

# **MODELAGEM E CARACTERIZAÇÃO DE SVC'S PARA APLICAÇÕES DE ALTO DESEMPENHO**

por

Virna Costa Onofri

DISSERTAÇÃO APRESENTADA AO CURSO DE MESTRADO DO  
CENTRO DE PESQUISA E DESENVOLVIMENTO EM ENGENHARIA  
ELÉTRICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS,  
COMO REQUISITO PARCIAL PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO DE

**Mestre em Engenharia Elétrica**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS**

**2007**

Aos meus pais e  
à minha irmã.

## **Agradecimentos**

Agradeço a Deus, pela vida, pela saúde e por todos os amigos que me proporcionou durante minha existência.

Aos meus pais, pela vida, educação e exemplo de caráter e perseverança.

À minha irmã Andréa que sempre esteve presente, pelo amor, carinho, amizade e apoio.

A toda a minha família, avós, tios, tias, primos e primas, pela confiança depositada.

Aos grandes e inesquecíveis amigos, principalmente Fernandas, Renatas, Grazielle, Paula, Cecília, Thiago, Alexandre, Carlos Guilherme, Carlos Eduardo, Taciana, Juliana, Carmen, Camila, meninas da república de Ouro Branco, Elaine, Alexandre, Marcos Ribera, Paulo Eugênio, e muitos outros, agradeço os momentos de descontração imprescindíveis durante esta caminhada.

Ao Prof. Braz Jesus de Cardoso Filho, pela orientação, sabedoria, paciência e amizade.

A todos os professores de Engenharia Elétrica da UFMG pelos ensinamentos passados durante meus estudos.

Aos colegas e amigos das diversas áreas da Gerdau-Açominas, pelo incentivo e apoio, em especial ao Manoel, Leonardo e Fernando, que tanto me ajudaram no desenvolvimento deste trabalho.

À Gerdau-Açominas pelo incentivo.

Muito obrigada a todos que me ajudaram a realizar mais esta conquista!

## Resumo

Os sistemas elétricos de potência em corrente alternada possuem várias limitações, podendo levar a uma subutilização da linha de transmissão. Com o surgimento do retificador controlado de silício (tiristor) na década de 50, iniciou-se o desenvolvimento de equipamentos para controle de fluxo de potência, conhecidos como Compensadores Dinâmicos de Reativos.

Os equipamentos atualmente existentes no mercado, capazes de compensar rápidas variações de potência reativa geradas por uma determinada carga, são o Compensador Estático de Reativos (*Static Var Compensator* – SVC) e o Compensador Síncrono Estático (*Static Synchronous Compensator* – STATCOM). A literatura disponível indica o STATCOM como um compensador com elevado desempenho dinâmico, mas com a desvantagem de utilizar dispositivos semicondutores caros; ao contrário do SVC, que possui desempenho limitado, porém com um menor custo associado. Entretanto, as informações fornecidas sobre os limites de desempenho destes equipamentos são bastante simplistas e insuficientes para a real caracterização dos mesmos.

Neste estudo foi apresentada uma análise comparativa entre o SVC e o STATCOM instalados em sistemas industriais que demandam altas potências. Primeiramente foi demonstrada a incapacidade do SVC em desacoplar os fluxos de potências ativa e reativa entre o compensador e o sistema elétrico de potência. Além disto, foram estudados os reais limites de desempenho dinâmico do SVC e do STATCOM, demonstrando que, para aplicações em alta potência, as restrições tecnológicas fazem com que ambos apresentem características semelhantes.

## **Abstract**

The electrical power systems have some limitations, that may cause under utilization of the transmission line. The advent of the power thyristors, in the 50s, started the development of equipments capable of controlling power flow, known as Dynamic Var Compensator.

Nowadays, the equipments available on the market to compensate rapid variations on reactive power supplied by any load are the Static Var Compensator (SVC) and the Static Synchronous Compensator (STATCOM). The literature available indicates the STATCOM as a high dynamic performance compensator, but it has the disadvantage of using expensive solid state switches. On the other hand, the SVC has limitations on its performance, that are associated with low price. However the informations supplied about the limitations on the performance of this equipments are very simplified and insufficient for its real characterization.

In this study it is presented a comparative analysis among the SVC and the STATCOM connected in a high power industrial system. First, it is demonstrated that SVC is not able to detach active and reactive power flow between the compensator and the electric power systems. Moreover, it is studied the real limitations on dynamic performance of the SVC and the STATCOM, demonstrating that, for high power applications, the technological restrictions make both of them present similar characteristics.

## Sumário

<b>Agradecimentos</b> .....	III
<b>Resumo</b> .....	IV
<b>Abstract</b> .....	V
<b>Sumário</b> .....	VI
<b>Lista de Figuras</b> .....	VIII
<b>Lista de Tabelas</b> .....	XII
<b>Glossário</b> .....	XIII
<b>Simbologia</b> .....	XIV
<b>Capítulo 1 – Introdução Geral</b> .....	1
1.1 – Introdução .....	1
1.2 – Objetivo .....	3
1.3 – Proposta de Trabalho .....	3
1.4 – Contribuições .....	4
1.5 – Organização do Texto .....	5
<b>Capítulo 2 – Princípios de Compensadores Dinâmicos de Reativos</b> .....	6
2.1 – Introdução .....	6
2.2 – Compensadores Estáticos de Reativos – SVC .....	12
2.2.1 – Princípios de Funcionamento do TCR-FC .....	13
2.2.2 – Topologias de SVC’s .....	19
2.2.3 – Desempenho Dinâmico do SVC .....	21
2.3 – Compensador Síncrono Estático – STATCOM .....	22
2.3.1 – Princípios de Funcionamento do STATCOM .....	23
2.3.2 – Topologias de STATCOM’s .....	27
2.3.3 – Frequência de Chaveamento .....	30
2.3.4 – Desempenho Dinâmico do STATCOM .....	33
2.4 – Comparação entre SVC e STATCOM .....	34
2.5 – Compensação de Reativos na Gerdau Açominas .....	36
2.5.1 – Sistema de Controle .....	38
2.6 – Conclusões .....	39
<b>Capítulo 3 – Modelagem Dinâmica do SVC Inserido em um Sistema Elétrico de Potência</b> .	41
3.1 – Introdução .....	41
3.2 – Modelagem Dinâmica do Sistema Monofásico Equivalente .....	42

---

3.2.1 – Modelo Dinâmico Descontínuo.....	43
3.2.2 – Modelo Discreto Generalizado.....	46
3.2.3 – Modelo Contínuo Equivalente.....	48
3.2.4 – Comparação entre Modelos.....	51
3.3 – Modelagem em um Sistema de Coordenadas DQ Síncrono, para Pequenos Sinais.....	59
3.3.1 –Modelo para SVC Equilibrado.....	59
3.3.2 –Modelo para SVC Multi-Pulsos.....	71
3.3.3 –Modelo para SVC Desequilibrado.....	74
3.4 – Verificação do Desacoplamento entre Fluxos de Potências Ativa e Reativa.....	77
3.5 – Conclusões.....	85
<b>Capítulo 4 – Desempenho Dinâmico.....</b>	<b>87</b>
4.1 – Introdução.....	87
4.2 – Desempenho Dinâmico do SVC.....	88
4.2.1 – Tempo de Resposta das Chaves Tiristoras.....	89
4.3 – Desempenho Dinâmico do STACOM.....	95
4.3.1 – Tempo de Resposta das Chaves Comutadoras.....	96
4.3.2 – Tempo de Carga do Capacitor do Barramento CC.....	99
4.4 – Conclusões.....	106
<b>Capítulo 5 – Conclusões e Propostas de Continuidade.....</b>	<b>108</b>
5.1 – Conclusões.....	108
5.2 – Propostas de Continuidade.....	111
<b>Referências Bibliográficas.....</b>	<b>112</b>

## Lista de Figuras

Fig. 2.1 – Circuito em corrente alternada com conexão via impedância .....	7
Fig. 2.2 – Curva de carga do sistema.....	9
Fig. 2.3 – Circuito em corrente alternada com compensação de reativos .....	9
Fig. 2.4 – Universo tecnológico de compensação de reativos <i>shunt</i> .....	10
Fig. 2.5 – Curva de capacidade de potência .....	11
Fig. 2.6 – Circuito monofásico equivalente do TCR-FC.....	13
Fig. 2.7 – Controle do ângulo de disparo $\alpha$ dos tiristores do SVC.....	14
Fig. 2.8 – Corrente que circula no reator do SVC e sua fundamental.....	15
Fig. 2.9 – Circuito em corrente alternada contendo o TCR-FC e os fluxos de potência reativa..	16
Fig. 2.10 – Característica V x I do SVC.....	17
Fig. 2.11 – Amplitudes das correntes harmônicas x ângulo de disparo $\alpha$ .....	18
Fig. 2.12 – Circuito monofásico equivalente de um filtro sintonizado amortecido rejeita faixa .	18
Fig. 2.13 – Método de controle de quatro bancos de TCR's para redução de harmônicos .....	19
Fig. 2.14 – Conversor de 12 pulsos .....	20
Fig. 2.15 – (a) Circuito equivalente do STATCOM (b) Fluxo de potência ativa e reativa entre STATCOM e sistema ca.....	23
Fig. 2.16 – Circuito em corrente alternada contendo o STATCOM .....	24
Fig. 2.17 – Principais funções do sistema de controle do STATCOM .....	26
Fig. 2.18 – Característica V x I do STATCOM .....	26
Fig. 2.19 – Inversor trifásico em ponte completa.....	27
Fig. 2.20 – Inversor trifásico composto por três conversores (ponte H) monofásicos.....	28
Fig. 2.21 – Inversor trifásico de 3 níveis com neutro grampeado .....	28
Fig. 2.22 – Inversor multi-níveis composto por associações em série de conversores monofásicos.....	29
Fig. 2.23 – Tensões de saída de um conversor com chaveamento PWM senoidal .....	31
Fig. 2.24 – Tensões de saída de um conversor 6 pulsos para seqüência de condução de 180°....	32
Fig. 2.25 – Tensões de saída de um conversor de 48 pulsos .....	33
Fig. 2.26 – Conteúdo harmônico de conversores com técnica de chaveamento (a) PWM (b) Onda quadrada.....	34
Fig. 2.27 – Comparação das áreas nas instalações de um STATCOM e um SVC.....	35
Fig. 2.28 – Comparação desempenho x custo entre SVC e STATCOM .....	36

Fig. 2.29 – Diagrama unifilar do SVC da Gerdau-Açominas .....	38
Fig. 2.30 – Malhas de controle das unidades tiristorizadas de cada fase do SVC.....	39
Fig. 3.1 – Circuito equivalente monofásico do modelo dinâmico descontínuo .....	43
Fig. 3.2 – Semi-ciclo da corrente que circula no reator do SVC.....	44
Fig. 3.3 – Circuitos equivalentes para (a) instante em que $i_L = 0$ (b) instante em que $i_L \neq 0$ .....	45
Fig. 3.4 – Um ciclo da corrente que circula no reator do SVC .....	46
Fig. 3.5 – Não linearização tipo zona morta (a) Curva característica de entrada-saída (b) Formas de onda da entrada e da saída .....	49
Fig. 3.6 – Circuito equivalente monofásico contínuo.....	50
Fig. 3.7 – Desvio entre os métodos (a) pólos (b) $\xi$ , <i>overshoot</i> e $\omega$ .....	53
Fig. 3.8 – Lugar das raízes dos modelos discretos para $\alpha = 40^\circ$ .....	54
Fig. 3.9 – Espectro de frequência da tensão $V_c$ para $\alpha = 40^\circ$ .....	55
Fig. 3.10 – Espectro de frequência da corrente $I_c$ para $\alpha = 40^\circ$ .....	55
Fig. 3.11 – Amplitude da 3ª harmônica para $0 < \alpha < 90^\circ$ .....	56
Fig. 3.12 – (a) Comparação da tensão $V_c$ entre modelos (b) Detalhe .....	57
Fig. 3.13 – (a) Comparação da corrente $I_s$ entre modelos (b) Detalhe.....	58
Fig. 3.14 – Circuito equivalente dos vetores complexos para pequenos sinais.....	62
Fig. 3.15 – Sistema de referência dq alinhado com vetor tensão na barra do compensador.....	62
Fig. 3.16 – Circuitos equivalentes dos vetores complexos para pequenos sinais (a) Eixo d (b) Eixo q.....	64
Fig. 3.17 – Diagrama de blocos do SVC equilibrado.....	65
Fig. 3.18 – Tensão na barra do SVC (a) Simulação aumentando o valor do indutor do SVC (b) Simulação aumentando a amplitude da fonte de tensão em série com o reator do SVC.....	66
Fig. 3.19 – Corrente na rede (a) Simulação aumentando o valor do indutor do SVC (b) Simulação aumentando a amplitude da fonte de tensão em série com o reator do SVC.....	67
Fig. 3.20 – Corrente no reator do SVC (a) Simulação aumentando o valor do indutor do SVC (b) Simulação aumentando a amplitude da fonte de tensão em série com o reator do SVC.....	68
Fig. 3.21 – Erro entre os métodos para $\Delta\alpha$ de $1^\circ$ (a) Tensão na barra do SVC (b) Corrente na rede (c) Corrente no reator do SVC.....	70
Fig. 3.22 – Circuito equivalente monofásico de em um sistema multi-pulsos.....	71
Fig. 3.23 – Defasagem provocada por transformadores abaixadores em um sistema de 18 pulsos.....	72

Fig. 3.24 – Circuitos equivalentes dos vetores complexos para pequenos sinais em um sistema de 18 pulsos (a) Eixo d (b) Eixo q .....	73
Fig. 3.25 – Diagrama de blocos de um sistema de 18 pulsos .....	74
Fig. 3.26 – Circuito equivalente dos vetores complexos para pequenos sinais para SVC desequilibrado.....	75
Fig. 3.27 – SVC desequilibrado .....	76
Fig. 3.28 – Circuitos equivalentes dos vetores complexos para pequenos sinais para SVC desequilibrado (a) Eixo d (b) Eixo q .....	77
Fig. 3.29 – Tensão na barra do SVC para $\alpha_0 = 40^\circ$ e $\Delta\alpha = 0,5^\circ$ e $1^\circ$ (a) Eixo d (b) Eixo q.....	79
Fig. 3.30 – Corrente no reator do SVC para $\alpha_0 = 40^\circ$ e $\Delta\alpha = 0,5^\circ$ e $1^\circ$ (a) Eixo d (b) Eixo q....	80
Fig. 3.31 – Fluxos de potência ativa e reativa para $\alpha_0 = 40^\circ$ e $\Delta\alpha = 0,5^\circ$ e $1^\circ$ (a) Eixo d (b) Eixo q.....	81
Fig. 3.32 – Tensão na barra do SVC para $\alpha_0 = 40^\circ$ , $\Delta\alpha_a = 0,5^\circ$ , $\Delta\alpha_b = 1^\circ$ , $\Delta\alpha_c = 0^\circ$ e $\Delta\alpha_a = 1^\circ$ , $\Delta\alpha_b = -0,5^\circ$ , $\Delta\alpha_c = 2^\circ$ (a) Eixo d (b) Eixo q .....	83
Fig. 3.33 – Corrente no reator do SVC para $\alpha_0 = 40^\circ$ , $\Delta\alpha_a = 0,5^\circ$ , $\Delta\alpha_b = 1^\circ$ , $\Delta\alpha_c = 0^\circ$ e $\Delta\alpha_a = 1^\circ$ , $\Delta\alpha_b = -0,5^\circ$ , $\Delta\alpha_c = 2^\circ$ (a) Eixo d (b) Eixo q .....	84
Fig. 3.34 – Fluxos de potência ativa e reativa para $\alpha_0 = 40^\circ$ , $\Delta\alpha_a = 0,5^\circ$ , $\Delta\alpha_b = 1^\circ$ , $\Delta\alpha_c = 0^\circ$ e $\Delta\alpha_a = 1^\circ$ , $\Delta\alpha_b = -0,5^\circ$ , $\Delta\alpha_c = 2^\circ$ (a) Eixo d (b) Eixo q .....	84
Fig. 4.1 – Malha de controle.....	88
Fig. 4.2 – Variação das correntes de seqüência positiva e negativa no reator do SVC de 6 pulsos.....	90
Fig. 4.3 – Circuitos Variação das correntes de seqüência positiva e negativa no reator do SVC de 6 pulsos desequilibrado.....	91
Fig. 4.4 – Variação das correntes de seqüência positiva e negativa no reator do SVC de 6 pulsos inicialmente desequilibrado.....	92
Fig. 4.5 – Variação das correntes de seqüência positiva e negativa no reator do SVC de 12 pulsos.....	93
Fig. 4.6 – Variação das correntes de seqüência positiva e negativa no reator do SVC de 12 pulsos desequilibrado .....	94
Fig. 4.7 – Variação das correntes de seqüência positiva e negativa no reator do SVC de 12 pulsos inicialmente desequilibrado.....	95
Fig. 4.8 – Circuito equivalente trifásico do STATCOM de 6 pulsos .....	96
Fig. 4.9 – Tensões no STATCOM de 6 pulsos.....	97

Fig. 4.10 – Tensão fase-neutro do STATCOM de 6 pulsos .....	98
Fig. 4.11 – (a) Vetores $V_{ST}$ antes e após a aplicação de um ângulo de disparo (b) Vetores espaciais de tensão fase-neutro do STATCOM de 6 pulsos.....	99
Fig. 4.12 – Circuito equivalente do STATCOM .....	100
Fig. 4.13 – Resposta ao degrau da tensão ca, corrente ca e ângulo de controle do STATCOM..	101
Fig. 4.14 – Funções de chaveamento que relacionam as tensões do lado cc e ca de um STATCOM.....	102
Fig. 4.15 – Comparação entre as tensões $V_c$ e $V_{ST}$ quando é aplicado um defasamento de $V_{ST}$ ...	104
Fig. 4.16 – Variação das funções de chaveamento $g_{[d]}$ e $g_{[q]}$ provocadas por um defasamento da tensão $V_{ST}$ .....	104
Fig. 4.17 – Tensão do barramento cc do STATCOM .....	105

## Lista de Tabelas

Tabela 3.1 – Parâmetros do sistema elétrico da Gerdau Açominas.....	43
Tabela 3.2 – Comparação entre modelos para $0 < \alpha < 90^\circ$ .....	52
Tabela 4.1 – Parâmetros do sistema elétrico contendo um STATCOM .....	107

---

## **Glossário**

SVC – Compensador Estático de Reativos

STATCOM – Compensador Síncrono Estático

TCR-FC – *Thyristor Controlled Reactor Fixed Capacitor*

TSC – *Thyristor Switched Capacitor*

GTO – *Gate Turn Off Thyristor*

IGBT – *Insulated Gate Bipolar Transistor*

IGCT – *Integrated Gate Commutated Thyristor*

VSI – *Voltage Source Inverter*

CSI – *Current Source Inverter*

PWM – *Pulse Width Modulation*

IEEE – *Institute of Electrical and Electronics Engineers*

DNAEE – Departamento Nacional de Águas e Energia Elétrica

ca – Corrente alternada

cc – Corrente contínua

---

## Simbologia

$V_s$  – Tensão eficaz na rede (barramento infinito)

$I_s$  – Corrente de linha na rede (barramento infinito)

$S_{cc}$  – Potência de curto-circuito da rede

$S_s$  – Fluxo de potência aparente que circula na rede

$P_s$  – Fluxo de potência ativa que circula na rede

$Q_s$  – Fluxo de potência reativa que circula na rede

$R_s$  – Resistência equivalente da rede

$X_s$  – Reatância equivalente da rede

$Z_{cc}$  – Impedância equivalente da rede

$V_c$  – Tensão eficaz na barra do compensador

$V_L$  – Tensão sobre o reator do SVC

$I_L$  – Corrente absorvida pelo reator do SVC

$I_{L_{\text{linha}}}$  – Corrente de linha que circula pelo reator do SVC

$I_{L_f}$  – Corrente fundamental absorvida pelo reator do SVC

$I_{L_n}$  – Corrente harmônica gerada pelo reator do SVC

$L$  – Indutância do reator do SVC

$L_{eq}(\alpha)$  – Valor equivalente para a frequência fundamental da rede da indutância do SVC em função do ângulo de disparo

$Q_{comp}$  – Fluxo de potência reativa no compensador

$P_L$  – Fluxo de potência ativa em direção ao reator do SVC

$Q_L$  – Fluxo de potência reativa em direção ao reator do SVC

$C$  – Capacitância do SVC ou do STATCOM

$R_f$  – Resistência do filtro de harmônicas

$L_f$  – Indutância do filtro de harmônicas

$Q_c$  – Potência reativa inserida pelo capacitor

$S_{load}$  – Potência aparente consumida pela carga

$P_{load}$  – Potência ativa consumida pela carga

$Q_{load}$  – Potência reativa consumida pela carga

$V_{ST}$  – Tensão gerada pelo STATCOM

$I_{ST}$  – Corrente gerada pelo STATCOM

$S_{ST}$  – Potência aparente do STATCOM

$P_{ST}$  – Fluxo de potência ativa em direção ao STATCOM

$Q_{ST}$  – Fluxo de potência reativa em direção ao STATCOM

$L_{ST}$  – Reator de entrada do STATCOM

$V_{cc}$  – Tensão no barramento de corrente contínua do STATCOM

$I_{cc}$  – Corrente no barramento de corrente contínua do STATCOM

$n$  – Número de níveis do STATCOM

$k$  – Fator que relaciona as tensões CA e CC do STATCOM

$g$  – Função de chaveamento que relaciona as tensões CA e CC do STATCOM

$S_T$  – Potência aparente do transformador do STATCOM

$R_T$  – Resistência equivalente do transformador do STATCOM

$L_T$  – Indutância de dispersão equivalente do transformador do STATCOM

$R_p$  – Resistência que representa as perdas do STATCOM

$\delta$  – Ângulo de potência (defasamento angular entre  $V_s$  e  $V_c$ )

$\phi$  – Ângulo de defasamento entre  $V_s$  e  $I_s$

$\theta$  – Ângulo de defasamento entre o eixo de quadratura e o eixo da fase a

$\alpha$  – Ângulo de disparo dos tiristores do SVC

$\sigma$  – Ângulo de condução dos tiristores do SVC

$\omega$  – Frequência da rede

$N$  – Função descritiva

$G(s)$  – Função de transferência do conversor

$T_d$  – Atraso de transporte do conversor

$x$  – Vetor de variáveis de estados do sistema

$u$  – Vetor de entradas do sistema

$A$  – Matriz de estados do sistema

$B$  – Matriz de perturbação do sistema

$A_{1_c}$  – Matriz de estados do modelo completo para instante  $i_L = 0$

$A_{2_c}$  – Matriz de estados do modelo completo para instante  $i_L \neq 0$

$A_{d1_c}$  – Matriz de estados discreta do modelo completo para instante  $i_L = 0$

$A_{d2_c}$  – Matriz de estados discreta do modelo completo para instante  $i_L \neq 0$

$B_{d1_c}$  – Matriz de perturbação discreta do modelo completo para instante  $i_L = 0$

$B_{d2_c}$  – Matriz de perturbação discreta do modelo completo para instante  $i_L \neq 0$

$A_{_60}$  – Matriz de estados do modelo na frequência fundamental

$A_{d_60}$  – Matriz de estados discreta do modelo na frequência fundamental

$I$  – Matriz identidade

$s$  – Frequência complexa no tempo contínuo

$z$  – Frequência complexa no tempo discreto

$\mathcal{L}^{-1}$  – Transformada inversa de Laplace

$j$  – Número imaginário

$p$  – Operador  $d/dt$

$\Delta$  – Pequena variação de uma variável, obtida através da linearização em torno de um ponto de operação

$a$  – Valor real dos pólos complexos conjugados

$b$  – Valor imaginário dos pólos complexos conjugados

$d$  – Valor do pólo real

$T_s$  – Tempo de resposta do sistema

$\xi$  – Amortecimento do sistema

$PO$  – *Overshoot* da resposta ao degrau do sistema

$\omega_n$  – Frequência natural do sistema

$D$  – Eixo direto

$Q$  – Eixo de quadratura

## Capítulo 1

# Introdução Geral

## 1.1 – Introdução

Os sistemas industriais que possuem cargas do tipo fornos a arco, fornos painéis e laminadores desbastadores acionados por motores de corrente contínua, causam variações rápidas e repetitivas de potência reativa na rede. Com o surgimento do retificador controlado de silício (tiristor) na década de 50, iniciou-se o desenvolvimento de equipamentos para aplicações de alto desempenho, com o objetivo de controlar o fluxo de potência reativa, conhecidos como Compensadores Dinâmicos de Reativos.

O Compensador Estático de Reativos (*Static Var Compensator – SVC*) é o Compensador Dinâmico de Reativos mais primitivo. Este compensador consiste de chaves tiristorizadas que controlam a corrente em reatores, produzindo compensação dinâmica *shunt*. O primeiro SVC foi instalado em Nebraska, em 1974, pela *General Electric (GE)*.

Atualmente existem mais de 800 SVC's instalados no mundo, tanto para aplicações industriais (especialmente em fornos elétricos e laminadores) quanto para utilidades [2; 6-8].

A segunda geração de compensadores de reativos é constituída por outro equipamento *shunt* que produz também compensação dinâmica: o Compensador Síncrono Estático (*Static Synchronous Compensator* – STATCOM). Os primeiros estudos sobre este equipamento utilizando tiristores começaram a ser realizados em 1976 por um grupo de japoneses ligados à *Kansay Electric Co. Ltd.* e à *Mitsubishi Electric Corporation* [10; 16], entretanto somente após o advento de chaves auto-comutadas com maiores capacidades de tensões e correntes tornou-se possível a construção de compensadores de altas potências. O primeiro STATCOM comercializado (80MVA, 154kV) foi desenvolvido pela *Mitsubishi Electric Power Products Inc* e instalado em 1991 na Subestação Inuyama, no Japão [7-8; 10; 17]. Existem aproximadamente 20 STATCOM's em operação no mundo [7-8], porém nenhum destes no Brasil.

Com relação ao desempenho destes equipamentos, o SVC possui a capacidade de melhorar o sistema de transmissão e distribuição de potência de várias maneiras, uma vez que ele controla o fluxo de potência reativa na rede, mantendo o fator de potência unitário, e aumentar a capacidade de transmissão de uma linha, além de manter a tensão estabilizada no barramento, mesmo sob grandes variações da carga. No entanto, devido ao chaveamento dos tiristores ser realizado na frequência da rede, ele possui a desvantagem de apresentar longos tempos de resposta em comparação aos STATCOM's, cuja frequência de chaveamento é da ordem de 1kHz. Além disto, o SVC insere correntes harmônicas de baixas ordens no sistema, o que implica na instalação de filtros passivos, aumentando bastante o volume da aplicação [7].

Apesar de existirem várias vantagens do STATCOM sobre o SVC, este último ainda é comercialmente mais interessante. Atualmente o preço do SVC por kVAr situa-se na faixa de U\$20 a U\$45, enquanto o STATCOM custa entre U\$80 a U\$100 / kVAr [7].

Neste sentido, surge a dúvida sobre os limites de desempenho do SVC, uma vez que ele possui custo consideravelmente menor, apesar de algumas desvantagens em relação ao STATCOM. Desta forma, o trabalho proposto tem o intuito de caracterizar o SVC, avaliando seu desempenho em relação àquele esperado de um STATCOM.

## **1.2 – Objetivo**

O objetivo deste trabalho é caracterizar os limites inerentes de desempenho do SVC frente ao desempenho esperado de um STATCOM, através de modelos computacionais de um sistema industrial real contendo um SVC, especificamente a subestação de recebimento de energia da empresa siderúrgica Gerdau Açominas, situada em Ouro Branco – MG.

## **1.3 – Proposta de Trabalho**

Neste trabalho é proposta a modelagem e a caracterização de um SVC, tendo em vista o estudo dos limites inerentes de desempenho do SVC frente ao desempenho esperado de um STATCOM. São abordados os seguintes itens:

- Análise das características de funcionamento de SVC's e STATCOM's;
- Modelagens computacionais de um SVC inserido em sistema industrial;
- Estudo da capacidade do SVC em desacoplar os fluxos de potências ativa e reativa entre o compensador e o sistema elétrico de potência;
- Estudo das características dinâmicas do SVC, buscando seus limites de desempenho;

- Comparação das características dinâmicas e do desempenho entre o SVC e STATCOM de potências e topologias compatíveis.

Neste trabalho são desenvolvidos modelos matemáticos baseados em circuitos equivalentes e ferramentas computacionais para a simulação e análise comparativa entre os dois equipamentos em questão.

## 1.4 – Contribuições

A principal contribuição deste trabalho é a caracterização dos limites de desempenho dos SVC's frente aos STATCOM's. Neste contexto são abordados os seguintes itens:

- Análise das características de funcionamento de SVC's e STATCOM's;
- Comparação entre o modelo matemático do sistema monofásico completo, representado através de duas equações de estados, e o modelo do sistema monofásico contendo um SVC, na frequência fundamental, ou seja, o SVC é representado por uma reatância variável em função do ângulo de disparo dos tiristores;
- Modelagem matemática do SVC inserido em um sistema elétrico de potência em um sistema de coordenadas DQ síncrono, para pequenos sinais;
- Estudo da capacidade do SVC em desacoplar os fluxos de potências ativa e reativa entre o compensador e o sistema elétrico de potência;
- Estudo das características dinâmicas do SVC através dos modelos matemáticos desenvolvidos;

- Comparação das características dinâmicas e do desempenho entre o SVC e STATCOM de potências compatíveis.

## 1.5 – Organização do Texto

Este texto foi dividido em 5 capítulos. No capítulo 2 são ilustradas as topologias, principais operações e processos de controle de fluxo de potência reativa do SVC e do STATCOM. Em seguida é apresentado o sistema de recebimento de energia, o SVC e as cargas da empresa siderúrgica Gerdau Açominas, sendo este sistema utilizado como exemplo ilustrativo para o presente estudo.

Um modelo matemático do sistema monofásico, contendo um SVC, na frequência fundamental, é desenvolvido no capítulo 3. Este modelo é comparado, através de simulações em computador, a outro modelo mais completo do sistema monofásico, que utiliza duas equações de estados. Neste mesmo capítulo é apresentado um modelo do sistema no referencial DQ síncrono para pequenos sinais. Utilizando este modelo matemático, é desenvolvido um estudo da capacidade do SVC em desacoplar os fluxos de potências ativa e reativa entre o compensador e o sistema elétrico de potência.

O quarto capítulo é dedicado à verificação dos reais limites de desempenho dinâmico do SVC frente ao desempenho de um STATCOM com potência e topologia compatíveis. Inicialmente é verificado o desempenho dinâmico do SVC e as influências nas componentes de seqüências positiva e negativa das variáveis do sistema elétrico de potência causada por uma perturbação no sistema. Posteriormente, é sugerida uma modelagem dinâmica para o STATCOM.

Por último, no capítulo 5 são apresentadas as conclusões gerais e as propostas de continuidade deste estudo.

## Capítulo 2

# Princípios de Compensadores Dinâmicos de Reativos

## 2.1 – Introdução

Em um sistema elétrico de potência ideal, a tensão e a frequência deveriam ser constantes e livres de harmônicos. Particularmente, estes parâmetros também seriam independentes das características das cargas consumidoras. Entretanto, o que se observa em sistemas industriais que possuem cargas do tipo fornos a arco, fornos panelas e laminadores desbastadores acionados por motores de corrente contínua, causam variações rápidas e repetitivas de potência reativa na rede.

Em um circuito em corrente alternada com conexão via impedância, conforme ilustrado na Fig. 2.1, as equações que descrevem as transferências de potência ativa e reativa entre fonte e carga são (2.1) e (2.2) [1-3; 5]. Deve-se ressaltar que estas equações são válidas para sistemas onde a reatância equivalente da rede é muito maior do que a sua resistência.

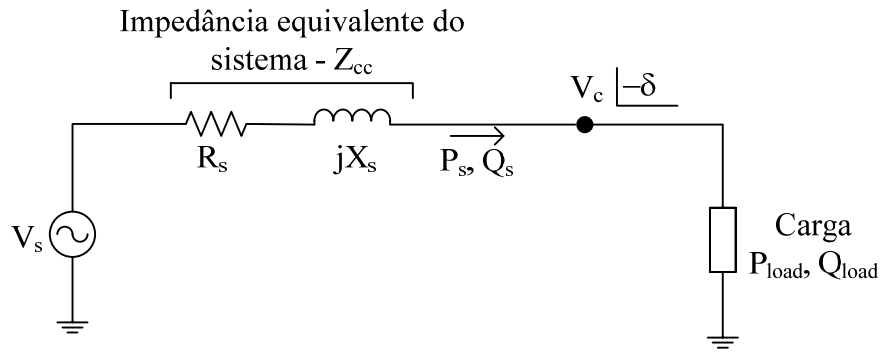


Fig. 2.1 – Circuito em corrente alternada com conexão via impedância

$$P_s = \frac{V_s \cdot V_c}{X_s} \cdot \text{sen} \delta \quad (2.1)$$

$$Q_s = \frac{V_s^2}{X_s} - \frac{V_s \cdot V_c}{X_s} \cdot \text{cos} \delta \quad (2.2)$$

Pode-se encontrar as equações para pequenas variações de potência ativa e reativa através da linearização em torno de um ponto de operação, obtendo-se os termos de primeira ordem da série de Taylor.

$$\Delta P_s = \frac{\partial P}{\partial V_c} \cdot \Delta V_c + \frac{\partial P}{\partial \delta} \cdot \Delta \delta = \left[ \frac{V_s}{X_s} \cdot \text{sen} \delta_o \right] \cdot \Delta V_c + \left[ \frac{V_s \cdot V_{co}}{X_s} \cdot \text{cos} \delta_o \right] \cdot \Delta \delta \quad (2.3)$$

$$\Delta Q_s = \frac{\partial Q}{\partial V_c} \cdot \Delta V_c + \frac{\partial Q}{\partial \delta} \cdot \Delta \delta = - \left[ \frac{V_s}{X_s} \cdot \text{cos} \delta_o \right] \cdot \Delta V_c + \left[ \frac{V_s \cdot V_{co}}{X_s} \cdot \text{sin} \delta_o \right] \cdot \Delta \delta \quad (2.4)$$

Usualmente, a impedância da rede possui um valor baixo, e, conseqüentemente, o defasamento angular em um ponto de operação entre as tensões  $V_s$  e  $V_c$  ( $\delta_0$ ) também é pequeno. Segundo a expansão da série de Taylor, quando o valor de  $\delta_0$  tende a zero, o  $\text{sen}(\delta_0)$  se aproxima de  $\delta_0$ , e o valor de  $\text{cos}(\delta_0)$  é bem próximo de  $(1 - \delta_0^2/2)$ . Isto indica que, para pequenos valores de  $\delta_0$ , o segundo termo da equação (2.3) é mais significativo do que o primeiro, e na equação (2.4) o primeiro termo da equação se torna mais significativo do que o segundo. Estas duas equações podem então ser aproximadas por (2.5) e (2.6).

$$\Delta P_s \approx \left[ \frac{V_s \cdot V_c}{X_s} \cdot \left( 1 - \frac{\delta_0^2}{2} \right) \right] \cdot \Delta \delta \quad (2.5)$$

$$\Delta Q_s \approx - \left[ \frac{V_s}{X_s} \cdot \left( 1 - \frac{\delta_0^2}{2} \right) \right] \cdot \Delta V_c \quad (2.6)$$

Conclui-se, através da equação (2.5), que a variação do fluxo de potência ativa é determinada principalmente pelo defasamento angular entre as tensões  $V_s$  e  $V_c$  ( $\delta$ ). Desta forma, caso a tensão  $V_s$  estiver adiantada em relação à  $V_c$  ( $0^\circ < \delta < 90^\circ$ ), há um fluxo de potência ativa em direção à carga, e se a tensão  $V_s$  estiver atrasada em relação à  $V_c$  ( $-90^\circ < \delta < 0^\circ$ ), o fluxo de potência ativa segue em direção a rede. Já a equação (2.6) indica que a variação do fluxo de potência reativa é determinada principalmente pelas amplitudes das tensões. Neste caso, se a tensão  $V_s$  for maior do que  $V_c$  ( $V_s > V_c$ ) há um fluxo de potência reativa em direção à carga, e se a tensão  $V_s$  for menor do que  $V_c$  ( $V_s < V_c$ ), o fluxo de potência reativa segue em direção à rede.

Outra característica do sistema elétrico de potência é a relação que existe entre a variação de tensão na barra e a variação do consumo de potência reativa da carga no caso de não haver uma compensação de reativos, também supondo  $X_s \gg R_s$ . Esta relação pode ser descrita por (2.7) [1; 18].

$$\frac{\Delta V}{V_s} = \frac{V_s - V_c}{V_s} \approx \frac{\Delta Q_{load}}{S_{cc}} \quad (2.7)$$

A equação (2.7) descreve a chamada de reta de carga do sistema, cujo gráfico pode ser visto na Fig. 2.2. De acordo com esta equação, qualquer variação brusca de potência reativa da carga causará uma variação da tensão na barra onde está conectada. A inclinação desta reta  $a$  representa o fator de sensibilidade do sistema, e está relacionada à potência de curto-circuito da rede  $S_{cc}$ . Quanto maior o nível de curto-circuito da fonte (ou menor a impedância  $Z_{cc}$ ), a variação de tensão na barra será menos severa para uma dada variação da carga.

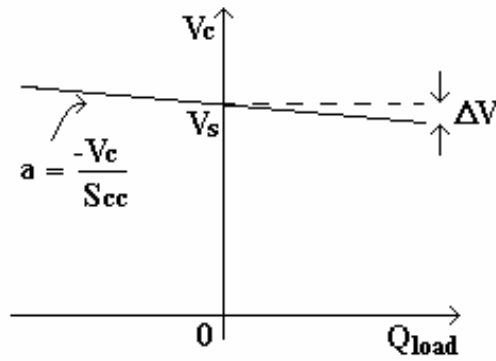


Fig. 2.2 – Curva de carga do sistema

A elevação do nível da potência de curto-circuito de uma rede pode ser alcançada através da instalação de linhas em paralelo às já existentes, de forma a aumentar a capacidade de transmissão por aquele caminho, ou troca do transformador de entrada da subestação da indústria consumidora por outro de menor impedância. Entretanto, estas duas soluções representam altos encargos financeiros e sugerem uma terceira alternativa: a instalação de um compensador de reativos na barra em que está conectada à carga.

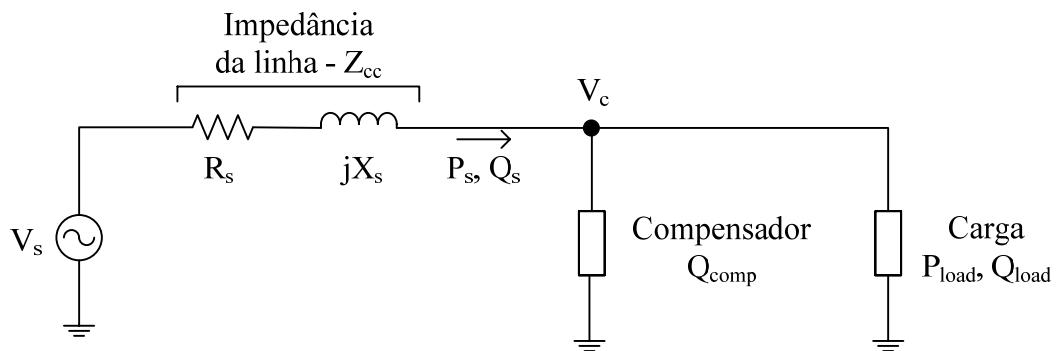


Fig. 2.3 – Circuito em corrente alternada com compensação de reativos

Os compensadores de reativos *shunt* podem ser divididos em dois tipos: os compensadores rotativos, representados pelas máquinas síncronas; e os não rotativos, baseados na utilização de filtros. Este último, por sua vez, pode ser subdividido em compensadores dinâmicos (filtros ativos) e os que operam em regime permanente (bancos de capacitores).

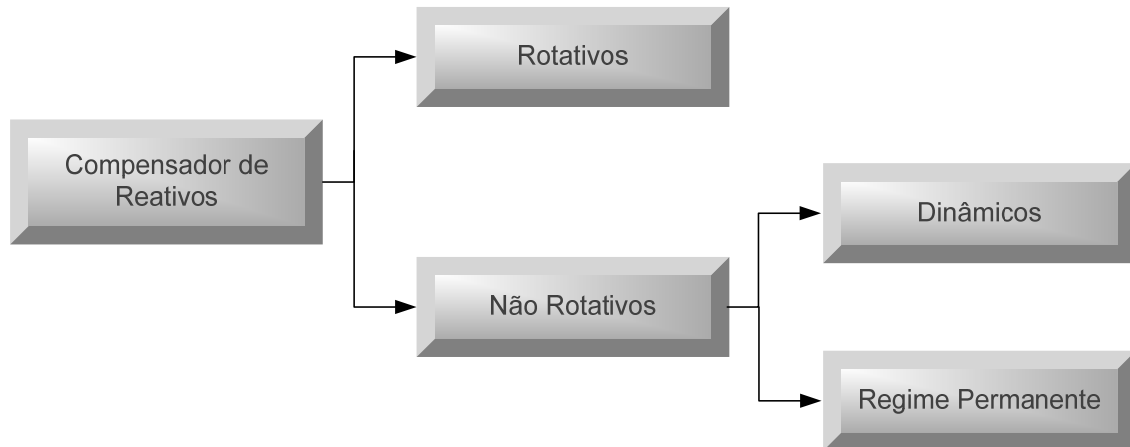


Fig. 2.4 – Universo tecnológico de compensação de reativos *shunt*

O controle de reativos com uma máquina síncrona pode ser realizado através do controle adequado de sua tensão de excitação. Conforme apresentado na equação (2.6), quando esta máquina é conectada ao sistema de potência e está sub-excitada, ela comporta como um indutor, absorvendo potência reativa do sistema. No caso de estar sobre-excitada, ela funciona como um capacitor, injetando potência reativa no sistema. Todavia, compensadores rotativos são caracterizados por possuir respostas dinâmicas relativamente lentas (100 a 500ms) devido à sua grande constante de tempo do circuito de campo [3]. Outra desvantagem deste equipamento é a sua baixa confiabilidade pelo fato de possuir partes rotativas, tornando sua manutenção mais complexa, além do seu alto custo de instalação.

Em cargas de operação relativamente estável, ou seja, com pequenas variações de potência reativa, a compensação de reativos do sistema pode ser facilmente realizada com a instalação de banco de capacitores *shunt*. A inserção de capacitores aumenta a disponibilidade de transmissão de potência ativa na linha, como se pode ver na Fig. 2.5 [18].

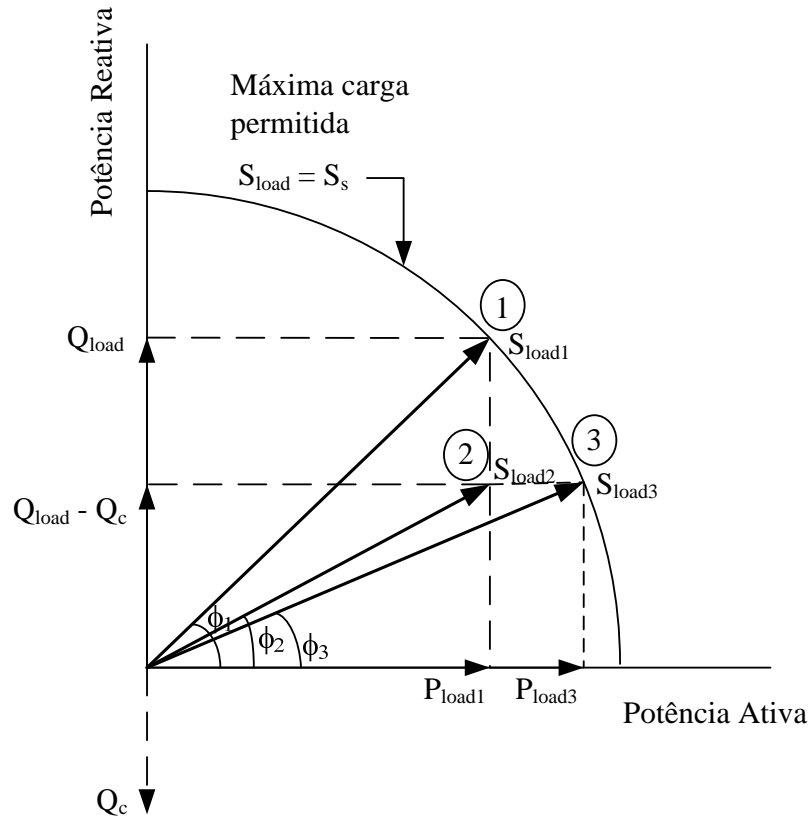


Fig. 2.5 – Curva de capacidade de potência

A Fig. 2.5 é dividida em três pontos de operação: no primeiro ponto a potência aparente de uma determinada carga é igual à disponível pela fonte; o segundo ponto mostra que a instalação de banco de capacitores diminui a potência aparente da carga, o que torna possível o aumento da potência ativa consumida pela carga para o ponto 3.

