 0,210s; T_{w4} = 0,100s$$

### **Controle de corrente constante do Retificador (CCC)**

$$K_{RC} = 20,0; T_{C1} = 0,005s; T_{C2} = 0,001s; K_{WC} = 0,0$$

### **Linha de corrente contínua (modelo T com reator de alisamento incluído)**

$$R_R = 10,50\Omega; L_R = 1,232 \text{ H}; R_1 = 10,5\Omega; L_1 = 1,232\text{H}; C = 5,352\mu\text{F}$$

### **Conversores**

Número de pontes por bipolo: 8

Potência nominal CA por ponte: 449,0515 kVA

Tensão CA nominal: 127,4 kV

Reatância do transformador da ponte retificadora: 17,8%

Reatância do transformador da ponte inversora: 17,2%

Tape mínimo / tape máximo = 0,925 / 1,250 desvio do tape = 0,0125%

Alfa mínimo / alfa máximo = 12,5 graus / 17,5 graus

Frequência = 60,00 Hz

### **Parâmetros das linhas CA ( por circuito, para toda a sua extensão).**

Base 100 MVA, 750 kV

Barra		R	X	B
De	Para	(%)	(%)	(Mvar)

**MODELAGEM UTILIZADA**

4	7	0,21	2,70	5161,4
---	---	------	------	--------

Reatores por Barras (MVA)							
4	8	11	5	9	12	6	7
660	150	150	-	330	330	660	660

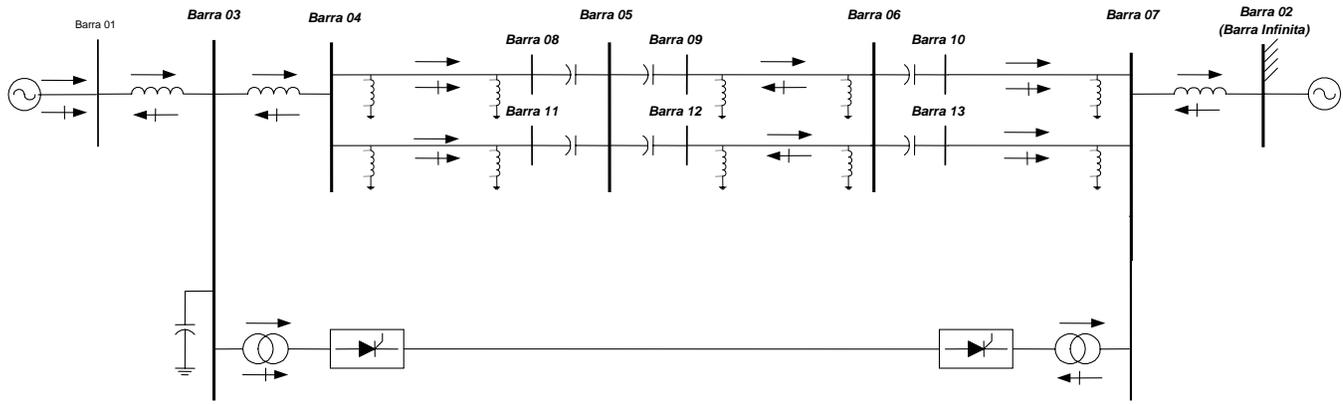


Fig. 4.6 - Diagrama do sistema elétrico estudado.

## CAPÍTULO 5

### ESTUDOS REALIZADOS

Este capítulo destina-se à apresentação dos resultados das simulações e à análise da estabilidade do sistema frente a pequenas perturbações, tendo como bases de apoio a determinação dos autovalores da matriz de estado do sistema global e o traçado do diagrama de lugar das raízes, o chamado “root-locus”.

#### **5.1 – Metodologia de Análise:**

O sistema de transmissão CA / CC paralelo estudado é composto por duas linhas de transmissão CA e dois bipolos conectando eletricamente duas estações conversoras CA / CC. O referido sistema interliga a geração no ponto emissor à barra infinita no extremo receptor.

A configuração adotada para esta análise caracteriza-se por apresentar problemas de instabilidade dinâmica inerentes ao sistema de corrente alternada na ausência de atuação de sinais estabilizadores de potência e sem o paralelismo do elo de corrente contínua.

A metodologia de análise aqui desenvolvida pode ser visualizada através do diagrama da figura 5.1 e pode ser dividida, praticamente, em três etapas:

A primeira etapa é caracterizada pela aquisição de dados de um fluxo de potência. Para isto foi utilizado um programa computacional, referência [25], que permite as simulações de fluxo de potência com a inclusão de elos de corrente contínua a dois terminais. Este programa gera um arquivo com a solução do fluxo de potência relativa ao sistema de transmissão e conversores, contendo os ângulos notáveis do retificador e do inversor e as tensões e os fluxos de potência dos lados CA e CC.

## ESTUDOS REALIZADOS

---

Na segunda etapa, aos dados do arquivo gerado pelo fluxo de potência são adicionados os dados dos geradores, do sistema de excitação, dos sinais adicionais estabilizantes e do controle de corrente do retificador. Com todos estes dados é montada a matriz do sistema global através de um código computacional escrito em FORTRAN.

A terceira etapa é realizada com o apoio do programa MATLAB, através do qual são calculados e analisados os autovalores da matriz de estado, os resíduos da função de transferência, obtidos os diagramas de lugar das raízes e é realizada a aplicação de uma perturbação (sinal do tipo degrau unitário) para a verificação das curvas de resposta no tempo do comportamento dinâmico do sistema linearizado no ponto de operação considerado.

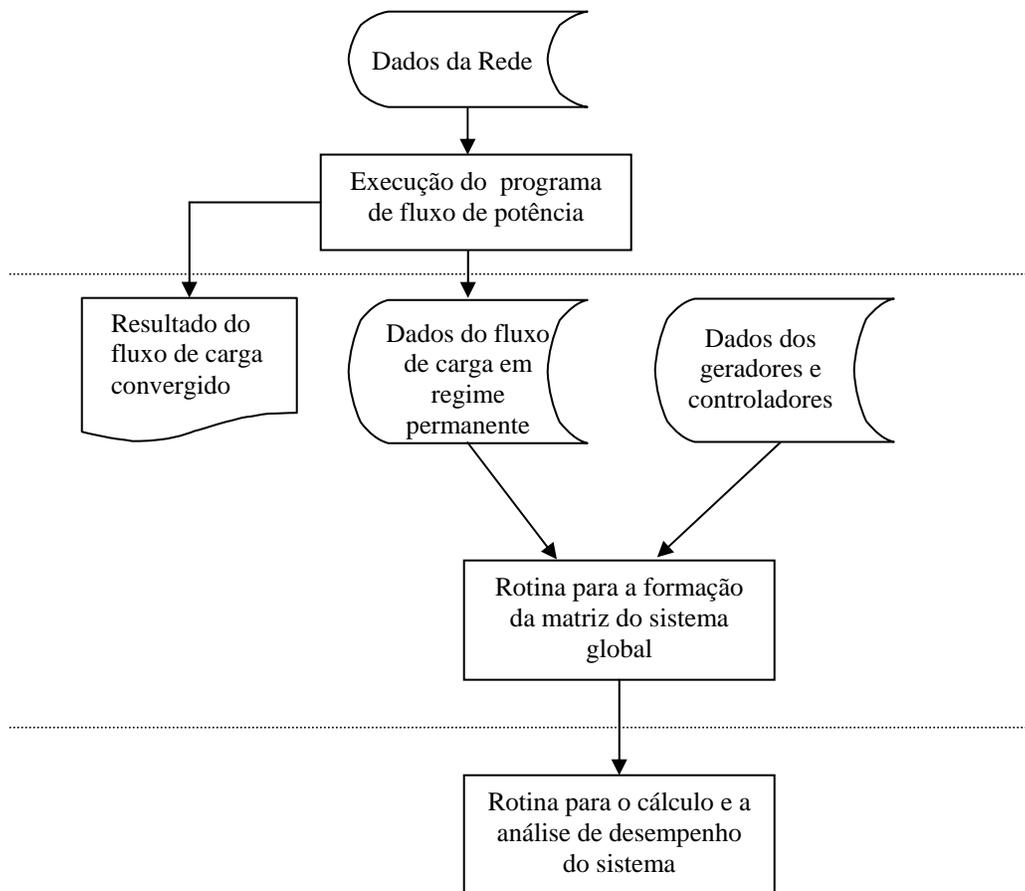


Fig. 5.1 - Fluxograma do sistema computacional utilizado.

## 5.2 – Sistema sem Elo CC:

### 5.2.1 – Efeito do Regulador Automático de Tensão (RAT) na Dinâmica do Sistema:

Analisaremos o caso com 2 circuitos paralelos na transmissão CA, 4 unidades geradoras (despacho de 2800 MW), sem a presença do elo CC, sem estabilizador de sistema de potência (ESP).

Para o caso em que o ganho do regulador é fixado em 600 pu / pu, foram obtidos os auto-valores da matriz de estado do sistema global em malha aberta (para a realimentação através do estabilizador de sistema de potência), como indicado na Tabela 5.1:

Tabela 5.1 – Autovalores do sistema em malha aberta (ganho do RAT = 600 pu / pu).

Autovalores	Amortecimento Relativo ( $\zeta$ )	Frequência (Hz)
-0,33	-	-
-1,05	-	-
<b>0,326 ± 6,39 i</b>	<b>0,05</b>	<b>1,01</b>
-6,84	-	-
-10,00	-	-
-10,00		
<b>-7,44 ± 8,79 i</b>	<b>0,64</b>	<b>1,39</b>
-18,1	-	-

Constatamos que o caso é dinamicamente instável para o modo eletromecânico, o primeiro dos modos oscilatórios (complexos conjugados). Este modo é caracterizado por  $\lambda = 0,326 \pm 6,39 i$ . Este efeito de instabilidade confirma o efeito desestabilizante associado aos sistemas de estático de resposta rápida. O outro modo oscilatório visualizado através do lugar das raízes (root-locus da figura 5.2 abaixo) é o denominado modo da excitatriz, caracterizado por  $\lambda = -7,44 \pm 8,79 i$ , e que se torna-se instável ao aumentarmos o ganho principal do regulador de tensão (RAT).

O efeito do fechamento da malha de realimentação aplicada ao sistema de excitação através do estabilizador de sistema de potência pode ser previsto pela observação do lugar das raízes. Enquanto é observado, como acima referido, a tendência à instabilidade do modo da excitatriz, também se verifica que o modo eletromecânico, inicialmente instável para ganho zero da realimentação, se torna estável para ganhos intermediários ao cruzar o eixo imaginário da direita para a esquerda. Este modo se dirige, para ganhos maiores, para o lado esquerdo do eixo real. Portanto, um dos modos oscilatórios instabiliza enquanto o outro se estabiliza.

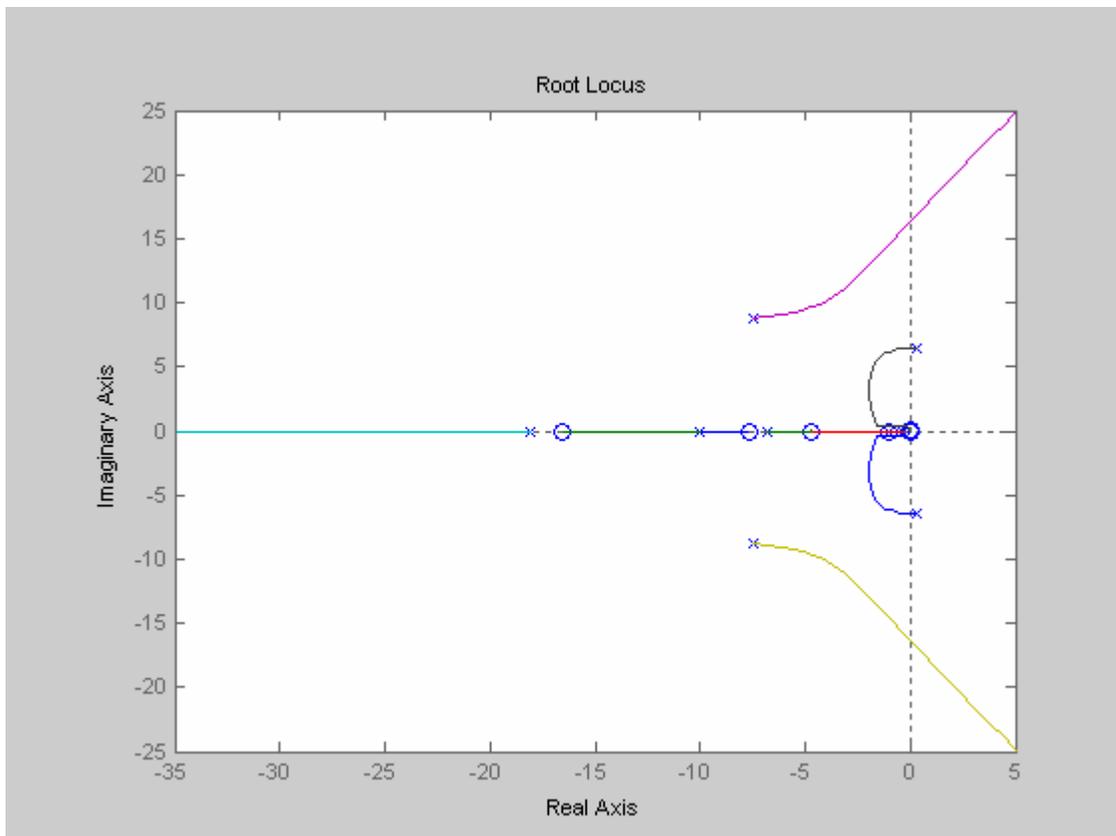


Fig. 5.2 - Lugar das raízes para a malha de regulação de tensão com realimentação através do estabilizador de sistema de potência (ESP).

Para a confecção do diagrama de lugar das raízes acima, foi utilizada a seguinte função de transferência em malha aberta: entrada  $\rightarrow \Delta V_{ref}$  e saída  $\rightarrow \Delta V_{sad}$ , conforme demonstração da figura 5.3 abaixo que representa a função de transferência do regulador de

tensão e do estabilizador, respectivamente. As funções  $F_1(s)$  e  $F_2(s)$  relacionam, respectivamente, a tensão de campo com a tensão terminal e a tensão de campo com a variável utilizada como sinal de saída do estabilizador, que no caso em questão é  $\Delta\omega_r$ .

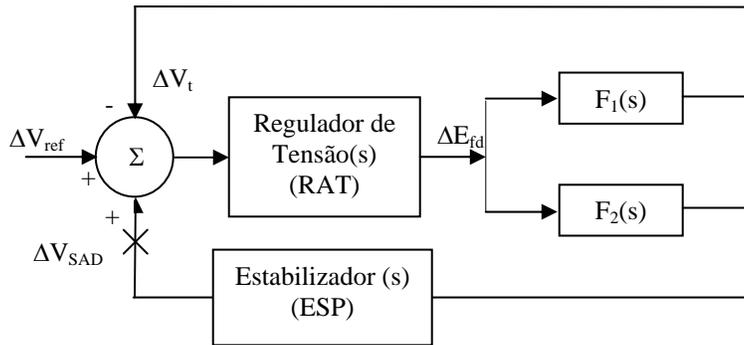


Fig. 5.3 - Modelo linearizado representando a malha do regulador de tensão do gerador.

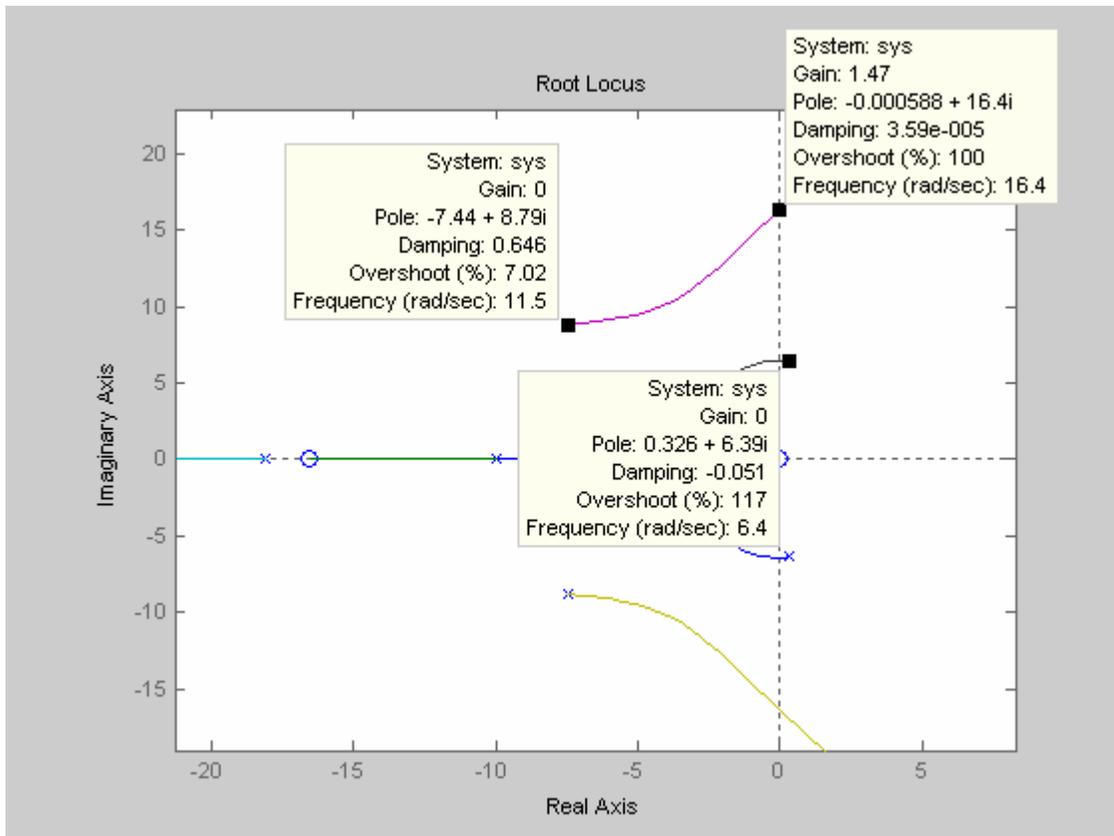


Fig. 5.4 - Posicionamento dos modos da excitatriz e eletromecânico para diferentes ganhos relativos de malha fechada, como referido no texto.

A Figura 5.4 acima apresenta informações (os três quadrados em destaque) a respeito de ambos os modos da excitatriz e eletromecânico, em caso de ganho zero. Esta situação reflete a condição de malha aberta. Para o modo da excitatriz, também é indicado seu posicionamento na condição marginalmente estável de malha fechada através do estabilizador de sistema de potência (ESP).

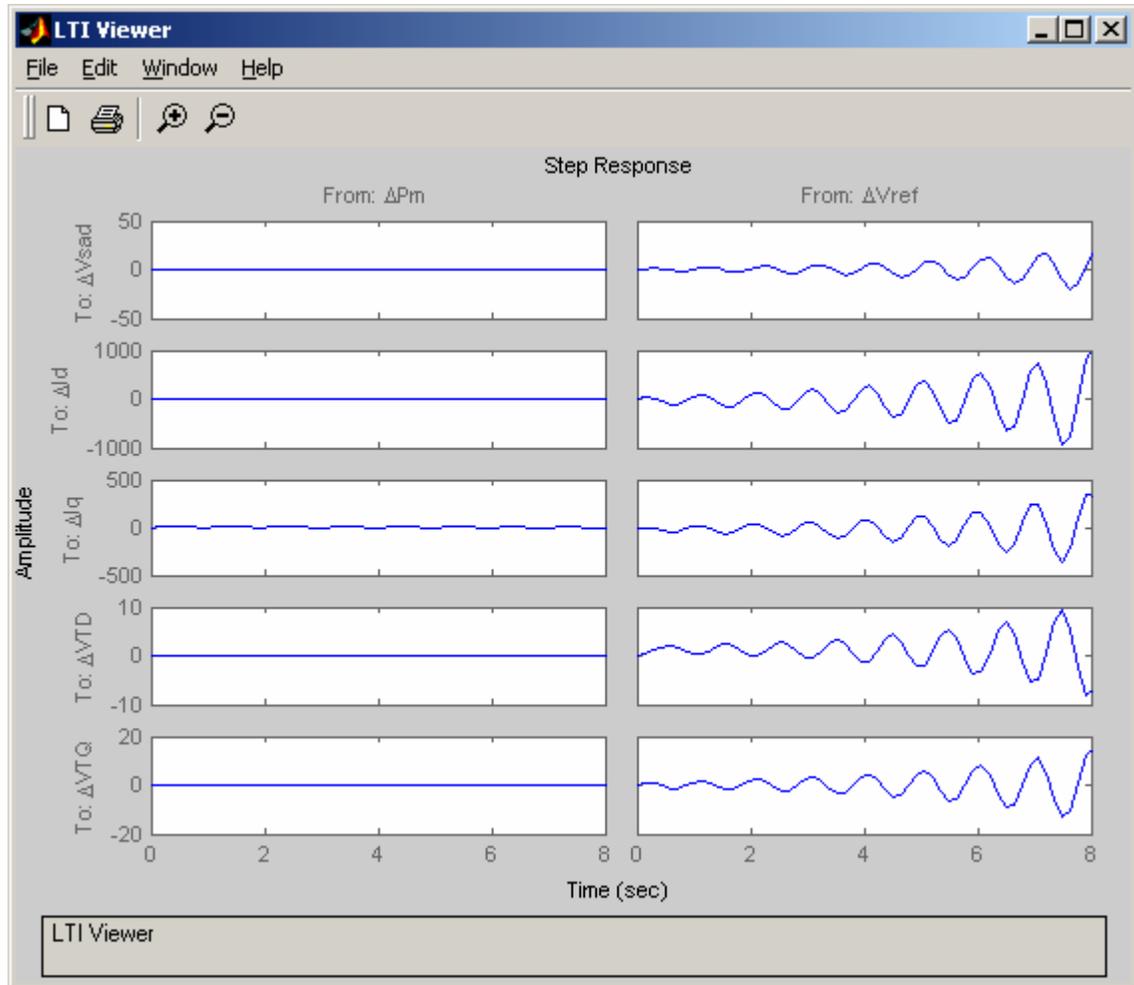


Fig. 5.5 - Curvas de resposta no tempo do comportamento dinâmico do sistema, linearizado no ponto de operação considerado.

A figura 5.5 acima apresenta curvas de resposta no tempo do comportamento dinâmico do sistema em malha aberta (realimentação através do estabilizador de sistema de potência), linearizado no ponto de operação considerado, para ganho  $K = 600 pu / pu$ . Este

## ESTUDOS REALIZADOS

---

é um valor relativamente alto. Uma perturbação do tipo degrau unitário foi aplicada às duas variáveis de entrada do vetor de entrada  $u(t)$  do sistema, onde  $u(t) = [u_1, u_2]t = [\Delta P_m, \Delta V_{ref}]t$  (ver item 3.4 do capítulo 3). Podemos observar claramente o comportamento do modo de oscilação instável de frequência aproximadamente 1 Hz associado ao autovalor:  $\lambda = 0,326 \pm 6,39 i$ .