A desvantagem da utilização de um banco de capacitores para compensação de reativos é que eles não podem ser instalados em sistemas onde a carga não é linear, pois a frequência de ressonância entre a impedância da rede e capacitores do banco pode se aproximar da frequência das componentes harmônicas da carga. Além disto, o banco de capacitores não é capaz de compensar variações rápidas e repetitivas de potência reativa provocadas pela carga, como é o caso dos laminadores desbastadores acionados por motores de corrente contínua em uma indústria siderúrgica, porque a tensão no barramento não

consegue atingir regime permanente, podendo tornar o sistema instável. Os Compensadores Dinâmicos de Reativos tornam-se, então, uma solução interessante para estas aplicações.

Como se pode notar, os Compensadores Dinâmicos de Reativos têm por finalidade melhorar o sistema elétrico de potência de várias maneiras, dentre as quais pode-se citar:

- controlar variações rápidas e repetitivas de potência reativa na rede;
- manter a tensão estabilizada no barramento, mesmo sob grandes variações da carga;
- aumentar a capacidade de transmissão de uma linha.

Este capítulo se dedica à descrição das características de funcionamento e as tecnologias atualmente disponíveis de dois tipos de Compensadores Dinâmicos de Reativos: o Compensador Estático de Reativos (SVC) e o Compensador Síncrono Estático (STATCOM), tendo em vista a utilização de ambos em aplicações industriais.

## 2.2 – Compensadores Estáticos de Reativos – SVC

O primeiro Compensador Dinâmico de Reativos, lançado no mercado no início da década de 1970, é o Compensador Estático de Reativos (*Static Var Compensator – SVC*). Este compensador é definido pelo IEEE [2-3] como sendo um gerador estático de reativos *shunt* cuja saída é ajustada para injetar corrente capacitiva ou indutiva de forma a manter ou controlar parâmetros específicos do sistema elétrico de potência (tipicamente, a tensão no barramento). Esta descrição sugere que existem dois tipos de SVC's: o Reator Controlado por Tiristores com Capacitor Fixo (*Thyristor Controlled Reactor Fixed Capacitor – TCR-FC*) e o Capacitor Chaveado por Tiristores (*Thyristor Switched Capacitor – TSC*), entretanto o último não faz parte do escopo deste estudo e maiores detalhes podem ser encontrados em [1-4].

### 2.2.1 – Princípios de Funcionamento do TCR-FC

O SVC do tipo TCR-FC consiste de chaves tiristorizadas controlando a corrente do reator e do capacitor fixo em paralelo, produzindo compensação dinâmica *shunt*, conforme pode ser visto na Fig. 2.6.

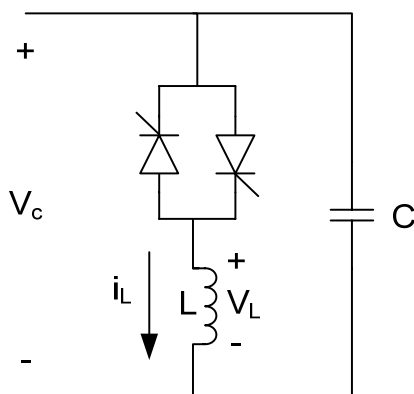


Fig. 2.6 – Circuito monofásico equivalente do TCR-FC

A corrente no reator  $i_L$  pode ser controlada, variando entre um valor máximo e zero, através do controle do ângulo de disparo  $\alpha$  dos tiristores. O disparo da chave tiristorizada é atrasado em relação ao pico da tensão em cada semi-ciclo e assim o intervalo de condução da corrente  $\sigma$  é controlado, conforme ilustrado na Fig. 2.7.

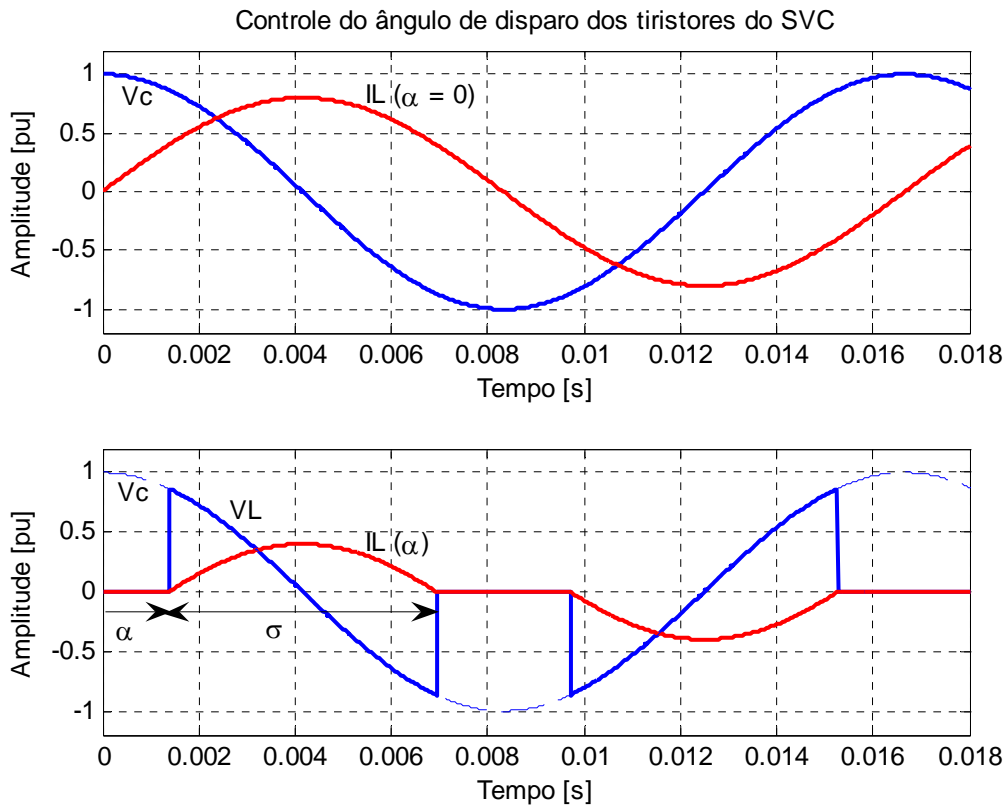


Fig. 2.7 – Controle do ângulo de disparo  $\alpha$  dos tiristores do SVC

Quando o disparo dos tiristores é atrasado de um ângulo  $\alpha$ , sendo  $0 \leq \alpha \leq \pi/2$ , em relação ao pico da tensão, a corrente no reator pode ser expressa por (2.8) [2], onde  $v_c(t) = V_c \cos(\omega t)$ .

$$i_L(t) = \frac{V_c}{\omega L} [\sin(\omega t) - \sin(\alpha)] , \quad \alpha < \omega t < \pi - \alpha \quad (2.8)$$

A amplitude da corrente fundamental que circula pelo reator do SVC  $I_{Lf}$  em função do ângulo de disparo  $\alpha$  é descrita por (2.9) [2].

$$I_{Lf}(\alpha) = \frac{V_c}{\omega L} \left[ 1 - \frac{2}{\pi} \alpha - \frac{1}{\pi} \sin(2\alpha) \right], \quad \text{para } 0 < \alpha < \frac{\pi}{2} \quad (2.9)$$

A Fig. 2.8 ilustra a corrente do reator e sua componente fundamental, dado um ângulo de disparo  $\alpha$ , dentro do intervalo mostrado na equação (2.8).

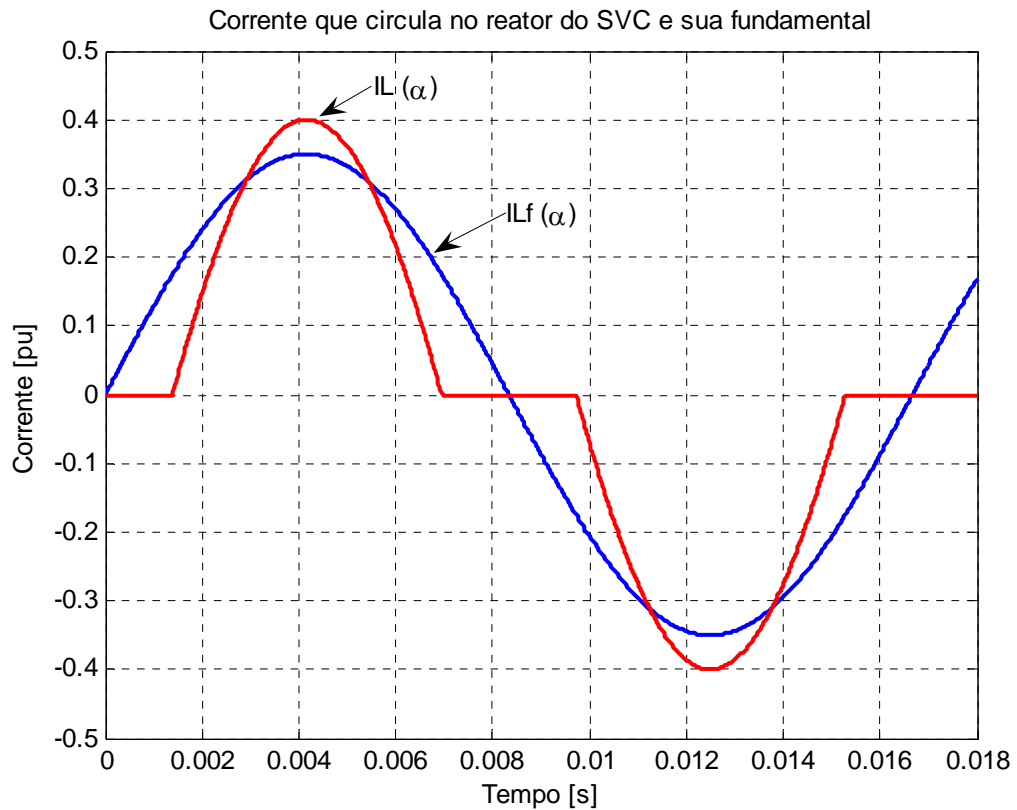


Fig. 2.8 – Corrente que circula no reator do SVC e sua fundamental

Conforme *Hingorani e Gyugyi* [2], o TCR pode controlar continuamente a corrente fundamental  $i_{Lf}(t)$  de zero ( $\alpha = \pi/2$ ) até seu valor máximo ( $\alpha = 0$ ), como se estivesse variando a sua indutância em função de  $\alpha$ . O valor equivalente para 60Hz desta indutância é calculada dividindo a tensão  $V_c$  pelo produto entre a frequência síncrona  $\omega$  e a corrente  $I_{Lf}$ , a qual é mostrada em (2.9). Esta operação é apresentada por (2.10).

$$L_{eq}(\alpha) = \frac{L}{\left(1 - \frac{2\alpha}{\pi} - \frac{1}{\pi} \cdot \text{sen}(2\alpha)\right)}, \quad \text{para } 0 < \alpha < \frac{\pi}{2} \quad (2.10)$$

Além do reator controlado por tiristores, cuja potência reativa absorvida  $Q_L$  é variável (controlada pelo ângulo de disparo  $\alpha$ ), existem bancos de capacitores. O circuito em corrente alternada contendo o TCR-FC e os fluxos de potência reativa podem ser vistos na Fig. 2.9.

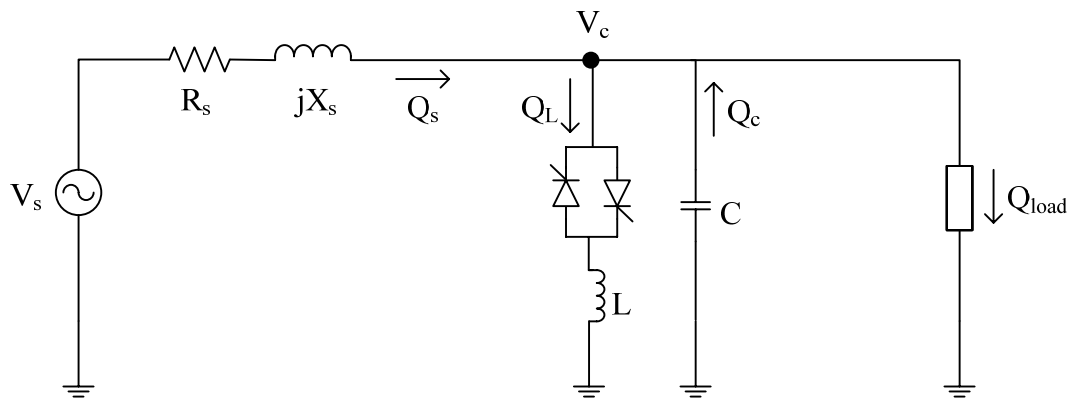


Fig. 2.9 – Circuito em corrente alternada contendo o TCR-FC e os fluxos de potência reativa

Estes capacitores estão usualmente divididos em filtros de harmônicos, fornecendo uma potência reativa  $Q_c$  não controlada, cujo valor é definido por (2.11).

$$Q_c = \frac{V_c^2}{X_c}, \text{ sendo } X_c = \text{constante} \quad (2.11)$$

Como visto na equação (2.7), a variação do consumo de potência reativa da carga gera uma variação da tensão da barra onde está conectada, que, de acordo com (2.11), influi no valor da potência reativa injetada pelo banco de capacitores. De acordo com a norma da ONS [59], a variação de tensão no barramento  $\Delta V$  deve estar dentro de uma faixa aceitável, que é definida conforme a tensão nominal do sistema. Assim, o TCR deve ser capaz de absorver uma potência reativa  $Q_L$  de forma que a variação de tensão não ultrapasse os limites estabelecidos e, conseqüentemente, a potência reativa da rede  $Q_s$  varie pouco, tal como mostrado em (2.12).

$$Q_s = Q_{load} - Q_c + Q_L \approx \text{constante} \Rightarrow \Delta V \leq \text{norma} \quad (2.12)$$

A Fig. 2.10 mostra a característica de operação do SVC frente a variações de tensão no barramento ao qual está conectado. Quando a amplitude da tensão do barramento  $V_c$  diminui, o SVC injeta corrente capacitiva, até um valor máximo, obtido desligando-se os tiristores ( $\alpha = \pi/2$ ). E quando a amplitude da tensão  $V_c$  está acima do valor nominal, aumenta-se a corrente

no reator através da redução do ângulo de disparo  $\alpha$ , até que se alcance o valor máximo de corrente indutiva ( $\alpha = 0$ ).

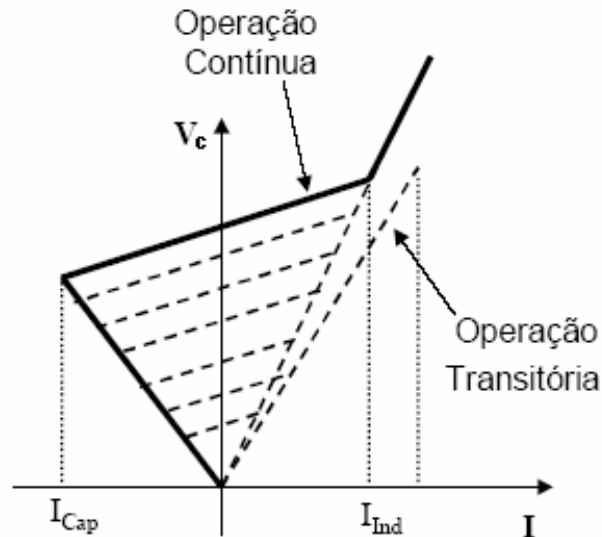


Fig. 2.10 – Característica V x I do SVC [10]

Na Fig. 2.10 é possível observar uma limitação do SVC: quando os tiristores estão completamente desligados, se a tensão do barramento  $V_c$  continuar decrescendo de amplitude, a capacidade de corrente reativa do compensador também é reduzida proporcionalmente. Este comportamento também é descrito pela equação (2.11).

Outra limitação do SVC, conforme já mencionado anteriormente, são as correntes harmônicas de baixa ordem que são geradas devido ao controle do ângulo de disparo  $\alpha$ , usado para chavear os tiristores. As amplitudes destas correntes harmônicas em função do ângulo  $\alpha$  são expressas por (2.13) [2-3; 22].

$$I_{L-n}(\alpha) = \frac{4 \cdot V_c}{\pi \cdot \omega L} \left[ \frac{\text{sen}(\alpha) \cos(n\alpha) - n \cdot \cos(\alpha) \text{sen}(n\alpha)}{n(n^2 - 1)} \right] \quad (2.13)$$

onde  $n = 2k + 1$ ,  $k = 1, 2, 3, \dots$

A variação das amplitudes das correntes harmônicas, expressas em porcentagem da corrente fundamental, em função do ângulo  $\alpha$  pode ser vista na Fig. 2.11.

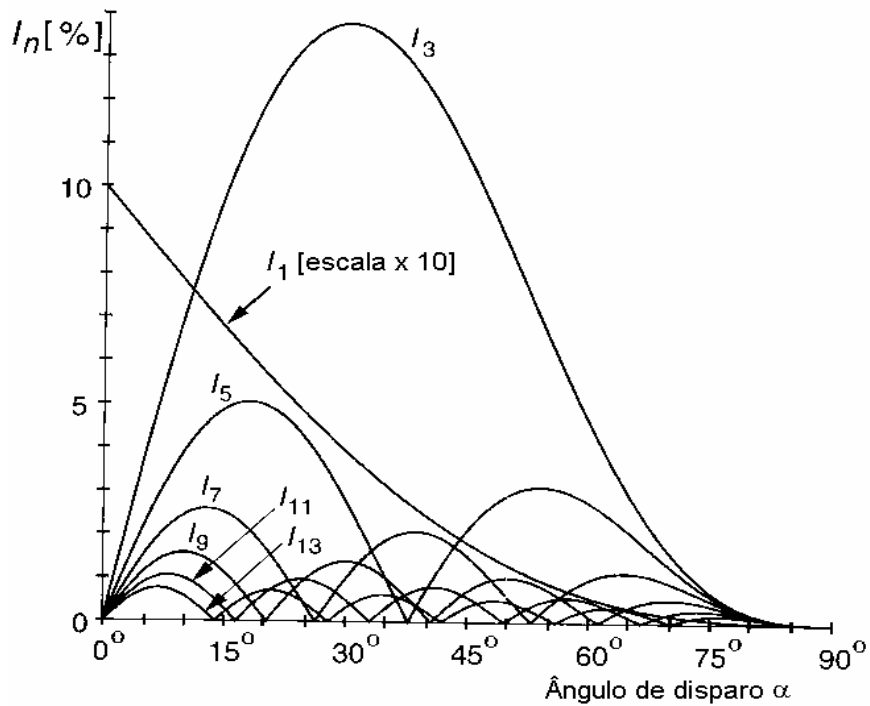


Fig. 2.11 – Amplitudes das correntes harmônicas x ângulo de disparo  $\alpha$  [2]

Uma prática usual para a redução das correntes harmônicas é a instalação de filtros sintonizados, conforme Fig. 2.12, aumentado bastante a área física ocupada pela aplicação [7]. É importante salientar que o resistor deste filtro é responsável pelo amortecimento do sistema, e sua utilização nem sempre é necessária, evitando, assim, perdas joulicas de energia. Outra solução seria aumentar o número de pulsos do SVC.

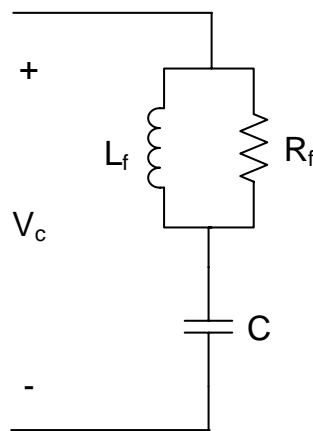


Fig. 2.12 – Circuito monofásico equivalente de um filtro sintonizado

### 2.2.2 – Topologias de SVC's

Em um sistema trifásico, três TCR's monofásicos podem ser conectados em delta de forma a não permitir que correntes harmônicas múltiplas de três (3ª, 9ª, 15ª, etc) sejam inseridas no sistema elétrico de potência [3]. As amplitudes das outras correntes harmônicas podem ser reduzidas por outros métodos.

Uma maneira de diminuir estes harmônicos é conectar  $n$  ( $n \geq 2$ ) TCR's em paralelo, cada um possuindo  $1/n$  da capacidade total de potência reativa do SVC. Nesta configuração, o ângulo de disparo  $\alpha$  de apenas um TCR é controlado, enquanto os outros estão operando em degrau, de forma a absorver a potência reativa requerida, conforme a Fig. 2.13. Como a potência reativa de cada TCR diminuiu de  $1/n$  vezes, a indutância conseqüentemente aumenta num fator de  $n$ , diminuindo assim a amplitude da corrente harmônica dada pela equação (2.6). O problema deste arranjo é a elevação do custo devido ao aumento do número de tiristores utilizados.

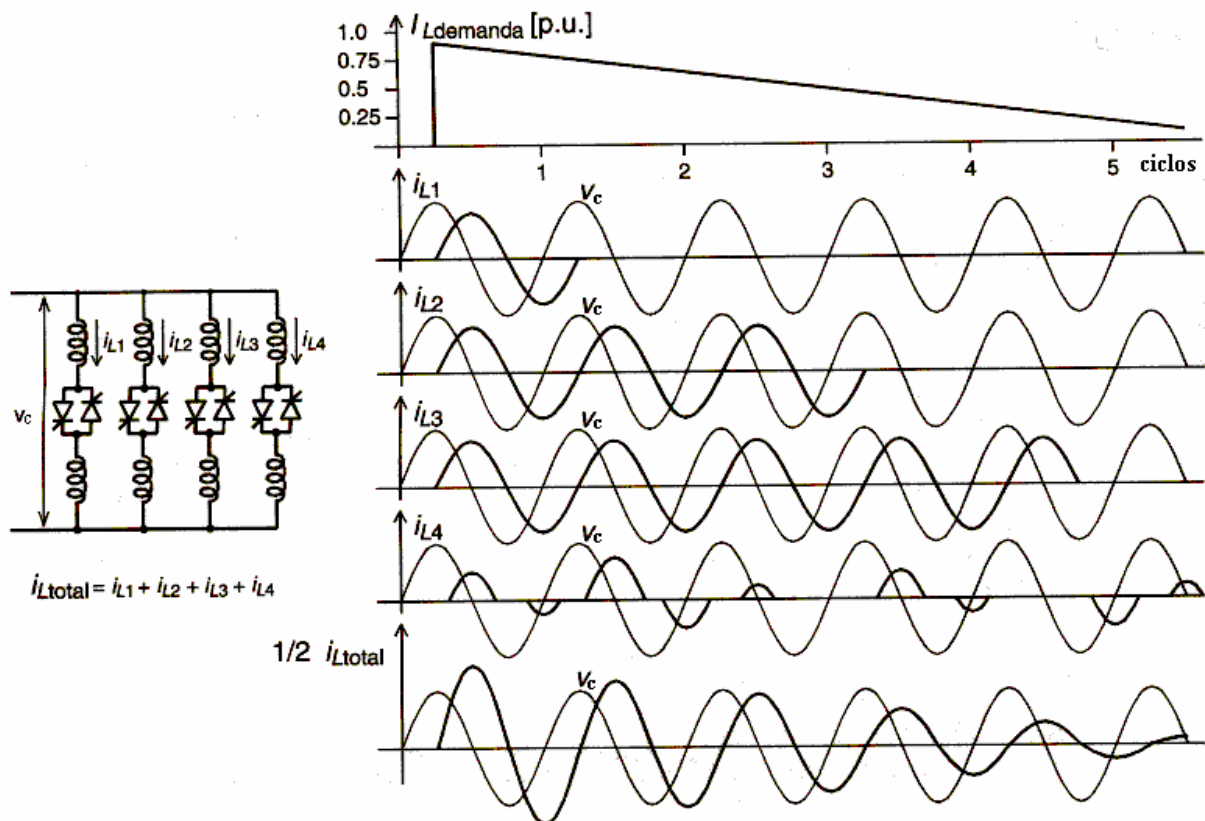


Fig. 2.13 – Método de controle de quatro bancos de TCR's para redução de harmônicos [2]

Outro método utiliza arranjos de 12 pulsos, implementados a partir da associação de dois conversores de seis pulsos em paralelo. No entanto, é necessária a utilização de transformadores de alimentação conectados de modo que seus ângulos de tensão de fase sejam defasados de  $30^\circ$  entre si. Harmônicos de ordem inferior ( $5^\circ$  e  $7^\circ$ ) são eliminados neste caso, tornando estes transformadores adequados para a aplicação proposta. Uma excelente redução de harmônicos pode ser obtida quando multiconversores de dezoito ou mais pulsos são implementados, pela associação de mais de três conversores de 6 pulsos. Entretanto, como já foi mencionado anteriormente, quanto maior o número de tiristores empregados, mais caro é o equipamento. Maiores informações sobre conversores multi-pulsos podem ser obtidas na referência [13].

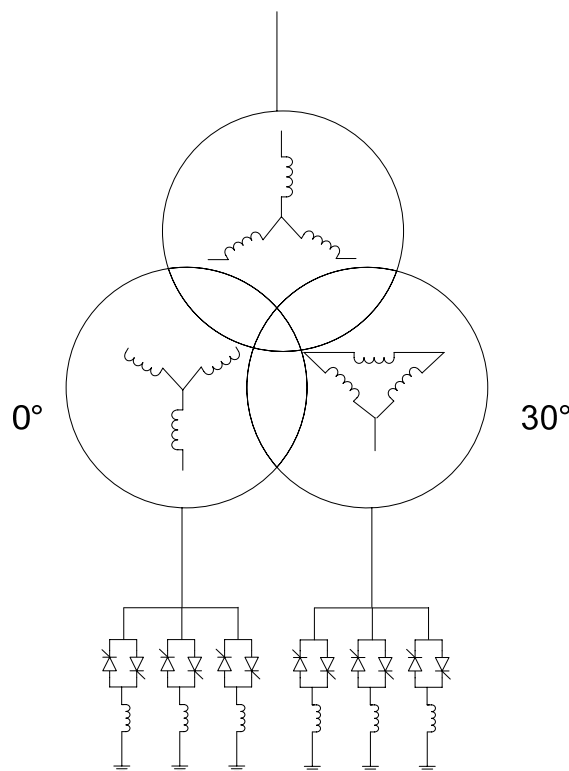


Fig. 2.14 – Conversor de 12 pulsos

### 2.2.3 – Desempenho Dinâmico do SVC

Outra dificuldade tecnológica deste compensador seria uma faixa de passagem relativamente estreita. *Hingorani e Gyugyi* [2] abordam este assunto apresentando a função de transferência do SVC conforme (2.14) [2], onde o termo exponencial foi aproximado pela função de transferência de primeira ordem, sendo  $k$  um ganho constante, e  $T_d$  um atraso de tempo ou atraso de transporte correspondente ao ângulo de disparo.

$$G(s) = k \cdot e^{-T_d s} \approx \frac{k}{1 + T_d s} \quad (2.14)$$

De acordo com os autores, o valor máximo do atraso de transporte  $T_d$  de um TCR-FC monofásico é  $T/2$ . No caso de uma estrutura trifásica de 6 pulsos ligada em delta o valor máximo do atraso de transporte será de  $T/6$  para o aumento da corrente e  $T/3$  para a diminuição da corrente. E para uma topologia de 12 ou mais pulsos, o valor do atraso de transporte  $T_d$  para o crescimento e decaimento da corrente no SVC, no pior caso, não diferencia muito do conversor de 6 pulsos, pois os atrasos no ligamento e desligamento da chave tiristora irão acontecer nos mesmos intervalos de tempo máximo [2]. A vantagem desta estrutura se encontra na diminuição das componentes harmônicas da corrente de linha.

Estas afirmativas, no entanto, não são explicadas e novas verificações indicam que o tempo de resposta para as estruturas trifásicas de 6 ou mais pulsos são da ordem de 8,33ms, ou seja,  $T/2$ , conforme é demonstrado no capítulo 4 deste trabalho.

## 2.3 – Compensador Síncrono Estático – STATCOM

A segunda geração de compensadores de reativos é constituída por outro equipamento *shunt* que também produz compensação dinâmica: o Compensador Síncrono Estático (*Static Synchronous Compensator* – STATCOM). A definição deste equipamento, dada pelo IEEE [2], é um gerador estático síncrono operando como um compensador estático de reativos *shunt*, cuja corrente capacitiva ou indutiva de saída pode ser controlada independente da tensão do sistema ca.

Os primeiros estudos sobre o STATCOM, utilizando blocos inversores compostos por tiristores e complexos circuitos auxiliares para comutação forçada, começaram a ser realizados na década de 1970 [10; 16]. Entretanto, sua implementação não era uma solução atrativa devido aos problemas de complexidade e de confiabilidade dos circuitos de comutação forçada, e dos baixos limites de tensão e corrente das chaves tiristoras.

Somente após o advento de chaves auto-comutadas de alta potência, nos anos 90, se tornou-se possível a comercialização do STATCOM. O primeiro STATCOM foi instalado no Japão em 1991. Este compensador possuía uma capacidade de potência nominal de 80MVA, operava em uma tensão de 154kV e utilizava GTO's (*Gate Turn Off Thyristors*) de 4,5kV / 3kA nos inversores [7-8; 18].

Em 1995, um STATCOM americano de  $\pm 100$ MVA foi comissionado na subestação de Sullivan, pertencente à TVA (*Tennessee Valley Authority*) [20]. Este equipamento foi implementado com uma estrutura de 48 pulsos, para neutralizar harmônicas, e utilizava GTO's de 4,4kV / 4kA.

Atualmente, empresas como a S&C e ABB comercializam STATCOM's baseados em IGBT's (*Insulated Gate Bipolar Transistors*), cujas potências variam entre 10MVA<sub>r</sub> e 100MVA<sub>r</sub>. Outros exemplos podem ser obtidos nas referências [41-55]

### 2.3.1 – Princípios de Funcionamento do STATCOM

O STATCOM, segundo *Mathur e Varma* [3], é análogo a uma máquina síncrona ideal, que gera tensões senoidais trifásicas, na frequência fundamental, com capacidade de controlar amplitude e defasamento. Ou seja, este compensador pode ser modelado como uma fonte de tensão controlada em série com uma reatância, semelhante à Fig. 2.15 (a). Esta máquina ideal não possui inércia, não altera significamente a impedância do sistema e pode gerar independentemente potências ativa e reativa, conforme Fig. 2.15 (b).

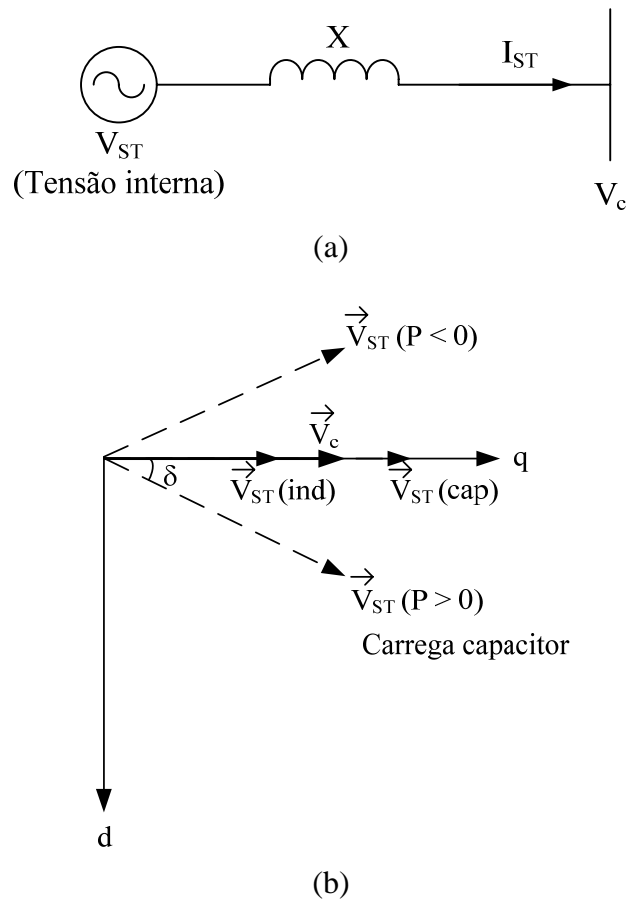


Fig. 2.15 – (a) Circuito equivalente do STATCOM (b) Fluxo de potência ativa e reativa entre STATCOM e sistema ca

O funcionamento do STATCOM como compensador de potência reativa pode ser visualizado com o auxílio da Fig. 2.16.

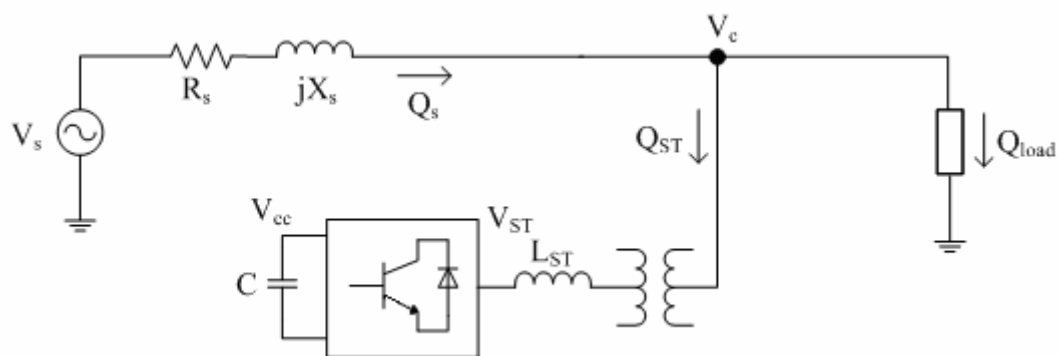


Fig. 2.16 – Circuito em corrente alternada contendo o STATCOM

Como se pode ver na Fig. 2.16, o STATCOM é constituído por quatro partes básicas: o transformador, o reator, o inversor, e o capacitor do barramento de corrente contínua.

No STATCOM, os transformadores são utilizados para fazer a ligação com o sistema ca, adequando os níveis de tensões de operação do equipamento com a rede, de forma a atender os limites de tensões de bloqueio dos dispositivos semicondutores dos inversores. Em muitos casos, os transformadores também são utilizados para eliminar alguns dos harmônicos gerados pelos inversores, reduzindo o conteúdo dos harmônicos inseridos na rede [13].

O reator,  $L_{ST}$ , é responsável pela adaptação das tensões senoidais da barra ( $V_c$ ) e das tensões sintetizadas pelo STATCOM ( $V_{ST}$ ), que possuem componentes harmônicas inseridas pelos chaveamentos dos dispositivos semicondutores do conversor, funcionando como um filtro.

Os inversores possuem a função de gerar tensão alternada a partir da tensão contínua nos terminais do capacitor. Os dispositivos semicondutores utilizados são os GTO's, IGBT's e IGCT's (*Integrated Gate Commutated Thyristors*) [4; 27]. O GTO, lançado na década de 1970, foi o primeiro dispositivo de potência utilizado no desenvolvimento do STATCOM. Entretanto esta chave demonstra perdas excessivas, além da necessidade de complexos circuitos para disparo de fonte. Em 1997, a ABB lançou o IGCT, como uma tentativa de solucionar os problemas apresentados pelo GTO, uma vez que possui o circuito de gate

integrado ao semicondutor e apresenta menores perdas. Atualmente, a maioria dos fabricantes de STATCOM's mostra uma tendência de utilização de IGBT's, cujo limite de operação atinge 6,5kV e 2,4kA [56-57].

O principal objetivo do capacitor do barramento de corrente contínua é servir de fonte de tensão constante, possibilitando a atuação do inversor. Ele também atua como armazenador temporário de energia, permitindo trocas entre o sistema elétrico e o STATCOM.

Além destas quatro partes, existe também o sistema de controle, ilustrado na Fig. 2.17, responsável pelo controle do fluxo de potência reativa. A principal função deste sistema é controlar os disparos dos dispositivos semicondutores do conversor, de modo a produzir uma forma de onda de tensão que force uma circulação de potência reativa requerida pela compensação. Esse controle é realizado mantendo a tensão do STATCOM  $V_{ST}$  maior em amplitude do que a tensão do barramento  $V_c$ , de forma a injetar potência reativa capacitiva na rede, e com amplitude  $V_{ST}$  menor, para absorver potência reativa indutiva. Para gerar a tensão  $V_{ST}$  de acordo com a referência exigida pelo sistema de controle, o STATCOM deve manter o capacitor do barramento de corrente contínua carregado em um determinado nível. Isso é obtido atrasando o ângulo  $\delta$  da tensão do conversor  $V_{ST}$  em relação à tensão do sistema elétrico  $V_c$ , de forma a absorver potência ativa. Este mecanismo de controle é utilizado para aumentar ou diminuir a tensão do capacitor e, conseqüentemente, a amplitude da tensão de saída do conversor. Diversas são as técnicas utilizadas para estes fins, com suas vantagens e desvantagens [10; 20-21].

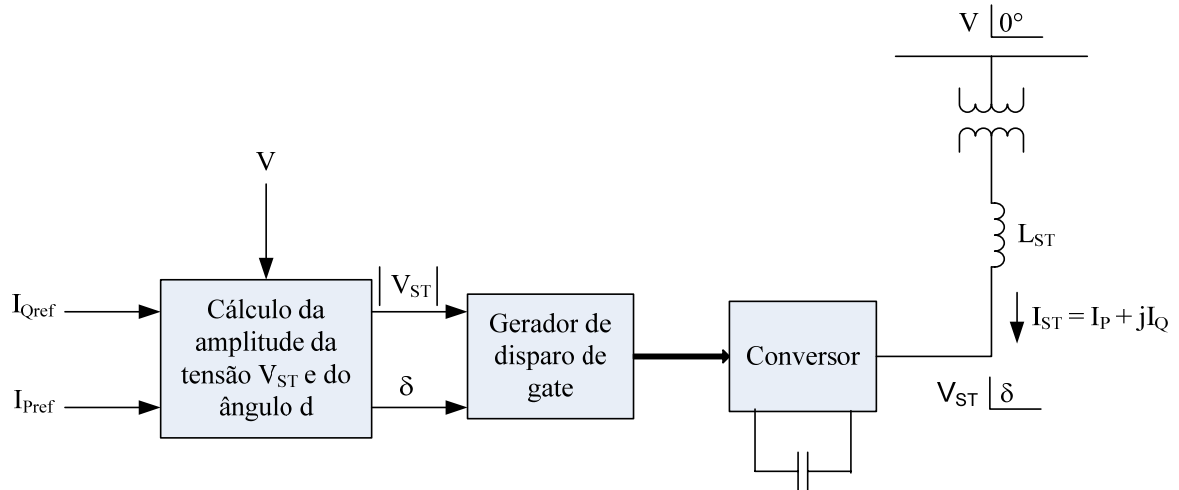


Fig. 2.17 – Principais funções do sistema de controle do STATCOM

A Fig. 2.18 mostra a característica tensão/corrente deste compensador. Em contraste com o SVC, mostrado na Fig. 2.10, idealmente, a característica da corrente de compensação é mantida, mesmo sob baixos valores da tensão do sistema ca. Entretanto, o que é observado na realidade é o desligamento deste equipamento caso a tensão do barramento cair a um determinado valor, uma vez que não será mais possível carregar o capacitor do barramento cc.

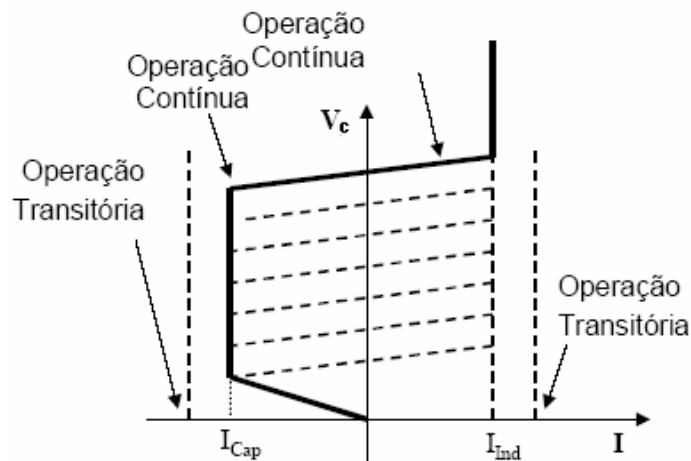


Fig. 2.18 – Característica V x I do STATCOM [10]

### 2.3.2 – Topologias de STATCOM's

Os inversores podem ser de dois tipos: inversores fonte de tensão (*Voltage Source Inverter – VSI*) e inversores fonte de corrente (*Current Source Inverter – CSI*) [12]. O que diferencia um do outro é basicamente o tipo de chave e o tipo de fonte de corrente contínua conectada ao barramento cc.

As topologias mais comuns dos inversores do STATCOM são baseadas em conversores VSI e compostas pelo inversor trifásico em ponte completa [2; 4; 10-11], mostrado na Fig. 2.19; por arranjos de inversores monofásicos, compondo uma estrutura trifásica [2; 4; 11], Fig. 2.20, ou pelo inversor trifásico de 3 níveis com neutro grampeado [2; 11; 15], Fig. 2.21.

Outra topologia utilizada para compensadores de altas potências é o inversor multi-níveis, composto por associações em série de conversores monofásicos, que pode ser visto na Fig. 2.22.