As curvas indicadas do lado esquerdo da Figura 5.5 representam a resposta de desvio nas variáveis algébricas  $\Delta V_{sad}, \Delta I_d, \Delta I_q, \Delta V_{tD}, \Delta V_{tQ}$  à aplicação de desvio na potência mecânica, enquanto a resposta das mesmas variáveis à aplicação de desvio na tensão de referência do sistema de excitação aparecem do lado direito. As variáveis algébricas indicadas representam, respectivamente, a tensão de saída do estabilizador de potência e as componentes de eixo direto e de quadratura da corrente de estator e da tensão terminal do gerador.

Ao reduzirmos o ganho do regulador automático de tensão (RAT) para 200, percebemos deslocamento sensível do modo da excitatriz ( $-7,79 \pm 2,25 i$ ), conforme podemos observar na tabela 5.2 abaixo.

Tabela 5.2 – Autovalores do sistema em malha aberta (ganho do RAT = 200 pu / pu).

Autovalores	Amorteci- mento( $\zeta$ )	Frequência (Hz)
-0,33	-	-
-1,22	-	-
-4,78	-	-
<b>0,251 ± 5,68 i</b>	<b>0,04</b>	<b>0,904</b>
<b>-7,79 ± 2,25 i</b>	<b>0,96</b>	<b>0,358</b>
-10,00	-	-
-10	-	-
-19,1	-	-

ESTUDOS REALIZADOS

---

A tabela 5.3 indicada a seguir apresenta resultados comparativos para os dois ganhos do regulador automático de tensão (RAT) anteriormente mencionados.

Tabela 5.3 – Comparação dos resultados em função da variação no ganho do RAT.

RAT = 600			RAT = 200		
Autovalores	Amortecimento ( $\zeta$ )	Frequência (Hz)	Autovalores	Amortecimento ( $\zeta$ )	Frequência (Hz)
-0,33	-	-	-0,33	-	-
-1,05	-	-	-1,22	-	-
<b><math>0,326 \pm 6,39 i</math></b>	<b>0,05</b>	<b>1,01</b>	<b><math>0,251 \pm 5,68 i</math></b>	<b>0,04</b>	<b>0,904</b>
-6,84	-	-	-4,78	-	-
-10,00	-	-	-10,00	-	-
-10,00	-	-	-10,00	-	-
<b><math>-7,44 \pm 8,79 i</math></b>	<b>0,64</b>	<b>1,39</b>	<b><math>-7,79 \pm 2,25 i</math></b>	<b>0,96</b>	<b>0,358</b>
-18,1	-	-	-19,1	-	-

A figura 5.6, indicada na página seguinte, confirma a análise feita através dos autovalores e nos mostra que a redução do ganho do regulador de tensão resulta em um modo eletromecânico menos instável (menor amortecimento negativo).

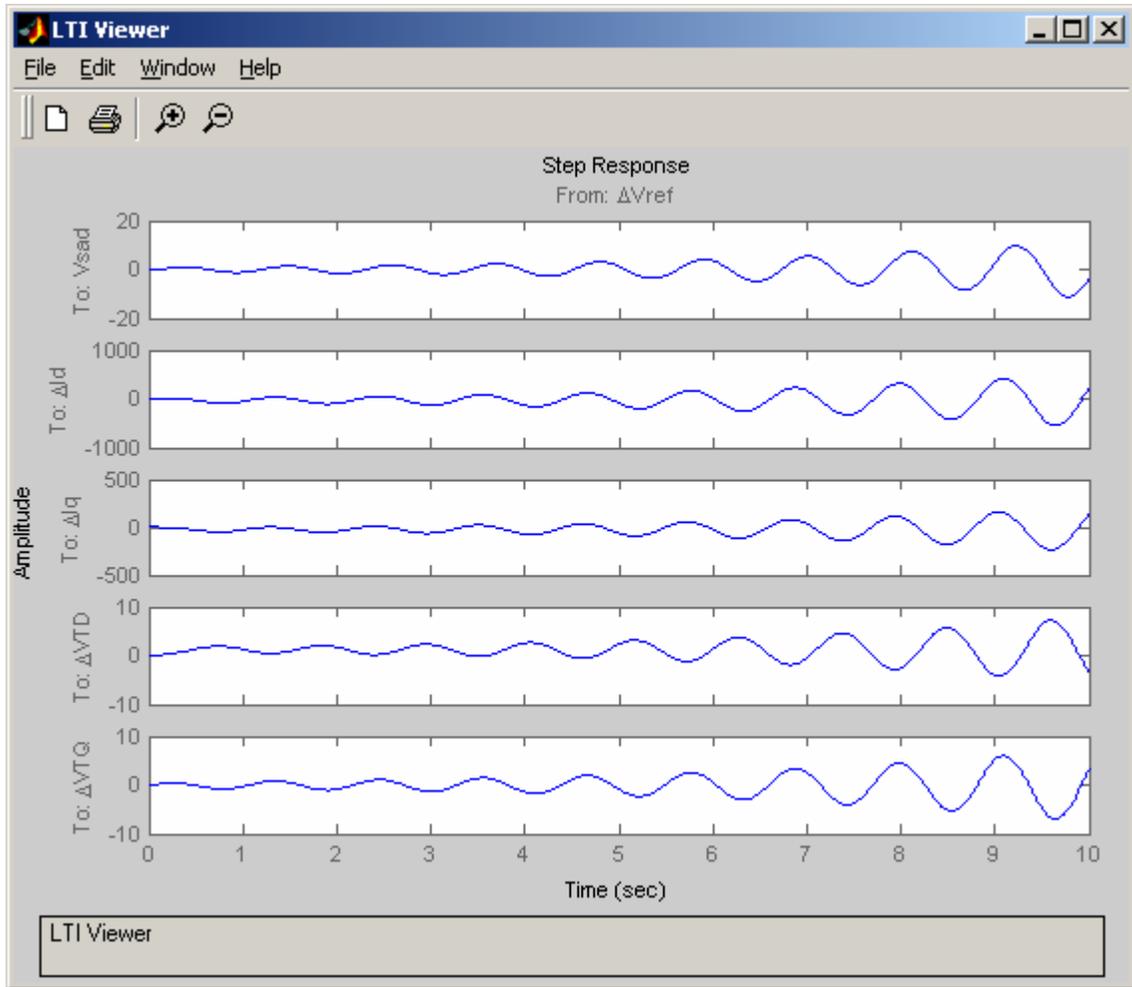


Fig. 5.6 - Curvas de resposta no tempo do comportamento dinâmico do sistema, linearizado no ponto de operação considerado (ganho do RAT = 200 pu / pu).

**5.2.2 – Ajuste do Estabilizador Suplementar de Potência do Regulador Automático de Tensão (RAT):**

Ajuste atual:

**Estabilizador de Sistema de Potência (ESP)**

$K_w = 80,4$ ;  $T_w = 3,0s$ ;  $T_{w1} = 0,210s$ ;  $T_{w2} = 0,100s$ ;  $T_{w3} = 0,210s$ ;  $T_{w4} = 0,100s$

Através da análise dos autovalores informados na tabela 5.3 acima, podemos

constatar que o caso é dinamicamente instável para o modo eletromecânico,  $\lambda = 0,251 \pm 5,68 i$ , quando o estabilizador de sistema de potência (ESP) acima referido apresenta ganho zero ou seja, quando a realimentação através deste se encontra aberta. Isto é indicado no diagrama do lugar das raízes da figura 5.7 abaixo, obtido para as mesmas condições fixadas no diagrama da figura 5.3, só que agora com o ganho do regulador automático de tensão (RAT) igual a 200 pu/pu.

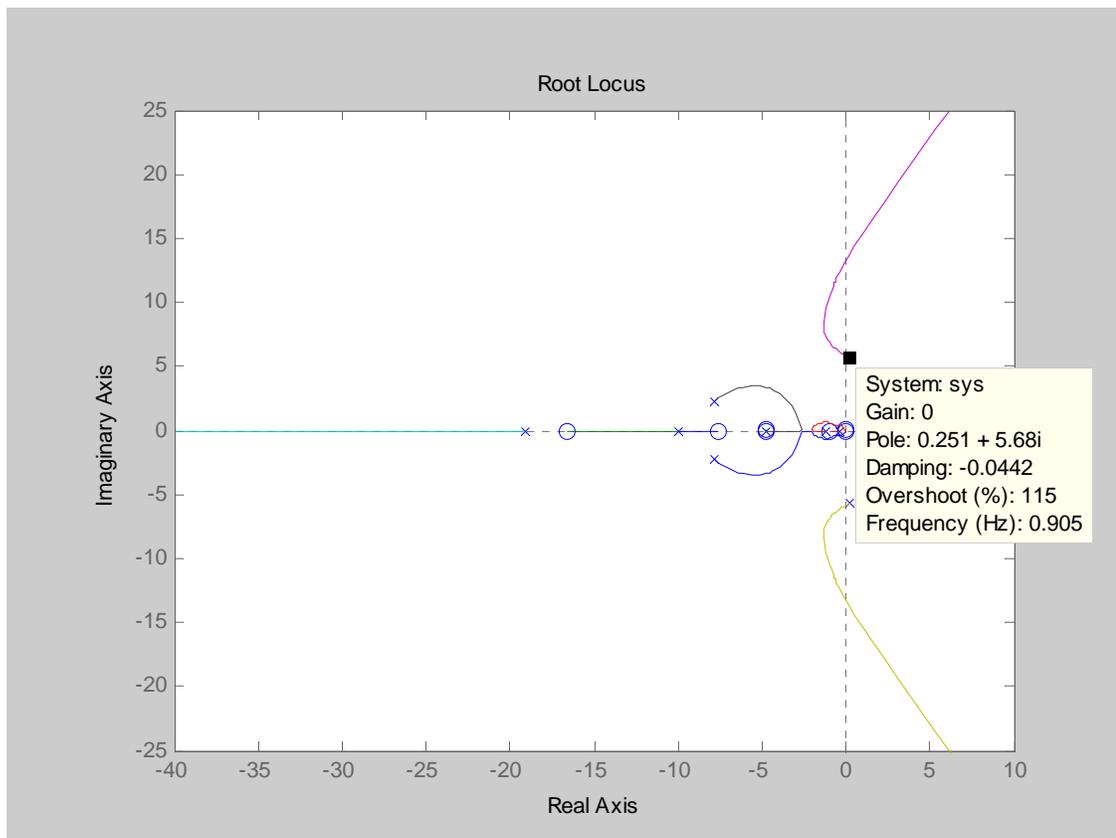


Fig. 5.7 - Diagrama do lugar das raízes para ganho do RAT = 200 pu/pu.

A partir das informações obtidas pelos resíduos, pode-se avaliar o deslocamento de autovalores no plano complexo, resultante do fechamento de uma malha de realimentação de ganho incremental (ver Apêndice B). Através da análise dos resíduos apresentados na tabela 5.4, concluímos que para o cálculo das constantes de tempo  $T_{w1}$  e  $T_{w2}$  do estabilizador de sistema de potência (ESP), será utilizado o resíduo em negrito.

Tabela 5.4 – Resíduos da função de transferência a malha aberta para o RAT.

Resíduos
$7,28 \times 10^{-14}$
$-1,54 \times 10^{-14} \pm 2,42 \times 10^{-14} i$
<b><math>5,79 \times 10^{-3} \pm 6,49 \times 10^{-3}</math></b>
$1,09 \times 10^{-3} \pm 5,59 \times 10^{-3}$
$-1,477 \times 10^{-2}$
$2,88 \times 10^{-4}$

Portanto para o ângulo do bloco avanço-atraso, temos:

$$\phi_n = \operatorname{tg}^{-1}\left(\frac{0,006492}{0,0057917}\right) = 48,26^\circ$$

O bloco washout geralmente tem seus parâmetros situados entre 1s e 10s, para este caso está sendo considerado  $T_w = 3s$ . A frequência do modo eletromecânico, como visto anteriormente é de 5,6779 rd/s, portanto para o cálculo do ângulo de avanço do washout temos:

$$\alpha = 90 - \operatorname{tg}^{-1}(5,6779 \times 3) = 3,35^\circ$$

Para ângulos de compensação grandes é conveniente a utilização de mais de um bloco avanço-atraso para que cada um deles seja responsável por uma parte da compensação de fase. Utilizando dois blocos avanço-atraso, o novo ângulo passa a ser  $\alpha = 22,45^\circ$ .

$$\phi_n = \left(\frac{48,26 - 3,35}{2}\right) = 22,45^\circ \therefore$$

$$a = \left(\frac{1 + \operatorname{sen}(\phi)}{1 - \operatorname{sen}(\phi)}\right) = 2,23 \therefore$$

$$\omega = \frac{1}{T\sqrt{a}} \therefore$$

$$T_{w2} = T = \frac{1}{\omega\sqrt{a}} \therefore T_{w2} = 0,1178 \text{ s}$$

$$T_{w1} = aT_{w2} \therefore T_{w1} = 0,2633 \text{ s}$$

Portanto, o ajuste calculado é  $T_{w1} = T_{w3} = 0,2633 \text{ s}$  e  $T_{w2} = T_{w4} = 0,1178 \text{ s}$ . Este resultado foi obtido e o lugar das raízes refeito com este ajuste. Observando este novo lugar das raízes, resolveu-se, entretanto, considerar uma margem de fase um pouco maior para ajuste do estabilizador de sistema de potência (ESP). Desta forma, o ajuste final ficou sendo dado por  $T_{w1} = T_{w3} = 0,3 \text{ s}$  e  $T_{w2} = T_{w4} = 0,1 \text{ s}$ .

De posse destes novos ajustes, traçaremos novo diagrama do lugar das raízes para determinar a condição marginal de estabilidade do estabilizador de sistema de potência (ESP), conforme podemos observar na figura 5.8 que apresenta o diagrama do lugar das raízes da função de transferência em malha aberta  $\Delta V_{sad} / \Delta V_{ref}$ .

A figura 5.9 é um detalhamento de parte do diagrama da figura 5.8 onde estão destacados os pontos de máximo amortecimento e o ganho relativo para a condição marginal de estabilidade.

Verificando o valor do ganho relativo no ponto de cruzamento do eixo imaginário com o apoio do gráfico do lugar das raízes da figura 5.9, obtém-se a condição marginal de estabilidade do modo eletromecânico, dado  $K = 2,39 \times 80,4 = 192,15$ , onde 2,39 representa o ganho relativo extraído do programa de cálculo do lugar das raízes e 80,4 o ganho do estabilizador de potência (definido originalmente no arquivo de dados e utilizado na montagem da matriz de estado do sistema global em malha aberta do sistema de excitação através do estabilizador de sistema de potência).

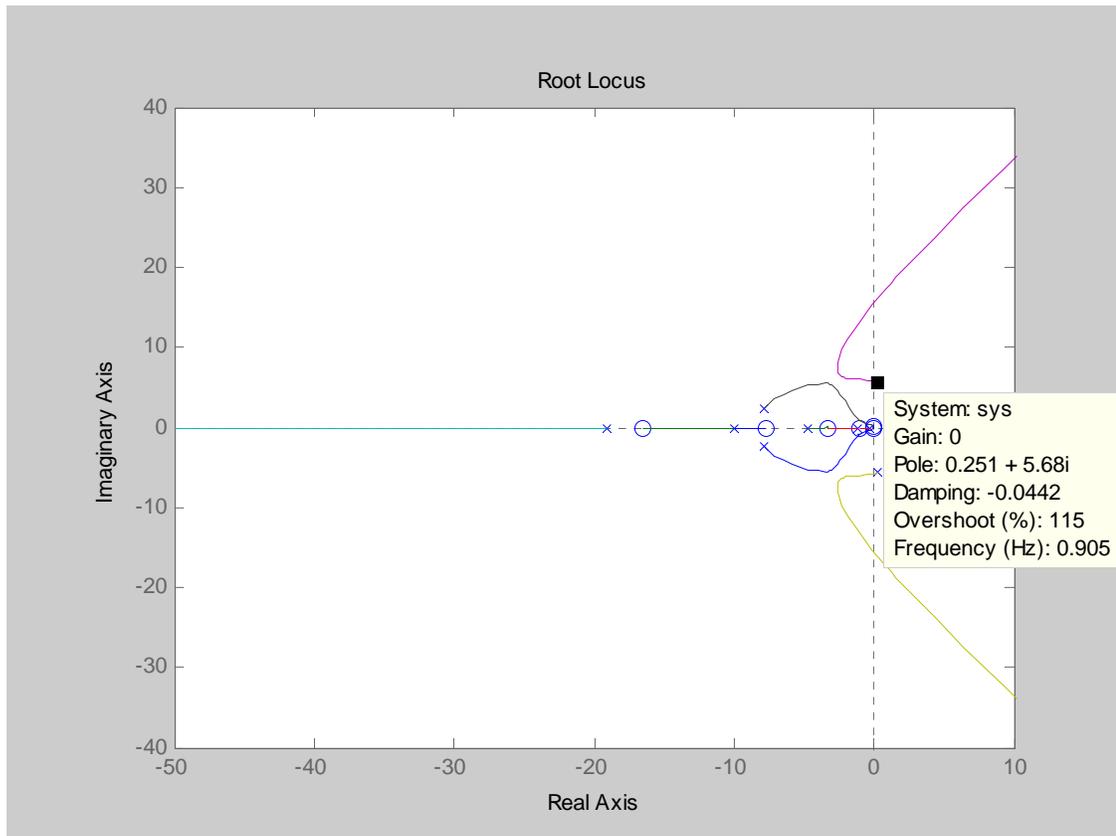


Fig. 5.8 - Lugar das raízes para ganho do RAT = 200 pu/pu. ESP com ajuste final.

Com o auxílio do diagrama do lugar das raízes da figura 5.9, verificamos que para o ponto de máximo amortecimento ( $\zeta = 0,348$ ) o ganho relativo do estabilizador de sistema de potência é de  $K = 0,344$ , o que indica que ainda é possível uma redução no ganho do estabilizador de potência (definido originalmente no arquivo de dados e utilizado na montagem da matriz de estado do sistema global em malha aberta do sistema de excitação através do estabilizador de sistema de potência) para  $K_w = 0,344 \times 80,4 = 27,66$ .

Diante destes resultados, o ajuste do estabilizador de sistema de potência otimizado a ser utilizado daqui por diante nas simulações de estudo passa a ser:

$$K_w = 27,66; T_w = 3,0 \text{ s}; T_{w1} = T_{w3} = 0,3 \text{ s} \text{ e } T_{w2} = T_{w4} = 0,1 \text{ s}.$$

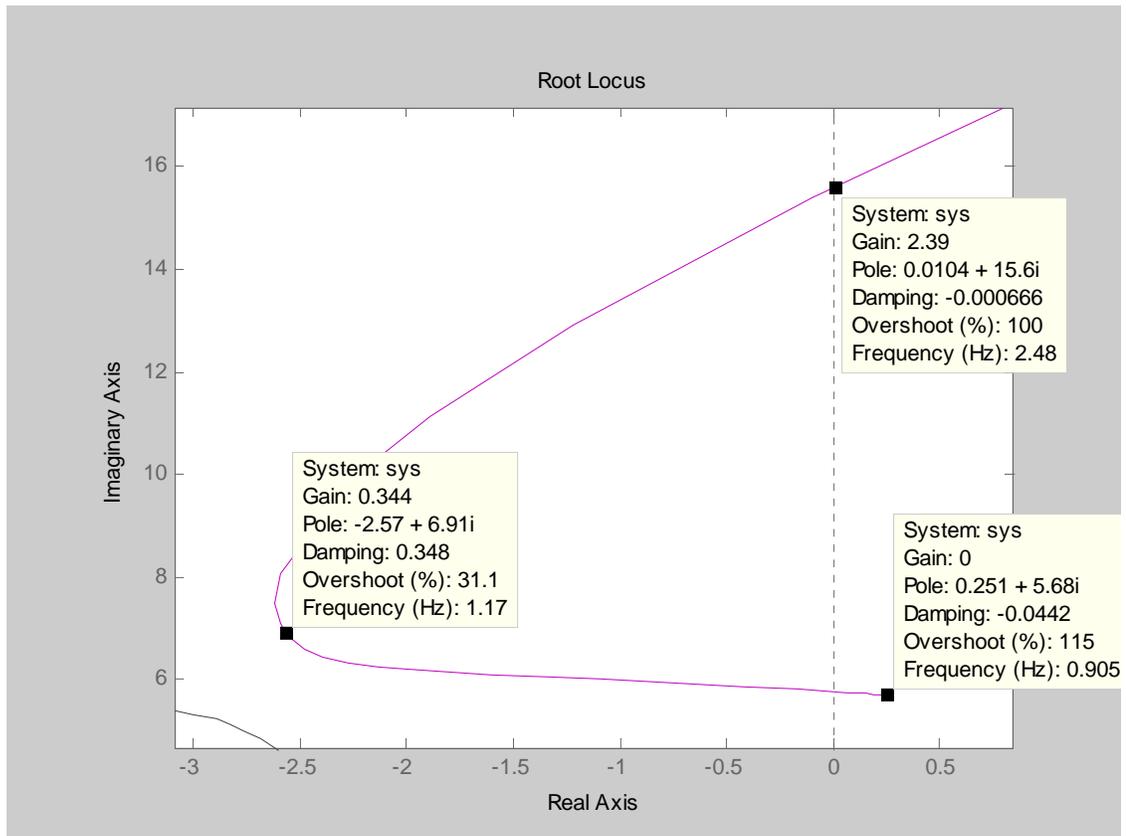


Fig. 5.9 - Diagrama do lugar das raízes, com detalhe de parte do diagrama da fig. 5.8.

A figura 5.10 abaixo apresenta curvas de resposta no tempo do comportamento dinâmico do sistema em malha fechada (realimentação através do estabilizador de sistema de potência), linearizado no ponto de operação considerado, de maneira similar ao que já foi apresentado na figura 5.5.

Através da análise das curvas abaixo indicadas constatamos a estabilização do modo de oscilação instável 0,9 Hz associado ao modo eletromecânico  $\lambda = 0,251 \pm 5,68 i$  frente a pequenas perturbações.