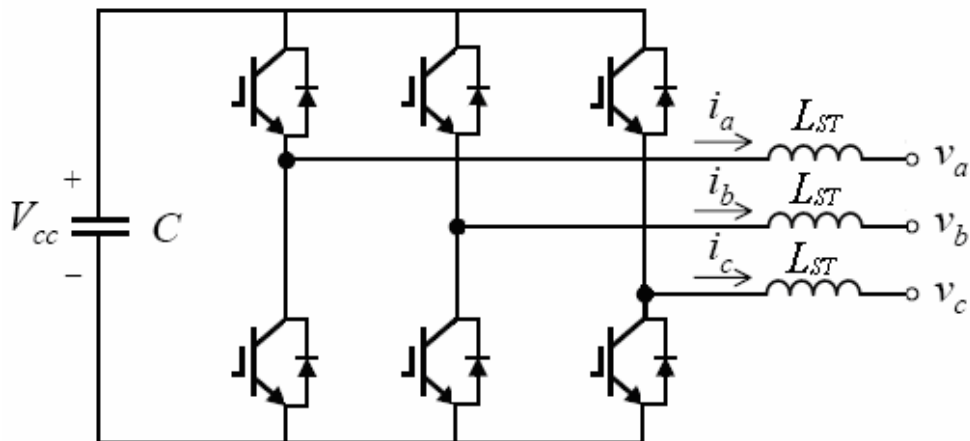


Fig. 2.19 – Inversor trifásico em ponte completa [11]

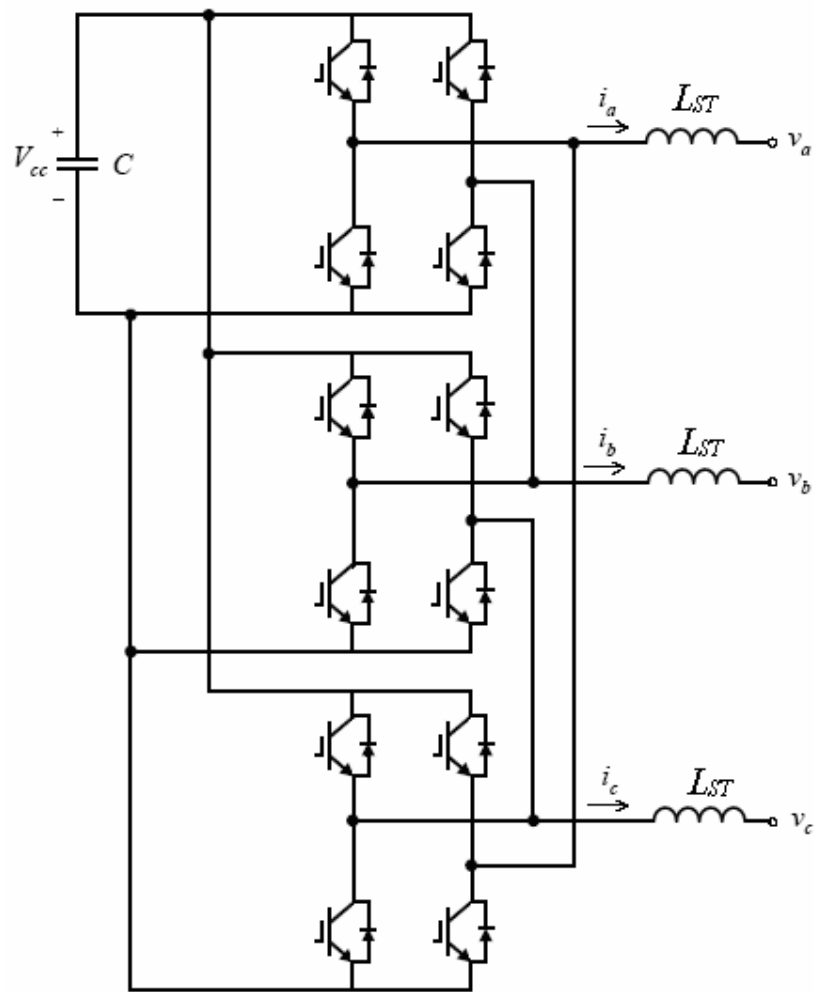


Fig. 2.20 – Inversor trifásico composto por três conversores (ponte H) monofásicos [11]

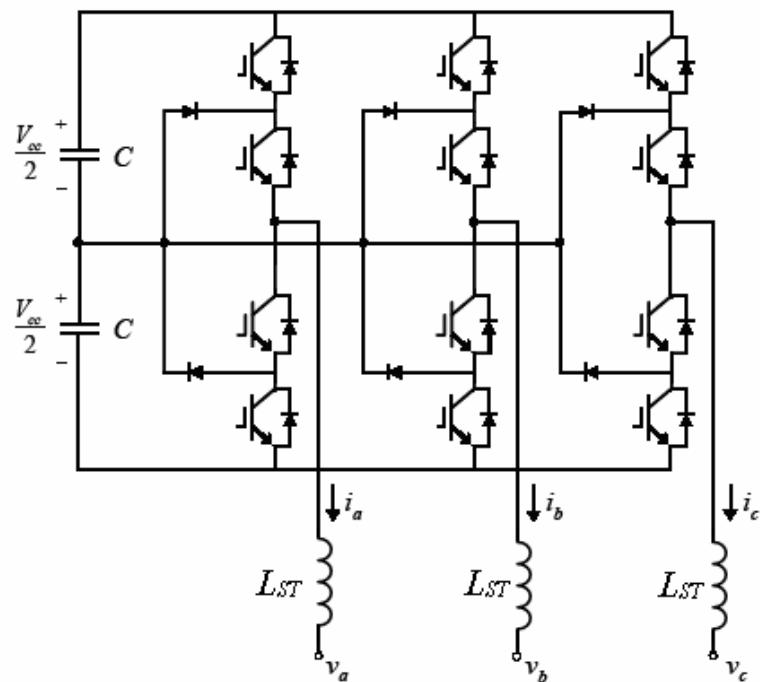


Fig. 2.21 – Inversor trifásico de 3 níveis com neutro grampeado [11]

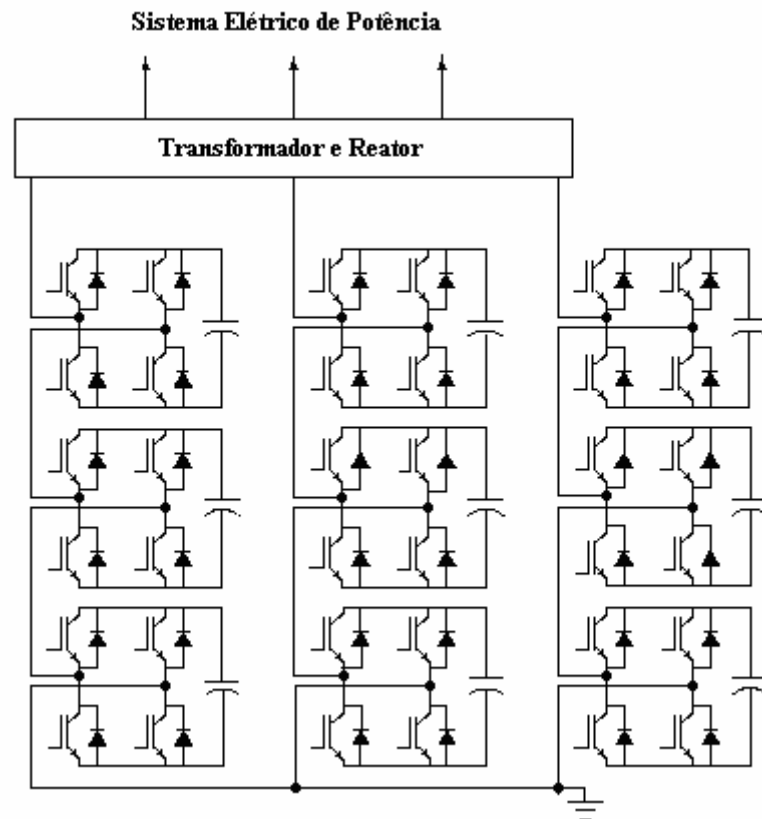


Fig. 2.22 – Inversor multi-níveis composto por associações em série de conversores monofásicos [3]

O inversor trifásico em ponte completa possui a vantagem de utilizar menor número de chaves do que as outras topologias mostradas. Entretanto, este arranjo não é aplicável a STATCOM's de elevadas potências devido ao elevado conteúdo harmônico, de ordem  $n = 6k \pm 1$ , onde  $k = 1, 2, 3, \dots$ , produzido por este tipo de inversor [23].

Os inversores monofásicos conectados formando uma estrutura trifásica, como visto na Fig. 2.20, permitem o controle independente de fases e menor distorção harmônica. O problema desta topologia, em relação ao inversor trifásico em ponte completa, é o grande número de chaves necessárias quando é desejado implementar equipamentos com múltiplos pulsos, a exemplo do STATCOM. Deve-se ressaltar que o custo dos dispositivos semicondutores utilizados neste compensador é maior do que os tiristores utilizados no SVC, aumentando ainda mais a diferença de preço entre os dois equipamentos.

Uma topologia mais recente utilizada nos STATCOM's é o inversor trifásico de 3 níveis com neutro grampeado, aplicado em níveis de tensão industriais. Este arranjo possui a capacidade de gerar formas de onda compostas de um maior número de pulsos, reduzindo, assim, a geração de harmônicos. Entretanto, a grande quantidade de dispositivos semicondutores instalados eleva o custo do produto.

O conversor multi-níveis em cascata, originalmente introduzido pela Robicon [14], possui a vantagem de associar módulos monofásicos de baixa tensão, conforme Fig. 2.22, amplamente encontrados no mercado, para aplicações em média tensão, e a opção de efetuar um curto-circuito em algum módulo, caso ele se danifique, devido à existência de redundâncias, garantindo seu funcionamento. Além disto, esta topologia reduz a geração de correntes harmônicas. A grande desvantagem deste conversor é a sua dimensão física e o elevado preço.

### 2.3.3 – Frequência de Chaveamento

As técnicas de acionamento utilizadas nos inversores podem ser divididas em altas e baixas frequências de chaveamento.

Os acionamentos em alta frequência, caracterizados pela técnica PWM (*Pulse Width Modulation*) [4], utilizam frequências da ordem de alguns kHz. Neste tipo de chaveamento, a tensão e a frequência de saída são controladas pelo conversor através da variação da largura dos pulsos. Um método muito utilizado é a modulação senoidal, onde uma forma de onda triangular de alta frequência é comparada às senóides trifásicas de referência, produzindo as tensões com amplitude e frequência desejadas, conforme mostrado na Fig. 2.23. Há outros métodos de PWM descritos na literatura, como o controle de chaveamento por vetores espaciais, e maiores informações podem ser obtidas nas referências [4; 58]. No entanto, com o

aumento da potência dos conversores, as perdas nos chaveamentos crescem inviabilizando, em muitos casos, este tipo de modulação.

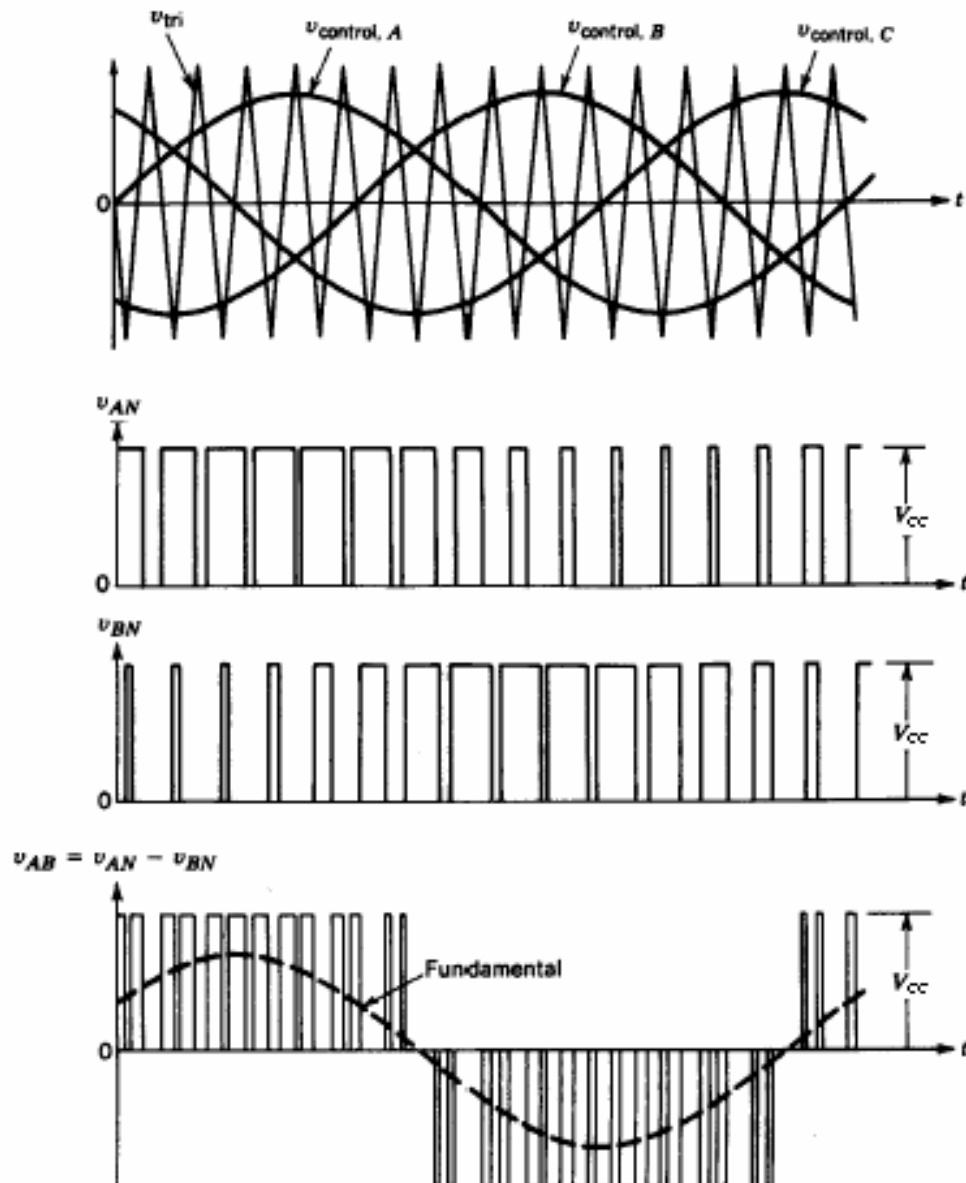


Fig. 2.23 – Tensões de saída de um conversor com chaveamento PWM senoidal [4]

Para STATCOM's de altas potências, da ordem de MVA, deve-se utilizar a técnica de comando onde a frequência de chaveamento é igual à frequência da rede, caracterizada pelas formas de onda quadradas [2-4]. Por exemplo, o conversor de 6 pulsos mostrado na Fig. 2.19 pode operar com seqüências de condução de  $120^\circ$  ou  $180^\circ$ . Para a seqüência de condução de  $180^\circ$ , três chaves estão em condução em um certo momento; já para a seqüência de condução

de  $120^\circ$ , apenas duas chaves conduzem num momento. A Fig. 2.24 mostra as tensões de fase, linha e fundamental de um conversor de 6 pulsos, para a sequência de condução de  $180^\circ$ .

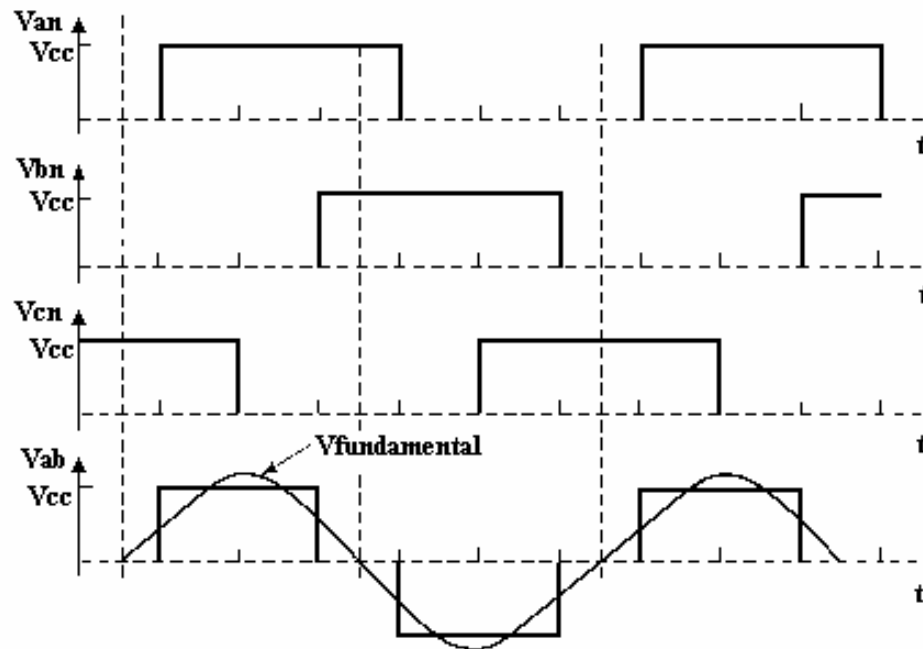


Fig. 2.24 – Tensões de saída de um conversor 6 pulsos para sequência de condução de  $180^\circ$   
[3]

A vantagem desta técnica de chaveamento está ligada a menores perdas de energia nos chaveamentos em baixa frequência. Cada dispositivo semiconductor do conversor é chaveado apenas duas vezes por ciclo, o que é importante para aplicações de alta potência, onde as chaves de estado sólido geralmente possuem baixa velocidade de ligamento e desligamento [4]. Entretanto, quando se utiliza baixo número de pulsos, o conteúdo de harmônicas em ordens baixas pode ser alto. Uma maneira de resolver este problema é instalar filtros de entrada e conectar vários conversores em série/paralelo, formando um sistema equivalente com múltiplos pulsos [11; 20], obtendo-se uma forma de onda de tensão parecida com a Fig. 2.25.

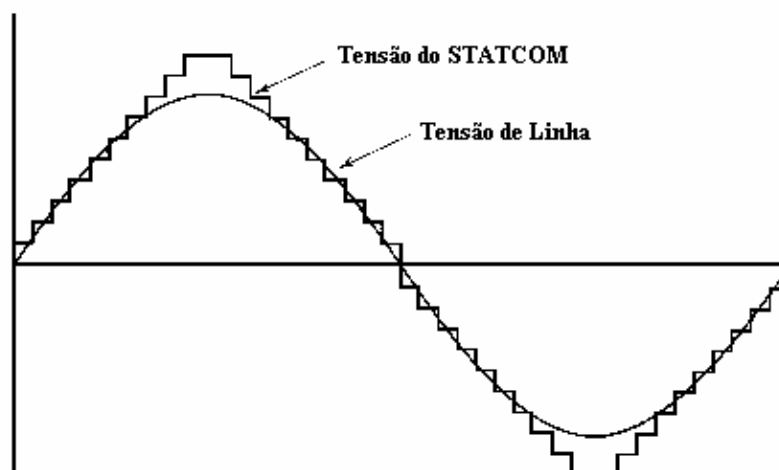


Fig. 2.25 – Tensões de saída de um conversor de 48 pulsos [3]

Estes compensadores multi-pulsos possuem largas faixas de passagens, obtendo respostas da ordem de centenas de microsegundos na malha de controle de potência reativa, e de aproximadamente 1,5 ciclos na malha de controle de tensão, ambas sem apresentar distúrbios transitórios [20]. A sua desvantagem é o elevado preço do equipamento, uma vez que é necessário maior número de dispositivos semicondutores.

### 2.3.4 – Desempenho Dinâmico do STATCOM

Segundo *Hingorani e Gyugyi* [2], o STATCOM possui respostas dinâmicas mais rápidas do que as observadas no SVC, e o atraso de transporte  $T_d$  deste equipamento se encontra na faixa de 0,2 a 0,3ms, enquanto para o SVC,  $T_d$  assume valores da ordem de 2,5 a 5,0ms [2]. Entretanto, este atraso de transporte só é observado em equipamentos que utilizam técnicas de chaveamento em alta frequência (PWM), que não são aplicadas em sistemas de alta potência. No capítulo 4 é demonstrada a faixa de passagem de um STATCOM com chaveamento em onda quadrada, para então ser comparada com a de um SVC de potência compatível.

## 2.4 – Comparação entre SVC e STATCOM

A partir das explicações descritas sobre o SVC e o STATCOM neste capítulo ficam claras as diferenças entre estes dois compensadores. Em relação ao desempenho, foram discutidas: a limitação da característica tensão/corrente do SVC, inserção de correntes harmônicas de baixas ordens e a sua estreita faixa de passagem.

Em seguida foi apresentado o STATCOM como, idealmente, uma boa alternativa a estas limitações. A literatura afirma que o STATCOM é melhor do que o SVC no que diz respeito à injeção de componentes harmônicas de baixa ordem no sistema. Entretanto esta informação é válida para equipamentos que utilizem técnica e chaveamento PWM em alta frequência, ou seja, conversores de menores potências. As Figs. 2.26 (a) e (b) ilustram o conteúdo harmônico de conversores que utilizam técnica de chaveamento PWM e onda quadrada, respectivamente.

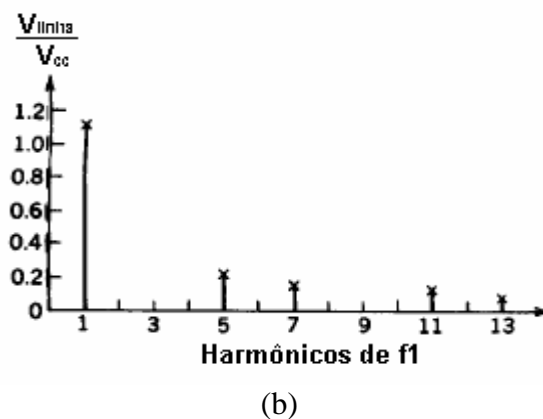
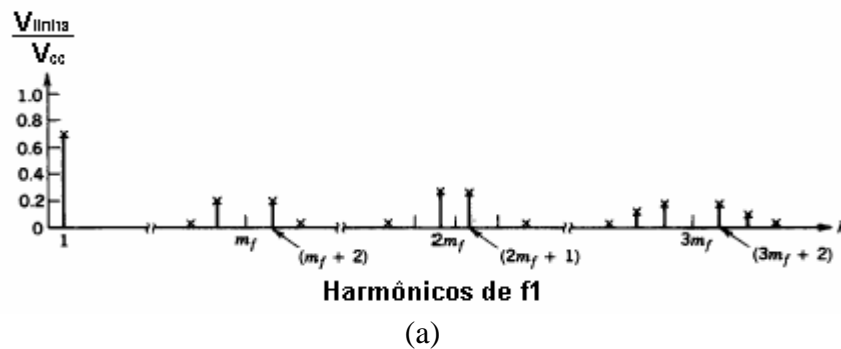


Fig. 2.26 – Conteúdo harmônico de conversores com técnica de chaveamento (a) PWM (b) Onda quadrada [4]

Outra vantagem do STATCOM apresentada por *Acharya* [7] é a diminuição do espaço físico da aplicação em relação ao SVC, conforme visto na Fig. 2.27, pois as correntes harmônicas geradas pela carga podem ser filtradas pelo sistema de controle, não havendo a necessidade da utilização de filtros passivos. No entanto, o autor não incluiu no diagrama os disjuntores e os filtros passivos passa-baixas de entrada, imprescindíveis para o funcionamento deste equipamento, mascarando a informação.

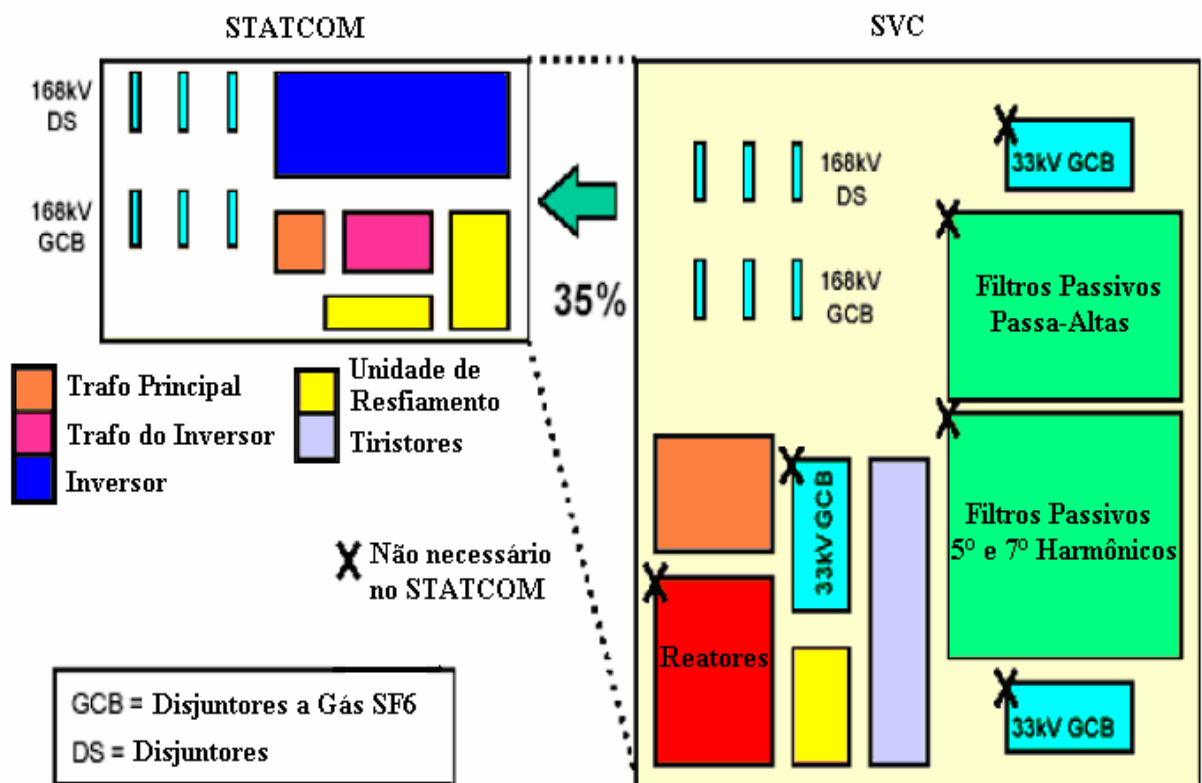


Fig. 2.27 – Comparação das áreas físicas nas instalações de um STATCOM e um SVC [7]

A literatura disponível indica o STATCOM como um equipamento com elevado desempenho dinâmico, mas com a desvantagem de utilizar dispositivos semicondutores caros. Desta forma, surge o conflito entre desempenho e custo, como se pode ver na Fig. 2.28, que mostra o gráfico de comparação entre estes dois compensadores.

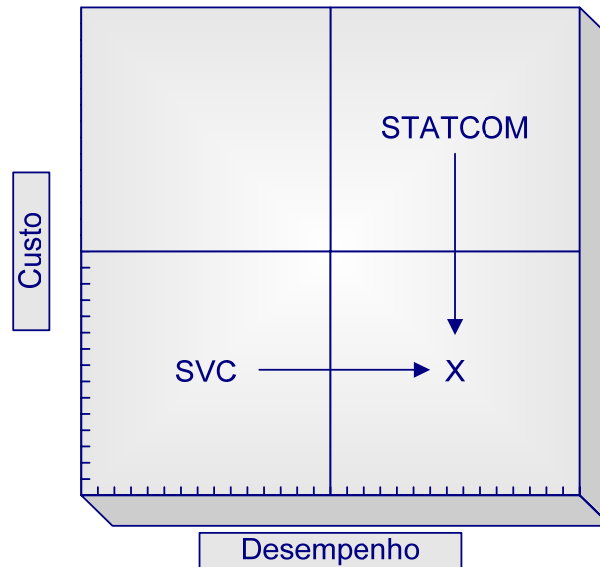


Fig. 2.28 – Comparação desempenho x custo entre SVC e STATCOM

Através deste gráfico pode-se observar que o SVC possui desempenho limitado, porém associado ao seu baixo custo. Ao contrário, o STATCOM possui elevado desempenho, mas é menos atrativo financeiramente. Existem dois caminhos para se obter um produto de alto desempenho e baixo custo: desenvolver uma alternativa de forma a reduzir o preço do STATCOM, ou melhorar a capacidade de compensação dinâmica do SVC. Neste trabalho optou-se por caracterizar os reais limites de desempenho do SVC frente ao desempenho de um STATCOM com potência e topologia compatíveis, através de modelos computacionais de um sistema industrial real, que será a subestação de recebimento de energia da empresa siderúrgica brasileira Gerdau Açominas.

## 2.5 – Compensação de Reativos na Gerdau Açominas

Um SVC do tipo reator controlado por tiristores com capacitor fixo (TCR-FC) de 18 pulsos, totalizando 76MVAR, e conectado ao barramento de 69kV através de três transformadores, encontra-se em operação na subestação de recebimento de energia da

Gerdau Açominas, localizada no município de Ouro Branco, em Minas Gerais, desde 1981. O objetivo deste compensador é controlar variações de potência reativa na rede provocadas por consumos bruscos de potência reativa de determinadas cargas, como é o caso dos laminadores desbastadores acionados por motores de corrente contínua e tesouras das laminações, mantendo assim a amplitude da tensão da rede dentro de uma faixa aceitável, conforme norma da Cemig [61] que indica a faixa de variação de tensão admissível para uma determinada frequência de ocorrência. O fator de potência de entrada da usina também é corrigido pelo SVC, atingindo um valor igual ou superior a 0,92, quaisquer que sejam as variações da carga, conforme determinado pela portaria número 479 da DNAEE de 20 de março de 1992.

Este SVC é constituído de três conjuntos trifásicos de reatores controlados a tiristores de 24,6MVAR cada, formando um circuito equivalente em 18 pulsos visto no referencial da barra de 69kV, conectados ao barramento através de três transformadores trifásicos com relação de transformação 69kV / 6,25kV e com defasamento angular de  $20^\circ$  entre eles, além de quatro bancos de capacitores e reatores fixos, funcionando como filtros de harmônicas, totalizando 110MVAR, sintonizados no 3<sup>o</sup>, 5<sup>o</sup>, 7<sup>o</sup> harmônicas e um passa-alta, a partir do 11<sup>o</sup> harmônico.

A Fig. 2.29 apresenta o diagrama unifilar do sistema de compensação de reativos e filtros de harmônicas da Gerdau Açominas.

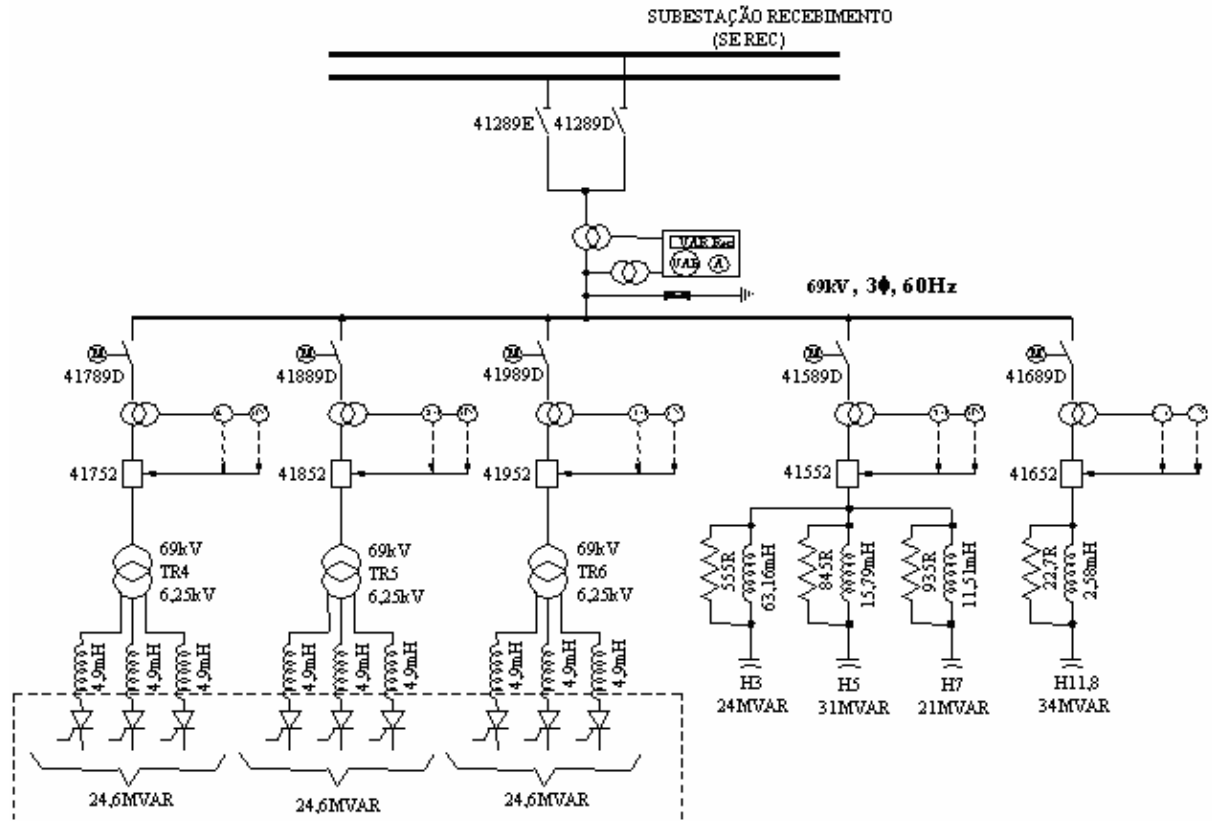


Fig. 2.29 – Diagrama unifilar do SVC da Gerdau-Açominas

### 2.5.1 – Sistema de Controle

O sistema de controle do SVC da Gerdau-Açominas é composto por um sistema de medição para a tensão e a corrente da barra de 69kV, calculando a potência reativa da rede  $Q_s$  e comparando-a com um valor pré-ajustado. Neste controle existe também uma malha fechada rápida para controlar a perturbação (variação da potência reativa na carga  $\Delta Q_{load}$ ), e outra malha mais lenta, para o controle de tensão da barra de 69kV ( $\Delta V_c$ ). Estes sinais são somados, gerando o sinal de potência reativa  $Q_L$ , que após convertido em sinal de corrente  $I_L$ , será comparado com a corrente medida em cada fase do reator (uma malha de controle de corrente para cada fase de cada gradador). O sinal de saída do regulador indicará o ângulo de disparo  $\alpha$  dos tiristores, de modo a controlar a corrente que circula nos reatores, compensando a

variação de potência reativa da carga dos maiores consumidores de potência reativa variável.

A Fig. 2.30 mostra a malha de controle das unidades tiristorizadas de cada fase do SVC.

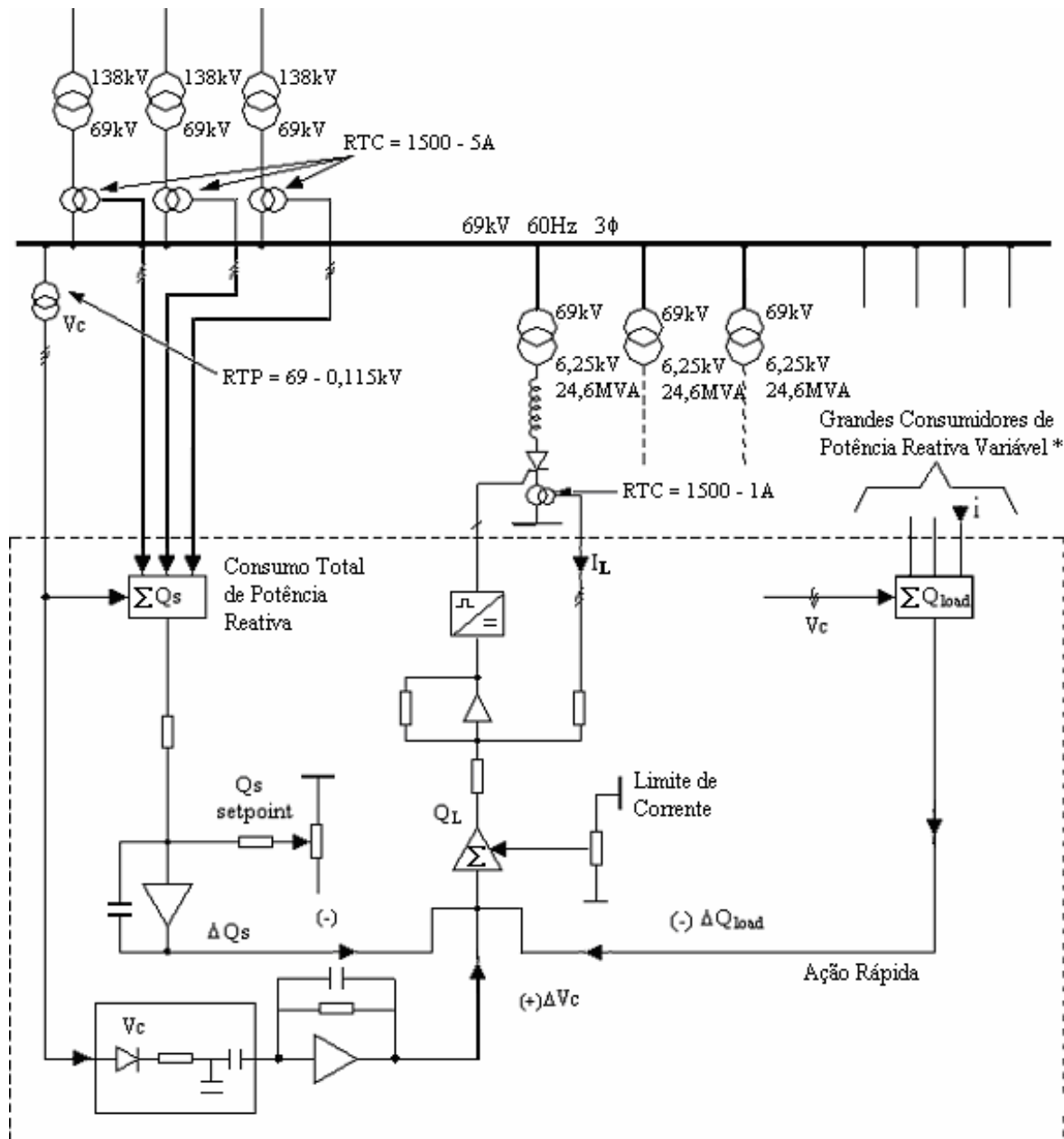


Fig. 2.30 – Malhas de controle das unidades tiristorizadas de cada fase do SVC

## 2.6 – Conclusões

Neste capítulo são apresentados os princípios de funcionamento dos dois principais Conversores Estáticos *Shunt*, discutindo-se suas vantagens e desvantagens, utilizando-se para

isto informações disponíveis na literatura. Com relação ao desempenho destes equipamentos, foi possível notar que ambos possuem a capacidade de melhorar o desempenho do sistema elétrico de potência, através da regulação da tensão do barramento em que está conectado e do controle das variações bruscas de potência reativa na rede.

O SVC apresenta algumas dificuldades tecnológicas, a saber, limitação da corrente de compensação quando a tensão do barramento em que está conectado diminui, inserção de correntes harmônicas de baixa ordem no sistema, e limitado desempenho dinâmico. Entretanto são vistas algumas topologias capazes de reduzir a injeção de correntes harmônicas, e são contestadas as afirmações sobre a faixa de passagem deste compensador. Além disto, este equipamento tem a vantagem de utilizar chaves tiristorizadas, possuindo menor custo.

O STATCOM é apresentado pela literatura como um produto concorrente com melhor desempenho, mas menos interessante comercialmente, uma vez que utiliza dispositivos semicondutores mais caros do que os tiristores. Neste capítulo é visto que este compensador mantém a característica da corrente de compensação, mesmo sob baixos valores de tensão do sistema ca, até atingir certo limite e ser desligado. Contudo, as informações apresentadas sobre a capacidade de compensação dinâmica são válidas apenas para conversores de baixa potência. A comparação entre o SVC e o STATCOM deve ser realizada para cenários iguais, ou seja, mesmo nível de potência e topologia.

## Capítulo 3

# Modelagem Dinâmica do SVC Inserido em um Sistema Elétrico de Potência

## 3.1 – Introdução

Em um sistema elétrico de potência que possui uma baixa potência de curto circuito e uma carga, cuja variação de potência reativa cause uma variação de tensão no ponto de recebimento de energia maior do que a aceita em normas, é necessária a instalação de um Compensador Dinâmico de Reativos. No capítulo 2 são apresentados os princípios de funcionamentos do SVC e do STATCOM e também são realizadas algumas comparações entre estes dois compensadores, utilizando como base as informações disponíveis na literatura. O STATCOM é modelado como uma fonte de tensão controlada em série com uma reatância, capaz de controlar independentemente os fluxos de potências ativa e reativa. O SVC, por sua vez, é modelado na literatura como uma reatância variável em função do ângulo de disparo dos tiristores, no entanto, não existem argumentos que sustentam a sua utilização.

Além disto, não há modelos trifásicos dinâmicos disponíveis que caracterizem o comportamento deste compensador inserido em um sistema elétrico de potência. A síntese deste modelo, utilizando a teoria de sistemas lineares, seria adequada para avaliar o desempenho em malha fechada do SVC.

Este capítulo é dedicado ao desenvolvimento de modelos matemáticos para representar a dinâmica do SVC. São apresentados três modelos matemáticos monofásicos de um sistema industrial real contendo um SVC, utilizando para isto parâmetros da empresa siderúrgica Gerdau Açominas. Logo após é realizada a comparação entre estes modelos. A partir do modelo monofásico, é desenvolvido um modelo matemático do sistema em um sistema de coordenadas dq síncrono para pequenos sinais, de forma a melhor analisar o funcionamento do SVC. Mediante os modelos elaborados, é desenvolvido um estudo da capacidade do SVC em desacoplar os fluxos de potências ativa e reativa entre o compensador e o sistema elétrico de potência.

### **3.2 – Modelagem Dinâmica do Sistema Monofásico Equivalente**

O modelo dinâmico deve ser capaz de descrever as conseqüências observadas nas variáveis do circuito quando ocorrem desvios da operação nominal causados por eventuais distúrbios. A utilização de um circuito equivalente monofásico é uma maneira simples de modelar o sistema e, caso ele seja equilibrado, todas as conclusões obtidas são válidas para o sistema trifásico.

O sistema elétrico de potência da empresa siderúrgica da Gerdau Açominas, apresentado no capítulo 2, servirá como base para os estudos realizados para caracterizar os limites de desempenho de um SVC. Neste sistema, o SVC está conectado ao barramento de 69kV, que possui uma potência de curto-circuito igual a 1088MVA e o valor  $X/R$  igual a

8,154, através de um transformador abaixador, cuja relação de transformação é 69/6,325 kV e impedância de 12%. Os parâmetros do circuito equivalente monofásico, onde o valor da indutância do reator do SVC está referido ao primário do transformador e somado à sua dispersão, e a carga é representada por uma fonte de corrente de amplitude e fase fixas, podem ser resumidos na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Parâmetros do sistema elétrico da Gerdau Açominas

$V_s = 69\text{kV}$	$R_s = 0,9225\Omega$	$L_s = 20\text{mH}$
$L = 0,6529\text{H}$	$C = 40,97\mu\text{F}$	$I_{\text{load}} = 950\angle 30^\circ\text{A}$

### 3.2.1 – Modelo Dinâmico Descontínuo

O modelo dinâmico descontínuo do sistema monofásico em corrente alternada pode ser ilustrado pelo circuito da Fig. 3.1. Neste modelo, o SVC é representado por chaves tiristorizadas em antiparalelo que controlam a corrente do reator e por um capacitor fixo em paralelo, produzindo compensação dinâmica *shunt*. Além disto, a carga será considerada uma fonte de corrente de amplitude e fase fixas.

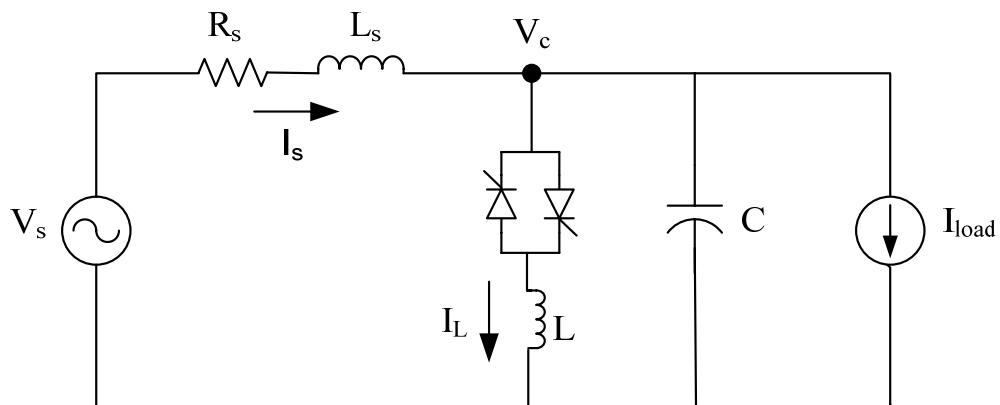


Fig. 3.1 – Circuito equivalente monofásico do modelo dinâmico descontínuo

Conforme explicado no capítulo anterior, a corrente no reator  $i_L$  é determinada através do controle do ângulo de disparo  $\alpha$  dos tiristores. Esta corrente pode ser vista em dois instantes de tempo: o primeiro, onde a corrente possui um valor nulo, e o segundo, em que o tiristor está começando a conduzir.