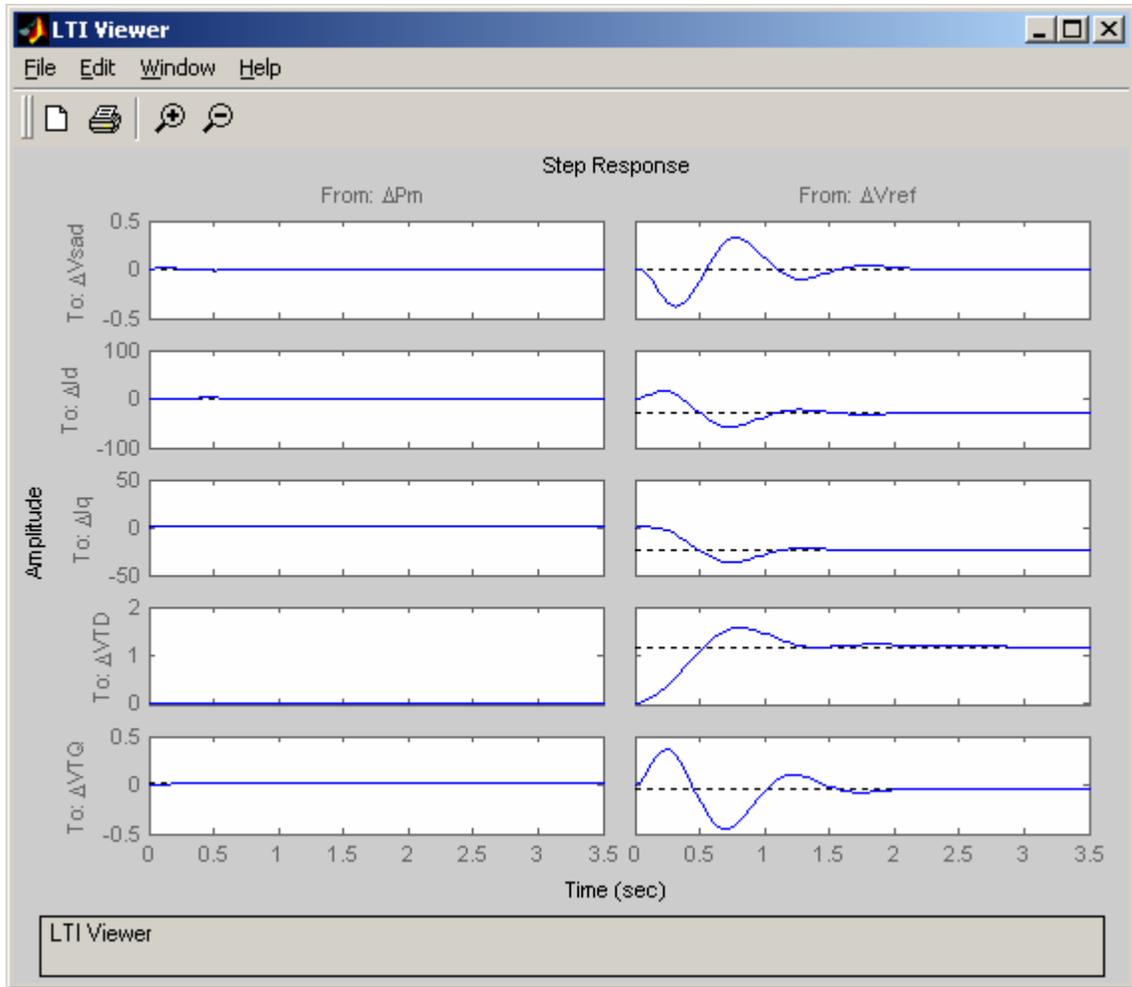


Fig. 5.10 - Curvas de resposta no tempo do comportamento dinâmico do sistema, linearizado no ponto de operação, considerando a malha do ESP fechada.

### **5.3 – Sistema com Um Bipolo Ligado:**

#### **5.3.1 – Efeito do Elo de Corrente Contínua na Dinâmica do Sistema:**

Para fins de comparação, repetiremos os mesmos procedimentos de análise realizados anteriormente, mas agora considerando o sistema com a presença do elo de corrente contínua. Por comparação, verificaremos a sua influência na dinâmica do sistema.

## ESTUDOS REALIZADOS

Considerando o ganho do regulador fixado em 200 pu / pu e o ajuste otimizado do estabilizador de sistema de potência definido no item anterior, foram obtidos os autovalores da matriz de estado do sistema global, em malha aberta para a realimentação através do estabilizador de sistema de potência:

Tabela 5.5 – Autovalores da matriz de estado do sistema global, em malha aberta, com a presença de um bipolo de corrente contínua.

Autovalores	Amortecimento Relativo ( $\zeta$ )	Frequência (Hz)
-0,25	-	-
-0,33	-	-
-0,38		
-4,93		
-9,94		
<b>-2,16 ± 9,77 i</b>	<b>21,60</b>	<b>1,55</b>
-14,00	-	-
-20,00	-	-
-51,7		
-51,7		
-57,4		
<b>-29,6 ± 543 i</b>	<b>5,44</b>	<b>86,42</b>
-998	-	-

Através da análise dos autovalores expressos na tabela 5.5 acima, constatou-se que:

1. Não há nenhum autovalor no semiplano complexo da direita, como visto anteriormente para o caso sem a presença do elo de corrente contínua, ou seja, a simples presença de um elo de corrente contínua em paralelo com o sistema de transmissão CA, estabilizou o modo eletromecânico que antes era instável em malha aberta. Com a presença do elo CC, este modo passou a ser estável também em malha aberta. Vale ressaltar que se transmissão CA adicional fosse considerada, a geração de potência duplicada (o caso de fluxo de potência com o elo apresenta geração de 5600 MW enquanto que sem elo a geração era de 2800 MW) implicaria em uma duplicação da transmissão CA e o mesmo posicionamento instável do modo eletromecânico. Portanto,

considerando apenas um bipolo, resultou em melhoria no comportamento dinâmico do modo eletromecânico superior ao que seria obtido com expansão da transmissão em corrente alternada. Vale ressaltar que, normalmente, se considera a equivalência de um circuito de transmissão CA por bipolo CC

2. O aparecimento do modo de oscilação de frequência  $f = 86,42 \text{ Hz}$ , referente a linha do elo de corrente contínua, associado ao autovalor  $\lambda = -29,6 \pm 543 i$ .
3. A presença do elo de corrente contínua contribuiu decisivamente para o aumento da frequência  $f = 1,55 \text{ Hz}$  do modo de oscilação eletromecânico associado ao autovalor  $\lambda = -2,16 \pm 9,77 i$ , lembrando que anteriormente a frequência de oscilação era de  $f = 0,90 \text{ Hz}$ . O comportamento do gerador na frequência mais alta foi no sentido de aumento de amortecimento do referido modo, mesmo na ausência do estabilizador de sistema de potência ( $\zeta = 0,216$ ).
4. A presença do elo de corrente contínua fez com que o modo da excitatriz passasse a ser real.

Na figura 5.11 abaixo é apresentado o diagrama de lugar das raízes que foi confeccionado utilizando a função de transferência em malha aberta  $GH(s) = V_{sad}(s) / V_{ref}(s)$  (malha da excitação, com o ESP em aberto) destacando o modo de resposta do elo de corrente contínua.



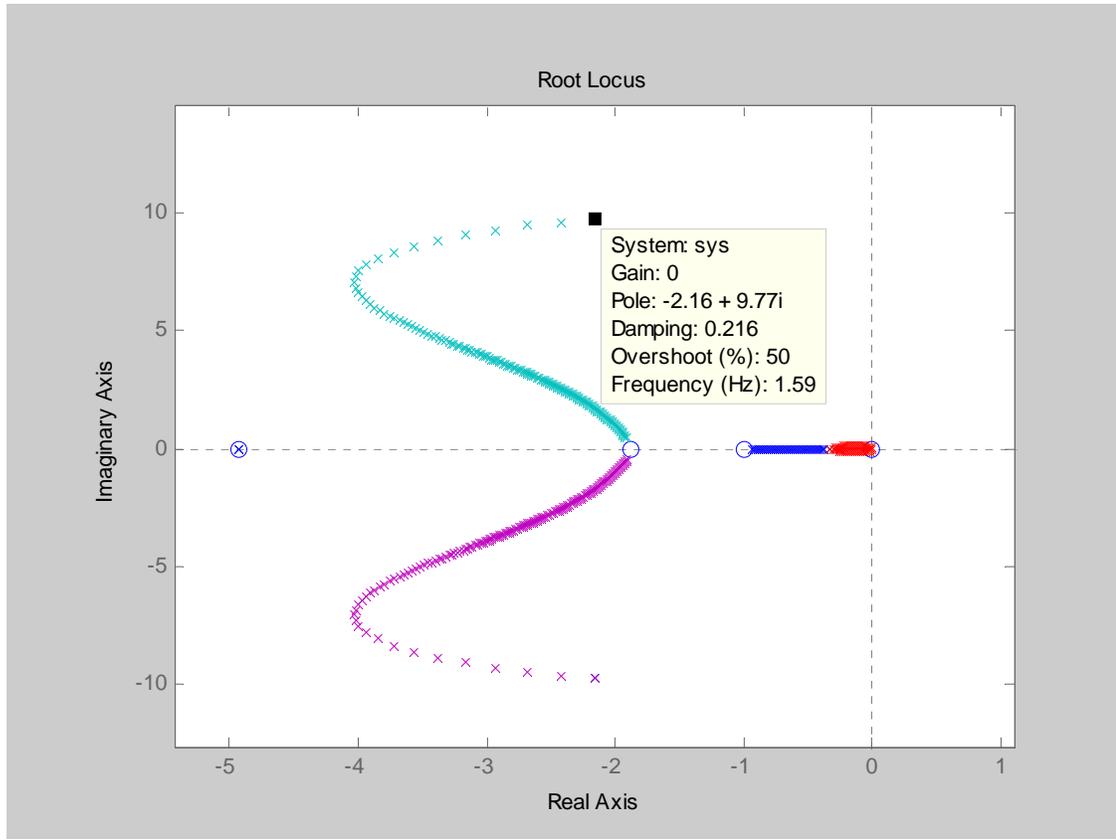


Fig. 5.12 - Diagrama do lugar das raízes, com detalhe de parte do diagrama da fig. 5.11, onde é destacado o modo eletromecânico.

A curva indicada na figura 5.13 abaixo, representa a resposta de desvio na variável algébrica  $\Delta V_{DR}$  à aplicação de desvio na corrente de referência  $I_{ref}$ . Utilizando-se a escala de tempo reduzida (0 a 0,05s), podemos observar o modo de oscilação da linha CC. A variável algébrica indicada representa a tensão na linha CC no terminal do retificador. Pode-se confirmar o amortecimento relativamente baixo ( $\zeta = 0,0544$ ) do modo da linha CC  $(-29,6 + 543,1i)$ , na frequência  $f = 86,42 \text{ Hz}$ .



Fig. 5.13 - Aplicação de um degrau unitário em  $I_{ref}$ .

**5.3.2 – Efeito do Estabilizador de Sistema de Potência de  $\Delta\omega$  aplicado ao RAT:**

A partir das informações obtidas pelos resíduos da função de transferência de  $G(s) = \Delta\omega(s) / V_{ref}(s)$  pode-se avaliar o deslocamento de autovalores no plano complexo, resultante do fechamento de uma malha de realimentação de ganho incremental (ver Apêndice B). Através da análise dos resíduos apresentados na tabela 5.6, concluímos que para o cálculo das constantes de tempo  $T_{w1}$  e  $T_{w2}$  do estabilizador de sistema de potência, será utilizado o resíduo  $4,14 \times 10^{-2} \pm 3,65 \times 10^{-2} i$ .

Tabela 5.6 – Resíduos da função de transferência de malha aberta para o RAT, com a presença de um bipolo de corrente contínua.