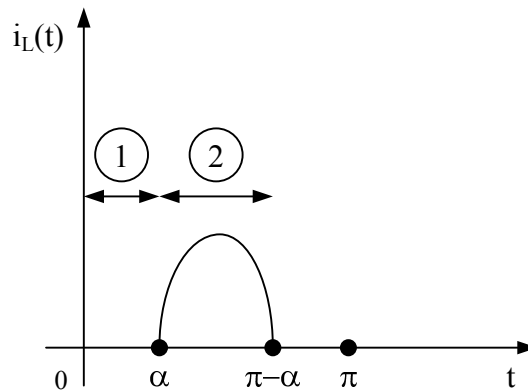
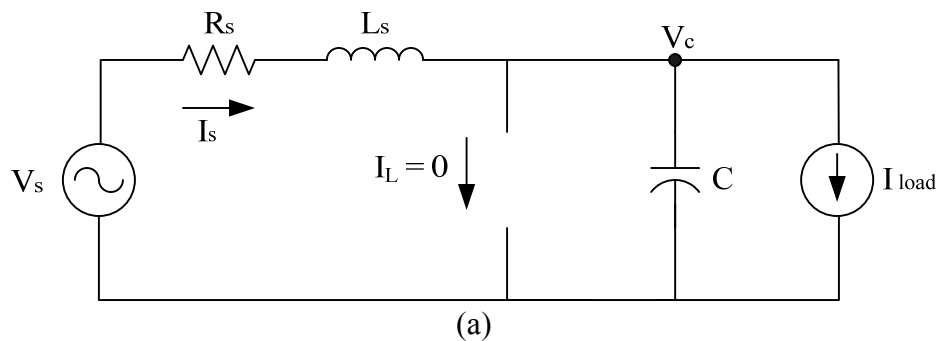


Fig. 3.2 – Semi-ciclo da corrente que circula no reator do SVC

Esta afirmação indica que o sistema pode ser modelado por dois circuitos equivalentes, conforme ilustram as Fig. 3.3 (a) e (b). Deve-se levar em conta que neste modelo os tiristores são considerados chaves ideais, ou seja, são representados por um curto-circuito quando estão em condução, e por um circuito aberto quando estão desligadas, além de serem desprezadas as suas dinâmicas de ligamento e desligamento.



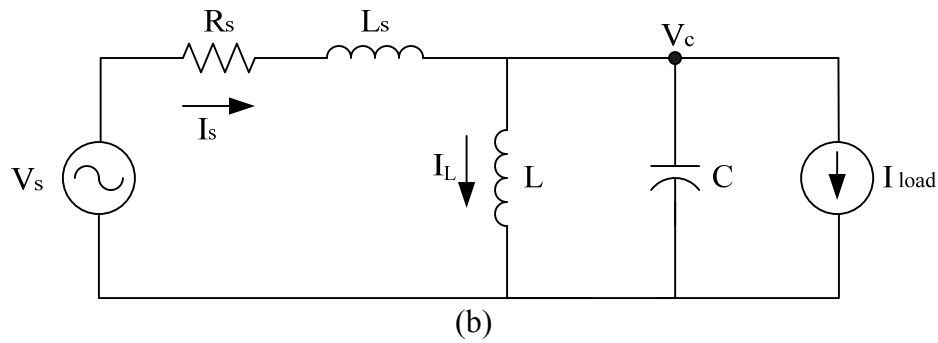


Fig. 3.3 – Circuitos equivalentes para (a) instante em que  $i_L = 0$  (b) instante em que  $i_L \neq 0$

Cada circuito é representado por um conjunto de equações diferenciais e algébricas, que podem ser reescritas em formato de equação matricial, conforme (3.1) [66-67, 75-76]. Esta equação matricial, chamada de equação de estados, é uma ferramenta matemática poderosa para a modelagem dinâmica de um circuito. Em (3.1),  $x$  é um vetor de variáveis de estados,  $u$  é um vetor de entradas do sistema, e  $A$  e  $B$  são matrizes que estão relacionadas às variáveis de estados e às entradas, respectivamente.

$$\dot{x}(t) = A \cdot x(t) + B \cdot u(t) \tag{3.1}$$

Como o modelo dinâmico descontínuo é representado por dois circuitos, existem também duas equações de estados para descrevê-lo. As equações (3.2) e (3.3) definem este modelo nos instantes em que  $i_L = 0$  e  $i_L \neq 0$ , respectivamente.

$$\begin{bmatrix} \dot{i}_s(t) \\ \dot{i}_L(t) \\ \dot{v}_c(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R_s}{L_s} & 0 & -\frac{1}{L_s} \\ 0 & 0 & 0 \\ \frac{1}{C} & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_s(t) \\ i_L(t) \\ v_c(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L_s} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{C} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v_s(t) \\ i_{load}(t) \end{bmatrix}, \text{ para } 0 < \omega t < \alpha \tag{3.2}$$

$$\begin{bmatrix} \dot{i}_s(t) \\ \dot{i}_L(t) \\ \dot{v}_c(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R_s}{L_s} & 0 & -\frac{1}{L_s} \\ 0 & 0 & \frac{1}{L} \\ \frac{1}{C} & -\frac{1}{C} & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_s(t) \\ i_L(t) \\ v_c(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L_s} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{C} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v_s(t) \\ i_{load}(t) \end{bmatrix}, \text{ para } \alpha < \omega t < \pi - \alpha \tag{3.3}$$

### 3.2.2 – Modelo Discreto Generalizado

Conforme apresentado na seção anterior, o modelo dinâmico descontínuo possui duas equações de estados para descrever o sistema nos instantes em que  $i_L = 0$  e  $i_L \neq 0$ . A ferramenta matemática utilizada neste caso é a combinação do modelo de equações de estados, que contém variáveis auxiliares, com restrições não-dinâmicas associadas que as determinam, chamada de equações de estados generalizadas [67-70]. Em um circuito elétrico, estas variáveis auxiliares são normalmente instantes de tempo no qual a topologia do circuito muda, em resposta à transição do estado de uma chave que não é diretamente controlada.

A utilização da matriz  $A$  de uma equação de estados (3.1) é importante, pois a partir dela é possível obter os pólos característicos do sistema, capazes de descrever sua dinâmica. O modelo discreto é particularmente eficiente porque a operação cíclica do circuito de potência torna natural modelar amostras das variáveis do circuito, obtidas uma vez por ciclo. Assim, a discretização do sistema será realizada em um período da rede, ou seja,  $0 < \omega t < 2\pi$ , conforme ilustrado na Fig. 3.5. Nesta figura, o instante de tempo 1 é representado pela equação (3.2), e o instante de tempo 2 é dado por (3.3).

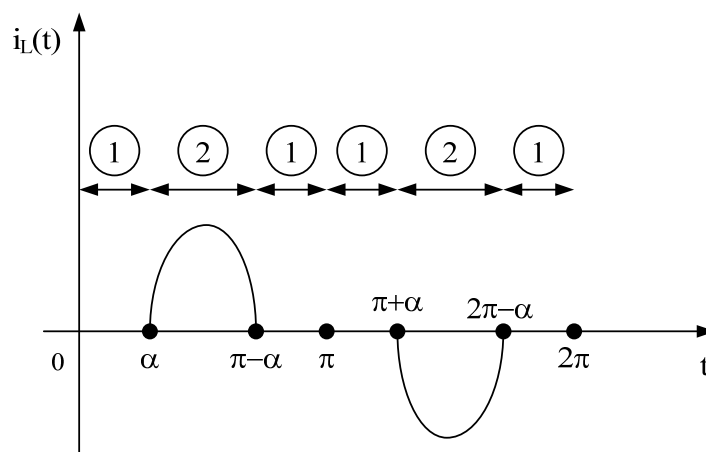


Fig. 3.4 – Um ciclo da corrente que circula no reator do SVC

Para desenvolver a equação de estados discreta que descreve um período da rede, deve-se levar em consideração que as condições iniciais de um instante são as condições

finais do instante anterior. Esta afirmativa é observada em (3.4) e (3.5), que são as equações de estados no tempo discreto dos dois primeiros instantes da Fig. 3.4.

$$x(\alpha) = A_{d1\_d} \cdot x(0) + B_{d1\_d} \cdot u(0) \quad (3.4)$$

$$x(\pi - \alpha) = A_{d2\_d} \cdot x(\alpha) + B_{d2\_d} \cdot u(\alpha) = A_{d2\_d} \cdot [A_{d1\_d} \cdot x(0) + B_{d1\_d} \cdot u(0)] + B_{d2\_d} \cdot u(\alpha) \quad (3.5)$$

Nas equações (3.4) e (3.5), as matrizes  $A_{d1\_d}$  e  $A_{d2\_d}$  são as matrizes  $A_{1\_d}$  e  $A_{2\_d}$ , obtidas pelas equações de estados do tempo contínuo dadas em (3.2) e (3.3), discretizadas [66, 77], e representadas em (3.6) e (3.7), respectivamente.

$$A_{1\_d} = \begin{bmatrix} -\frac{R_s}{L_s} & 0 & -\frac{1}{L_s} \\ 0 & 0 & 0 \\ \frac{1}{C} & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.6)$$

$$A_{2\_d} = \begin{bmatrix} -\frac{R_s}{L_s} & 0 & -\frac{1}{L_s} \\ 0 & 0 & \frac{1}{L} \\ \frac{1}{C} & -\frac{1}{C} & 0 \end{bmatrix} \quad (3.7)$$

$$A_{d1\_d} = e^{A_{1\_d}\alpha} = \mathcal{L}^{-1} \left\{ (sI - A_{1\_d})^{-1} \right\} \quad (3.8)$$

$$A_{d2\_d} = e^{A_{2\_d}(\pi - 2\alpha)} = \mathcal{L}^{-1} \left\{ (sI - A_{2\_d})^{-1} \right\} \quad (3.9)$$

Desenvolvendo as equações para todos os instantes de tempo da Fig. 3.4, pode-se finalmente chegar em (3.10). A partir de (3.10) é possível obter a matriz de estados  $A_{d\_d}$  que descreve a relação entre as variáveis de estados para o tempo  $\omega t = 2\pi$  e  $\omega t = 0$ .

$$\begin{aligned} x(2\pi) = & A_{d1\_d} \cdot A_{d2\_d} \cdot A_{d1\_d}^2 \cdot A_{d2\_d} \cdot A_{d1\_d} \cdot x(0) + A_{d1\_d} \cdot A_{d2\_d} \cdot A_{d1\_d}^2 \cdot A_{d2\_d} \cdot B_{d1\_d} \cdot u(0) + \dots \\ & + A_{d1\_d} \cdot A_{d2\_d} \cdot A_{d1\_d}^2 \cdot B_{d2\_d} \cdot u(\alpha) + A_{d1\_d} \cdot A_{d2\_d} \cdot A_{d1\_d} \cdot B_{d1\_d} \cdot u(\pi - \alpha) + \dots \\ & + A_{d1\_d} \cdot A_{d2\_d} \cdot B_{d1\_d} \cdot u(\pi) + A_{d1\_d} \cdot B_{d2\_d} \cdot u(\pi + \alpha) + B_{d2\_d} \cdot u(2\pi - \alpha) \end{aligned} \quad (3.10)$$

$$A_{d\_d} = A_{d1\_d} \cdot A_{d2\_d} \cdot A_{d1\_d}^2 \cdot A_{d2\_d} \cdot A_{d1\_d} \quad (3.11)$$

### 3.2.3 – Modelo Contínuo Equivalente

O modelo dinâmico descontínuo apresentado anteriormente é composto de dois circuitos equivalentes, cada um contendo apenas componentes lineares e invariantes no tempo. A análise de cada circuito é bem simples, utilizando apenas equações diferenciais de primeira ordem para descrevê-lo. Entretanto, a dificuldade de utilizar este modelo surge no agrupamento das soluções das duas configurações, especialmente por causa do tempo de transição entre elas ser variável de acordo com o controle do ângulo de disparo dos tiristores. Desta forma surge a necessidade de desenvolver outro modelo dinâmico mais simples do sistema estudado.

*Hingorani* e *Gyugyi* [2] apresentaram um modelo em que o SVC controla continuamente a componente fundamental da corrente que circula no reator, de zero ( $\alpha = \pi/2$ ) até seu valor máximo ( $\alpha = 0$ ), como se estivesse variando a sua indutância em função de  $\alpha$ . O valor equivalente para 60Hz desta indutância foi apresentado na equação (2.10), e é reescrito em (3.12).

$$L_{eq}(\alpha) = \frac{L}{\left(1 - \frac{2\alpha}{\pi} - \frac{1}{\pi} \cdot \text{sen}(2\alpha)\right)}, \quad \text{para } 0 < \alpha < \frac{\pi}{2} \quad (3.12)$$

*Ogata* [76] apresentou uma abordagem semelhante para análise de sistemas não lineares, chamada pelo autor de “função descritiva”. A função descritiva de um sistema não linear é definida como a relação complexa entre a componente harmônica fundamental da saída e a amplitude da entrada. A não linearidade apresentada pelo sistema estudado é do tipo zona morta, cuja curva característica de entrada-saída é vista na Fig. 3.5 (a). A Fig. 3.5 (b) mostra as formas de onda da entrada e da saída, que neste caso são a tensão na barra do SVC e a corrente que circula no reator do compensador, respectivamente. Em um sistema de zona morta, não há saída para as entradas dentro das amplitudes da zona morta.

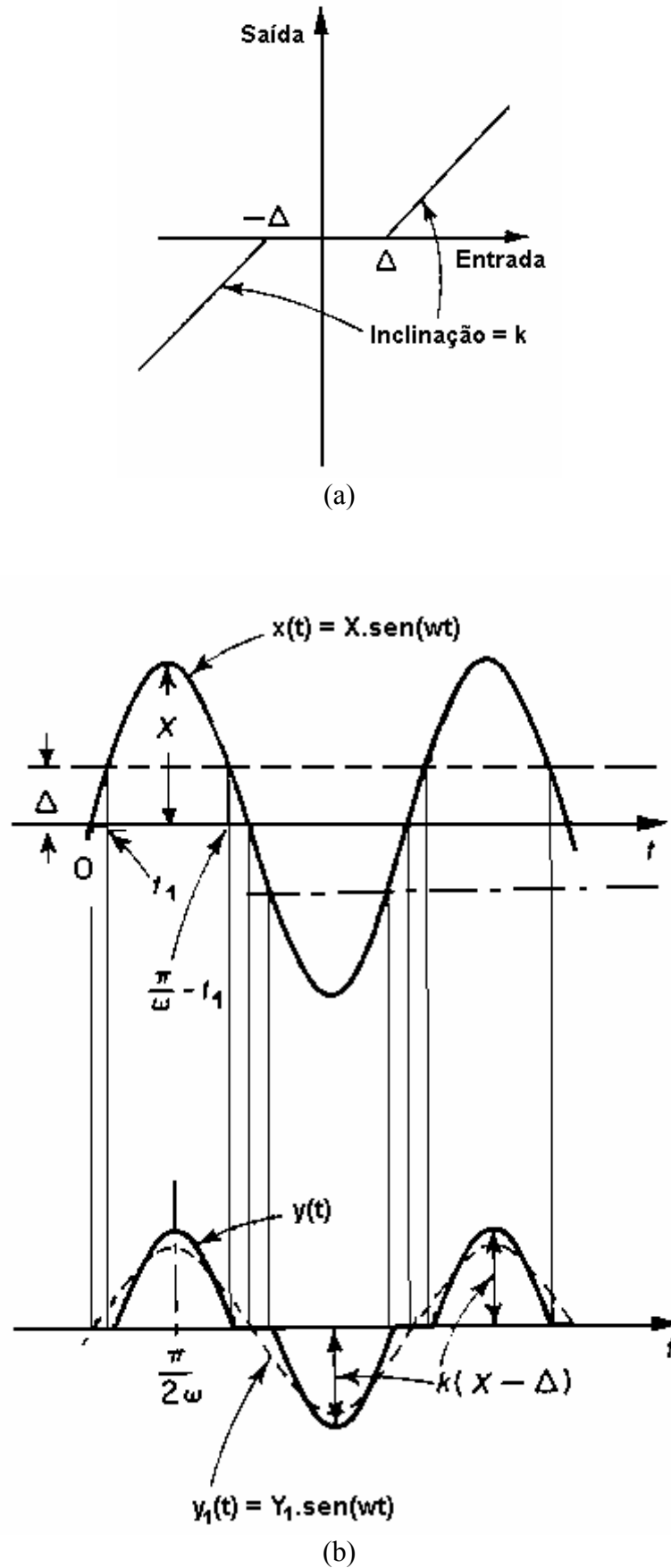


Fig. 3.5 – Não linearização tipo zona morta (a) Curva característica de entrada-saída [76]  
 (b) Formas de onda da entrada e da saída [76]

A função descritiva de um sistema com zona morta pode ser obtida por (3.13) [76]. É fácil demonstrar que esta equação é igual à susceptância equivalente para 60Hz, dada pelo inverso de (3.12), devendo apenas substituir  $\Delta X$  por  $\sin(\alpha)$  e  $k$  por  $1/L$ .

$$N = \frac{I_{Lf}}{V_c} = k \cdot \left[ 1 - \frac{2}{\pi} \sin^{-1}\left(\frac{\Delta}{X}\right) - \frac{2}{\pi} \cdot \frac{\Delta}{X} \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{\Delta}{X}\right)^2} \right] \quad (3.13)$$

A Fig. 3.6 ilustra o circuito monofásico contínuo equivalente. Neste circuito o TCR é representado por uma indutância cujo valor varia em função do ângulo de disparo, de acordo com a equação (3.12).

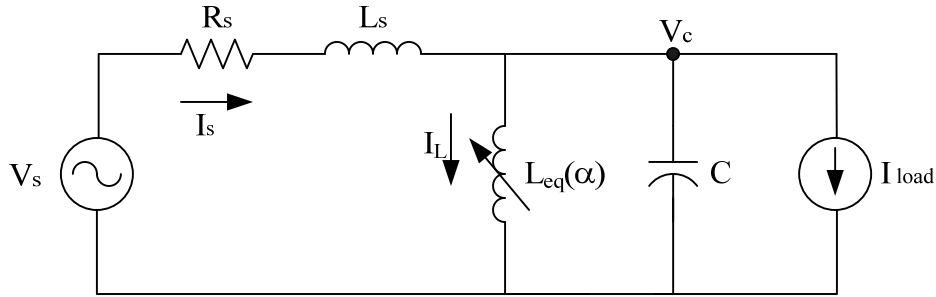


Fig. 3.6 – Circuito equivalente monofásico contínuo

Este modelo é descrito pela equação de estados em (3.14). É fácil perceber que esta representação é mais simples que a apresentada na seção anterior, uma vez que possui apenas uma equação matricial e ela não depende de uma variável auxiliar não controlada.

$$\begin{bmatrix} \dot{i}_s(t) \\ \dot{i}_L(t) \\ \dot{v}_c(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R_s}{L_s} & 0 & -\frac{1}{L_s} \\ 0 & 0 & \frac{1}{L_{eq}(\alpha)} \\ \frac{1}{C} & -\frac{1}{C} & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_s(t) \\ i_L(t) \\ v_c(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L_s} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{C} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v_s(t) \\ i_{load}(t) \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

### 3.2.4 – Comparação entre Modelos

O modelo discreto generalizado, que é obtido através da discretização do modelo dinâmico descontínuo, pode ser considerado uma representação fiel de um sistema elétrico que contém um SVC. No entanto, este modelo possui uma variável auxiliar não controlada, ou seja, o tempo de condução dos tiristores determinado pelo valor do ângulo de disparo. O modelo dinâmico contínuo surge então como uma alternativa a esta dificuldade, mas antes de utilizá-lo é preciso conhecer as divergências entre estes dois métodos.

A verificação das divergências entre os pólos no tempo discreto para alguns valores de ângulo de disparo  $\alpha$  é uma forma de comparar os dois modelos do SVC. Para isto, o modelo obtido através da corrente fundamental que circula no reator do SVC também deve ser discretizado. A matriz de estados  $A_{-c}$  do modelo dinâmico contínuo pode ser vista em (3.15), e sua matriz discreta para o mesmo período ( $0 < \omega t < 2\pi$ ) é calculada através de (3.16) [66, 77].

$$A_{-c} = \begin{bmatrix} -\frac{R_s}{L_s} & 0 & -\frac{1}{L_s} \\ 0 & 0 & \frac{1}{L_{eq}(\alpha)} \\ \frac{1}{C} & -\frac{1}{C} & 0 \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

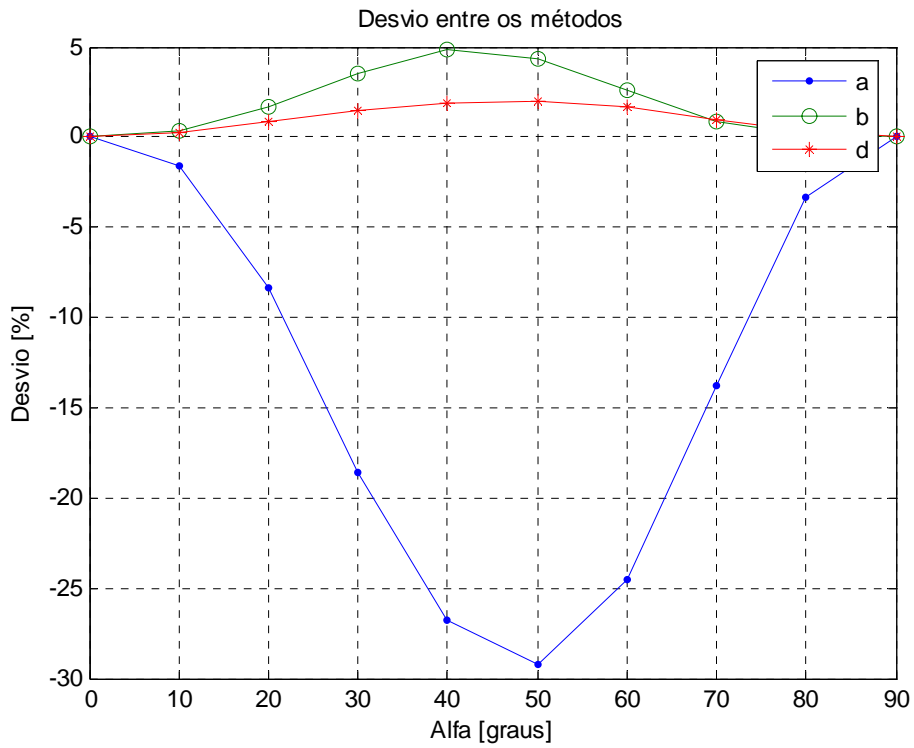
$$A_{d_{-c}} = e^{A_{-c}(2\pi)} = \mathcal{L}^{-1} \left\{ (sI - A_{-c})^{-1} \right\} \quad (3.16)$$

A comparação entre os dois modelos será então realizada utilizando as matrizes discretas  $A_{d_d}$  e  $A_{d_{-c}}$  obtidas em (3.11) e (3.16), respectivamente. A Tabela 3.2 mostra as matrizes calculadas para valores de ângulo de disparo dos tiristores variando entre 0 e 90° para os modelos discretos generalizado e contínuo.

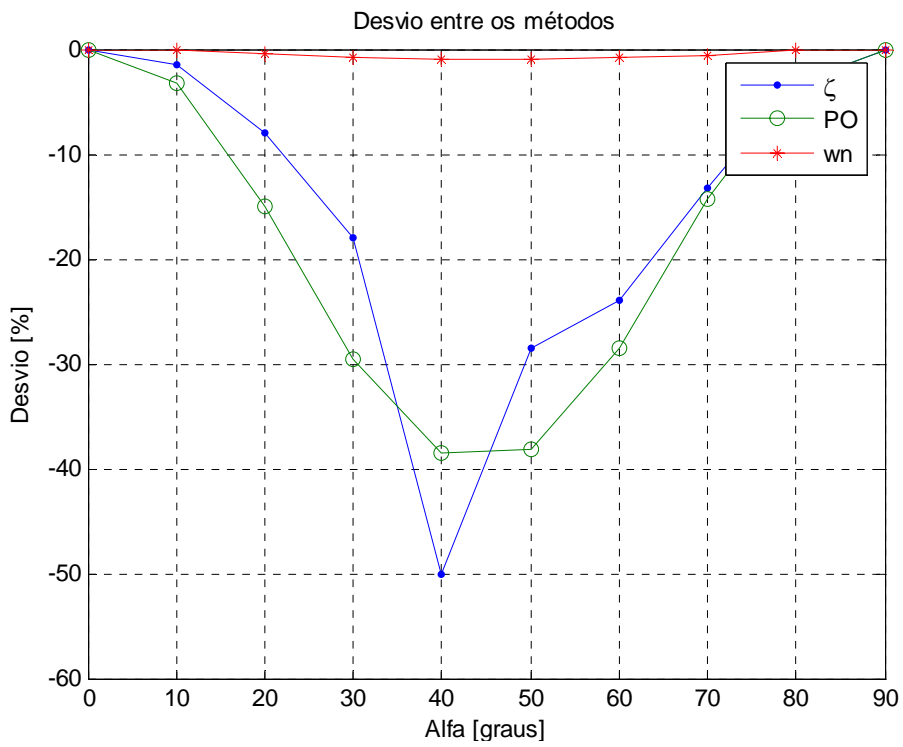
Tabela 3.2 – Comparação entre modelos para  $0 < \alpha < 90^\circ$ 

$\alpha$	Modelo Generalizado	Modelo Contínuo
$0^\circ$	$A_{d\_d} = \begin{bmatrix} 0.4144 & 0.5859 & 0.0256 \\ 0.0197 & 0.9570 & -0.0008 \\ -13.7394 & 13.1989 & 0.3711 \end{bmatrix}$	$A_{d\_c} = \begin{bmatrix} 0.4144 & 0.5859 & 0.0256 \\ 0.0197 & 0.9570 & -0.0008 \\ -13.7394 & 13.1989 & 0.3711 \end{bmatrix}$
$10^\circ$	$A_{d\_d} = \begin{bmatrix} 0.3712 & 0.4576 & 0.0266 \\ 0.0154 & 0.9681 & -0.0007 \\ -14.2703 & 10.8443 & 0.3360 \end{bmatrix}$	$A_{d\_c} = \begin{bmatrix} 0.3716 & 0.6346 & 0.0266 \\ 0.0167 & 0.9650 & -0.0007 \\ -14.2835 & 13.6980 & 0.3304 \end{bmatrix}$
$20^\circ$	$A_{d\_d} = \begin{bmatrix} 0.3436 & 0.1860 & 0.0272 \\ 0.0063 & 0.9766 & -0.0003 \\ -14.6008 & 5.4324 & 0.3198 \end{bmatrix}$	$A_{d\_c} = \begin{bmatrix} 0.3294 & 0.6823 & 0.0275 \\ 0.0132 & 0.9732 & -0.0005 \\ -14.7434 & 14.1140 & 0.2909 \end{bmatrix}$
$30^\circ$	$A_{d\_d} = \begin{bmatrix} 0.3404 & -0.1459 & 0.0273 \\ -0.0049 & 0.9755 & 0.0001 \\ -14.6724 & -1.5176 & 0.3187 \end{bmatrix}$	$A_{d\_c} = \begin{bmatrix} 0.2907 & 0.7258 & 0.0281 \\ 0.0096 & 0.9811 & -0.0004 \\ -15.1052 & 14.4356 & 0.2552 \end{bmatrix}$
$40^\circ$	$A_{d\_d} = \begin{bmatrix} 0.3473 & -0.4419 & 0.0273 \\ -0.0149 & 0.9657 & 0.0005 \\ -14.6420 & -8.1036 & 0.3150 \end{bmatrix}$	$A_{d\_c} = \begin{bmatrix} 0.2582 & 0.7624 & 0.0286 \\ 0.0062 & 0.9879 & -0.0002 \\ -15.3696 & 14.6664 & 0.2256 \end{bmatrix}$
$50^\circ$	$A_{d\_d} = \begin{bmatrix} 0.3408 & -0.6507 & 0.0275 \\ -0.0219 & 0.9556 & 0.0008 \\ -14.7448 & -12.8222 & 0.2931 \end{bmatrix}$	$A_{d\_c} = \begin{bmatrix} 0.2334 & 0.7901 & 0.0290 \\ 0.0035 & 0.9933 & -0.0001 \\ -15.5481 & 14.8192 & 0.2032 \end{bmatrix}$
$60^\circ$	$A_{d\_d} = \begin{bmatrix} 0.3088 & -0.7418 & 0.0280 \\ -0.0250 & 0.9552 & 0.0009 \\ -15.0476 & -14.5526 & 0.2528 \end{bmatrix}$	$A_{d\_c} = \begin{bmatrix} 0.2168 & 0.8087 & 0.0292 \\ 0.0016 & 0.9970 & -0.0001 \\ -15.6568 & 14.9108 & 0.1883 \end{bmatrix}$
$70^\circ$	$A_{d\_d} = \begin{bmatrix} 0.2597 & -0.6683 & 0.0287 \\ -0.0225 & 0.9692 & 0.0008 \\ -15.4100 & -12.5887 & 0.2099 \end{bmatrix}$	$A_{d\_c} = \begin{bmatrix} 0.2076 & 0.8190 & 0.0293 \\ 0.0005 & 0.9991 & -0.0000 \\ -15.7132 & 14.9577 & 0.1801 \end{bmatrix}$
$80^\circ$	$A_{d\_d} = \begin{bmatrix} 0.2447 & 0.3518 & 0.0380 \\ 0.0534 & 0.9408 & -0.0009 \\ -19.4118 & 37.7936 & 0.1811 \end{bmatrix}$	$A_{d\_c} = \begin{bmatrix} 0.2041 & 0.8229 & 0.0293 \\ 0.0001 & 0.9999 & -0.0000 \\ -15.7343 & 14.9751 & 0.1770 \end{bmatrix}$
$90^\circ$	$A_{d\_d} = \begin{bmatrix} 0.2036 & 0.0000 & 0.0293 \\ 0.0000 & 1.0000 & 0.0000 \\ -15.7373 & 0.0000 & 0.1765 \end{bmatrix}$	$A_{d\_c} = \begin{bmatrix} 0.2036 & 0.8235 & 0.0293 \\ -0.0000 & 1.0000 & 0.0000 \\ -15.7373 & 14.9777 & 0.1765 \end{bmatrix}$

Utilizando estas matrizes traçaram-se gráficos que demonstram os desvios entre estes modelos, no que diz respeito aos pólos discretos ( $P = (z-a-bj).(z-a+bj).(z-d)$ ) e aos parâmetros que determinam a dinâmica do sistema ( $\xi$ , *overshoot* e  $\omega_n$ ) [75-77].



(a)



(b)

Fig. 3.7 – Desvio entre os métodos (a) pólos (b)  $\xi$ , *overshoot* e  $\omega_n$

Os gráficos das Fig. 3.7 (a) e (b) indicam que o desvio entre os dois modelos estudados é máximo quando o ângulo de disparo é igual a  $40^\circ$ , e ele diminui à medida que  $\alpha$  aumenta ou diminui de valor. A Fig. 3.8 mostra o lugar das raízes dos modelos discretos para  $\alpha = 40^\circ$ .

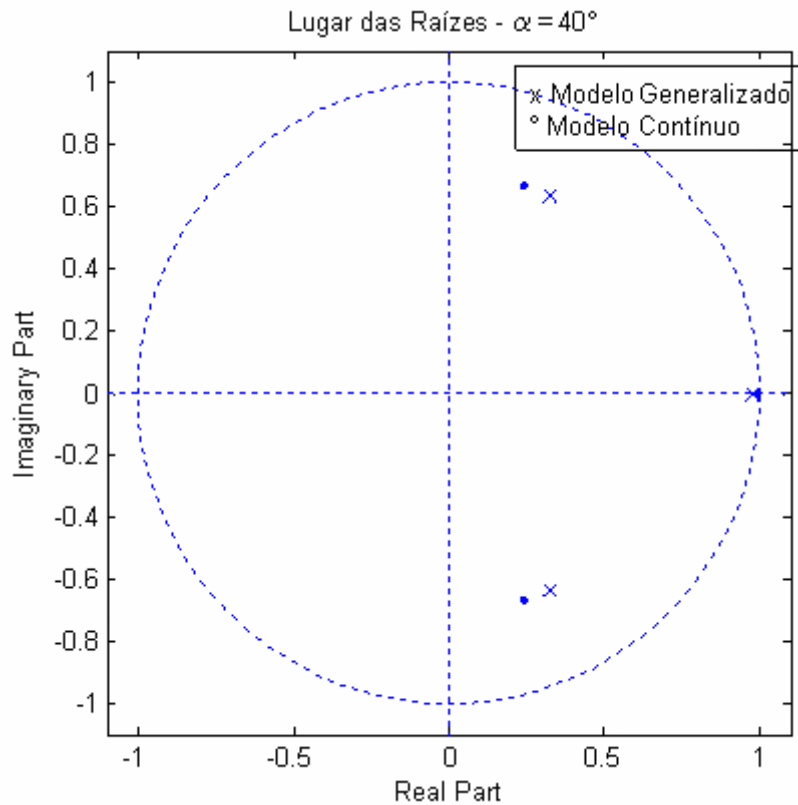


Fig. 3.8 – Lugar das raízes dos modelos discretos para  $\alpha = 40^\circ$

Estas figuras indicam que o desvio entre os dois modelos é relativamente grande quando o ângulo de disparo dos tiristores se aproxima de  $40^\circ$ . No entanto, é possível mostrar que este elevado desvio é devido à componente de terceira harmônica da corrente, que circula no reator do SVC, existente no modelo discreto generalizado. Como pode ser visto na Fig. 3.9 e Fig. 3.10, a terceira harmônica representa 10% da tensão na frequência fundamental no barramento em que o SVC está instalado e 16% da fundamental da corrente que circula na rede quando  $\alpha = 40^\circ$ .

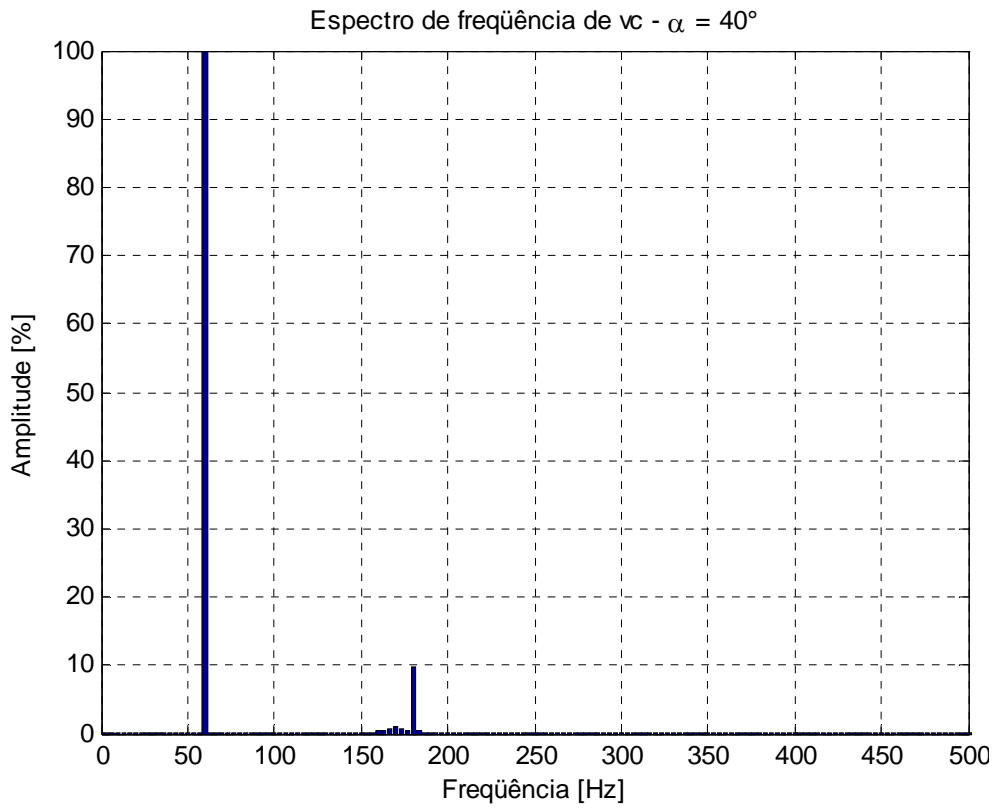


Fig. 3.9 – Espectro de frequência da tensão  $V_c$  para  $\alpha = 40^\circ$

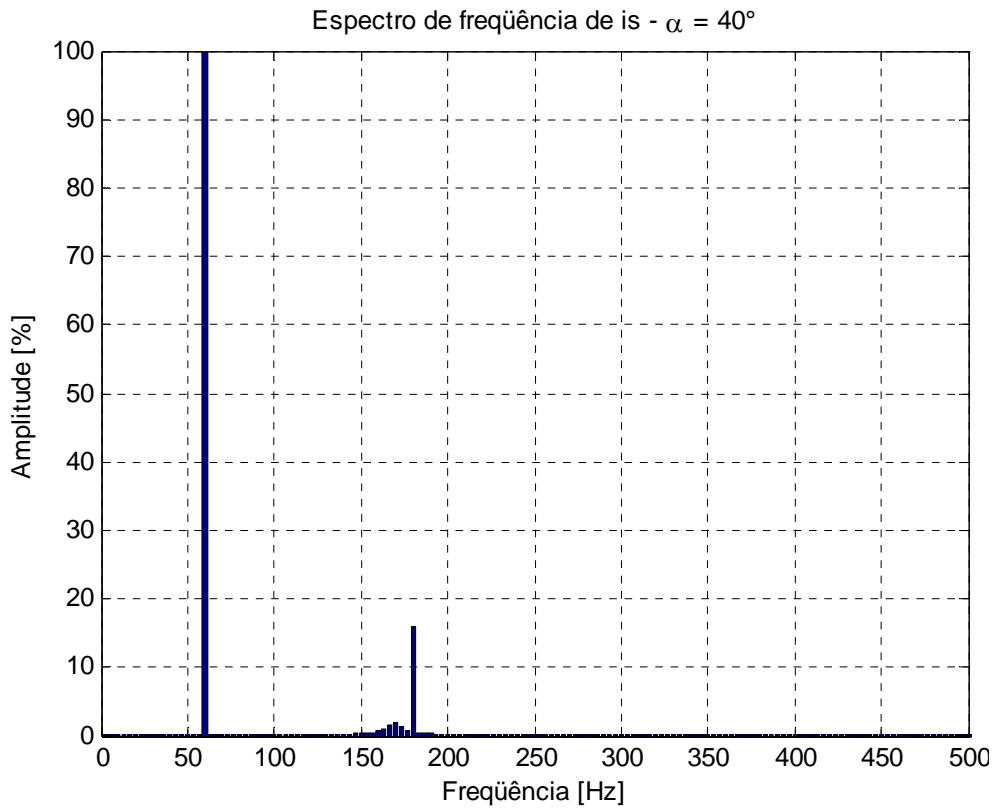


Fig. 3.10 – Espectro de frequência da corrente  $I_c$  para  $\alpha = 40^\circ$

A Fig. 3.11 apresenta as componentes de terceira harmônica das três variáveis de estados, em valores percentuais em relação à sua própria fundamental, para valores de  $0 < \alpha < 90^\circ$ . Pode-se observar nesta figura o crescimento da terceira harmônica da corrente  $I_L$  com o aumento do ângulo de disparo, mas esta componente harmônica atinge seu valor máximo para as outras duas variáveis quando  $\alpha = 40^\circ$ , ou seja, na faixa onde ocorrem as maiores divergências entre os dois modelos.

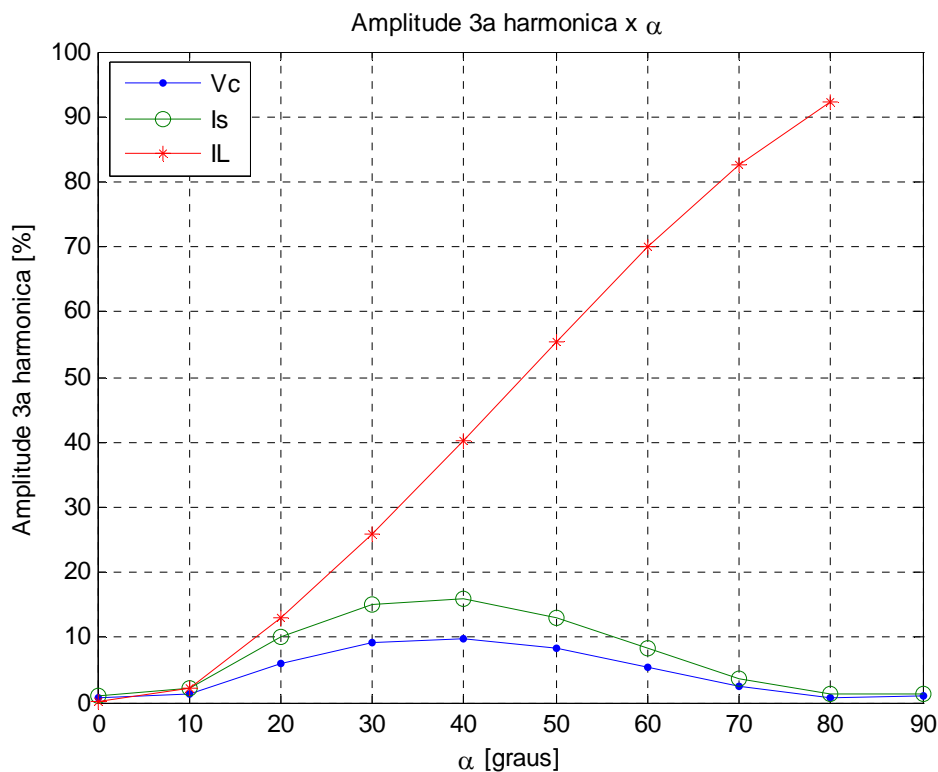
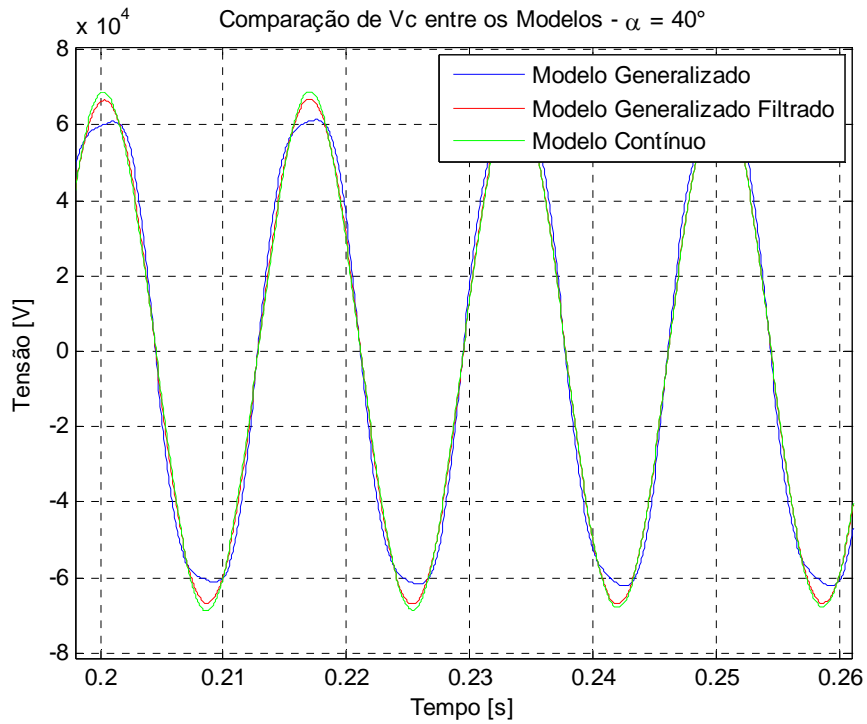


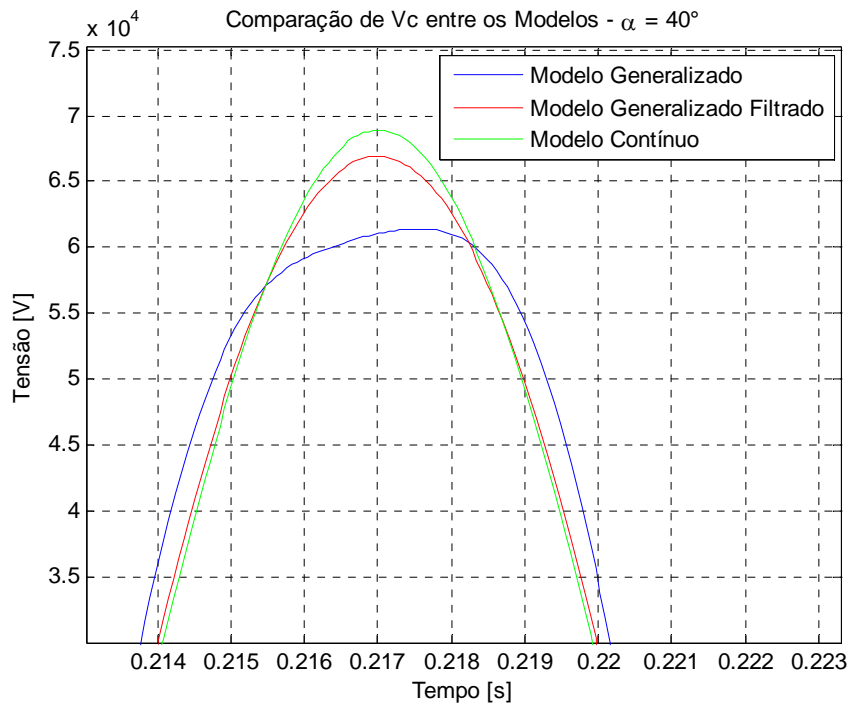
Fig. 3.11 – Amplitude da 3ª harmônica para  $0 < \alpha < 90^\circ$

No capítulo 2 já havia sido apresentada a existência das correntes harmônicas de baixa ordem geradas pelo controle do ângulo de disparo  $\alpha$  usado para chavear os tiristores e as soluções usualmente empregadas para filtrar estas componentes. Desta maneira, se as componentes harmônicas de baixas frequências das variáveis de estado do modelo completo forem filtradas, o desvio entre os modelos reduz consideravelmente. A Fig. 3.12 (a) apresenta as formas de onda da tensão na barra onde o SVC está conectado,  $V_c$ , obtidas através dos modelos frequência fundamental, completo e completo filtrando a componente de terceiro

harmônico, quando  $\alpha = 40^\circ$ . A Fig. 3.12 (b) mostra estas curvas em detalhe para facilitar a visualização. Uma comparação semelhante entre as correntes da rede  $I_s$  obtidas pelos três modelos é apresentada nas Fig. 3.13 (a) e (b).



(a)



(b)

Fig. 3.12 – (a) Comparação da tensão  $V_c$  entre modelos (b) Detalhe

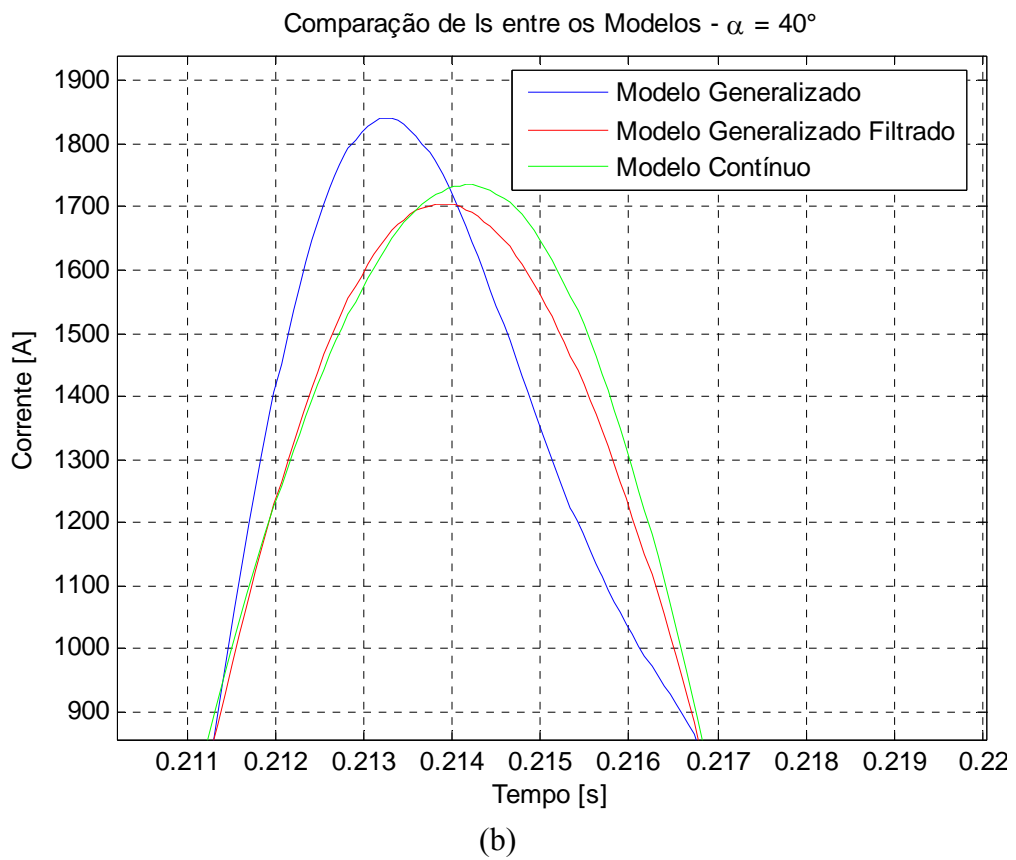
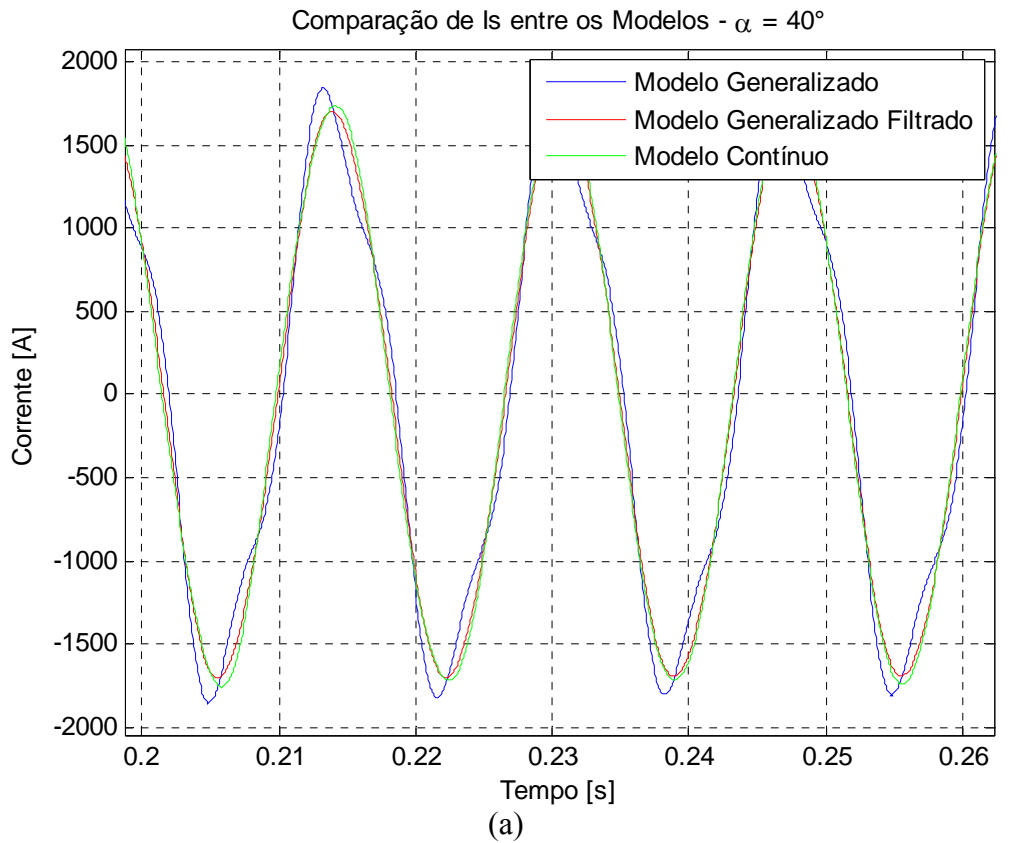


Fig. 3.13 – (a) Comparação da corrente  $I_s$  entre modelos (b) Detalhe

Conforme observado na Fig. 3.12, as tensões  $V_c$  estão em fase, contudo possuem diferenças entre suas amplitudes. O desvio entre as amplitudes das tensões obtidas com os modelos generalizado e contínuo é de 12,2%, mas após filtrar o terceiro harmônico desta tensão o desvio entre os modelos diminui para 3%. A Fig. 3.13 mostra que a componente de terceiro harmônico presente no modelo discreto generalizado distorce a forma de onda da corrente  $I_s$ . A diferença de amplitude de corrente entre os modelos discretos generalizado e o obtido na frequência fundamental é de aproximadamente 6%, e diminui para 1,8% quando o primeiro modelo é filtrado. Desta forma, o modelo monofásico em que o TCR é representado por uma indutância variável em função do ângulo de disparo é considerado como um modelo que oferece resultados satisfatórios e será utilizado nos estudos deste sistema.

### **3.3 – Modelagem em um Sistema de Coordenadas DQ Síncrono, para Pequenos Sinais**

As conclusões apresentadas até este ponto foram obtidas a partir de um modelo monofásico e o desenvolvimento de um modelo trifásico é necessário para melhor analisar o funcionamento do SVC. Esta modelagem torna possível o estudo de condições especiais de operação, provocadas por desequilíbrio do sistema.

#### **3.3.1 – Modelo para SVC Equilibrado**

Conforme observado anteriormente, o modelo em que o TCR foi substituído por uma indutância que varia em função do ângulo de disparo  $\alpha$ , mostrado na Fig. 3.4, representa

relativamente bem o sistema em estudo. Para o sistema trifásico, as equações (3.17) a (3.19) podem ser escritas da seguinte maneira:

$$v_{s[abc]} = R_s \cdot i_{s[abc]} + v_{c[abc]} + L_s \cdot p \cdot i_{s[abc]} \quad (3.17)$$

$$v_{c[abc]} = L_{eq}(\alpha) \cdot p \cdot i_{L[abc]} \quad (3.18)$$

$$i_{s[abc]} = i_{L[abc]} + i_{load[abc]} + C \cdot p \cdot v_{c[abc]} \quad (3.19)$$

onde  $p$  representa o operador  $d/dt$  [72].

Para fins de análise, serão assumidas as seguintes simplificações para o sistema trifásico:

- A rede e a carga são equilibradas;
- Os reatores do SVC estão ligados em estrela com neutro flutuando e são considerados equilibrados;
- A variação da indutância do reator do SVC no tempo é desprezível em relação à variação da corrente que circula no SVC;
- O ângulo de disparo dos tiristores  $\alpha$  é o mesmo para as três fases do SVC.

Com o intuito de simplificar o estudo das equações, utiliza-se a Transformada de Clark para transformar o sistema ABC em  $\alpha\beta 0$  e depois a Transformada de Park para transformar o sistema  $\alpha\beta 0$  em  $dq0$  [73, 78-81]. Desta maneira, o sistema que antes estava alocado em três eixos passa para apenas dois eixos. As equações do sistema escritas em vetores complexos são (3.20) a (3.22).

$$v_{s[dq]} = R_s \cdot i_{s[dq]} + v_{c[dq]} + L_s \cdot p \cdot i_{s[dq]} + j \cdot \omega \cdot L_s \cdot i_{s[dq]} \quad (3.20)$$

$$v_{c[dq]} = L_{eq}(\alpha) \cdot p \cdot i_{L[dq]} + j \cdot \omega \cdot L_{eq}(\alpha) \cdot i_{L[dq]} \quad (3.21)$$

$$i_{s[dq]} = i_{L[dq]} + i_{load[dq]} + C \cdot p \cdot v_{c[dq]} + j \cdot \omega \cdot C \cdot v_{c[dq]} \quad (3.22)$$

O modelo em que o TCR foi substituído por uma indutância variável em função do ângulo de disparo  $L_{eq}(\alpha)$  é não linear, conforme visto na equação (3.12), e como tal sua análise de estabilidade e desenvolvimento de controladores se torna uma tarefa difícil. Uma

solução matemática geralmente utilizada é a linearização. Ela fornece modelos lineares que descrevem pequenos desvios da operação nominal do sistema. Modelos lineares, também chamados de pequenos sinais, são essenciais para avaliação da estabilidade na condição de operação nominal, quando submetida a pequenas perturbações.

É possível representar pequenas variações na operação nominal através da expansão de todos os termos não lineares do modelo em série de Taylor em torno de um ponto de operação. Obtendo apenas os termos de primeira ordem resulta no modelo linearizado que oferece resultados satisfatórios para pequenos desvios [65-67]. As equações que descrevem o funcionamento do sistema para pequenas variações do ângulo de disparo dos tiristores  $\Delta\alpha$  são dadas em (3.23) a (3.25).

$$\Delta v_{s[dq]} = R_s \cdot \Delta i_{s[dq]} + \Delta v_{c[dq]} + L_s \cdot p \Delta i_{s[dq]} + j \cdot \omega \cdot L_s \cdot \Delta i_{s[dq]} \quad (3.23)$$

$$\Delta v_{c[dq]} = L_{eq}(\alpha_0) \cdot B_0 \cdot \underline{v}_{c0[dq]} \cdot \Delta\alpha(t) + L_{eq}(\alpha_0) \cdot p \Delta i_{L[dq]} + j \cdot \omega \cdot L_{eq}(\alpha_0) \cdot \Delta i_{L[dq]} \quad (3.24)$$

$$\Delta i_{s[dq]} = \Delta i_{L[dq]} + \Delta i_{load[dq]} + C \cdot p \Delta v_{c[dq]} + j \cdot \omega \cdot C \cdot \Delta v_{c[dq]} \quad (3.25)$$

onde,

$$L_{eq}(\alpha_0) = \frac{L}{\left[ 1 - \frac{2\alpha_0}{\pi} - \frac{1}{\pi} \cdot \text{sen}(2\alpha_0) \right]} \quad (3.26)$$

$$B_0 = \frac{2}{\pi \cdot L} \cdot (1 + \cos(2\alpha_0)) \quad (3.27)$$

A partir das equações (3.23) a (3.25), é possível determinar o circuito equivalente ilustrando os vetores complexos para pequenos sinais. A Fig. 3.14 apresenta uma característica interessante que é a representação da variação do valor da indutância do reator do SVC através de uma fonte de tensão cuja amplitude é proporcional à variação do ângulo de disparo dos tiristores  $\Delta\alpha$ . Em outras palavras, o modelo de pequenos sinais afirma que, em um determinado ponto de operação, a indutância do reator do TCR possui um valor constante, calculado através da equação (3.26), e uma determinada variação de  $\alpha$  é representada por um

acréscimo na amplitude de uma fonte de tensão, cujo valor depende dos parâmetros do circuito no ponto de operação e do  $\Delta\alpha$ , dado por (3.28).

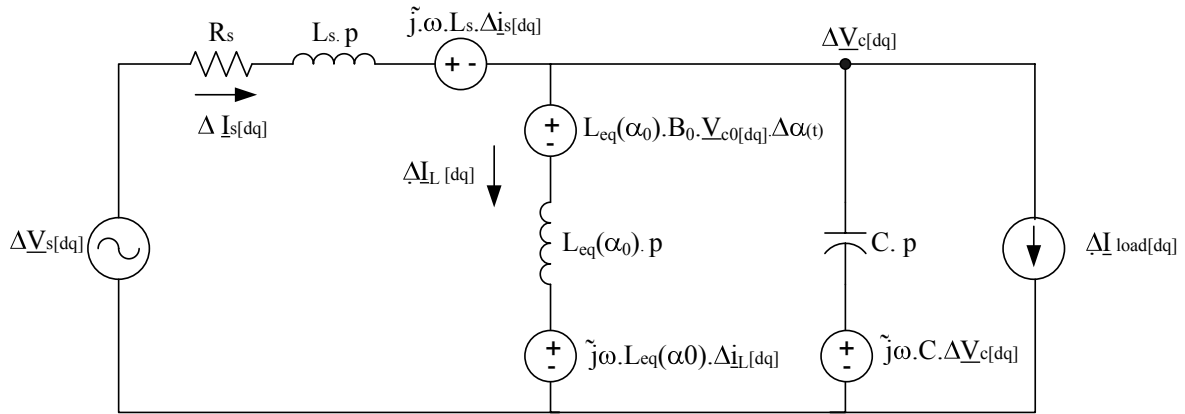


Fig. 3.14 – Circuito equivalente dos vetores complexos para pequenos sinais

$$\Delta V_{L[dq]} = L_{eq}(\alpha_0) \cdot B_0 \cdot V_{c0[dq]} \cdot \Delta\alpha(t) \tag{3.28}$$

As equações (3.23) a (3.25) também podem ser descritas em forma escalar, alinhando a tensão da barra onde está conectado o compensador no referencial do eixo q, ou seja,  $V_{c[dq]} = 0$ . Esta orientação é devida à dificuldade em se realizar medições na tensão na concessionária (barramento infinito), conforme ilustrado na Fig. 3.15.

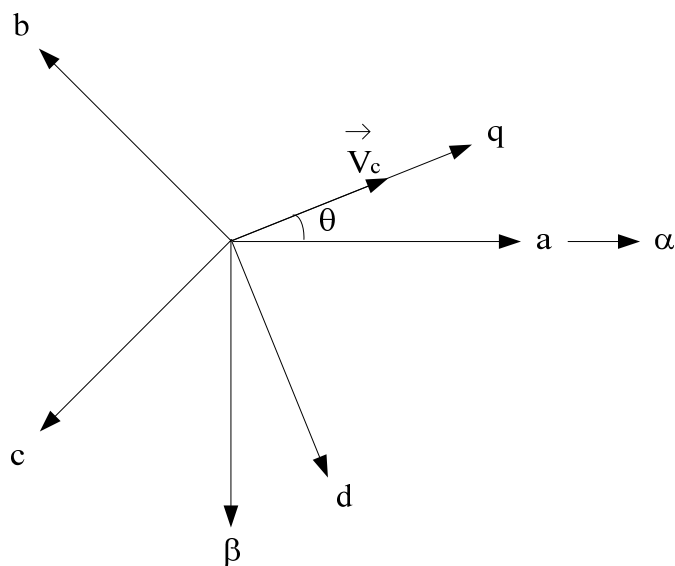


Fig. 3.15 – Sistema de referência dq alinhado com vetor tensão na barra do compensador

$$\Delta v_{s[d]} = R_s \cdot \Delta i_{s[d]} + \Delta v_{c[d]} + L_s \cdot p \Delta i_{s[d]} - \omega \cdot L_s \cdot \Delta i_{s[q]} \quad (3.29)$$

$$\Delta v_{s[q]} = R_s \cdot \Delta i_{s[q]} + \Delta v_{c[q]} + L_s \cdot p \Delta i_{s[q]} + \omega \cdot L_s \cdot \Delta i_{s[d]} \quad (3.30)$$

$$\Delta v_{c[d]} = L_{eq}(\alpha_0) \cdot p \Delta i_{L[d]} - \omega \cdot L_{eq}(\alpha_0) \cdot \Delta i_{L[q]} \quad (3.31)$$

$$\Delta v_{c[q]} = L_{eq}(\alpha_0) \cdot B_0 \cdot V_{c0[q]} \cdot \Delta \alpha(t) + L_{eq}(\alpha_0) \cdot p \Delta i_{L[q]} + \omega \cdot L_{eq}(\alpha_0) \cdot \Delta i_{L[d]} \quad (3.32)$$

$$\Delta i_{s[d]} = \Delta i_{L[d]} + \Delta i_{load[d]} + C \cdot p \Delta v_{c[d]} - \omega \cdot C \cdot \Delta v_{c[q]} \quad (3.33)$$

$$\Delta i_{s[q]} = \Delta i_{L[q]} + \Delta i_{load[q]} + C \cdot p \Delta v_{c[q]} + \omega \cdot C \cdot \Delta v_{c[d]} \quad (3.34)$$

Reescrevendo as equações (3.29) a (3.34) na forma de equações de estados.

$$\begin{bmatrix} \dot{\Delta i}_{s[d]} \\ \dot{\Delta i}_{s[q]} \\ \dot{\Delta i}_{L[d]} \\ \dot{\Delta i}_{L[q]} \\ \dot{\Delta v}_{c[d]} \\ \dot{\Delta v}_{c[q]} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R_s}{L_s} & \omega & 0 & 0 & -\frac{1}{L_s} & 0 \\ -\omega & -\frac{R_s}{L_s} & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{L_s} \\ 0 & 0 & 0 & \omega & \frac{1}{L_{eq}(\alpha_0)} & 0 \\ 0 & 0 & -\omega & 0 & 0 & \frac{1}{L_{eq}(\alpha_0)} \\ \frac{1}{C} & 0 & -\frac{1}{C} & 0 & 0 & \omega \\ 0 & \frac{1}{C} & 0 & -\frac{1}{C} & -\omega & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta i_{s[d]} \\ \Delta i_{s[q]} \\ \Delta i_{L[d]} \\ \Delta i_{L[q]} \\ \Delta v_{c[d]} \\ \Delta v_{c[q]} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L_s} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{L_s} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -B_0 \cdot V_{c0[q]} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{C} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{C} & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta v_{s[d]} \\ \Delta v_{s[q]} \\ \Delta i_{load[d]} \\ \Delta i_{load[q]} \\ \Delta \alpha \end{bmatrix} \quad (3.35)$$

Os circuitos equivalentes nos eixos direto e de quadratura do sistema trifásico para pequenos sinais estão nas Fig. 3.16 (a) e (b). Estas figuras indicam que a fonte de tensão que determina a variação da indutância do reator do SVC existe apenas no circuito que representa o eixo q. Este fato é devido à amplitude da tensão desta fonte ser proporcional ao valor da tensão do barramento onde o SVC está conectado, no ponto de operação, pois o alinhamento desta tensão é realizado no eixo q, ou seja, a componente de  $V_c$  no eixo d é nula.

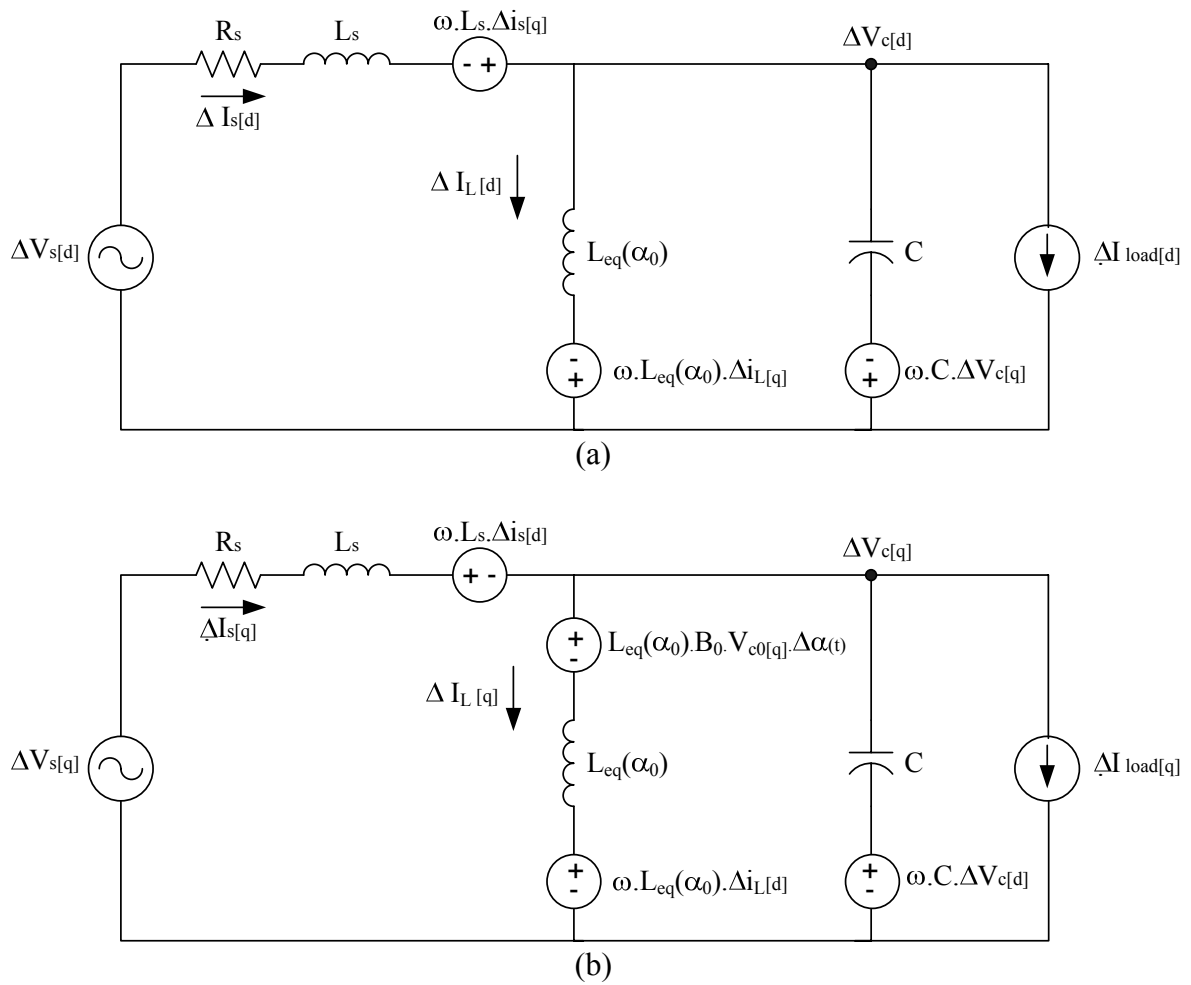


Fig. 3.16 – Circuitos equivalentes dos vetores complexos para pequenos sinais (a) Eixo d (b) Eixo q

Com as equações (3.29) a (3.34) também é possível traçar o diagrama de blocos deste sistema. A Fig. 3.17 é uma outra forma de ilustrar as dependências entre as variáveis do sistema.

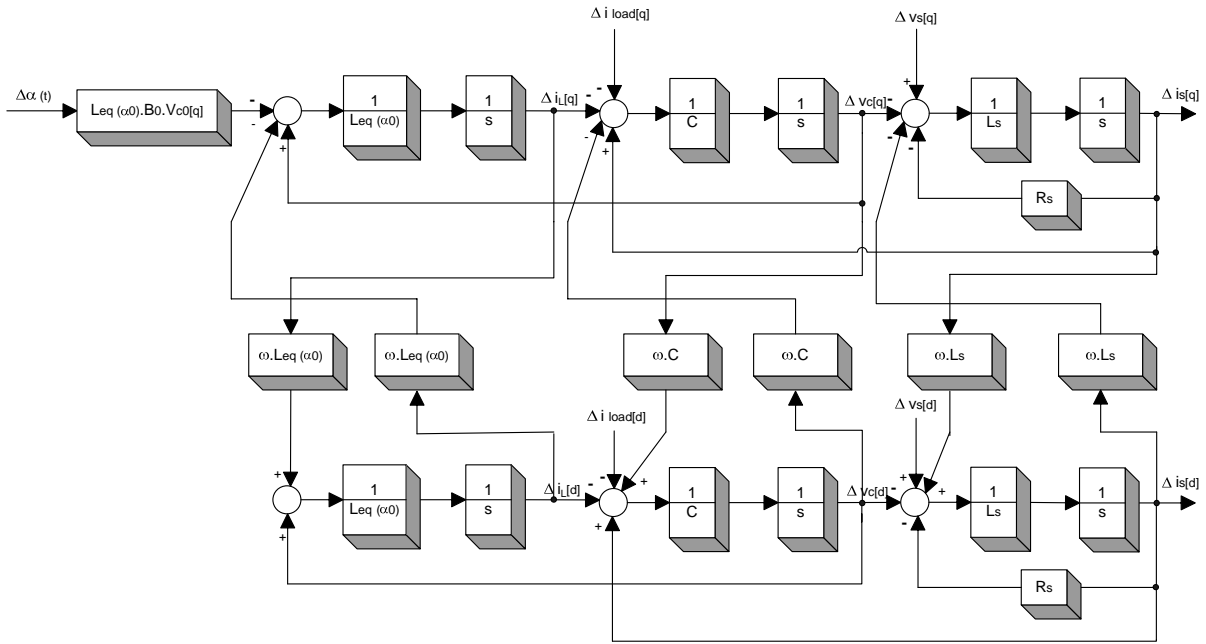


Fig. 3.17 – Diagrama de blocos do SVC equilibrado

Foram realizadas simulações em computador, utilizando para isto o programa Matlab/Simulink, para validar o modelo de pequenos sinais apresentado. Esta validação é feita comparando os circuitos ilustrados nas Fig. 3.6 e Fig. 3.16, ou seja, o circuito no qual o SVC é representado por um indutor que varia seu valor em função do ângulo de disparo, de acordo com a equação (3.12), e o outro onde há uma fonte de tensão em série com o reator do SVC, cuja amplitude pode ser calculada por (3.28). O ponto de operação escolhido foi  $\alpha_0 = 40^\circ$ . Após um segundo de simulação o ângulo de disparo dos tiristores sofre um aumento de  $1^\circ$ . As Fig. 3.18 a 3.20 apresentam as formas de onda das três variáveis de estado do sistema nos eixos d e q, obtidas pela simulação dos dois circuitos.

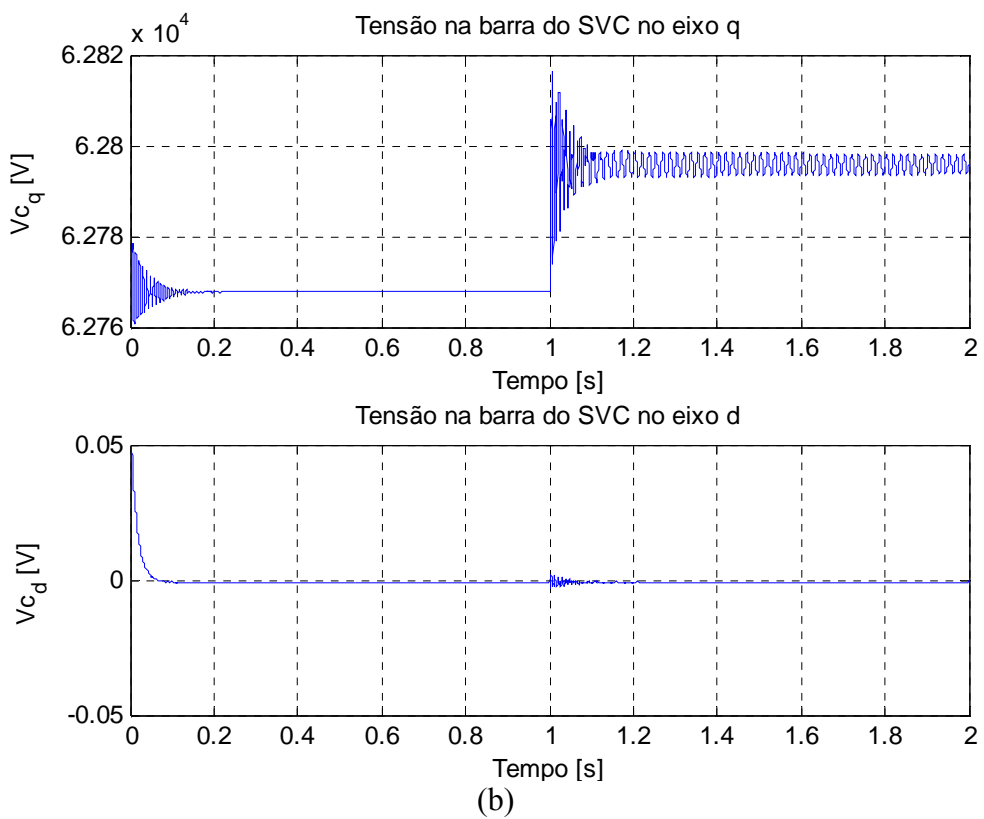
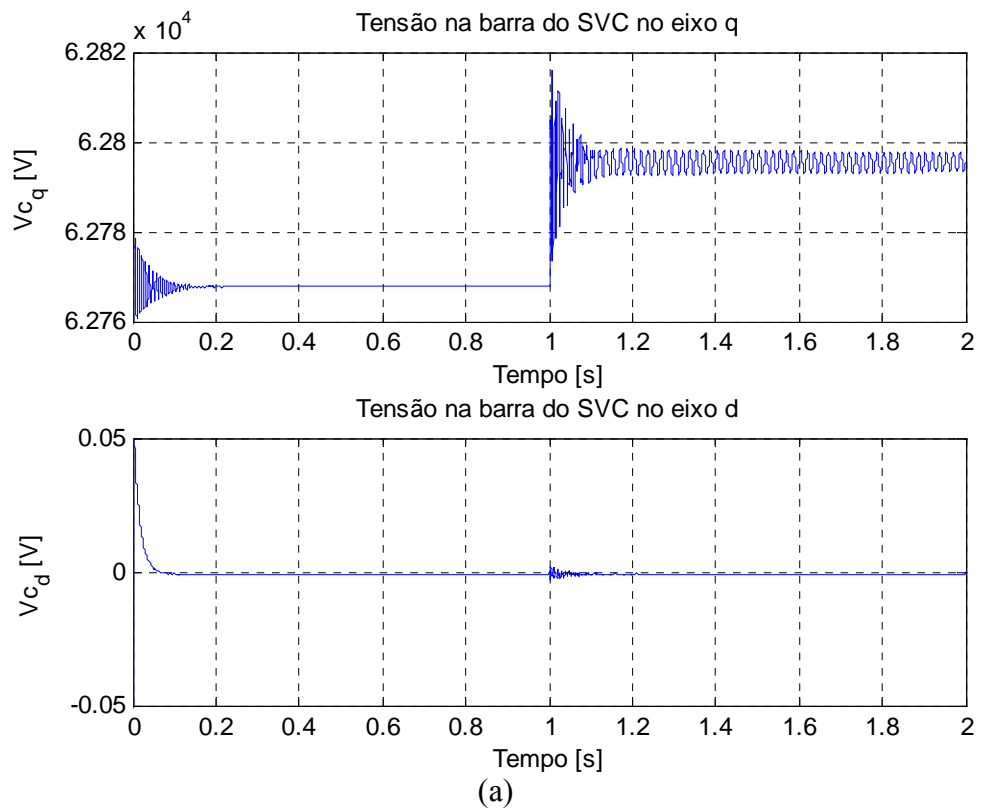


Fig. 3.18 – Tensão na barra do SVC (a) Simulação aumentando o valor do indutor do SVC (b) Simulação aumentando a amplitude da fonte de tensão em série com o reator do SVC

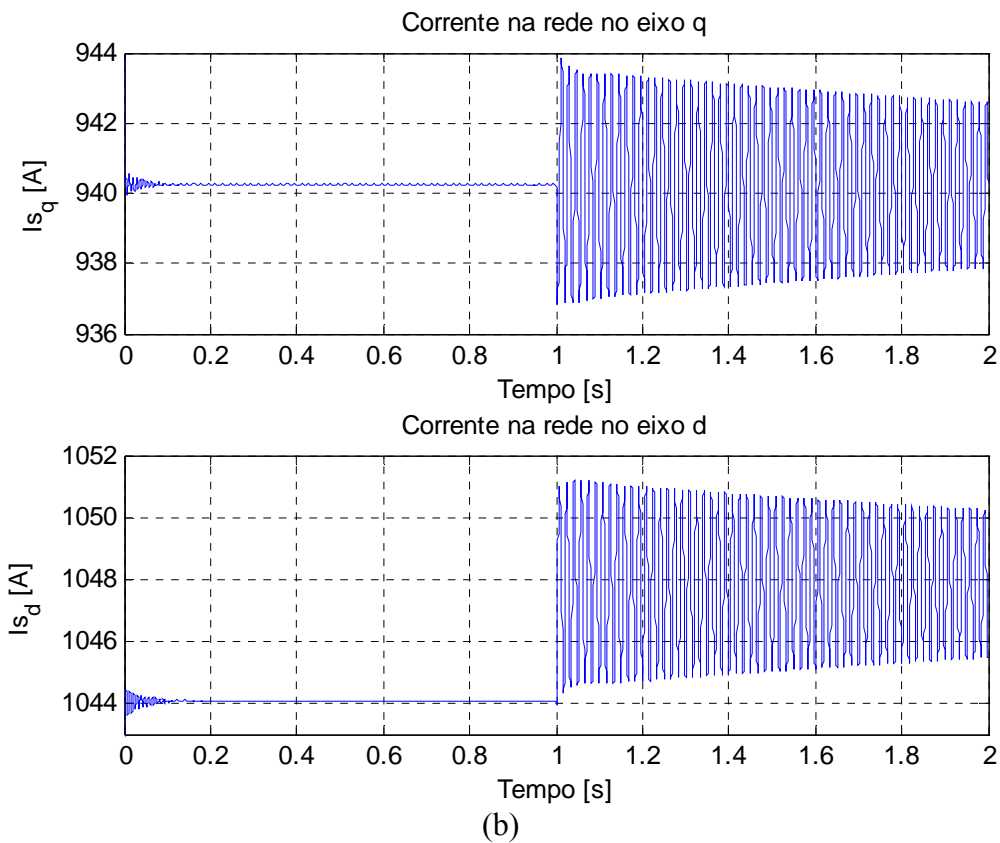
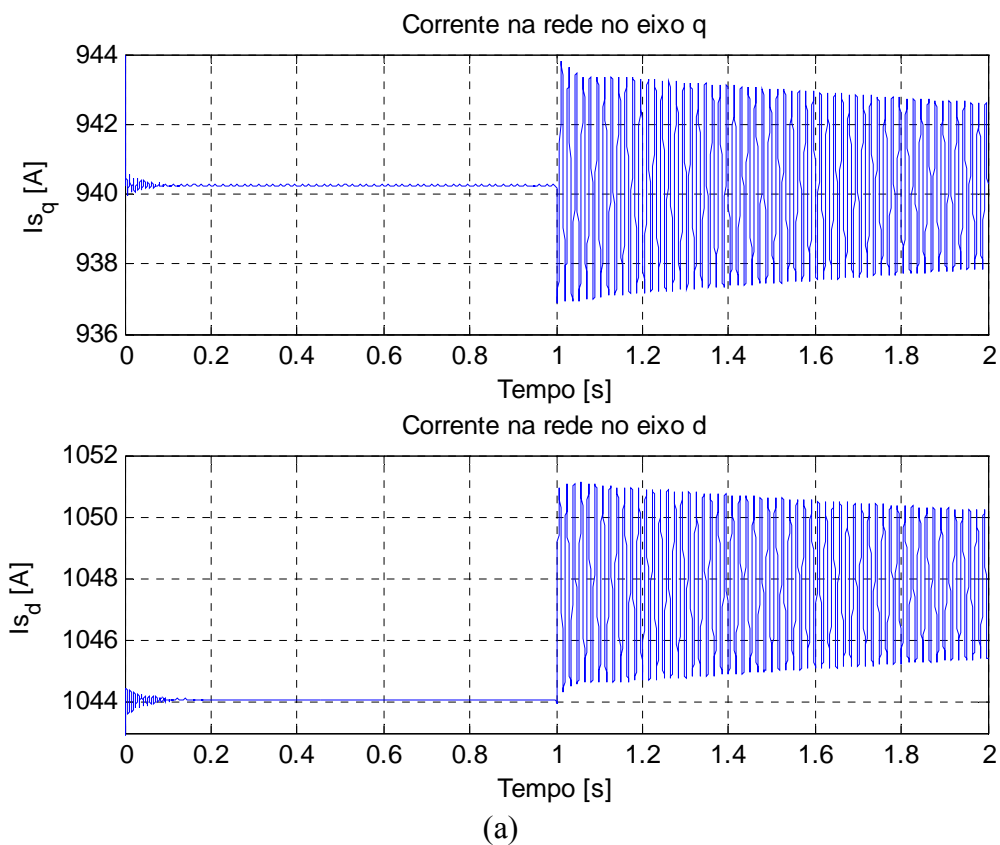


Fig. 3.19 – Corrente na rede (a) Simulação aumentando o valor do indutor do SVC  
 (b) Simulação aumentando a amplitude da fonte de tensão em série com o reator do SVC

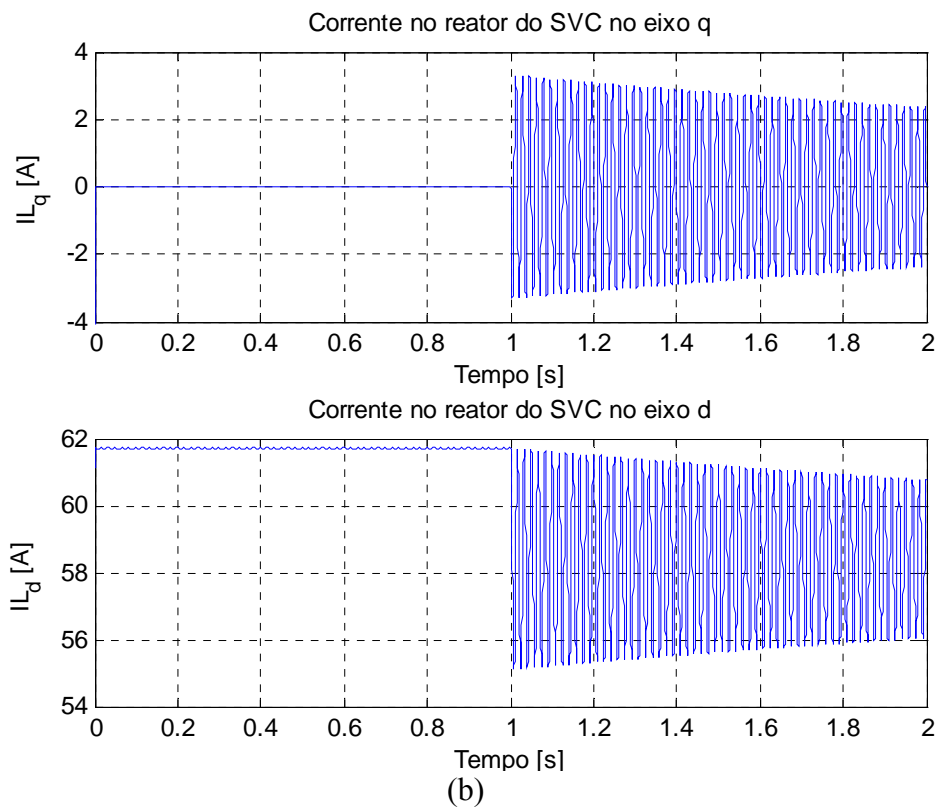
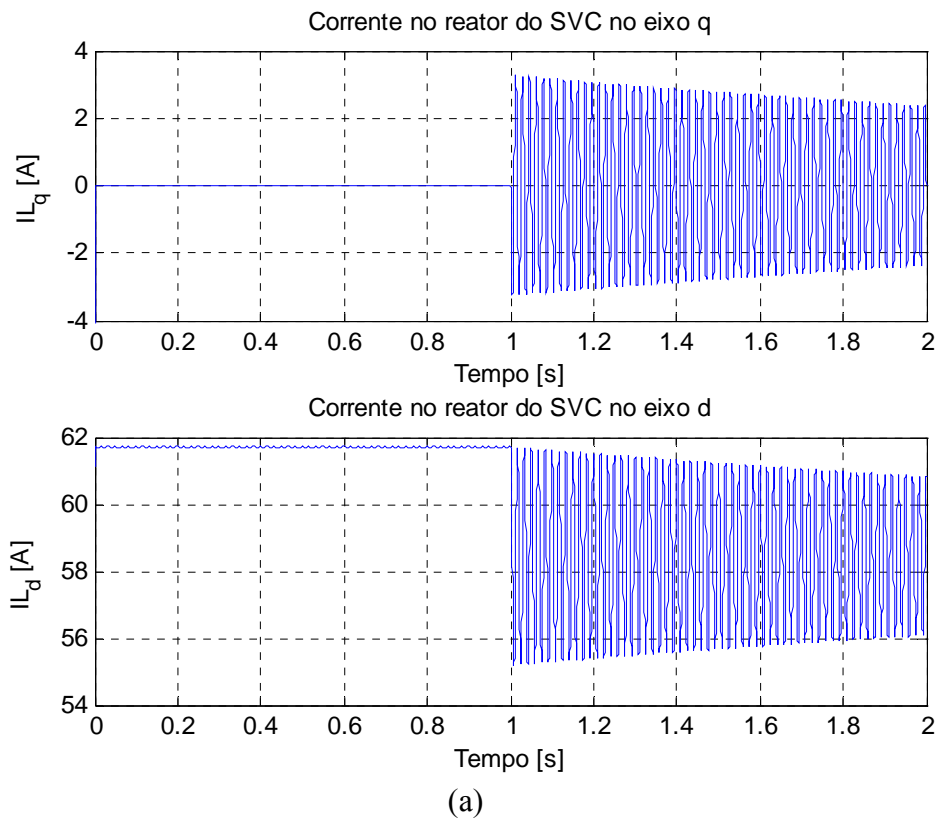
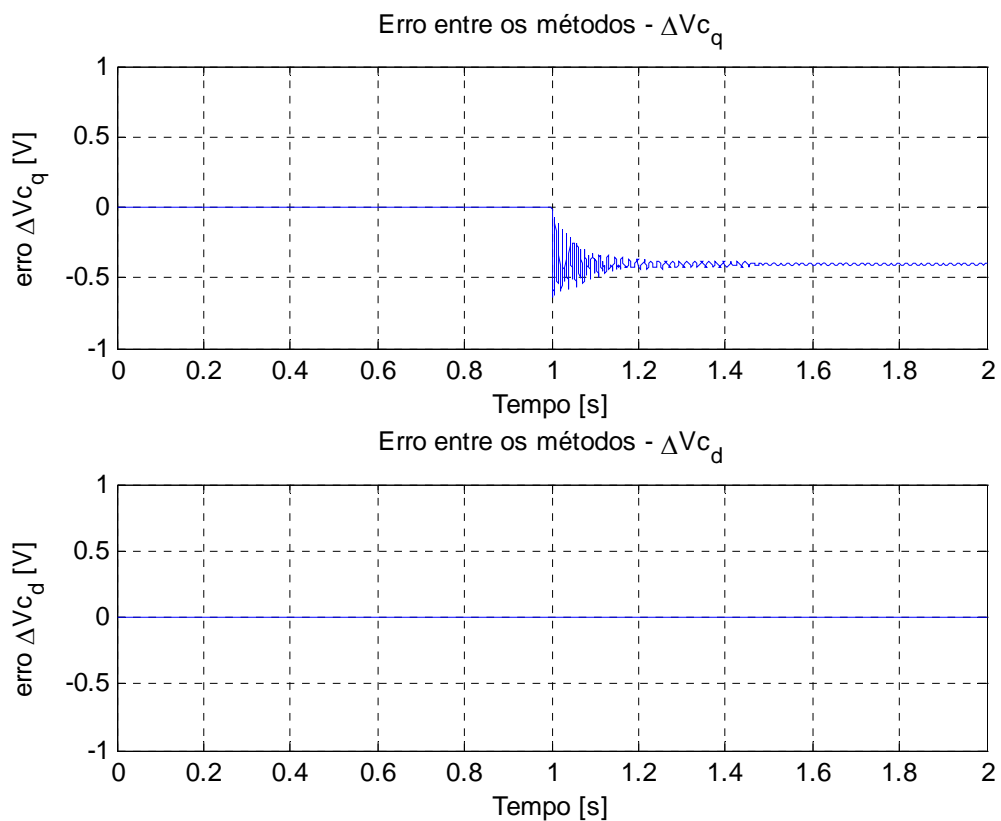


Fig. 3.20 – Corrente no reator do SVC (a) Simulação aumentando o valor do indutor do SVC  
 (b) Simulação aumentando a amplitude da fonte de tensão em série com o reator do SVC

Utilizando a mesma simulação foram traçados também os gráficos que representam os erros absolutos entre os dois métodos para as três variáveis de estados. Observando a Fig. 3.21, nota-se que o maior desvio entre os dois métodos ocorre no eixo q da tensão no barramento onde o SVC está conectado. Esta divergência é de 0,5V para um degrau de 28V (Fig. 3.18) quando é aplicado um  $\Delta\alpha$  de  $1^\circ$ , ou seja, aproximadamente 1,8%, e pode ser considerado desprezível, validando o modelo de pequenos sinais.