Resíduos
$2,02 \times 10^{-14}$
$-2,61 \times 10^{-14} \pm 3,01 \times 10^{-14} i$
$3,63 \times 10^{-11}$
$-3,59 \times 10^{-2}$
$2,09 \times 10^{-10}$
$-1,23 \times 10^{-2}$
$9,57 \times 10^{-4}$
<b><math>4,14 \times 10^{-2} \pm 3,65 \times 10^{-2} i</math></b>
$-6,59 \times 10^{-2}$
$8,85 \times 10^{-15}$
$-2,51 \times 10^{-2}$
$2,15 \times 10^{-14}$
$1,96 \times 10^{-2}$

Portanto, para o ângulo do bloco avanço-atraso, temos:

$$\phi_n = \operatorname{tg}^{-1}\left(\frac{0,0036588}{0,0414}\right) = 41,46^\circ$$

A constante de tempo do bloco washout geralmente é fixada entre 1 e 10 s, para este caso está sendo considerado  $T_w = 3$  s. A frequência do modo eletromecânico, como visto anteriormente é de 9,7668 rd/s. Portanto, para o cálculo do ângulo de avanço do washout temos:

$$\alpha = 90 - \operatorname{tg}^{-1}(9,7668 \times 3) = 1,95^\circ$$

Para ângulos de compensação grandes, é conveniente a utilização de mais de um bloco avanço-atraso para que cada um deles seja responsável por uma parte da compensação de fase. Utilizando dois blocos avanço-atraso, o novo ângulo passa a ser  $\alpha = 20,73^\circ$ .

$$\phi_n = \left(\frac{180 - 41,46 - 1,95}{2}\right) = 68,28^\circ \therefore$$

$$a = \left( \frac{1 + \text{sen}(\phi)}{1 - \text{sen}(\phi)} \right) = 27,19 \therefore$$

$$\omega = \frac{1}{T\sqrt{a}} \therefore$$

$$T_{w2} = T = \frac{1}{\omega\sqrt{a}} \therefore T_{w2} = 0,01935 \text{ s}$$

$$T_{w1} = aT_{w2} \therefore T_{w1} = 0,53390 \text{ s}$$

Portanto, o ajuste calculado é  $T_{w1} = T_{w3} = 0,53390 \text{ s}$  e  $T_{w2} = T_{w4} = 0,01935 \text{ s}$ . Este projeto não se revelou satisfatório em função do efeito de outra raiz próxima do autovalor considerado.

Com o elo CC ligado, observamos a necessidade de um grande avanço de fase, o que conduz a um valor de “a” muito superior a 1.

Com os ajustes de estes valores de  $T_{w1}$  e  $T_{w2}$ , ocorreu redução na frequência do modo eletromecânico. Desta forma, reduzimos “a” para 7, com  $T_{w1} = 0,21$  e  $T_{w2} = 0,03$ , obtendo-se um ajuste adequado.

Verificamos ainda que na condição de ganho zero, ou seja, para o pólo  $-2,16 + 9,77i$  e amortecimento  $\zeta = 0,216$  (ver figura 5.14 abaixo), ou seja, para a configuração do sistema e despacho de geração especificados, não há necessidade do uso de estabilizadores de sistema de potência quando o elo de corrente contínua é considerado.

Para o valor do ganho no ponto de cruzamento do eixo imaginário, obtém-se a condição marginal de estabilidade do modo eletromecânico quando o ESP é ligado. Ela é dada por  $K = 15,3 \times 27,66 = 423,2$  para a frequência  $f = 6,39 \text{ Hz}$ , onde 15,3 representa o ganho relativo extraído do programa de cálculo do lugar das raízes e 27,66 o ganho do estabilizador de potência (definido originalmente no arquivo de dados e utilizado na montagem da matriz de estado do sistema global em malha aberta do sistema de excitação

através do estabilizador de sistema de potência).

A condição de amortecimento máximo  $\zeta = 0,631$  é obtida para o pólo  $-9,1 + 11,2i$  e ganho do estabilizador de sistema de potência  $K = 1,42 \times 27,66 = 39,27$ . Tal amortecimento ( $\zeta = 0,6$ , para ganho  $1,36 \times 27,66 = 37,61$  e modo eletromecânico  $\lambda = 8,01 + 10,7i$ ) parece excessivo, porém pode ser considerado útil para utilização em condições mais desfavoráveis do modo eletromecânico, quando considerando transferências de potências maiores pela rede de transmissão CA e apenas um bipolo de transmissão CC.

A figura 5.14 abaixo apresenta os valores do ganho no limiar da estabilidade, na condição de máximo amortecimento e na condição de amortecimento recomendável e, ainda, o posicionamento do modo eletromecânico na condição de ganho zero.

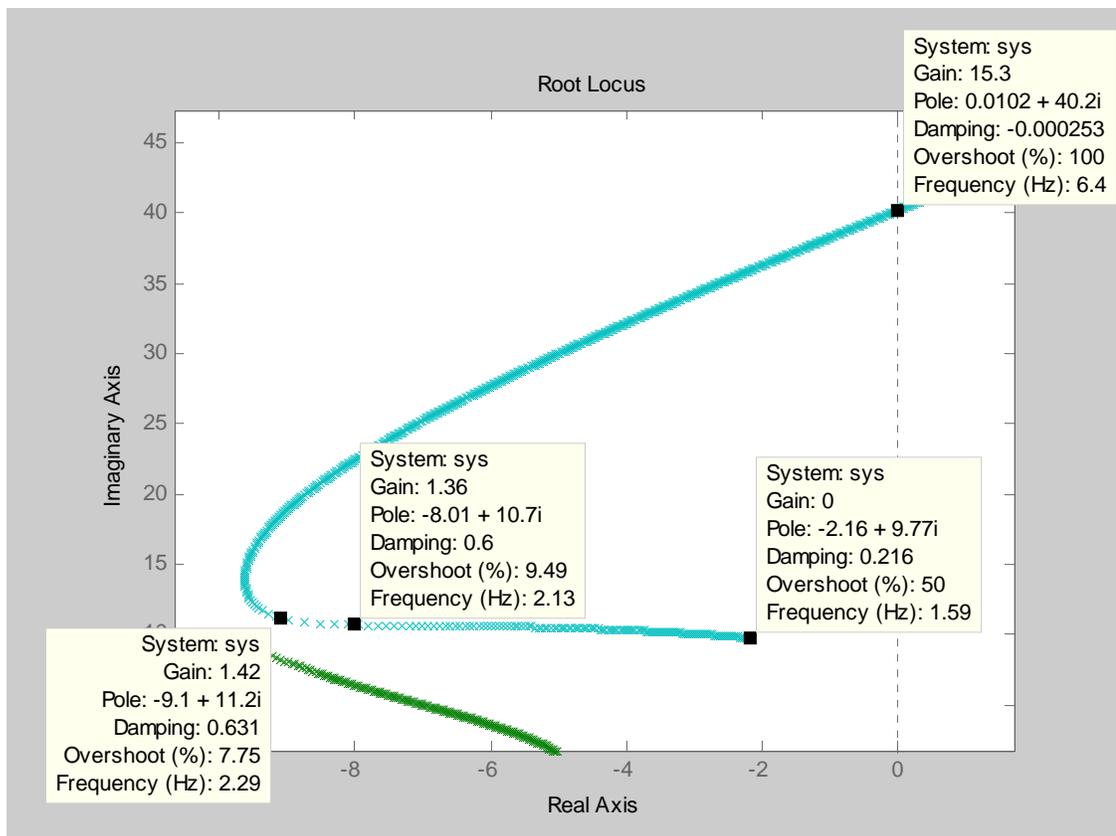


Fig. 5.14 - Lugar das raízes utilizando a função de transferência em malha aberta

$$GH(s) = V_{sad}(s) / V_{ref}(s).$$

**5.3.3 – Efeito do Estabilizador de Sistema de Potência de  $\Delta\omega$ , aplicado ao CCC:**

Os autovalores da matriz de estado do sistema global, em malha aberta para a realimentação através do estabilizador de sistema de potência de  $\Delta\omega$ , aplicado ao controle de corrente constante, foram obtidos e encontram-se explicitados na tabela 5.7 abaixo, destacando em negrito respectivamente o modo eletromecânico e o modo da linha de corrente contínua:

Tabela 5.7 – Autovalores do sistema com sinal adicional aplicado ao CCC em aberto.

Autovalores	Amorteci- mento ( $\zeta$ )	Frequência (Hz)
-0,2	-	-
-0,25	-	-
-0,33	-	-
-0,38	-	-
-4,93	-	-
-9,94	-	-
<b>-2,16 ± 9,77 i</b>	<b>0,216</b>	<b>1,55</b>
-14,0	-	-
-14,4	-	-
-14,4	-	-
-20,0	-	-
-33,3	-	-
-33,3	-	-
-57,4	-	-
<b>-29,6 ± 543 i</b>	<b>0,0544</b>	<b>86,42</b>
-998	-	-

Os resíduos da função de transferência  $G(s) = \Delta\omega(s) / I_{ref}(s)$  de malha aberta (modulação do CCC desligada), com o estabilizador do regulador automático de tensão desligado, foram obtidos. Eles são listados na tabela 5.8 a seguir.

## ESTUDOS REALIZADOS

---

Tabela 5.8 – Resíduos da função de transferência a malha aberta para o CCC.

Resíduos
$4,86 \times 10^{-3}$
$5,13 \times 10^{-7} \pm 1,13 \times 10^{-5}$
$-2,27 \times 10^{-3}$
$-4,07 \times 10^{-12}$
$-1,73 \times 10^{-12}$
$1,02 \times 10^{-3}$
$2,27 \times 10^{-7}$
$-2,28 \times 10^{-9}$
$3,47 \times 10^{-4}$
$-4,65 \times 10^{-2} \pm 4,60 \times 10^{-2}$
$3,77 \times 10^{-2}$
$5,13 \times 10^{-2}$
$8,04 \times 10^{-3}$
$-1,44 \times 10^{-13}$
$-6,07 \times 10^{-3}$
$-1,25 \times 10^{-15}$

Para o resíduo do modo eletromecânico, tem-se  $R_i = -0,046518 + 0,046084 i$ , o que indica maior participação do modo eletromecânico na resposta de  $\Delta\omega$ .

A participação do modo da linha de corrente contínua parece pequena,  $R_i = 5,1337 \times 10^{-7} + 1,1383 \times 10^{-5} i$ , o que sugere a utilização de outra variável para a estabilização ou melhoria do modo de oscilação da linha CC.

A partir das informações obtidas pelos resíduos, podemos recalculas as constantes de tempo  $T_{z1}$  e  $T_{z2}$  do estabilizador de sistema de potência do controlador de corrente constante.

Portanto para o ângulo do bloco avanço-atraso, temos:

$$\phi_n = \text{tg}^{-1} \left( \frac{0,046084}{-0,046518} \right) = 135,26^\circ$$

O bloco washout geralmente tem seus parâmetros situados entre 1 e 10 s, para este

caso está sendo considerado  $T_w = 5$  s. A frequência do modo eletromecânico, como visto anteriormente é de 9,7668 rd/s. Portanto, para o cálculo do ângulo de avanço do washout, temos:

$$\alpha = 90 - \operatorname{tg}^{-1}(9,7668 \times 5) = 1,17^\circ$$

Para ângulos de compensação grandes é conveniente a utilização de mais de um bloco avanço-atraso para que cada um deles seja responsável por uma parte da compensação de fase. Utilizando dois blocos avanço-atraso, o novo ângulo passa a ser  $\alpha = 21,77^\circ$ .

$$\phi_n = \left( \frac{180 - 135,26 - 1,17}{2} \right) = 21,77^\circ \quad \therefore$$

$$a = \left( \frac{1 + \operatorname{sen}(\phi)}{1 - \operatorname{sen}(\phi)} \right) = 2,1798 \quad \therefore$$

$$\omega = \frac{1}{T\sqrt{a}} \quad \therefore$$

$$T_{z2} = T = \frac{1}{\omega\sqrt{a}} \quad \therefore T_{z2} = 0,06935 \text{ s}$$

$$T_{z1} = aT_{z2} \quad \therefore T_{z1} = 0,15117 \text{ s}$$

Entretanto, face ao efeito de proximidade de outro pólo da função de malha fechada, foi melhor reduzir o avanço de fase de cada bloco do washout.