(a)

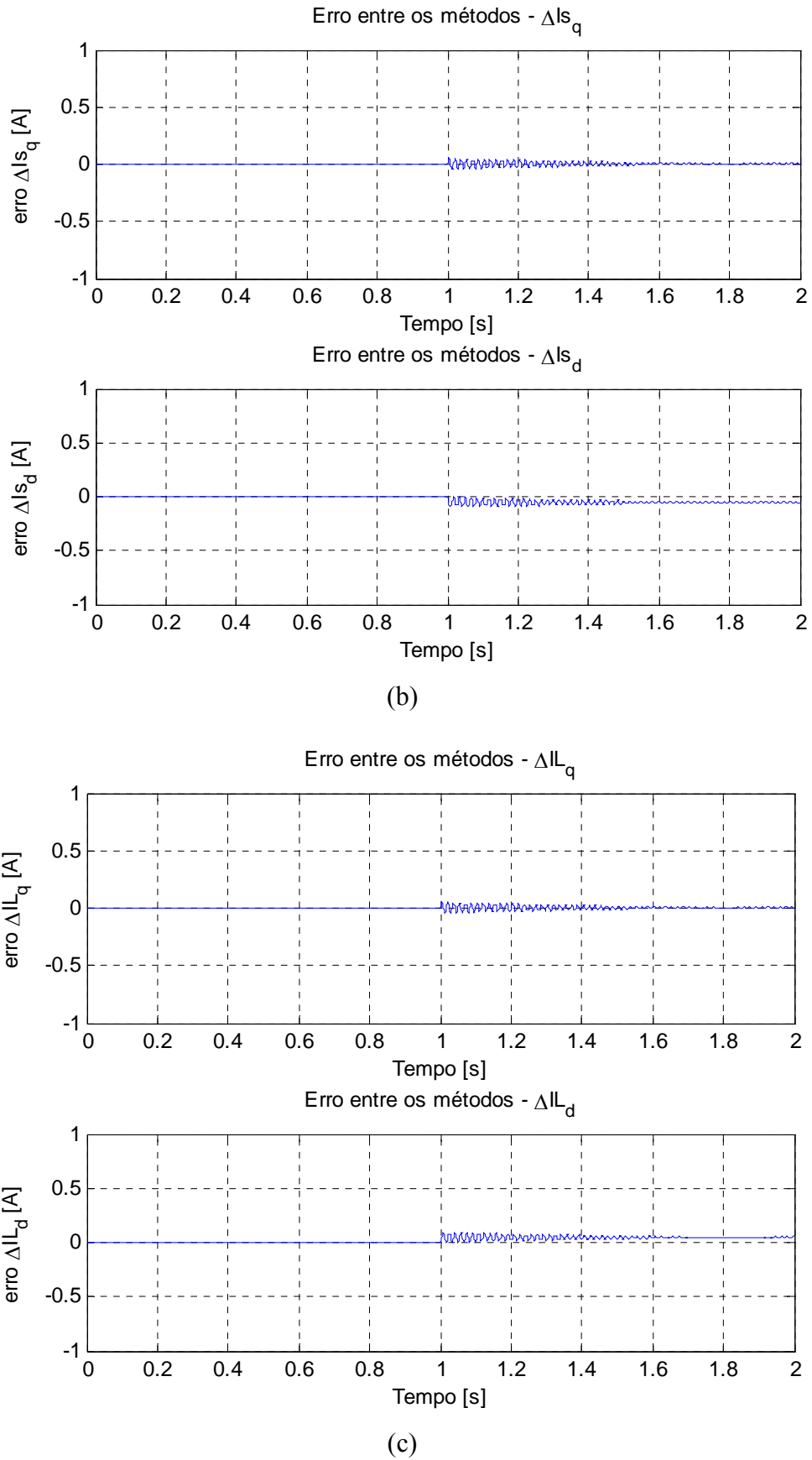


Fig. 3.21 – Erro entre os métodos para  $\Delta\alpha$  de  $1^\circ$  (a) Tensão na barra do SVC (b) Corrente na rede (c) Corrente no reator do SVC

### 3.3.2 – Modelo para SVC Multi-Pulsos

No caso de existirem mais de 6 pulsos em um SVC, o circuito equivalente monofásico pode ser modelado por  $n$  reatores iguais em série com fontes de tensão defasadas no tempo em paralelo. Uma maneira de simplificar este circuito é obter a indutância equivalente dos reatores em paralelo e colocá-la em série com  $n$  fontes de tensão, cuja amplitude é dividida por  $n$ , mantendo-se porém a defasagem existente entre as fontes de tensão, conforme Fig. 3.22.

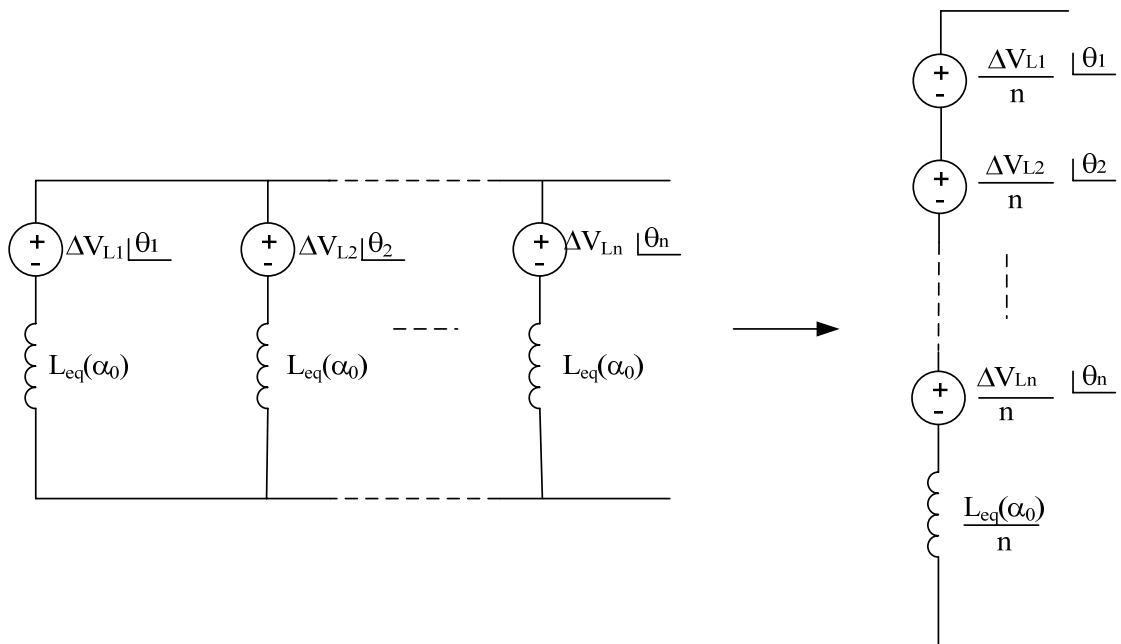


Fig. 3.22 – Circuito equivalente monofásico de em um sistema multi-pulsos

Para um sistema em 18 pulsos, como é o caso do SVC da Gerdau Açominas, as defasagens provocadas pelos transformadores abaixadores de tensão é de 20° cada.

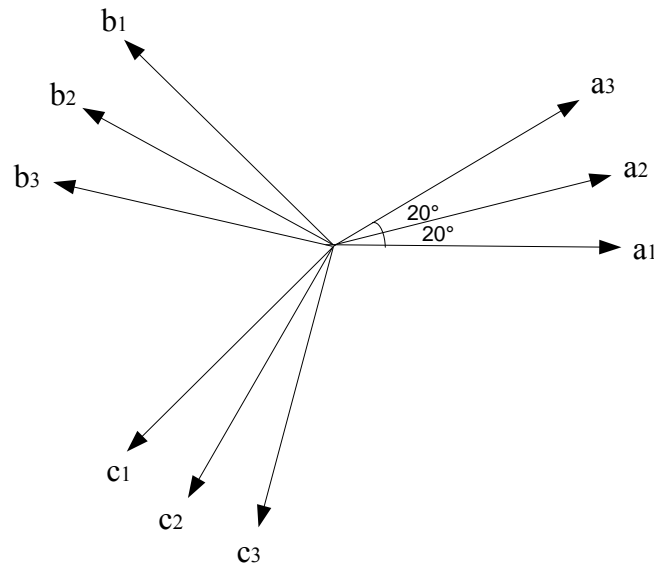


Fig. 3.23 – Defasagem provocada por transformadores abaixadores em um sistema de 18 pulsos

Neste sistema as equações que descrevem as variações da tensão e corrente da rede são iguais às mostradas em (3.20) e (3.22). Entretanto a equação que descreve a variação da tensão na barra onde está conectado o compensador em vetores complexos (3.21) passa a ser escrita por (3.36). Nesta equação  $\Delta v_{L[dq]}$  é calculado através de (3.28).

$$\Delta v_{c[dq]} = \frac{\Delta V_{L1[dq]}}{3} + \frac{\Delta V_{L2[dq]}}{3} + \frac{\Delta V_{L3[dq]}}{3} + \frac{L_{eq}(\alpha_0)}{3} \cdot p\Delta i_{L[dq]} + \frac{j \cdot \omega \cdot L_{eq}(\alpha_0)}{3} \cdot \Delta i_{L[dq]} \quad (3.36)$$

A equação (3.36) descrita em forma escalar, alinhando a tensão da fase  $a_2$  da barra onde o SVC está conectado no referencial do eixo q, é dada por (3.37) e (3.38).

$$\Delta v_{c[d]} = \frac{L_{eq}(\alpha_0)}{3} \cdot p\Delta i_{L[d]} - \frac{\omega \cdot L_{eq}(\alpha_0)}{3} \cdot \Delta i_{L[q]} \quad (3.37)$$

$$\Delta v_{c[q]} = \frac{\Delta V_{L1[q]}}{3} + \frac{\Delta V_{L2[q]}}{3} + \frac{\Delta V_{L3[q]}}{3} + \frac{L_{eq}(\alpha_0)}{3} \cdot p\Delta i_{L[q]} + \frac{\omega \cdot L_{eq}(\alpha_0)}{3} \cdot \Delta i_{L[d]} \quad (3.38)$$

A partir das equações (3.37) a (3.38) foram desenhados os circuitos equivalentes nos eixos d e q do sistema em 18 pulsos para pequenos sinais. Este circuito mostra que o valor da indutância do reator do SVC é dividido por 3, a amplitude de cada fonte de tensão também é dividida por 3 e as defasagens entre estas fontes de tensão são de 20°. Além disto, a Fig. 3.24

indica que, de forma semelhante à observada no modelo em pequenos sinais do sistema em 6 pulsos, as fontes de tensão que determinam a variação da indutância do reator do SVC existem apenas no circuito que representa o eixo q. A Fig. 3.25 ilustra o diagrama de blocos para este modelo.

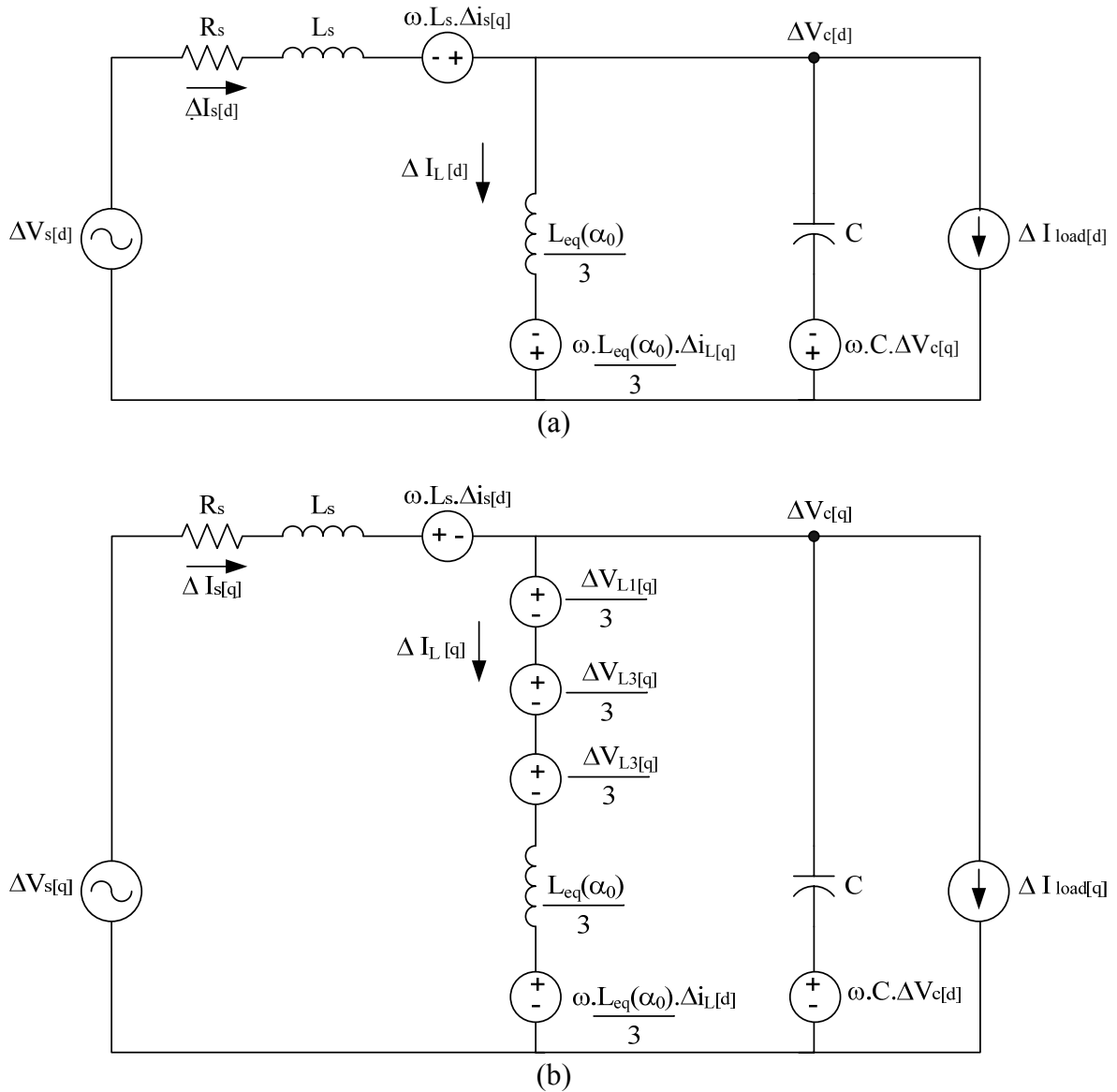


Fig. 3.24 – Circuitos equivalentes dos vetores complexos para pequenos sinais em um sistema de 18 pulsos (a) Eixo d (b) Eixo q

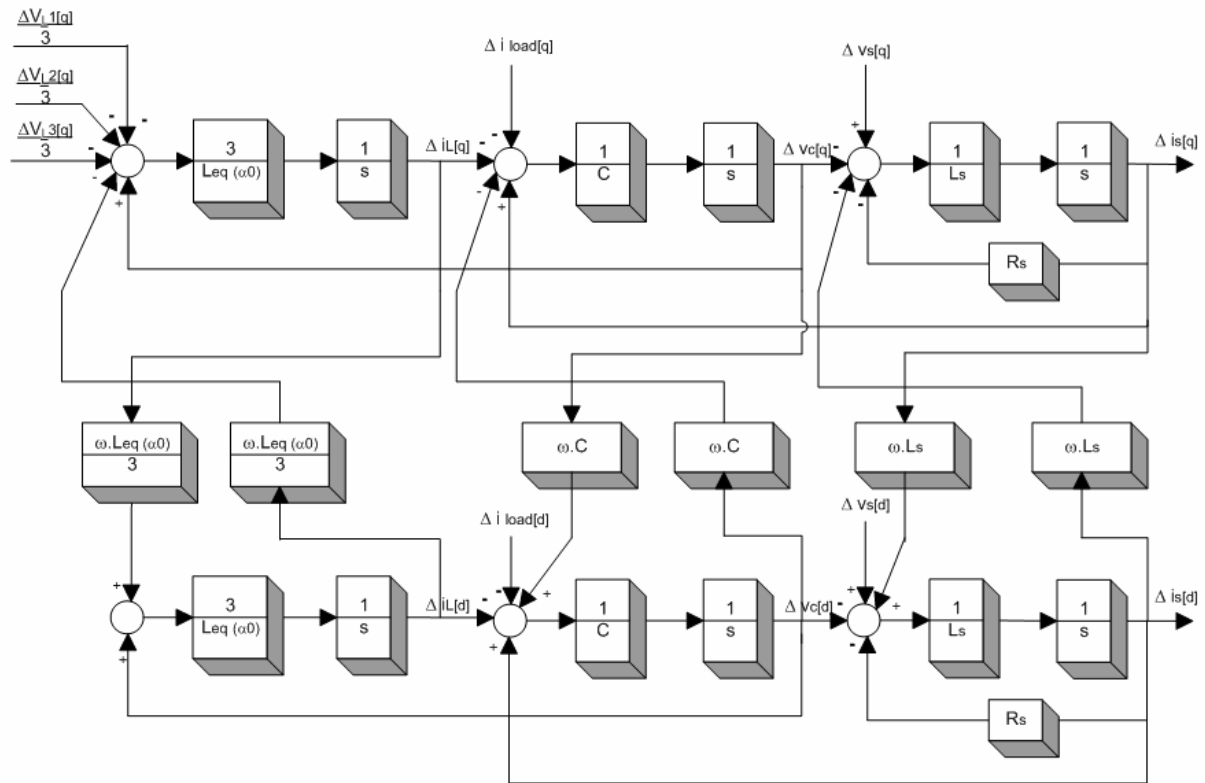


Fig. 3.25 – Diagrama de blocos de um sistema de 18 pulsos

### 3.3.3 – Modelo para SVC Desequilibrado

O modelo apresentado anteriormente é válido apenas para o SVC equilibrado. Nesta seção é desenvolvido um modelo mais abrangente, imaginando agora que as variações dos ângulos de disparo são diferentes nos tiristores em cada fase.

Neste modelo, apenas  $\Delta\alpha$  é diferente nas três fases, mas o valor do ângulo de disparo no ponto de operação  $\alpha_0$  se mantém igual entre elas. Assim, os parâmetros  $L_{eq}(\alpha_0)$  e  $B_0$ , ambos sendo função de  $\alpha_0$ , é o mesmo nas três fases. A equação do sistema trifásico que descreve a variação da tensão no barramento onde o SVC está conectado em função da variação de  $\alpha$ , entre outras variáveis, é dada por (3.39).

$$\Delta v_{c[abc]} = L_{eq}(\alpha_0) \cdot B_0 \cdot V_{c0[abc]} \cdot \Delta\alpha_{[abc]} + L_{eq}(\alpha_0) \cdot p\Delta i_{L[abc]} \tag{3.39}$$

Utilizando a transformação de equações do sistema nos eixos ABC para dq0 apresentada por *Krause* [73], é possível obter a equação que descreve a variação da tensão na barra do SVC em vetores complexos. A equação (3.40) indica que o vetor complexo de tensão na barra do SVC depende da variação de  $\alpha$  nos eixos ABC.

$$\Delta v_{c[dq]} = \underline{L}_{eq}(\alpha_0) \cdot \underline{B}_0 \cdot \underline{V}_{c0[dq]} \cdot \Delta \underline{\alpha}_{[abc]} + \underline{L}_{eq}(\alpha_0) \cdot p \Delta i_{L[dq]} + j\omega \cdot \underline{L}_{eq}(\alpha_0) \cdot \Delta i_{L[dq]} \quad (3.40)$$

O circuito equivalente representando os vetores complexos deste sistema onde o SVC pode estar desequilibrado está na Fig. 3.26. Neste circuito a fonte de tensão  $\Delta v_{L[dq]}$  que está em série com o reator do SVC tem sua amplitude controlada pela variação do ângulo de disparo dos tiristores nos eixos ABC.

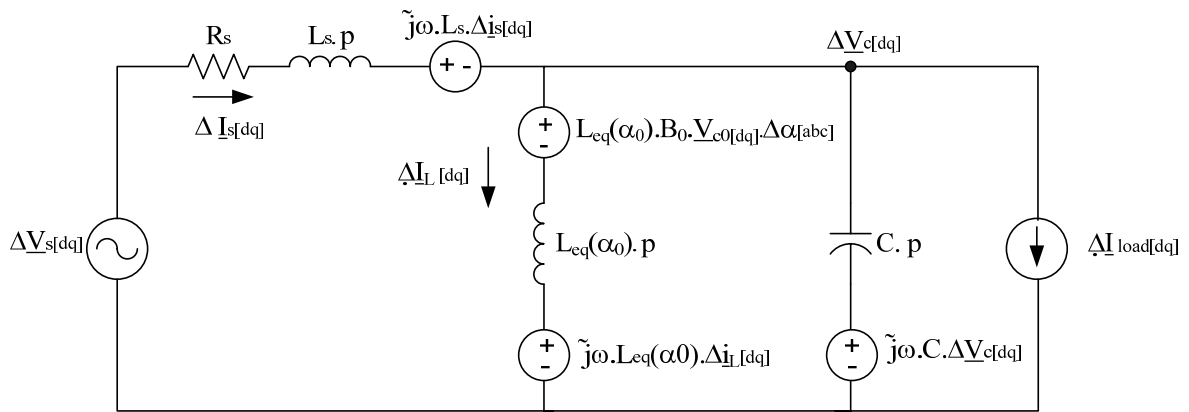


Fig. 3.26 – Circuito equivalente dos vetores complexos para pequenos sinais para SVC desequilibrado

A equação (3.40) descrita em forma escalar, orientando a tensão no barramento onde o SVC está conectado no referencial do eixo q, é dada por (3.41) a (3.43). Neste equacionamento é considerado que o transformador abaixador do SVC está ligado em estrela com neutro flutuando, ou seja, a corrente de seqüência zero que circula no SVC é nula.

$$\Delta v_{c[d]} = \Delta V_{L[d]} + L_{eq}(\alpha_0) \cdot p \cdot \Delta i_{L[d]} - \omega \cdot L_{eq}(\alpha_0) \cdot \Delta i_{L[q]} \quad (3.41)$$

$$\Delta v_{c[q]} = \Delta V_{L[q]} + L_{eq}(\alpha_0) \cdot p \cdot \Delta i_{L[q]} + \omega \cdot L_{eq}(\alpha_0) \cdot \Delta i_{L[d]} \quad (3.42)$$

$$\Delta v_{c[0]} = \Delta V_{L[0]} \tag{3.43}$$

onde,

$$\Delta V_{L[d]} = L_{eq}(\alpha_0) \cdot B_0 \cdot \frac{2}{3} \cdot \left[ V_{c0[a]} \cdot \text{sen}(\omega t) \cdot \Delta\alpha_{[a]} + V_{c0[b]} \cdot \text{sen}\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) \cdot \Delta\alpha_{[b]} + V_{c0[c]} \cdot \text{sen}\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right) \cdot \Delta\alpha_{[c]} \right] \tag{3.44}$$

$$\Delta V_{L[q]} = L_{eq}(\alpha_0) \cdot B_0 \cdot \frac{2}{3} \cdot \left[ V_{c0[a]} \cdot \text{cos}(\omega t) \cdot \Delta\alpha_{[a]} + V_{c0[b]} \cdot \text{cos}\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) \cdot \Delta\alpha_{[b]} + V_{c0[c]} \cdot \text{cos}\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right) \cdot \Delta\alpha_{[c]} \right] \tag{3.45}$$

$$\Delta V_{L[0]} = L_{eq}(\alpha_0) \cdot B_0 \cdot \frac{1}{3} \cdot \left[ V_{c0[a]} \cdot \Delta\alpha_{[a]} + V_{c0[b]} \cdot \Delta\alpha_{[b]} + V_{c0[c]} \cdot \Delta\alpha_{[c]} \right] \tag{3.46}$$

As equações (3.44) e (3.45) indicam que o desequilíbrio dos ângulos de disparo ocasiona uma variação das fontes de tensão que estão em série com o indutor  $L_{eq}(\alpha_0)$  proporcional à  $\Delta\alpha$  em cada uma das fases do SVC e para depois ser aplicada a transformação de Park, conforme ilustrado na Fig. 3.27.

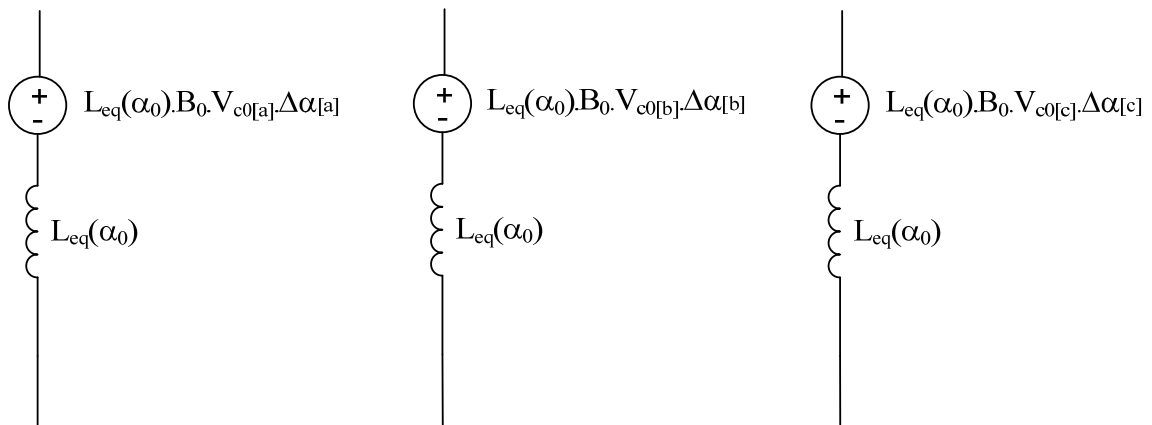


Fig. 3.27 – SVC desequilibrado

Os circuitos equivalentes nos eixos d e q do sistema trifásico para pequenos sinais estão mostrados nas Fig. 3.28 (a) e (b). Diferentemente ao observado no modelo do SVC equilibrado, estas figuras indicam que as fontes de tensão que determinam a variação das indutâncias nos reatores do SVC nas três fases existem nos circuitos que representam os dois eixos.

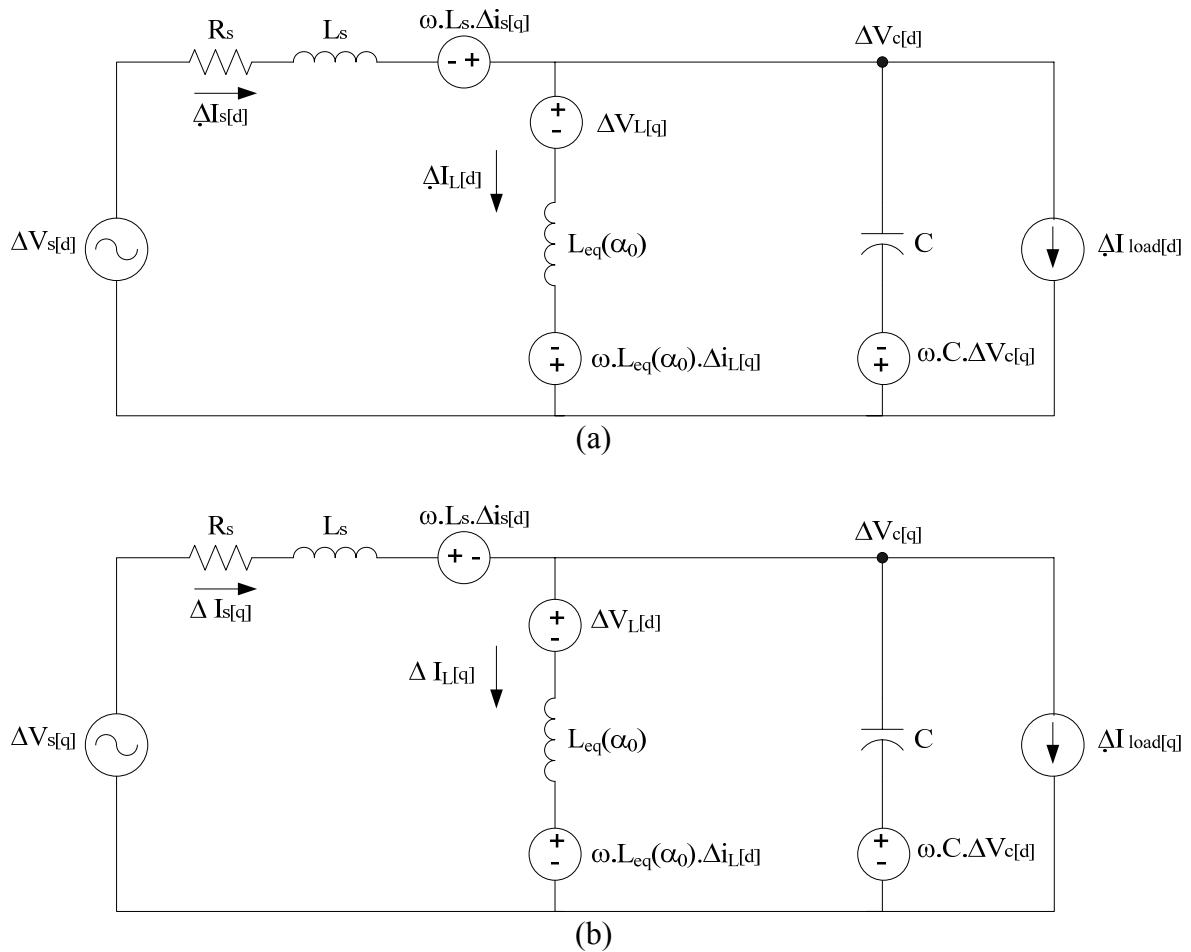


Fig. 3.28 – Circuitos equivalentes dos vetores complexos para pequenos sinais para SVC desequilibrado (a) Eixo d (b) Eixo q

### 3.4 – Verificação do Desacoplamento entre Fluxos de Potências Ativa e Reativa

A partir dos modelos elaborados anteriormente é desenvolvido um estudo da capacidade do SVC em compensar variações de amplitude e fase da tensão no barramento onde está conectado, provocadas por uma variação de potência ativa e reativa da carga. Esta análise é útil para verificar a possibilidade de desacoplamento dos fluxos de potências ativa e reativa entre o compensador e o sistema elétrico de potência, ou seja, eixos direto e de quadratura independentes, o que facilitaria na elaboração de malhas de controle.

O estudo dos fluxos das potências entre SVC e sistema ca é realizado em regime estacionário. As equações do modelo para pequenos sinais (3.29) a (3.34) apenas em regime permanente são dadas em (3.47) a (3.52).

$$\Delta v_{s[d]} = R_s \cdot \Delta i_{s[d]} + \Delta v_{c[d]} - \omega \cdot L_s \cdot \Delta i_{s[q]} \quad (3.47)$$

$$\Delta v_{s[q]} = R_s \cdot \Delta i_{s[q]} + \Delta v_{c[q]} + \omega \cdot L_s \cdot \Delta i_{s[d]} \quad (3.48)$$

$$\Delta v_{c[d]} = -\omega \cdot L_{eq}(\alpha_0) \cdot \Delta i_{L[q]} \quad (3.49)$$

$$\Delta v_{c[q]} = L_{eq}(\alpha_0) \cdot B_0 \cdot V_{c0[q]} \cdot \Delta \alpha(t) + \omega \cdot L_{eq}(\alpha_0) \cdot \Delta i_{L[d]} \quad (3.50)$$

$$\Delta i_{s[d]} = \Delta i_{L[d]} + \Delta i_{load[d]} - \omega \cdot C \cdot \Delta v_{c[q]} \quad (3.51)$$

$$\Delta i_{s[q]} = \Delta i_{L[q]} + \Delta i_{load[q]} + \omega \cdot C \cdot \Delta v_{c[d]} \quad (3.52)$$

É possível reescrever (3.47) a (3.52) de maneira que se obtenha uma equação matricial da forma  $Y = M \cdot X$ , conforme (3.53). Nesta equação, o vetor  $Y$  corresponde às variáveis de saída do sistema,  $X$  é o vetor de entradas e os termos da matriz  $M$  dependem dos parâmetros do sistema elétrico e do ponto de operação.

$$\begin{bmatrix} \Delta i_{s[d]} \\ \Delta i_{s[q]} \\ \Delta i_{L[d]} \\ \Delta i_{L[q]} \\ \Delta v_{c[d]} \\ \Delta v_{c[q]} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} m_{11} & m_{12} & m_{13} & m_{14} & m_{15} \\ m_{21} & m_{22} & m_{23} & m_{24} & m_{25} \\ m_{31} & m_{32} & m_{33} & m_{34} & m_{35} \\ m_{41} & m_{42} & m_{43} & m_{44} & m_{45} \\ m_{51} & m_{52} & m_{53} & m_{54} & m_{55} \\ m_{61} & m_{62} & m_{63} & m_{64} & m_{65} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta v_{s[d]} \\ \Delta v_{s[q]} \\ \Delta i_{load[d]} \\ \Delta i_{load[q]} \\ \Delta \alpha \end{bmatrix} \quad (3.53)$$

Os termos  $m_{35}$ ,  $m_{45}$ ,  $m_{55}$  e  $m_{65}$ , dados em (3.54) a (3.57), representam, respectivamente, as relações entre as variações das correntes que circulam no reator do SVC e as variações das tensões na barra onde o compensador está instalado, nos eixos direto e de quadratura, em função da variação do ângulo de disparo dos tiristores.

$$m_{35} = L_{eq}(\alpha_0) B_0 V_{c0[q]} \left[ \omega (C R_s^2 - L_{eq}(\alpha_0) - L_s) + \omega^3 (C L_s^2 + 2 C L_s L_{eq}(\alpha_0) - C^2 R_s^2 L_{eq}(\alpha_0)) - \omega^5 C^2 L_s^2 L_{eq}(\alpha_0) \right] \quad (3.54)$$

$$m_{45} = L_{eq}(\alpha_0) B_0 V_{c0[q]} \left[ -R_s + \omega^2 (-C L_{eq}(\alpha_0) - C L_s + C R_s L_{eq}(\alpha_0) + C R_s L_s) + \omega^4 (C^2 L_s L_{eq}(\alpha_0) - C^2 R_s L_s L_{eq}(\alpha_0)) \right] \quad (3.55)$$

$$m_{55} = \omega R_s L_{eq} (\alpha_0)^2 B_0 V_{c0[q]} \tag{3.56}$$

$$m_{65} = L_{eq} (\alpha_0) B_0 V_{c0[q]} \cdot (R_s^2 + \omega^2 L_s^2 + \omega^2 L_s L_{eq} (\alpha_0) - \omega^2 C R_s^2 L_{eq} (\alpha_0) - \omega^4 C L_s^2 L_{eq} (\alpha_0)) \tag{3.57}$$

Utilizando (3.54) a (3.57), traçam-se os gráficos da tensão na barra e corrente nos reatores do SVC, nos eixos d e q, no ponto de operação  $\alpha_0 = 40^\circ$ . Para o tempo de simulação maior do que 0,1 segundos, é aplicado um  $\Delta\alpha = 0,5^\circ$  e após 0,2 segundos outro degrau de  $\Delta\alpha = 1^\circ$ . As Fig. 3.29 e Fig. 3.30 mostram que as variações do ângulo de disparo dos tiristores provocam modificações não controladas de tensão e corrente, tanto no eixo direto quanto no de quadratura. Ou seja, não é possível obter valores de corrente e tensão independentes nos eixos d e q.