Mantendo  $T_{z1} = 0,12$ s e  $T_{z2} = 0,06935$ s, obteremos, para  $K_{relativo} = 15,1$  e  $K_{absoluto} = 15,1 \times 10,00 = 150$ , um amortecimento  $\zeta = 0,56$  (para um máximo  $\zeta = 0,59$ ) e frequência  $f = 1,65$  Hz associada ao modo  $\lambda = 7,0 + 10,4 i$ . Portanto, ocorre pouca alteração na frequência de oscilação em relação ao valor de malha aberta  $\lambda = -2,16 + 9,77 i$ , frequência  $f = 1,55$  Hz, amortecimento  $\zeta = 0,216$ , e boa promoção de amortecimento ( $\zeta = 0,56$ ) em

malha fechada do autovalor  $(-7,0 + 10,4 i)$ .

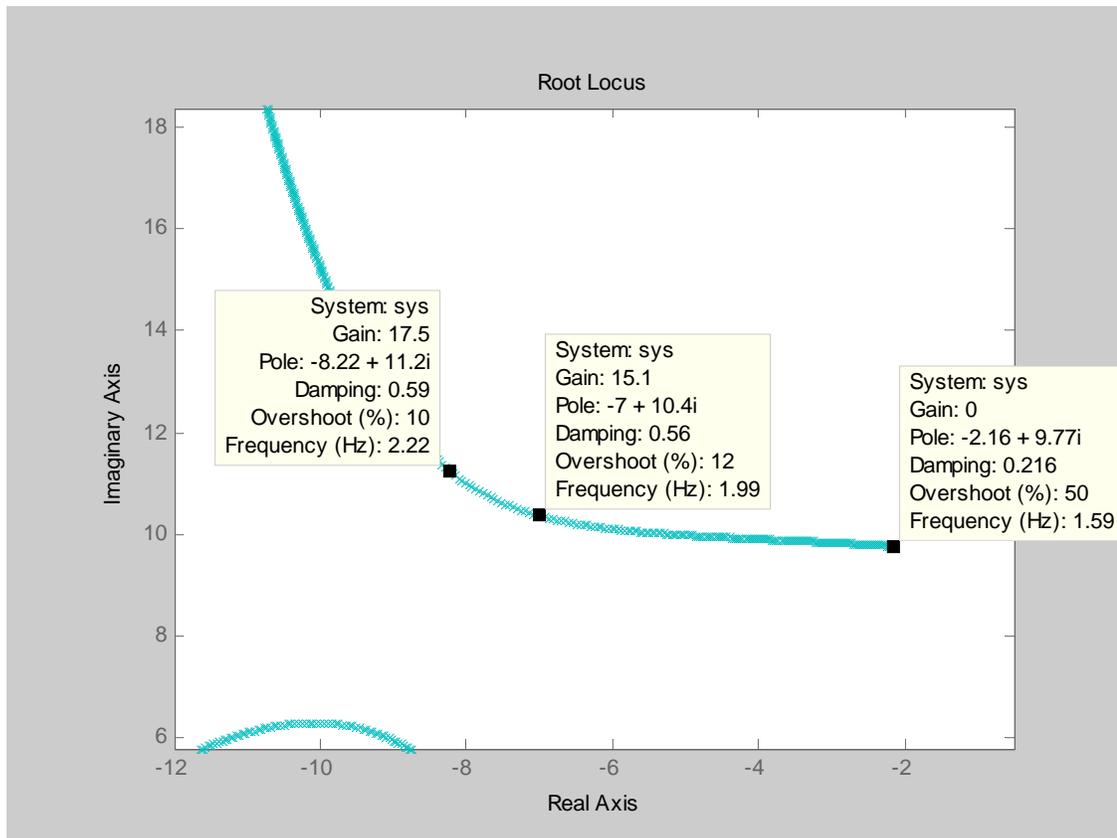


Fig. 5.15 - Diagrama do lugar das raízes de  $GH(s) = V'_{sad}(s) / I_{ref}(s)$ .

A figura 5.15 acima apresenta o diagrama de lugar das raízes de  $GH(s) = V'_{sad}(s) / I_{ref}(s)$  onde estão indicados os pontos de condição de máximo amortecimento, condição de amortecimento recomendado e o modo de oscilação eletromecânico para ganho zero.

## **CAPÍTULO 6**

### **CONCLUSÕES E DESENVOLVIMENTOS FUTUROS**

O presente trabalho de dissertação focalizou o problema de estabilidade dos sistemas elétricos de potência sob pequenas perturbações. Sob este aspecto, foi verificado que uma das principais características da atuação dos elos de transmissão em corrente contínua (e que trabalham normalmente no modo corrente constante na estação retificadora), qual seja, sua velocidade de atuação no sentido de controle rápido de grandezas como tensão e potência, pode conduzir ao aumento efetivo dos limites de estabilidade transitória do sistema CA e, ainda, à possibilidade de ação efetiva para aumento do amortecimento de oscilações eletromecânicas entre máquinas síncronas componentes do sistema elétrico em corrente alternada.

Com base nos resultados das simulações efetuadas, podemos concluir que o cálculo e a análise dos autovalores da matriz de estado global do sistema podem ser utilizados não somente para determinar a região de estabilidade, mas também para apoio à tarefa de determinação de melhores ajustes dos sinais adicionais de estabilização aplicados ao sistema de excitação dos geradores e ao controle de corrente dos conversores da transmissão CCAT.

No trabalho de dissertação é demonstrado que o ganho excessivamente elevado de um sistema de excitação rápido contribui para a redução do amortecimento do sistema de potência, frente a pequenas perturbações. É demonstrado que um sistema de transmissão de potência CA, tipicamente instável para níveis de potência ativa elevados ou apresentando transmissão CA longa, pode ser tornar estável com a simples presença de um elo CC em paralelo. A condição de estabilidade também foi conseguida através do uso adequado dos sinais estabilizadores de potência. Para o caso estudado foram aplicados sinais adicionais ao controlador de corrente constante do elo CC na rotina de formação da matriz do sistema global, sendo utilizado um estabilizador de sistema de potência (ESP) de velocidade aplicado à malha do regulador automático de tensão e

posteriormente à malha do controle de corrente constante do elo de corrente contínua.

A utilização da característica de atuação rápida dos controladores dos conversores de elos de transmissão em corrente contínua para a estabilização do sistema de transmissão CA / CC paralelos já foi efetuada com sucesso em sistemas de transmissão reais como descrito nas referências [1 e 3] e para isso foi utilizado um sinal de controle com base na taxa de variação de potência na interligação CA, aplicado ao controle de corrente constante do elo de corrente contínua.

Um aspecto importante a ser considerado na aplicação de sinais adicionais aplicados ao CCC do elo de corrente contínua é que este tipo de controlador requer somente um sinal de entrada que, no trabalho em questão, é o desvio de velocidade do gerador. Outro aspecto de fundamental importância é a possibilidade de uso de controladores que utilizem sinais locais evitando, desta forma, os problemas inerentes aos sistemas de comunicação.

Uma sugestão de desenvolvimento futuro é a implementação do estabilizador de potência aplicado à malha de controle de corrente constante e utilizando a potência elétrica na transmissão CA como sinal de entrada. Uma outra sugestão é a necessidade de unificação dos programas utilizados em uma única ferramenta capaz de realizar os processamentos matemáticos eficazmente e mais rapidamente. Outro aspecto a ser considerado é a aplicação destes programas a sistemas teste já amplamente estudados e analisados em outros foros de discussão e a comparação dos resultados obtidos de modo a permitir sua validação.

No trabalho foi mostrado que a simples presença de um elo de corrente contínua em paralelo com o sistema de transmissão CA permite a estabilização do modo eletromecânico que se apresenta instável anteriormente. Com a presença da transmissão CC em paralelo, este modo pode vir a estabilizar mesmo antes da aplicação de estabilização suplementar ao controle de corrente constante do elo.

Como observação final, é oportuno registrar que o comportamento dinâmico de um sistema de potência é diferente quando submetido a pequenas e a grandes perturbações, devido a sua característica não linear, de forma que os resultados dos

ajustes aplicados aos sinais de modulação neste trabalho precisam ser confirmados por simulações de estabilidade transitória. Contudo, os estudos de análise de estabilidade frente a pequenas perturbações fornecem um ótimo ponto de partida para a solução de problemas dinâmicos nos sistemas de potência e devem servir, e servem, como apoio para o correto ajuste dos controladores referidos no trabalho. O uso dos conceitos provenientes da teoria clássica de controles permite realizar os estudos do controle de amortecimento de oscilações eletromecânicas de maneira satisfatória e é de grande importância no estudo de estabilidade de sistemas elétricos de potência.

# APÊNDICE A

## AUTOVALORES E AUTOVETORES

### A 1 – Determinação dos Autovalores e Autovetores

Os programas para determinação das matrizes de autovalores  $\lambda$  e de autovetores  $\Pi$  de uma matriz de estado  $A$  recorrem à relação a seguir entre as matrizes referidas para definição da metodologia empregada na transformação modal.

$$\lambda = \Pi^{-1} \cdot A \cdot \Pi \tag{A1.1}$$

Aplicando esta relação às equações gerais de definição de desempenho de um sistema linear (ou linearizado), obtemos:

$$\Pi^{-1} \cdot \dot{x}(t) = \Pi^{-1} \cdot A \cdot \Pi \cdot \Pi^{-1} \cdot x(t) + \Pi^{-1} \cdot B \cdot u(t) \tag{A5.12}$$

$$y(t) = C \cdot \Pi \cdot \Pi^{-1} \cdot x(t) \tag{A5.13}$$

Portanto, considerando a transformação de variáveis

$$\hat{x} = \Pi^{-1} \cdot x \tag{A5.14}$$

obtemos, então:

$$\dot{\hat{x}}(t) = \lambda \cdot \hat{x}(t) + \hat{B} \cdot u(t) \tag{A5.15}$$

$$y(t) = \hat{C} \cdot \hat{x}(t) \tag{A5.16}$$

A solução das equações A5.15 e A5.16 pode ser obtida pela aplicação da transformada de Laplace. Considerando a condição inicial  $x(0)$  para  $x(t)$  e a condição inicial  $\hat{x}(0)$  para  $\hat{x}(t)$ , onde  $\hat{x}(0) = \Pi^{-1} \cdot x(0)$ , obtemos:

$$(sI - \lambda) \hat{X}(s) = \hat{B} \cdot U(s) + \hat{x}(0)$$

$$\hat{X}(s) = (sI - \lambda)^{-1} \cdot \{\hat{B} \cdot U(s) + \hat{x}(0)\} \tag{A5.17}$$

Para  $U(s) = 0$ , portanto,

$$\hat{X}(s) = (sI - \lambda)^{-1} \cdot \hat{x}(0) \quad \text{A5.18}$$

Considerando nulo o vetor de variáveis de entrada  $U(s)$ , mas condições iniciais não nulas ( $\hat{x} \neq 0$ ), e reconhecendo que a matriz  $(sI - \lambda)$  é diagonal, a resposta natural deste sistema linear, para cada componente modal será dada, então, por:

$$\hat{X}_i(s) = \hat{x}(0) / (sI - \lambda_i) \quad \text{A5.19}$$

Resolvendo no tempo para  $x(t)$  e para  $y(t)$ , teremos então:

$$\hat{x}_i(t) = \hat{x}_i(0) \cdot e^{\lambda_i t} \quad \text{A5.20}$$

A expressão A5.20 mostra que a resposta modal para cada uma das componentes do vetor  $\hat{x}_i(t)$  é independente das demais componentes modais. Cada componente modal  $\hat{x}_i(t)$  depende, portanto, apenas de seu valor inicial  $\hat{x}_i(0)$ . Sua taxa de decréscimo com o tempo é dada pelo autovalor  $\lambda_i$ .