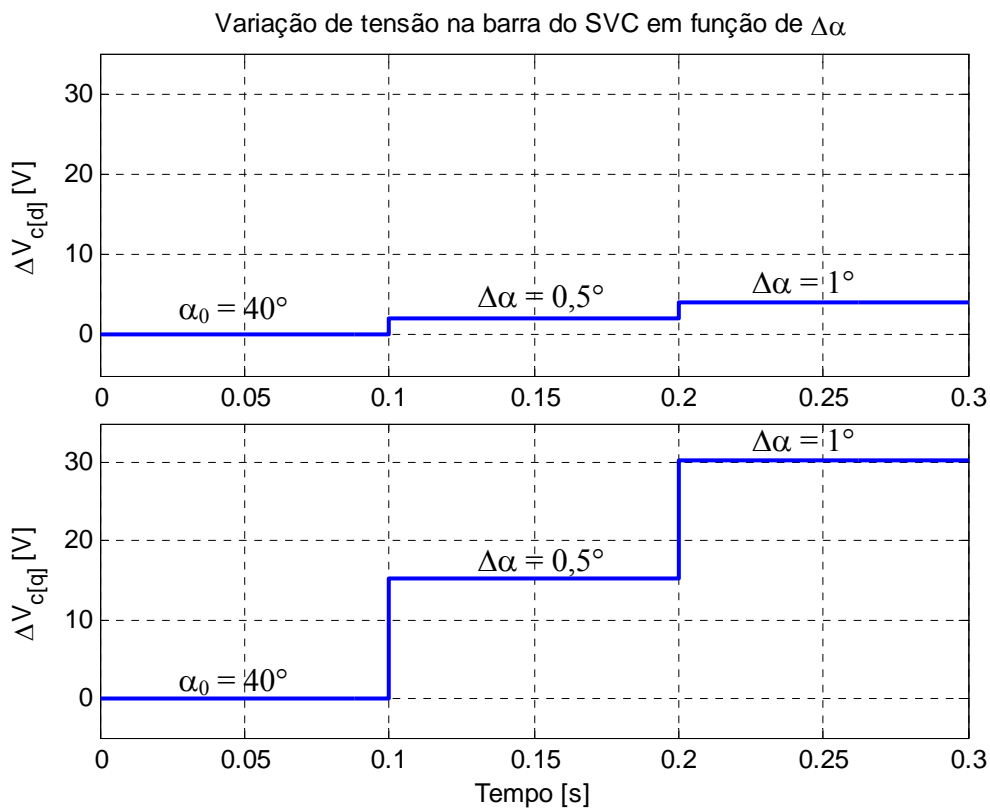


Fig. 3.29 – Tensão na barra do SVC para  $\alpha_0 = 40^\circ$  e  $\Delta\alpha = 0,5^\circ$  e  $1^\circ$  (a) Eixo d (b) Eixo q

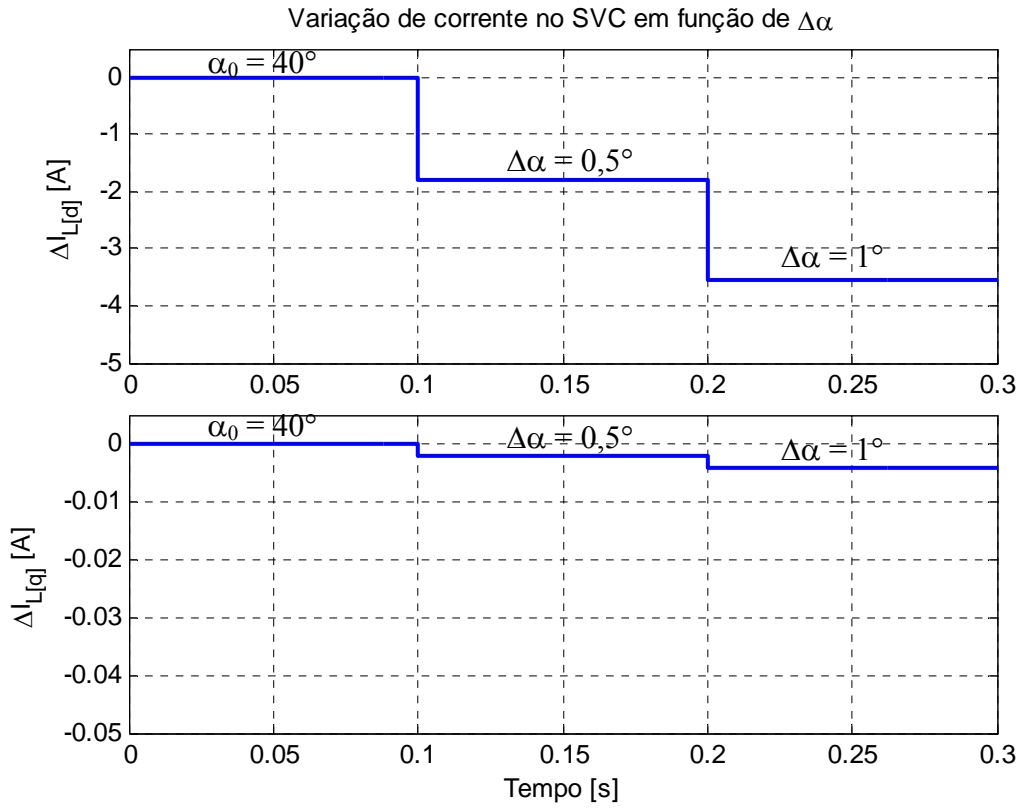


Fig. 3.30 – Corrente no reator do SVC para  $\alpha_0 = 40^\circ$  e  $\Delta\alpha = 0,5^\circ$  e  $1^\circ$  (a) Eixo d (b) Eixo q

A partir dos gráficos anteriores é possível traçar os fluxos de potências ativa e reativa do SVC, utilizando para isto as equações (3.58) e (3.59) [72].

$$P_L = \frac{3}{2} \cdot (v_{c[q]} \cdot i_{L[q]} + v_{c[d]} \cdot i_{L[d]}) \tag{3.58}$$

$$Q_L = \frac{3}{2} \cdot (v_{c[q]} \cdot i_{L[d]} - v_{c[d]} \cdot i_{L[q]}) \tag{3.59}$$

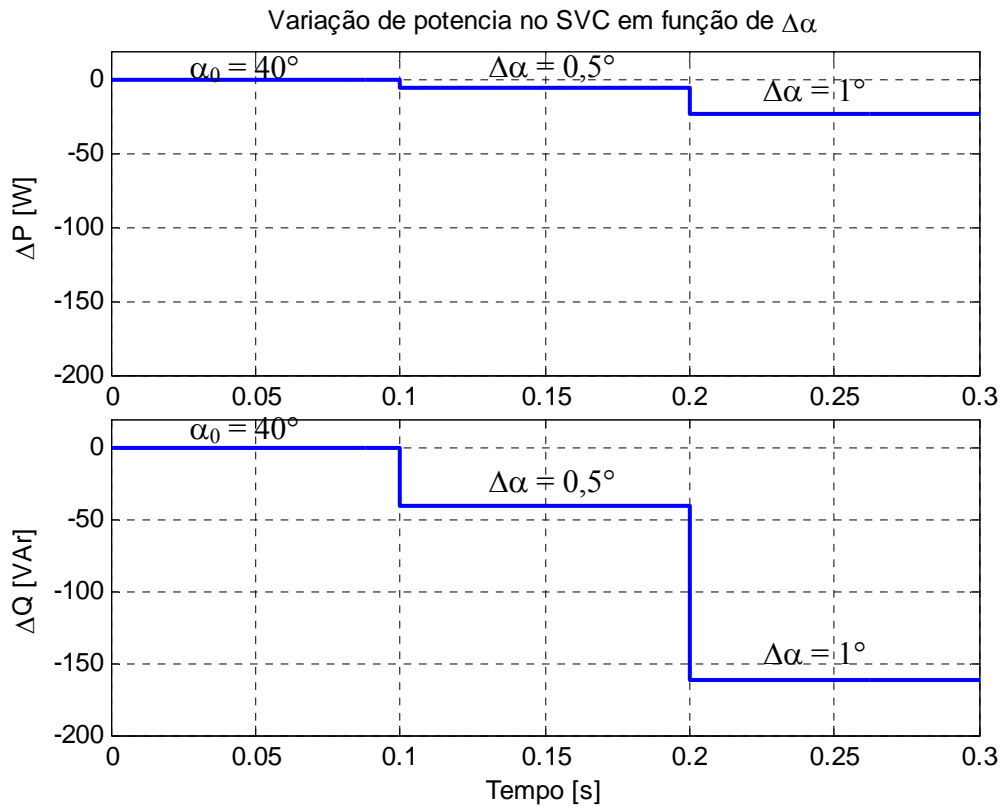


Fig. 3.31 – Fluxos de potência ativa e reativa para  $\alpha_0 = 40^\circ$  e  $\Delta\alpha = 0,5^\circ$  e  $1^\circ$  (a) Eixo d (b) Eixo q

A Fig. 3.31 indica que, para uma determinada variação do ângulo de disparo, as potências ativa e reativa não são desacopladas. Assim podemos concluir que, com o sistema equilibrado, o SVC só é capaz de controlar o fluxo de potência reativa, e o fluxo de potência ativa que circula no sistema elétrico depende apenas do consumo da carga.

Outra tentativa de observar o desacoplamento entre os fluxos de potências ativa e reativa seria verificar a independência das variáveis dos eixos d e q imaginando agora que o SVC pode ser desequilibrado. As equações deste modelo em regime permanente são dadas em (3.60) a (3.65).

$$\Delta v_{s[d]} = R_s \cdot \Delta i_{s[d]} + \Delta v_{c[d]} - \omega \cdot L_s \cdot \Delta i_{s[q]} \tag{3.60}$$

$$\Delta v_{s[q]} = R_s \cdot \Delta i_{s[q]} + \Delta v_{c[q]} + \omega \cdot L_s \cdot \Delta i_{s[d]} \tag{3.61}$$

$$\Delta v_{c[d]} = L_{eq}(\alpha_0) \cdot B_0 \cdot \frac{2}{3} \cdot \left[ V_{c0[a]} \cdot \text{sen}(\omega t) \cdot \Delta\alpha[a] + V_{c0[b]} \cdot \text{sen}\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) \cdot \Delta\alpha[b] + V_{c0[c]} \cdot \text{sen}\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right) \cdot \Delta\alpha[c] \right] - \omega \cdot L_{eq}(\alpha_0) \cdot \Delta i_{L[q]} \tag{3.62}$$

$$\Delta v_{c[q]} = L_{eq}(\alpha_0) \cdot B_0 \cdot \frac{2}{3} \cdot \left[ V_{c0[a]} \cdot \cos(\omega t) \cdot \Delta\alpha_{[a]} + V_{c0[b]} \cdot \cos\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) \cdot \Delta\alpha_{[b]} + V_{c0[c]} \cdot \cos\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right) \cdot \Delta\alpha_{[c]} \right] + \omega \cdot L_{eq}(\alpha_0) \cdot \Delta i_{L[d]} \quad (3.63)$$

$$\Delta i_{s[d]} = \Delta i_{L[d]} + \Delta i_{load[d]} - \omega \cdot C \cdot \Delta v_{c[q]} \quad (3.64)$$

$$\Delta i_{s[q]} = \Delta i_{L[q]} + \Delta i_{load[q]} + \omega \cdot C \cdot \Delta v_{c[d]} \quad (3.65)$$

A equação matricial escrita a partir das equações (3.60) a (3.65) é dada em (3.66).

Nesta equação os termos  $n_{35}$  a  $n_{37}$  e  $n_{45}$  a  $n_{47}$  relacionam as correntes  $\Delta i_{L[d]}$  e  $\Delta i_{L[q]}$  em função das variações dos ângulos de disparo nos eixos A, B e C, e os termos  $n_{55}$  a  $n_{57}$  e  $n_{65}$  a  $n_{67}$  se referem a  $\Delta v_{c[d]}$  e  $\Delta v_{c[q]}$  em função destas mesmas variações de ângulo de disparo. Os termos da quinta, sexta e sétima colunas se diferenciam apenas pelo defasamento de  $2\pi/3$  entre as funções senoidais.

$$\begin{bmatrix} \Delta i_{s[d]} \\ \Delta i_{s[q]} \\ \Delta i_{L[d]} \\ \Delta i_{L[q]} \\ \Delta v_{c[d]} \\ \Delta v_{c[q]} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} n_{11} & n_{12} & n_{13} & n_{14} & n_{15} & n_{16} & n_{17} \\ n_{21} & n_{22} & n_{23} & n_{24} & n_{25} & n_{26} & n_{27} \\ n_{31} & n_{32} & n_{33} & n_{34} & n_{35} & n_{36} & n_{37} \\ n_{41} & n_{42} & n_{43} & n_{44} & n_{45} & n_{46} & n_{47} \\ n_{51} & n_{52} & n_{53} & n_{54} & n_{55} & n_{56} & n_{57} \\ n_{61} & n_{62} & n_{63} & n_{64} & n_{65} & n_{66} & n_{67} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta v_{s[d]} \\ \Delta v_{s[q]} \\ \Delta i_{load[d]} \\ \Delta i_{load[q]} \\ \Delta\alpha_{[a]} \\ \Delta\alpha_{[b]} \\ \Delta\alpha_{[c]} \end{bmatrix} \quad (3.66)$$

$$n_{35} = \frac{2}{3} L_{eq}(\alpha_0) B_0 V_{c0[a]} \cdot \left[ -R_s \sin(\omega t) - \left( \omega L_{eq}(\alpha_0) + \omega L_s - \omega C R_s^2 - 2\omega^3 C L_{eq}(\alpha_0) L_s \dots \right) \cos(\omega t) \right] \quad (3.67)$$

$$n_{45} = \frac{2}{3} L_{eq}(\alpha_0) B_0 V_{c0[a]} \cdot \left[ -R_s \cos(\omega t) + \left( \omega L_{eq}(\alpha_0) + \omega L_s - \omega C R_s^2 - 2\omega^3 C L_{eq}(\alpha_0) L_s \dots \right) \sin(\omega t) \right] \quad (3.68)$$

$$n_{55} = \frac{2}{3} L_{eq}(\alpha_0) B_0 V_{c0[a]} \cdot \left[ \omega L_{eq}(\alpha_0) R_s \cos(\omega t) + \left( R_s^2 + \omega^2 L_s^2 + \omega^2 L_{eq}(\alpha_0) L_s - \omega^2 C R_s^2 L_{eq}(\alpha_0) \dots \right) \sin(\omega t) \right] \quad (3.69)$$

$$n_{65} = \frac{2}{3} L_{eq}(\alpha_0) B_0 V_{c0[a]} \cdot \left[ -\omega L_{eq}(\alpha_0) R_s \sin(\omega t) + \left( R_s^2 + \omega^2 L_s^2 + \omega^2 L_{eq}(\alpha_0) L_s - \omega^2 C R_s^2 L_{eq}(\alpha_0) \dots \right) \cos(\omega t) \right] \quad (3.70)$$

A partir das equações (3.67) e (3.70), traçou-se os gráficos da tensão da barra do compensador e da corrente nos reatores SVC, nos eixos d e q, e dos fluxos de potências ativa

e reativa no ponto de operação  $\alpha_0 = 40^\circ$ . Em 0,1 segundos de simulação são provocadas variações no ângulo de disparo nas fases A, B e C de  $0,5^\circ$ ,  $1^\circ$  e  $0^\circ$ , respectivamente, e após 0,2 segundos  $\Delta\alpha_a = 1^\circ$ ,  $\Delta\alpha_b = -0,5^\circ$ ,  $\Delta\alpha_c = 2^\circ$ . As Fig. 3.32 a Fig. 3.34 mostram resultados semelhantes ao observado com o SVC equilibrado, ou seja, dependência entre os eixos d e q das variáveis, diferenciando pela inserção de uma senóide com frequência de 120Hz. Desta forma, observa-se que, mesmo desequilibrando o sistema, o SVC não é capaz de controlar o fluxo de potência ativa, inserindo apenas seqüência negativa no sistema elétrico de potência. Em outras palavras, a aplicação de ângulos de disparos diferentes nas três fases do SVC é útil apenas para um eventual desequilíbrio provocado pela carga.

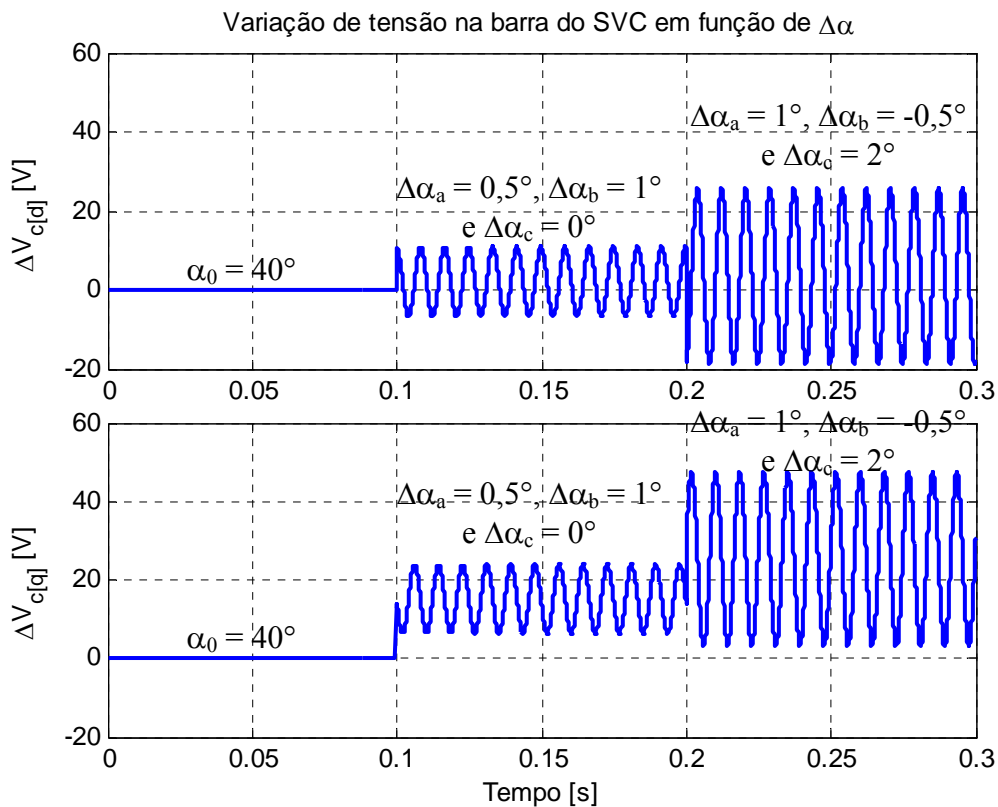


Fig. 3.32 – Tensão na barra do SVC para  $\alpha_0 = 40^\circ$ ,  $\Delta\alpha_a = 0,5^\circ$ ,  $\Delta\alpha_b = 1^\circ$ ,  $\Delta\alpha_c = 0^\circ$  e  $\Delta\alpha_a = 1^\circ$ ,  $\Delta\alpha_b = -0,5^\circ$ ,  $\Delta\alpha_c = 2^\circ$  (a) Eixo d (b) Eixo q

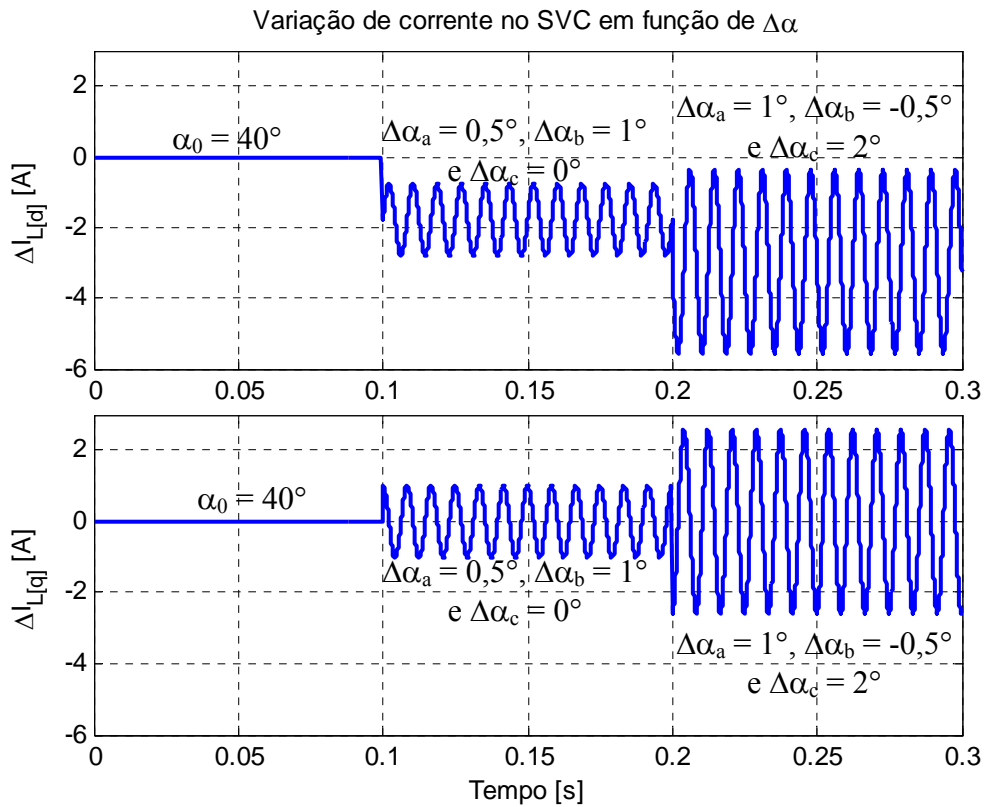


Fig. 3.33 – Corrente no reator do SVC para  $\alpha_0 = 40^\circ$ ,  $\Delta\alpha_a = 0,5^\circ$ ,  $\Delta\alpha_b = 1^\circ$ ,  $\Delta\alpha_c = 0^\circ$  e  $\Delta\alpha_a = 1^\circ$ ,  $\Delta\alpha_b = -0,5^\circ$ ,  $\Delta\alpha_c = 2^\circ$  (a) Eixo d (b) Eixo q

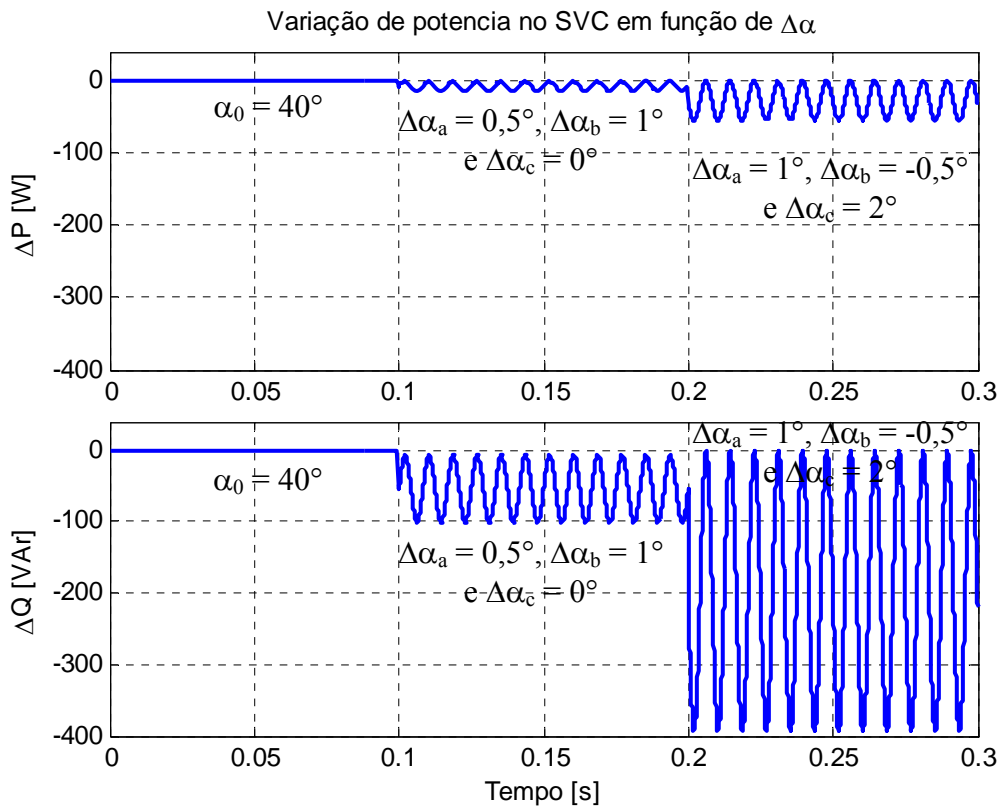


Fig. 3.34 – Fluxos de potência ativa e reativa para  $\alpha_0 = 40^\circ$ ,  $\Delta\alpha_a = 0,5^\circ$ ,  $\Delta\alpha_b = 1^\circ$ ,  $\Delta\alpha_c = 0^\circ$  e  $\Delta\alpha_a = 1^\circ$ ,  $\Delta\alpha_b = -0,5^\circ$ ,  $\Delta\alpha_c = 2^\circ$  (a) Eixo d (b) Eixo q

Nesta seção é provado que não é possível controlar o módulo e o ângulo da tensão da barra utilizando o SVC, devido à existência de acoplamentos cruzados entre os eixos direto e de quadratura inerentes a este compensador. Desta forma, o STATCOM possui uma vantagem teórica em relação ao SVC, pois, como apresentado no capítulo 2, o compensador é capaz de controlar os fluxos de potências ativa e reativa independentemente.

### 3.5 – Conclusões

Neste capítulo são desenvolvidos alguns modelos matemáticos representando a dinâmica do SVC e logo após é estudada a capacidade do SVC em desacoplar os fluxos de potências ativa e reativa entre o compensador e o sistema elétrico de potência.

O primeiro modelo monofásico apresentado é o dinâmico descontínuo, que é a representação fiel de um sistema elétrico que contém um SVC. Este modelo possui duas equações de estados para descrevê-lo e a ferramenta matemática utilizada neste caso é a equação de estados generalizada. No entanto, o modelo discreto generalizado possui uma variável auxiliar não controlada, ou seja, o tempo de condução dos tiristores determinado pelo valor do ângulo de disparo. O modelo dinâmico contínuo, que caracteriza o funcionamento do SVC na sua frequência fundamental, surge então como uma alternativa a esta dificuldade. É demonstrado neste capítulo que este modelo pode ser considerado como uma representação que oferece resultados satisfatórios e será utilizado nos estudos deste sistema.

São desenvolvidos modelos matemáticos do sistema em um sistema de coordenadas dq síncrono em pequenos sinais, para o SVC operando equilibrado, desequilibrado e em topologias de 6 ou mais pulsos. Uma característica interessante obtida nestes modelos é a representação da variação do valor da indutância do reator do SVC através de uma fonte de tensão cuja amplitude é proporcional à variação do ângulo de disparo dos tiristores  $\Delta\alpha$ .

Alinhando a tensão do barramento onde o SVC está conectado ao eixo de quadratura, é possível obter a fonte de tensão que determina a variação da indutância do reator do SVC apenas no circuito que representa o eixo  $q$ . Esta característica simplifica bastante o desenvolvimento de um sistema de controle, uma vez que a malha de controle só precisa gerar a variável de controle ( $\Delta\alpha$ ) para um dos eixos.

Após o desenvolvimento de modelos matemáticos que representam a dinâmica do sistema, é demonstrada a incapacidade do SVC em compensar variações de amplitude e fase da tensão no barramento onde está conectado, provocadas por uma variação de potência ativa e reativa da carga, ou seja, a dependência entre os eixos direto e de quadratura das variáveis. Além disto, é verificado que a aplicação de ângulos de disparos diferentes nas três fases do SVC é útil apenas para um eventual desequilíbrio provocado pela carga. Assim, o STATCOM apresenta uma vantagem teórica em relação ao SVC, pois o desacoplamento dos fluxos das potências ativa e reativa, via controle, é possível.

## Capítulo 4

# Desempenho Dinâmico

## 4.1 – Introdução

Conforme é apresentado neste texto, existem atualmente no mercado dois tipos de Compensador Dinâmico de Reativos: o SVC e o STATCOM. A literatura disponível indica o STATCOM como um compensador com elevado desempenho dinâmico, mas com a desvantagem de utilizar dispositivos semicondutores de alto custo; ao contrário do SVC, que possui desempenho limitado, porém associado ao seu baixo custo. Entretanto, não há estudos concretos sobre o real desempenho dinâmico do SVC, e as informações sobre o STATCOM só são válidas para equipamentos de baixa potência, que utilizam técnicas de chaveamento em alta frequência (PWM).

Este capítulo é dedicado à verificação dos reais limites de desempenho dinâmico do SVC frente ao desempenho de um STATCOM, com potência e topologia compatíveis. Inicialmente é verificado desempenho dinâmico do SVC através de uma metodologia que

analisa as influências nas componentes de seqüências positiva e negativa de uma variável do sistema causadas por uma mudança de ponto de operação. Posteriormente, é realizado um estudo semelhante para o STATCOM, a título de comparação, onde também são observados os limites físicos das chaves comutadoras e ainda o tempo de carregamento do capacitor do barramento cc.

## 4.2 – Desempenho Dinâmico do SVC

Um sistema de controle é constituído basicamente de um regulador, um conversor e do próprio sistema a ser controlado, conforme pode ser visto na Fig. 4.1. Este capítulo é dedicado ao estudo do desempenho dinâmico do conversor, que neste caso consiste de chaves tiristorizadas que controlam a corrente de um reator em paralelo com um capacitor fixo, quantificando os limites físicos do mesmo. Esta análise é importante para determinar a taxa máxima da variação do sinal de controle fornecida pelo regulador, pois o compensador é a restrição para o projeto da malha de controle. Optou-se neste instante em não avaliar o desempenho do sistema em malha fechada, deixando-o como uma proposta de continuidade de estudos.

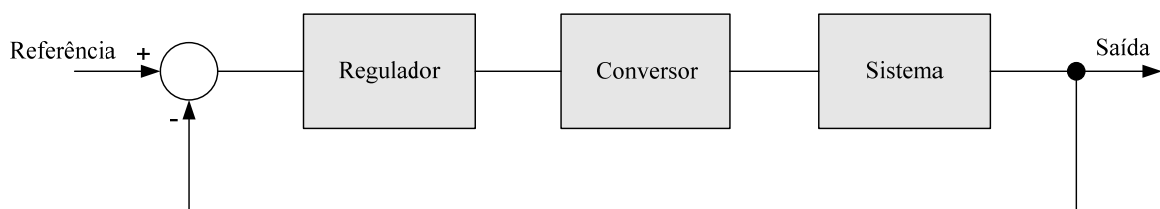


Fig. 4.1 – Malha de controle

Uma perturbação do sistema elétrico de potência provocada pela carga, gera uma ação de controle que modifica o ângulo de disparo dos tiristores do SVC. O desempenho dinâmico

deste compensador é determinado pelo tempo necessário para que a corrente gerada pelo SVC ( $I_L$ ) saia de certo valor e alcance outro ponto de operação.

A literatura indica o SVC como um compensador com limitado desempenho dinâmico. *Hingorani e Gyugyi* [2] afirmam que o SVC possui um atraso de transporte  $T_d$  da ordem de 2,5 a 5,0ms, mas não explicam como estes números foram obtidos. Nesta seção será então verificado o real desempenho dinâmico deste equipamento e as influências nas componentes de seqüências positiva e negativa de uma variável do sistema causada por uma mudança de ponto de operação.

#### 4.2.1 – Tempo de Resposta das Chaves Tiristoras

O estudo do desempenho dinâmico do SVC é realizado utilizando o modelo monofásico dinâmico contínuo, que caracteriza o funcionamento deste compensador na sua frequência fundamental, apresentado no segundo capítulo e avaliado no terceiro. O valor da amplitude da corrente na frequência fundamental que circula no reator do TCR em função do ângulo de disparo  $\alpha$  foi apresentado na equação (2.9), e é reescrito em (4.1).

$$I_{L_f}(\alpha) = \frac{V_c}{\omega L} \left[ 1 - \frac{2}{\pi} \alpha - \frac{1}{\pi} \sin(2\alpha) \right], \text{ para } 0 < \alpha < \frac{\pi}{2} \quad (4.1)$$

As correntes de seqüências positiva e negativa do SVC são calculadas utilizando componentes simétricas [5], conforme (4.2) e (4.3). Nestas equações o operador  $a$  é um número complexo de módulo unitário e fase  $120^\circ$  ( $a = 1 \angle 120^\circ$ ).

$$I_{L[p]} = \frac{1}{3} \cdot (I_{L[a]} + a \cdot I_{L[b]} + a^2 \cdot I_{L[c]}) \quad (4.2)$$

$$I_{L[n]} = \frac{1}{3} \cdot (I_{L[a]} + a^2 \cdot I_{L[b]} + a \cdot I_{L[c]}) \quad (4.3)$$

A Fig. 4.2 ilustra as influências nas componentes de seqüências positiva e negativa causadas por um degrau de corrente no SVC, que equivale a uma variação de 4,7 a 15MVAR da potência reativa no sistema simulado da Gerdau Açominas. Esta figura mostra os valores das correntes de seqüências positiva e negativa, obtidas pelas equações (4.2) e (4.3), respectivamente, para os instantes de tempo 0,  $T/6$ ,  $T/3$  e  $T/2$ . Em outras palavras, quando  $t = 0$ , os ângulos de disparo nas três fases são iguais ( $\alpha_a = \alpha_b = \alpha_c = 40^\circ$ ) e as correntes de seqüência positiva calculadas são de aproximadamente 55A e 0A. No segundo instante de tempo,  $\alpha_a$  muda para  $10^\circ$ , mas os ângulos de disparo das outras duas fases se mantêm iguais a  $40^\circ$ , obtendo  $I_{L[p]} \approx 96A$  e  $I_{L[n]} \approx 41A$ . Este procedimento é seguido para os outros instantes de tempo, até que os ângulos de disparo das três fases sejam novamente iguais e se alcance um novo regime permanente, onde  $I_{L[p]} \approx 180A$  e  $I_{L[n]} \approx 0A$ .

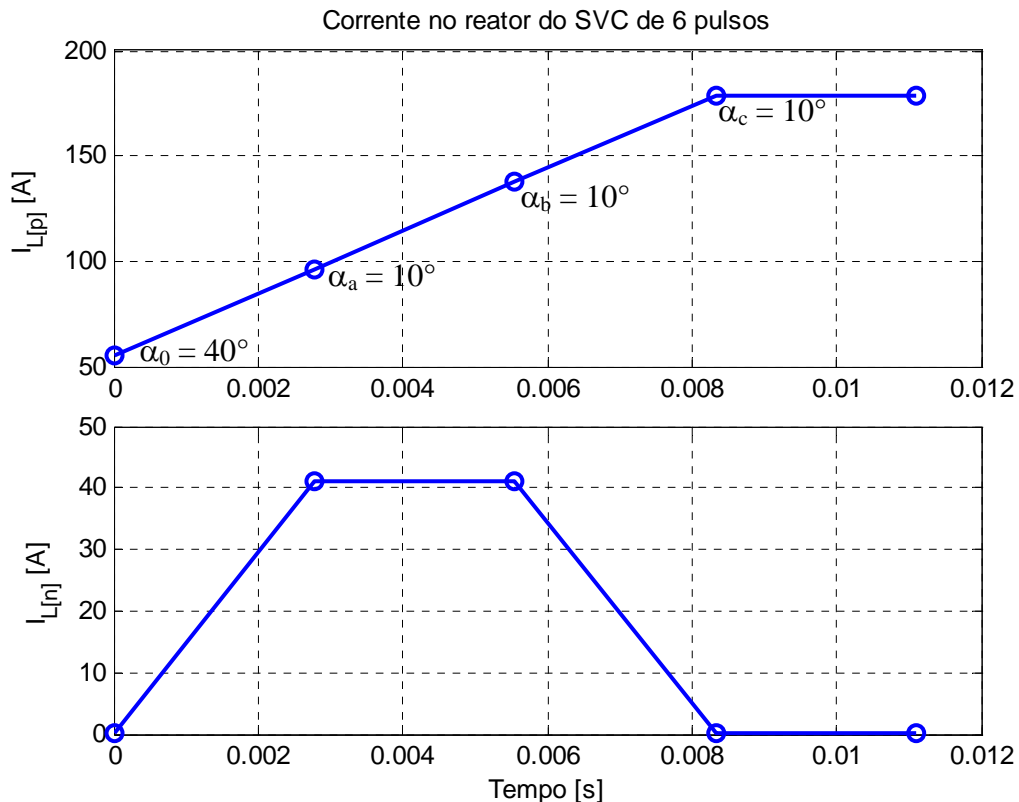


Fig. 4.2 – Variação das correntes de seqüência positiva e negativa no reator do SVC de 6 pulsos

A Fig. 4.2 mostra que em um equipamento de 6 pulsos, a corrente  $I_L$  de seqüência positiva demora 8,33ms para alcançar seu regime permanente. Além disto, é possível observar que a corrente de seqüência negativa passa por um transitório durante este mesmo semi-ciclo, até retornar a zero.

Uma tentativa de melhorar o desempenho dinâmico do SVC seria aplicar ângulos de disparo dos tiristores diferentes em cada fase do SVC, de forma a se obter regime permanente em menos tempo. A Fig. 4.3 mostra o resultado da simulação quando os ângulos de disparo nas fases A, B e C são  $0^\circ$ ,  $10^\circ$  e  $20^\circ$ , respectivamente. Esta figura sugere que a corrente de seqüência positiva tende a responder mais rápido, em detrimento ao aparecimento de uma componente de seqüência negativa de elevada amplitude em regime estacionário, não aceitável por norma de qualidade de energia [63].

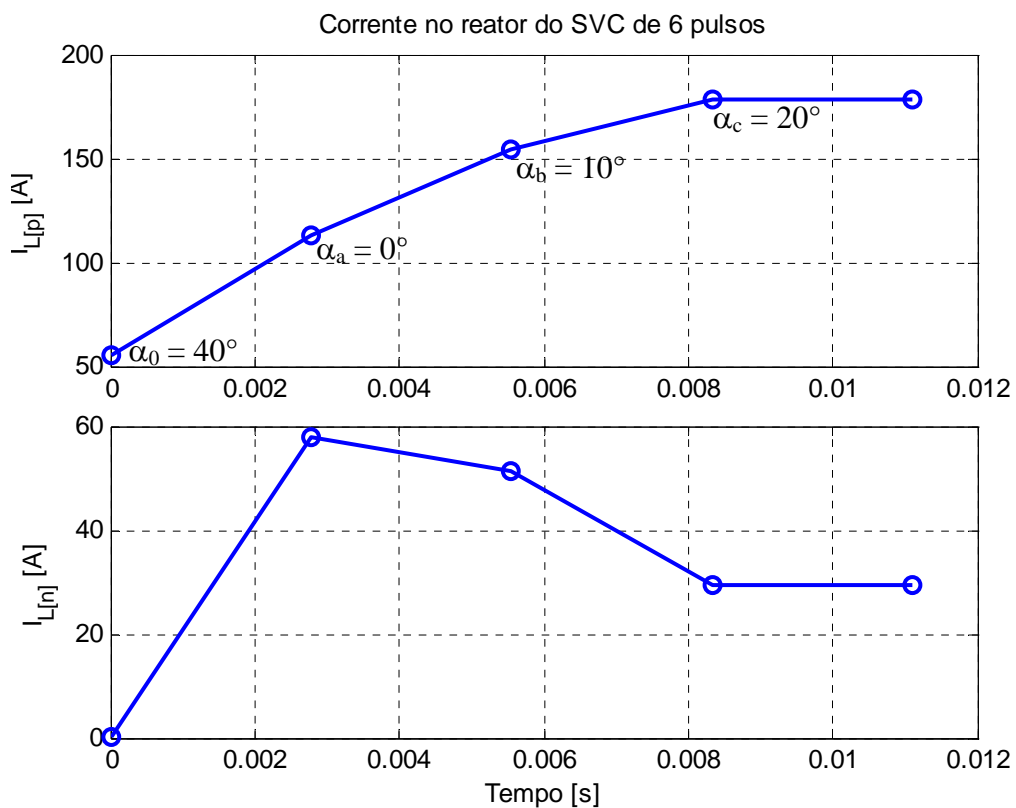


Fig. 4.3 – Variação das correntes de seqüência positiva e negativa no reator do SVC de 6 pulsos desequilibrado

É possível zerar a componente de seqüência negativa da corrente voltando a disparar os tiristores com ângulos iguais nas três fases após o desequilíbrio inicial. Na Fig. 4.4 foram aplicados durante o primeiro semi-ciclo os ângulos  $0^\circ$ ,  $0^\circ$  e  $20^\circ$  nas fases A, B e C, respectivamente, com o objetivo de alcançar mais rapidamente o valor desejado de corrente  $I_L$ . Já no segundo semi-ciclo, os ângulos de disparo nas três fases foram todos ajustados para  $10^\circ$ . Com este procedimento, observa-se que a corrente de seqüência positiva continua com uma expectativa de diminuição do tempo de resposta, além de conseguir anular a componente transitória de seqüência negativa, no entanto ele causou um *overshoot* da corrente.

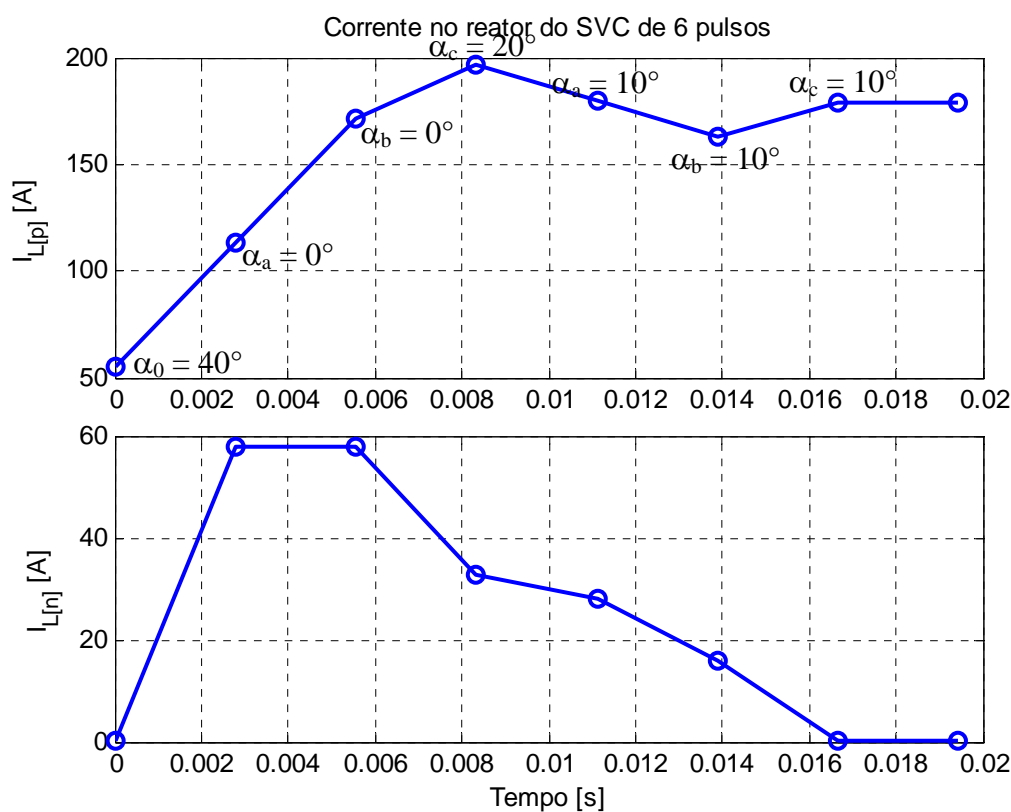


Fig. 4.4 – Variação das correntes de seqüência positiva e negativa no reator do SVC de 6 pulsos inicialmente desequilibrado

O segundo grau de liberdade existente no SVC seria o aumento de pulsos do compensador. Na Fig. 4.5 foram aplicados ângulos de disparos de  $29^\circ$  em todas as fases dos conversores conectados em estrela e delta para se obter os mesmos 15MVAR. Conforme se

pode notar nestes gráficos, esta modificação na topologia não alterou o tempo de resposta, mas apenas aumentou o número de amostras de corrente em cada semi-ciclo.

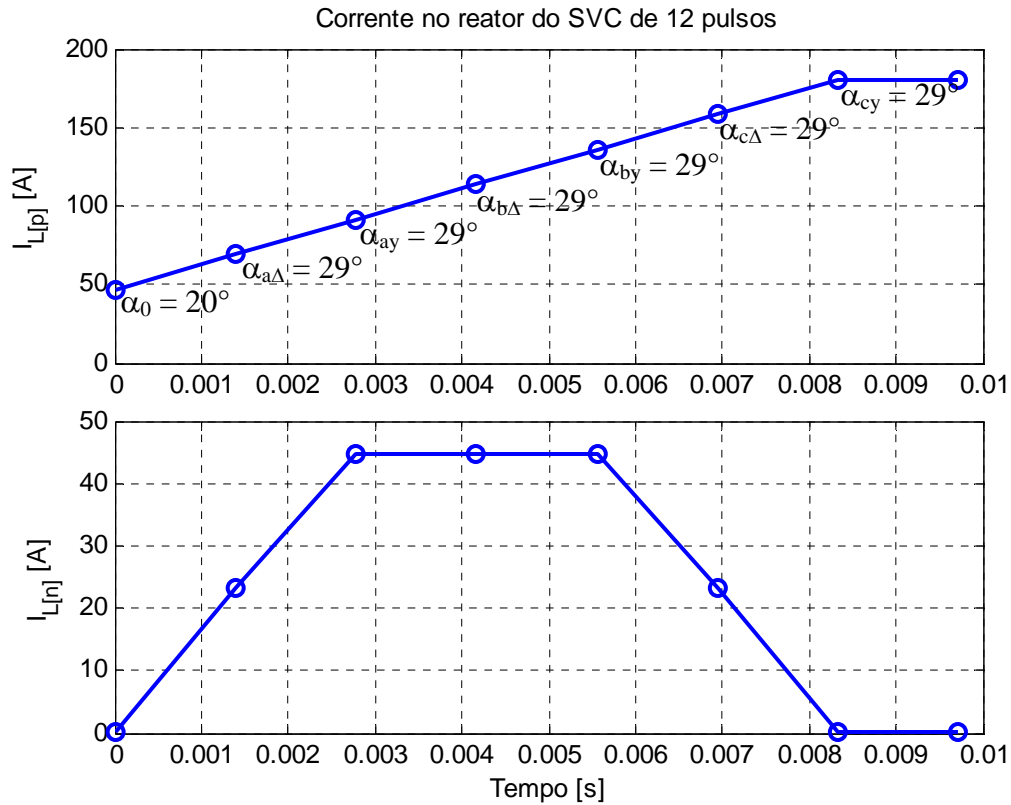


Fig. 4.5 – Variação das correntes de seqüência positiva e negativa no reator do SVC de 12 pulsos

Como o compensador com 12 pulsos possui o dobro de tiristores, é possível aplicar diferentes ângulos de disparo em todas as fases dos conversores conectados em delta e em estrela, de forma a tentar melhorar o desempenho dinâmico do SVC. Para traçar os gráficos da Fig. 4.6 dispararam-se os tiristores com ângulos  $\alpha_{a\Delta} = 15^\circ$ ,  $\alpha_{ay} = 15^\circ$ ,  $\alpha_{b\Delta} = 30^\circ$ ,  $\alpha_{by} = 30^\circ$ ,  $\alpha_{c\Delta} = 40^\circ$ ,  $\alpha_{cy} = 40^\circ$ , nas fases A, B e C dos conversores conectados em delta e estrela. Os resultados observados são semelhantes aos obtidos com a topologia 6 pulsos, ou seja, inserção de componentes de seqüência negativa e tendência de uma resposta mais rápida da corrente de seqüência positiva.