Portanto, para estabilidade do sistema linear (ou linearizado), a condição é que todos os seus autovalores sejam negativos (quando reais) ou apresentem parte real negativa quando representados por números complexos. Portanto:

$$\lambda_i = \sigma_i + j\omega_i \quad \text{A5.21}$$

Para cada autovalor complexo corresponderá um outro complexo conjugado. Portanto, se o autovalor não for real, podemos considerar o par de autovalores complexos conjugados dados por  $\lambda_i = \sigma_i + j\omega_i$ ,  $\lambda_{i+1} = \sigma_i - j\omega_i = \lambda_i^*$

Enquanto a resposta modal no tempo associada ao autovalor real é dada pela expressão A5.20 acima, para os dois autovalores complexos conjugados, podemos escrever:

$$\hat{x}_i(t) + \hat{x}_{i+1}(t) = \hat{x}_i(0) \cdot e^{\lambda_i t} + \hat{x}_i(0)^* \cdot e^{\lambda_i^* t} \quad \text{A5.22}$$

Explicitando as partes reais e imaginárias dos valores iniciais e dos autovalores indicados em A4.23, podemos mostrar que a combinação das duas respostas modais associadas aos autovalores  $\lambda_i$  e  $\lambda_i^*$  será da forma

$$\hat{x}_i(t) + \hat{x}_{i+1}(t) = K_{i,i+1} \cdot e^{+\sigma_i t} \cdot \cos(\omega_i t + \varepsilon_i) \quad \text{A5.23}$$

Portanto, a cada par de autovalores complexos conjugados corresponde um modo de resposta no tempo senoidal, na frequência  $f_i$  determinada pela parte real do autovalor associado. Assim,

$$f_i = \omega_i / (2\pi) \quad \text{A5.24}$$

Considerando o caso particular de autovalores não repetidos, se a linha  $i$  da matriz  $\hat{B}$  for nula, as entradas não têm efeito no modo  $i$ . Nesse caso, o modo  $i$  é chamado de “não controlável”. Se a coluna  $i$  da matriz  $\hat{C}$  for nula, então o respectivo modo  $i$  é chamado de “não observável”. Isto explica o porquê, às vezes, alguns modos pouco amortecidos não são detectados ao monitorar certas grandezas.

A matriz  $\hat{B}$  é chamada de matriz de controlabilidade modal e a matriz  $\hat{C}$  é chamada de matriz de observabilidade modal. Os modos podem ser classificados em controláveis e observáveis; controláveis e não observáveis; não controláveis e observáveis e não controláveis e não observáveis através das matrizes  $\hat{B}$  e  $\hat{C}$ .

## APÊNDICE B

### RESÍDUO DA FUNÇÃO DE TRANSFERÊNCIA

#### B 1 – Cálculo do Resíduo da Função de Transferência:

Aplicando-se a transformada de Laplace nas equações de estado (2.4.11) e (2.4.12) dadas no capítulo 2 e considerando o estado inicial nulo, obtém-se as seguintes equações:

$$\dot{x}(t) = A \cdot x(t) + B \cdot u(t) \quad (2.4.11)$$

$$y(t) = C \cdot x(t) \quad (2.4.12)$$

$$\hat{X}(s) = (sI - \lambda)^{-1} \cdot B' U(s)$$

$$Y(s) = C' \cdot \hat{X}(s) \quad \text{B1.1}$$

Logo, a função de transferência FT(s) que relaciona as variáveis de saída e de entrada será dada por:

$$FT(s) = \frac{Y_i(s)}{U_k(s)} = \sum C'_{ij} (sI - \lambda_j)^{-1} B'_{jk} \cdot U_k(s) = \quad \text{B2.2}$$

$$= \sum \left( C'_{ij} B'_{jk} \frac{1}{s - \lambda_j} \right) U_k(s)$$

$$FT_{ik}(s) = \sum C'_{ij} \cdot B'_{jk} \cdot \frac{1}{s - \lambda_j} = \sum R_{ik}^j \cdot \frac{1}{s - \lambda_j}; \quad \text{B2.3}$$

onde  $R_{ik}^j$  é o  $j$ -ésimo resíduo associado ao  $j$ -ésimo autovalor.

$$FT_{ik}(s) = R_{ik}^1 \cdot \frac{1}{s - \lambda_1} + R_{ik}^2 \cdot \frac{1}{s - \lambda_2} + \dots + R_{ik}^j \cdot \frac{1}{s - \lambda_j} \quad \text{B2.4}$$

Na figura B.1 abaixo  $G(s)$  representa a função de transferência de malha aberta entre duas variáveis  $U(s)$  e  $Y(s)$ , entre as quais se deseja fechar uma malha de realimentação  $H(s) = K \cdot h(s)$ , sendo  $K$  um escalar e  $h(s)$  uma estrutura conhecida.

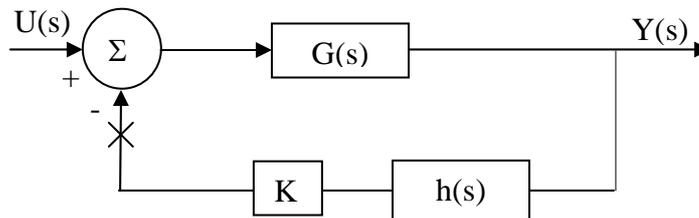


Fig. B.1 – Inclusão de realimentação de ganho incremental em um sistema

Supondo que todos os zeros e pólos de  $G(s)$  e  $H(s)$  são distintos e baseando-se nas propriedades da derivada inicial do método do lugar das raízes, pode-se mostrar que, para valores infinitesimais de  $K$ , o fechamento da malha de realimentação causa uma variação em  $\lambda_i$  da forma:

$$\Delta\lambda_i = -R_i H(\lambda_i) \quad (2.3.2.1)$$

onde  $\Delta\lambda_i$  é um pólo de  $G(s)$  e  $R_i$  o seu resíduo correspondente.

Esta propriedade pode ser usada para deslocar pólos associados com os modos de oscilação eletromecânica com baixo amortecimento. O resíduo  $R_i$  fornece uma medida dos locais em que o fechamento da malha poderá ser mais efetivo.

**REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS:**

- [1] CRESAP, R. L., MITTELSTADT, W.A., “Small-Signal Modulation of the Pacific HVDC Intertie”, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-95, no. 2, pp.536-541, March/April 1976.
- [2] KLEIN, J.W., ONG, C. M., KRAUSE, P.C., et al., “Dynamic Stability Assessment Model of a Parallel AC-DC Power System”, *IEEE Trans. Power Apparatus and Systems*, vol. PAS 96, no. 4, pp.1296-1304, July/August 1977.
- [3] CRESAP, R. L., MITTELSTADT, W.A., SCOTT, D. N., et al., “Operating Experience with Modulation of the Pacific HVDC Intertie”, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS 97, no. 4, pp.1053-1059, July/August 1978.
- [4] VOVOS, N.A., GALANOS,G.D., “Damping of Power Swings in AC Tie Lines Using a Parallel DC Link Operating at Constant Reactive Power Control”, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-98, nº 2, pp.416-425, March / April 1979.
- [5] PADIYAR, K. R., PAI, M. A., RADHAKRISHNA, C., “A Versatile System Model for the Dynamic Stability Analysis of Power Systems Including HVDC Links”, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-100, nº 4, pp.1871-1880, April 1981.
- [6] PADIYAR, K. R., SACHCHIDANAND, “Digital Simulation of Multiterminal HVDC Systems Using a Novel Converter Model”, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS 102, no. 6, pp.1624-1632, June 1983.
- [7] ZHOU, BO, “Steady-State Stability Analysis of HVDC Systems with Digital Control”, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS 102, no. 6, pp.1764-1770, June 1983.

- [8] BHATTACHARYA, S., DOMMEL, H.W., “A New Commutation Margin Control Representation for Digital Simulation of HVDC System Transients”, *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 3, no. 3, pp.1127-1131, August 1988.
- [9] HSU, YUAN-YIH, WANG, “Damping of a Parallel AC-DC Power System Using PID Power System Stabilizers and Rectifier Current Regulators”, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 3, nº 3, pp.540-546, September 1988.
- [10] PANDAY, R. K., SACHCHIDANAND, ARINDAN, G., “Multirate Sampling Basead HVDC Converter Model”, *IEEE Proceedings of the 32nd Midwest Symposium on*, vol.1, pp.531-534, August 1989.
- [11] ARABI, S., ROGERS, G.J., WONG, D.Y., et al., “Small Signal Stability Program Analysis of SVC and HVDC in AC Power Systems”, *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 6, no. 3, pp. 1147-1153, August 1991.
- [12] NAYAK, O.B., GOLE, A.M., CHAPMAM D. G., et al., “Steady State Stability of HVDC Systems”, *IEEE Canadian Conference*, vol.2, pp.807-810, September 1993.
- [13] NAYAK, O.B., GOLE, A.M., CHAPMAM D. G., et al., “Control Sensitivity Indices for Stability Analysis of HVDC Sístems”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 10, n. 4, pp. 2054-2060, October 1995.
- [14] LEHN, P., RITTIGER, J., KULICKE, B., “Comparison of the ATP Version of EMTP and the NETOMAC Program for Simulation of HVDC Systems”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 10, no. 4, pp. 2048-2053, October 1995.
- [15] MAIER, F.K., “A New Closed Loop Control Method for HVDC Transmission”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 11, n. 4, pp. 1955-1960, October 1996.
- [16] JOVCIC, D., PAHALAWATHTHA, N., ZAVAHIR, M., “Selection of feedback signal for the inverter side of an HVDC system”, *IEEE POWERCON*, vol.1, pp. 488-492, August 1998.

- [17] JOVCIC, D., PAHALAWATHTHA, N., ZAVAHIR, M., “Analytical Modeling of HVDC - HVAC Systems”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 14, no. 2, pp. 506-511, April 1999.
- [18] JOVCIC, D., PAHALAWATHTHA, N., ZAVAHIR, M., “Inverter Controller for HVDC Systems Connected to Weak AC Systems”, *IEEE Proceedings*, vol.146, pp. 235-240, May 1999.
- [19] AIK, D. L. H., ANDERSON, G., “Impact of Dynamic System Modeling on the Power Stability of HVDC Systems”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 14, no. 4, pp. 1427-1437, October 1999.
- [20] ZHENG, X., ZHOUYAN, F., “A Novel Unified Approach of Small-Signal Stability of Power Systems”, *IEEE Power Engineering Society Winter Meeting* vol.2, pp. 23-27, January 2000.
- [21] OSAUSKAS, C., WOOD, A., “Small-Signal Dynamic Modeling of HVDC Systems”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 18, no. 1, pp. 220-225, January 2003.
- [22] LIU, H., ZHENG, X. “Parameters Tuning of HVDC Small Signal Modulation Controllers Based on Test Signal”, *IEEE Power Engineering Society General Meeting*, vol.4, pp. 2527-2531, July 2003.
- [23] PADIYAR, K.R., GEETHA, M.K., “Study of Torsional Interactions in Multi-Terminal DC Systems Through Small Signal Stability Analysis”, *IEEE AC and DC Power Transmission, International Conference*, pp. 411-413, September 1991.
- [24] KIMBARK, E.W., *Direct Current Transmission*, 1<sup>st</sup> ed., vol I, John Wiley, New York, 1971.
- [25] ROSA, R.M.P., *Modelagem de elos de corrente contínua em programas de fluxo de potência*. Dissertação de mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2002.

**REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS**

---

[26] VINOCUR, B. E., QUEIRÓZ, J. F., “Estabilidade Paramétrica por Análise da Sensibilidade de Autovalores”, *V Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica*, RE / GSP / 31, Recife, 1979.

[27] KUNDUR P., “Power System Stability and Control”, 1<sup>st</sup> ed., USA, McGraw-Hill, 1994.