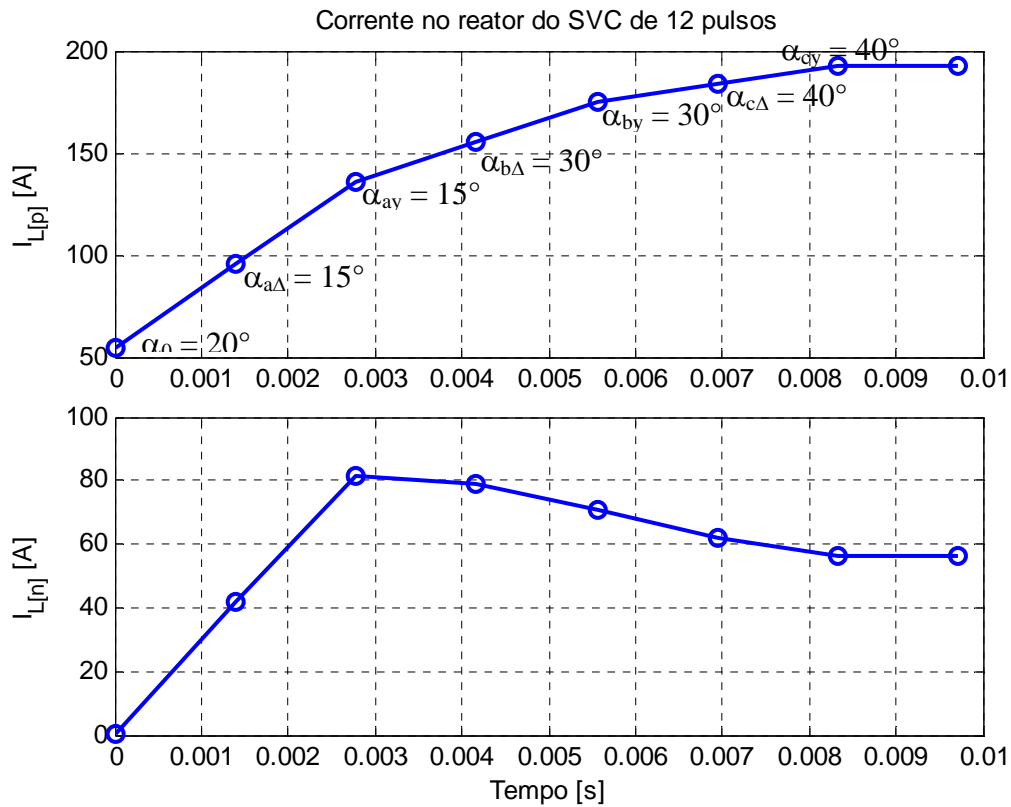


Fig. 4.6 – Variação das correntes de seqüência positiva e negativa no reator do SVC de 12 pulsos desequilibrado

Conforme pode ser visto na Fig. 4.7, uma maneira de anular a componente de seqüência negativa inserida pela aplicação de ângulos de disparo diferentes nas três fases, seria igualar os valores  $\alpha_a = \alpha_b = \alpha_c$  após o desequilíbrio inicial. Esta técnica, de forma semelhante a apresentada anteriormente, também tende a diminuir o tempo de resposta em topologias de  $n$  pulsos.

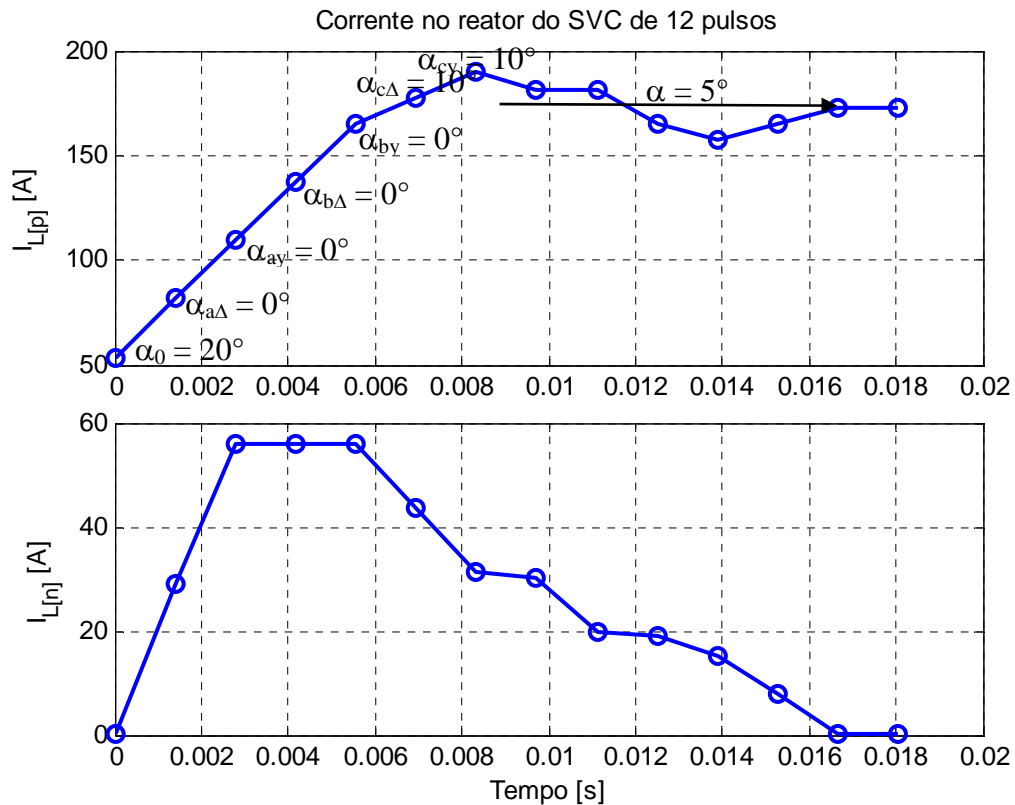


Fig. 4.7 – Variação das correntes de seqüência positiva e negativa no reator do SVC de 12 pulsos inicialmente desequilibrado

### 4.3 – Desempenho Dinâmico do STACOM

Conforme apresentado no capítulo 2 deste texto, *Hingorani* e *Gyugyi* [2] afirmam que o STATCOM possui um atraso de transporte  $T_d$  na faixa de 0,2 a 0,3ms. Entretanto as informações fornecidas sobre este compensador só são válidas para equipamentos que utilizam técnicas de chaveamento em alta frequência (PWM), que não são aplicadas em sistemas de alta potência.

Para STATCOM's da ordem de dezenas e centenas de MVA, que são o foco deste estudo, utiliza-se a técnica de chaveamento caracterizada pelas formas de onda quadradas, cuja frequência é igual à da rede. Desta maneira, um estudo semelhante ao desenvolvido na seção anterior se faz necessário para determinar o tempo de resposta das chaves comutadoras

deste conversor. Além disto, a dinâmica destes compensadores também é determinada pelo tempo de carga do capacitor do barramento de corrente contínua.

### 4.3.1 – Tempo de Resposta das Chaves Comutadoras

A Fig. 4.8 ilustra o circuito equivalente trifásico do conversor de 6 pulsos e as tensões por ele sintetizadas. Este estudo utiliza a seqüência de condução de 180°, onde três chaves estão em condução em cada momento.

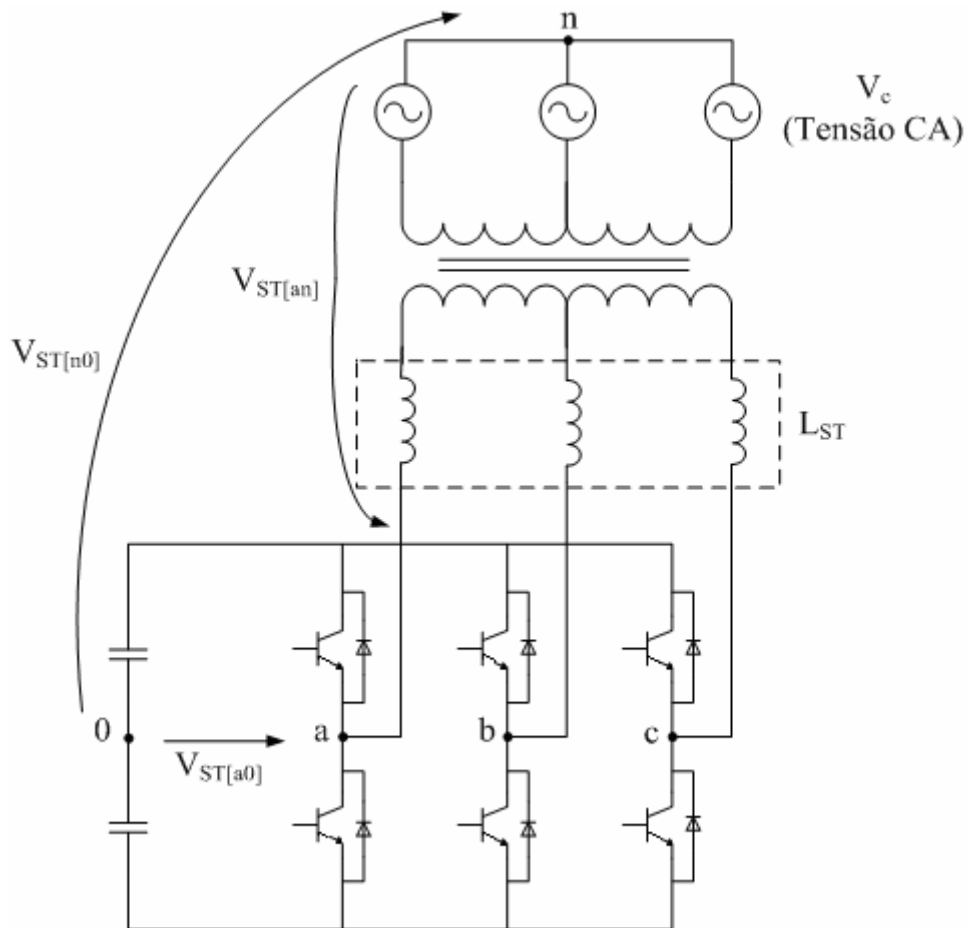


Fig. 4.8 – Circuito equivalente trifásico do STATCOM de 6 pulsos

A Fig. 4.9 mostra as três tensões geradas pelas chaves ( $V_{ST[a0]}$ ,  $V_{ST[b0]}$  e  $V_{ST[c0]}$ ) de um conversor de 6 pulsos, para a seqüência de condução de 180° e a tensão  $V_{ST[n0]}$  calculada

através de (4.4). Nesta figura é aplicado um ângulo de disparo de  $40^\circ$  em  $t = 0,05$  segundos na fase A, B e C.

$$V_{ST[n0]} = \frac{V_{ST[a0]} + V_{ST[b0]} + V_{ST[c0]}}{3} \tag{4.4}$$

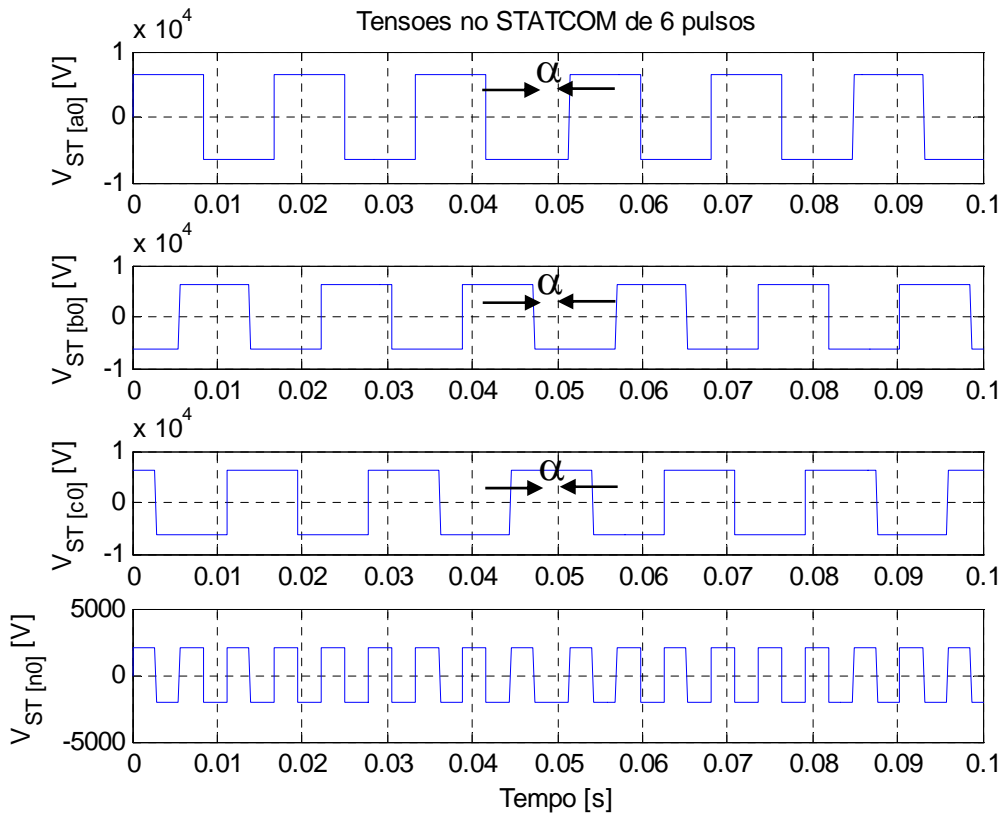


Fig. 4.9 – Tensões no STATCOM de 6 pulsos

Os valores das tensões fase-neutro sintetizadas pelo STATCOM são calculados em (4.5) a (4.7) e ilustrados na Fig. 4.10.

$$V_{ST[an]} = V_{ST[a0]} - V_{ST[n0]} \tag{4.5}$$

$$V_{ST[bn]} = V_{ST[b0]} - V_{ST[n0]} \tag{4.6}$$

$$V_{ST[cn]} = V_{ST[c0]} - V_{ST[n0]} \tag{4.7}$$

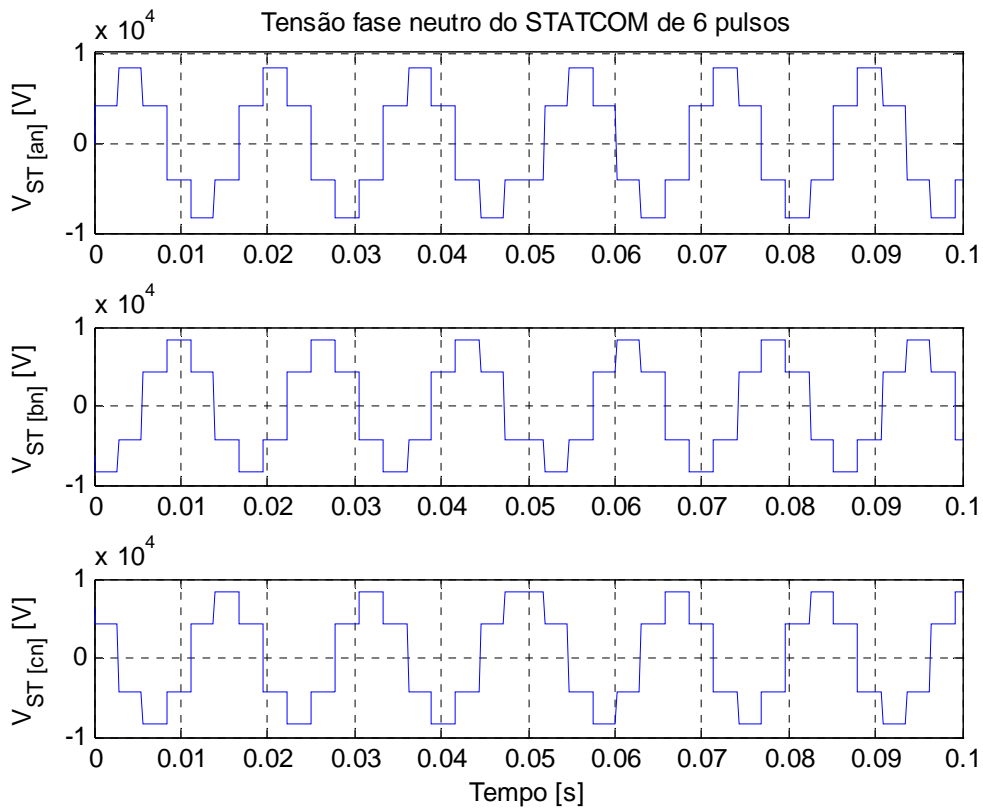
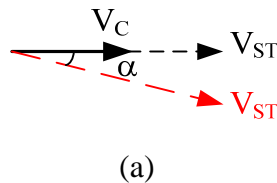


Fig. 4.10 – Tensão fase-neutro do STATCOM de 6 pulsos

As Fig. 4.09 e 4.10 ilustram que o tempo de resposta da chave comutadora é justamente o ângulo de disparo aplicado. Esta informação pode ser confirmada através da Fig. 4.11, que apresenta os vetores espaciais de tensão fase-neutro de um STATCOM de 6 pulsos. Esta figura mostra que a reta que representa a transição entre dois vetores espaciais de tensão é deslocada de um valor igual a  $\alpha$ , quando é aplicado um ângulo de disparo.



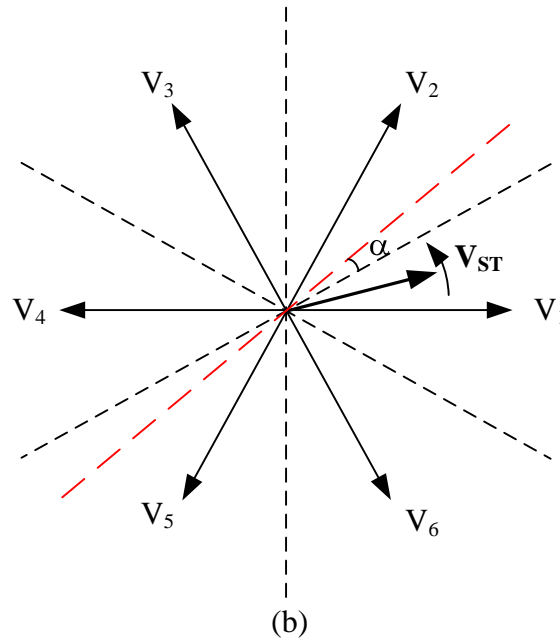


Fig. 4.11 – (a) Vetores  $V_{ST}$  antes e após a aplicação de um ângulo de disparo (b) Vetores espaciais de tensão fase-neutro do STATCOM de 6 pulsos

### 4.3.2 – Tempo de Carga do Capacitor do Barramento CC

Conforme mencionado anteriormente, o desempenho dinâmico do STATCOM é determinado pelo tempo gasto pelos dispositivos semicondutores para mudarem de ponto de operação e pelo tempo de carga do capacitor do barramento de corrente contínua. Esta seção é dedicada ao estudo da dinâmica no carregamento da tensão  $V_{cc}$ .

*Mathur* e *Varma* [3] apresentaram um modelo em regime permanente para o STATCOM com chaveamento em onda quadrada, cujo circuito equivalente pode ser visto na Fig. 4.12. Nesta figura, o transformador utilizado para fazer a ligação do STATCOM com o sistema ca é representado por uma resistência em série com uma indutância,  $L_{ST}$  é o reator de entrada do conversor, e as perdas do conversor são caracterizadas através de uma resistência  $R_P$  em paralelo com o capacitor do barramento cc. A equação de estados desenvolvida pelos autores é dada por (4.8). No entanto, o fator  $k$  presente em (4.10) e (4.11), de valor constante e

dependente do número de pulsos do conversor (para conversores doze pulsos,  $k = 2\pi\sqrt{6}$  [3]), representa a tensão de saída do conversor  $V_{ST}$  como um valor fixo de amplitude e fase. Os autores conseguiram obter um tempo de resposta em malha fechada de aproximadamente 0,1 segundos para um STATCOM de  $\pm 15\text{MVA}$  e 3 níveis.

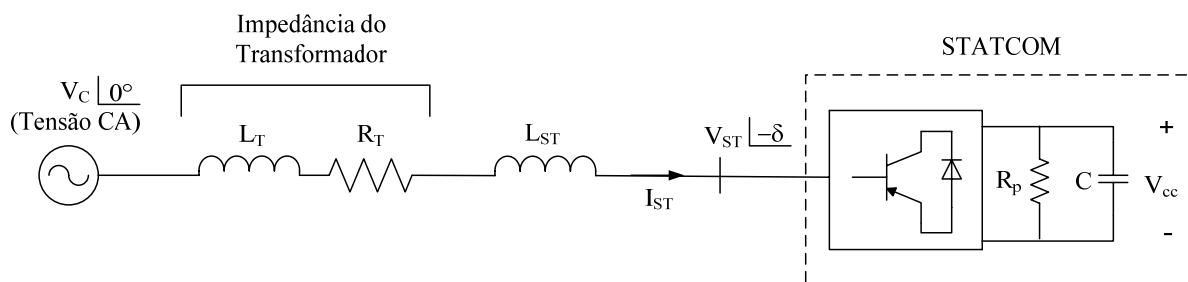


Fig. 4.12 – Circuito equivalente do STATCOM

$$\begin{bmatrix} \dot{I}_{ST[d]} \\ \dot{I}_{ST[q]} \\ \dot{V}_{cc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R_T}{L} & \omega & -\frac{k}{L} \cdot \text{sen}(\delta) \\ -\omega & -\frac{R_T}{L} & -\frac{k}{L} \cdot \text{cos}(\delta) \\ \frac{3k}{2C} \cdot \text{sen}(\delta) & \frac{3k}{2C} \cdot \text{sen}(\delta) & -\frac{1}{R_p C} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_{ST[d]} \\ I_{ST[q]} \\ V_{cc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L} & 0 \\ 0 & \frac{1}{L} \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_{c[d]} \\ V_{c[q]} \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

onde,

$$L = L_T + L_{ST} \quad (4.9)$$

$$V_{ST[d]} = k \cdot \text{sen}(\delta) \cdot V_{cc} \quad (4.10)$$

$$V_{ST[q]} = k \cdot \text{cos}(\delta) \cdot V_{cc} \quad (4.11)$$

Outra abordagem para a relação entre as tensões de corrente contínua e alternada do STATCOM foi apresentada por *Sternberger* e *Jovcic* [83]. O modelo utilizado pelos autores é também obtido pelo mesmo circuito ilustrado na Fig. 4.12. Entretanto, o fator  $k$  varia de acordo com os diferentes ângulos de controle  $\alpha_i$ , uma vez que as variações dos ângulos de controle acarretam uma mudança da amplitude da tensão fundamental de saída em corrente alternada. O fator  $k$  pode ser calculado através da Transformada de Fourier, conforme (4.12) [82], sendo  $n$  o número de níveis do conversor.

$$k = \frac{2}{n-1} \cdot \frac{4}{\pi} \cdot \sum_{i=1}^{\frac{n-1}{2}} \cos \alpha_i \tag{4.12}$$

A Fig. 4.13 ilustra as respostas ao degrau da tensão ca, corrente ca e ângulo de controle de um STATCOM de ±50MVA, 9 níveis e capacitância equivalente do barramento cc de 1,87mF, também em malha fechada, obtidas por *Sternberger e Jovcic* [83]. É possível observar que o tempo de resposta deste STATCOM é da ordem de 0,4 segundos, ou seja, superior ao obtido em equipamentos de menores potências chaveados em PWM.

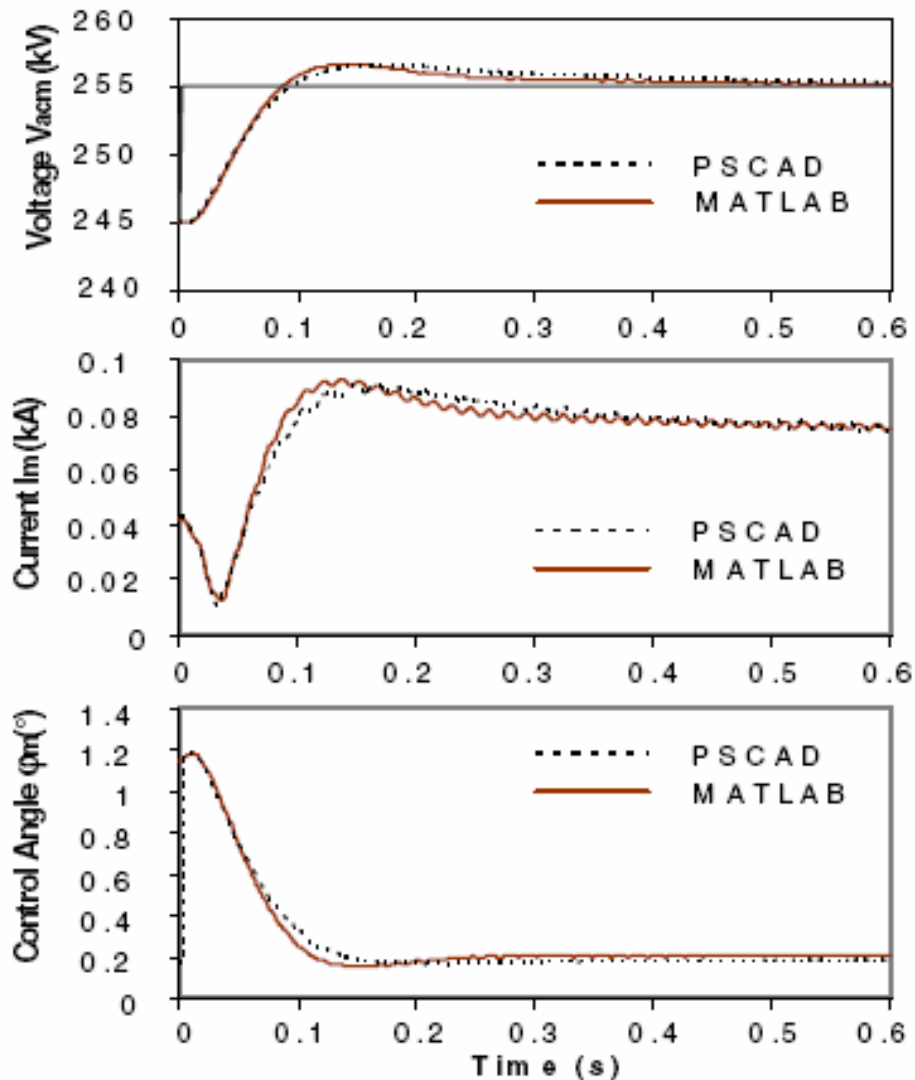


Fig. 4.13 – Resposta ao degrau da tensão ca, corrente ca e ângulo de controle do STATCOM [82]

Os resultados apresentados anteriormente não determinam o desempenho dinâmico do conversor, já que são obtidos em malha fechada, e como tal incluem a dinâmica do sistema e do regulador, que varia de caso para caso. Além disto, os modelos não representam adequadamente a relação entre as tensões  $V_{cc}$  e  $V_{ST}$  do STATCOM, pois consideram o sistema em regime permanente, ignorando as componentes harmônicas presentes na tensão de saída do conversor, mas apresentam equações dinâmicas para as correntes alternadas geradas pelo equipamento. Uma maneira de contornar esta situação é apresentada por *Novotny e Lipo* [73], que desenvolveram um modelo cujas relações entre as tensões do lado cc e ca de um conversor, no sistema de coordenadas dq síncrono, são apresentadas em (4.13) e (4.14). As funções  $g_{[d]}$  e  $g_{[q]}$  são chamadas de funções de chaveamento, e podem ser vistas na Fig. 4.14.

$$V_{ST[d]} = \frac{2}{\pi} \cdot g_{[d]} \cdot V_{cc} \quad (4.13)$$

$$V_{ST[q]} = \frac{2}{\pi} \cdot g_{[q]} \cdot V_{cc} \quad (4.14)$$

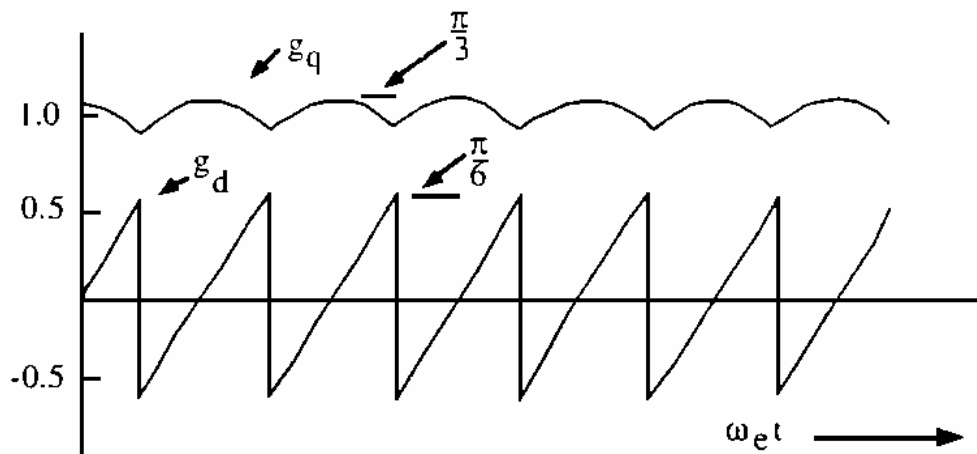


Fig. 4.14 – Funções de chaveamento que relacionam as tensões do lado cc e ca de um STATCOM [73]

A partir do mesmo circuito equivalente ilustrado na Fig. 4.12 e utilizando as relações entre as tensões  $V_{cc}$  e  $V_{ST}$  nos eixos d e q descritas em (4.13) e (4.14), é desenvolvido um novo modelo dinâmico do STATCOM, representado pela equação de estados em (4.15). Neste modelo as perdas do conversor serão consideradas nulas, ou seja,  $R_p = 0$ .

$$\begin{bmatrix} \dot{I}_{ST[d]} \\ \dot{I}_{ST[q]} \\ \dot{V}_{cc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R_T}{L} & \omega & -\frac{2}{\pi L} \cdot g_{[d]} \\ -\omega & -\frac{R_T}{L} & -\frac{2}{\pi L} \cdot g_{[d]} \\ \frac{3}{\pi C} \cdot g_{[d]} & \frac{3}{\pi C} \cdot g_{[q]} & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_{ST[d]} \\ I_{ST[q]} \\ V_{cc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L} & 0 \\ 0 & \frac{1}{L} \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_{c[d]} \\ V_{c[q]} \end{bmatrix} \quad (4.15)$$

Imaginando um sistema elétrico de potência contendo um STATCOM, com características semelhantes ao sistema da Gerdau Açominas, apresentado nos capítulos 2 e 3 deste texto, e utilizando o capacitor do barramento cc sugerido por *Sternberger e Jovic* [83], foram realizadas simulações de computador de forma a determinar o desempenho dinâmico deste equipamento. Os dados do circuito equivalente utilizados estão na Tabela 4.1. Estes parâmetros foram calculados utilizando por base um STATCOM de 75MVA, um transformador com relação de transformação 69/6,325 kV, impedância de 10% e relação  $X/R$  igual a 20. Os dados do sistema e a impedância do transformador estão referidos ao secundário do mesmo.

Tabela 4.1 – Parâmetros do sistema elétrico contendo um STATCOM

$V_{c\_rms\_linha} = 6325V$	$V_{cc\ nom} = 1,35 \cdot V_c$	$C = 1,87mF$
$L_T = 0,14mH$	$R_T = 2,63m\Omega$	$L_{ST} = 10mH$

A dinâmica do STATCOM é estudada simulando inicialmente o sistema com fluxos de potências ativa e reativa nulos, ou seja,  $V_c = V_{ST}$ . Para o período compreendido entre  $0,029s < t < 0,029s + T$ , é aplicado um defasamento  $\Delta\alpha = 10^\circ$  na tensão de saída do STATCOM, conforme ilustrado na Fig. 4.15. As funções de chaveamento  $g_{[d]}$  e  $g_{[q]}$ , calculadas através da tensão fase-neutro de  $V_{ST}$ , são apresentadas em Fig. 4.16.

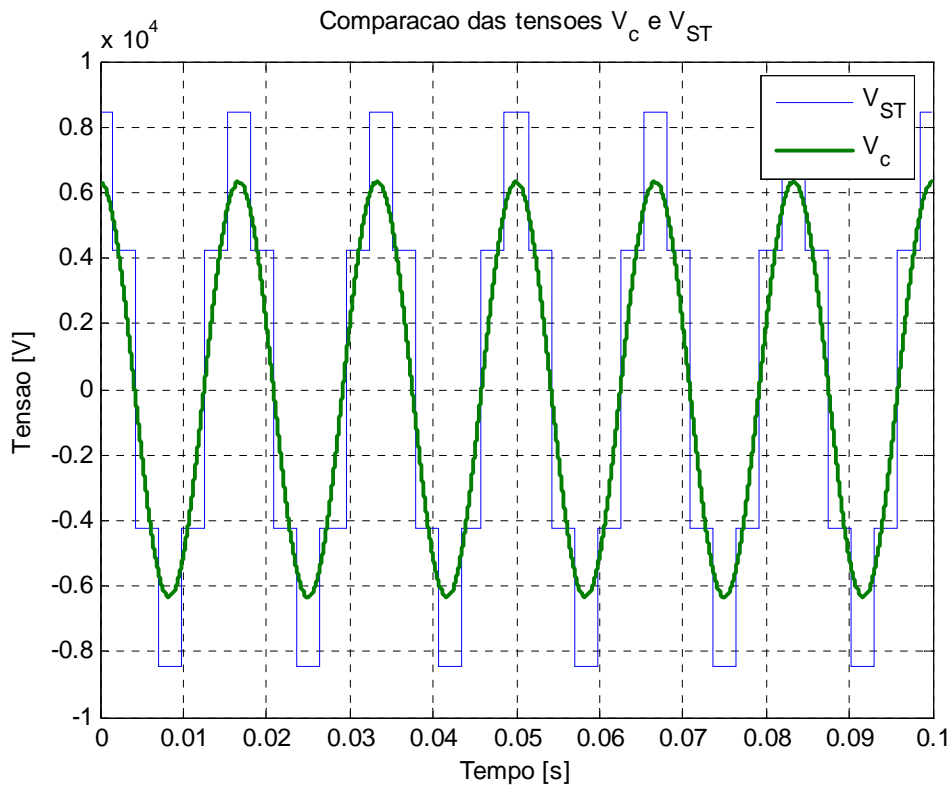


Fig. 4.15 – Comparação entre as tensões  $V_c$  e  $V_{ST}$  quando é aplicado um defasamento de  $V_{ST}$

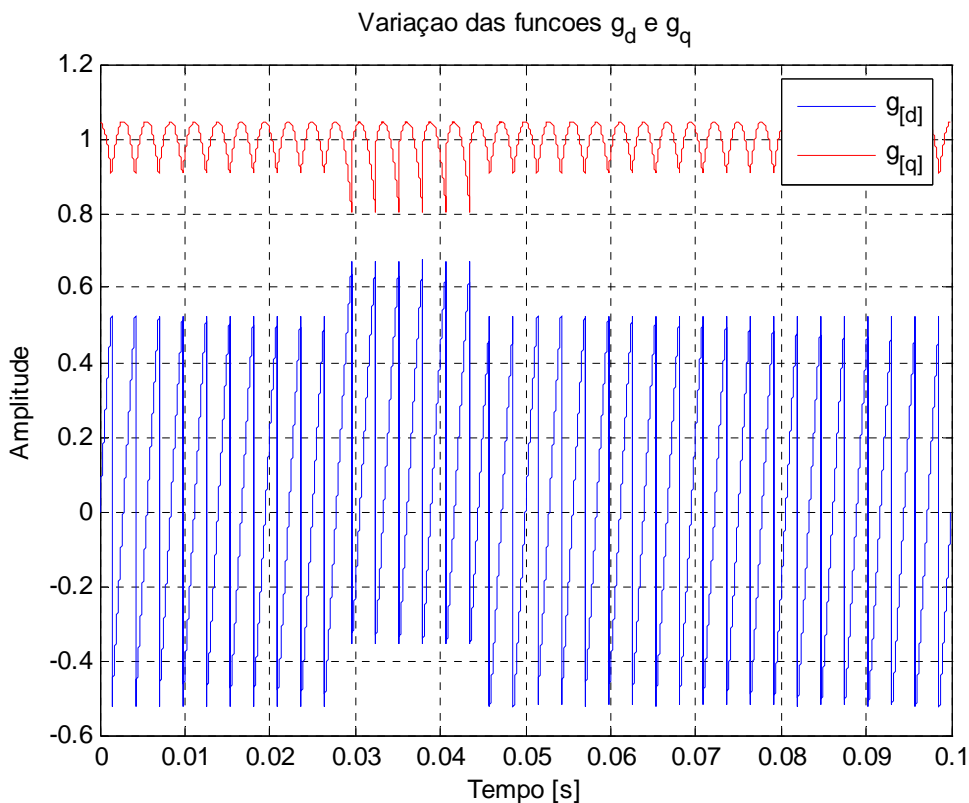


Fig. 4.16 – Variação das funções de chaveamento  $g_{[d]}$  e  $g_{[q]}$  provocadas por um defasamento da tensão  $V_{ST}$

A variação da tensão  $V_{ST}$  apresentada nas Fig. 4.15 e Fig. 4.16 provoca um transitório nas variáveis do sistema até atingir um novo regime permanente. A Fig. 4.17 mostra a curva obtida da tensão no barramento cc do STATCOM.

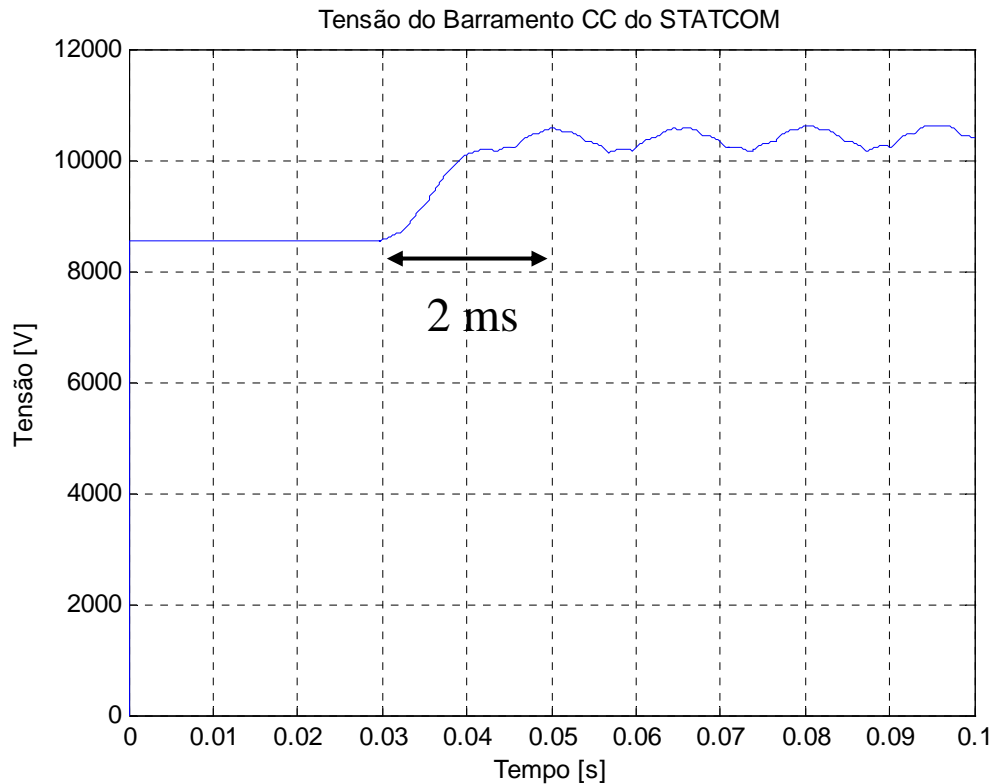


Fig. 4.17 – Tensão do barramento cc do STATCOM

Conforme se pode observar na Fig. 4.17, a tensão do barramento cc do STATCOM simulado demora aproximadamente 2ms para atingir regime permanente. O tempo de carregamento da tensão do barramento de corrente contínua deste conversor é definido pelo valor do capacitor e pela corrente que circula nele, ou seja, a dinâmica deste conversor é definida pelos parâmetros de projeto do mesmo. Observa-se então que, em sistemas de alta potência, o capacitor do barramento cc do STATCOM aumenta de valor, diminuindo o desempenho dinâmico do mesmo. Desta maneira este equipamento em aplicações de alta potência não apresenta um elevado desempenho dinâmico, conforme sugerido na literatura, além do seu alto custo quando comparado a um SVC, levantando dúvidas em relação a sua viabilidade.

## 4.4 – Conclusões

Neste capítulo são determinados dos reais limites de desempenho dinâmico do SVC frente ao desempenho de um STATCOM com potência e topologia compatíveis. Inicialmente é desenvolvido um estudo do desempenho dinâmico do SVC, ilustrando as influências nas componentes de seqüências positiva e negativa da corrente que circula no reator causadas por uma variação do ângulo de disparo. Logo após é realizado um estudo semelhante para o STATCOM, onde também são analisados os limites físicos das chaves comutadoras e ainda o tempo de carregamento do capacitor do barramento cc.

É desenvolvido um modelo do SVC em regime estacionário com o objetivo de criar ferramentas que auxiliem no estudo do desempenho dinâmico deste equipamento, no que diz respeito ao tempo de resposta das componentes de seqüências positiva e negativa quando ocorre uma variação do ponto de operação do compensador. Demonstra-se que um SVC de 6 pulsos, a corrente de seqüência positiva que circula no reator demora 8,33ms para alcançar seu regime permanente e que a corrente de seqüência negativa passa por um transitório durante este mesmo semi-ciclo, até retornar a zero. Qualquer tentativa de diminuir o tempo de resposta acarreta em um aparecimento de uma componente de seqüência negativa de elevada amplitude em regime estacionário, e para anular esta componente é necessário aplicar um desequilíbrio inicial, para depois igualar os ângulos de disparo nas três fases. Além disto, foi observado que em topologias com maior número de pulsos, aumenta-se o número de amostras de corrente em cada semi-ciclo, obtendo-se, então, um maior grau de liberdade na aplicação de ângulos de disparos.

Apresenta-se também um estudo do tempo de resposta das chaves comutadoras do STATCOM com chaveamento em onda quadrada, causada por uma variação do ângulo de disparo. Foi observado que o tempo de resposta deste compensador é igual ao próprio ângulo de disparo. Além disto, é analisado o tempo de carga do capacitor do barramento cc.

Primeiramente são apresentados dois modelos do STATCOM, sugeridos pela literatura. Entretanto, os resultados apresentados não determinam o desempenho dinâmico do conversor, já que são obtidos em malha fechada, e como tal, incluem a dinâmica do sistema e do regulador, que varia de caso para caso. Além disto, os modelos não representam adequadamente a relação entre as tensões do lado de corrente contínua e alternada, pois consideram o sistema em regime permanente, ignorando as componentes harmônicas presentes na tensão de saída do conversor, mas apresentam equações dinâmicas para as correntes alternadas geradas pelo equipamento. Assim, foi proposto um novo modelo para sanar esta deficiência. Os resultados obtidos indicam que o tempo de carga do capacitor é determinado pelo capacitor do barramento cc e pela corrente que nele circula. Em sistemas de alta potência, o valor do capacitor do STATCOM aumenta, diminuindo o desempenho dinâmico do mesmo. Como o custo deste equipamento é alto, quando comparado a um SVC, existem dúvidas em relação a sua viabilidade para este tipo de aplicação.

## Capítulo 5

# Conclusões e Propostas de Continuidade

## 5.1 – Conclusões

O contínuo aumento do consumo de energia elétrica vem gerando uma preocupação em relação à qualidade da energia. Para o caso específico de cargas que possuem rápidas variações de potência reativa, existem atualmente no mercado dois tipos de equipamentos capazes de controlar o fluxo de potência reativa: o Compensador Estático de Reativos (*Static Var Compensator – SVC*) e o Compensador Síncrono Estático (*Static Synchronous Compensator – STATCOM*).

A literatura disponível indica que o SVC possui desempenho limitado, porém de baixo custo, ao contrário do STATCOM, que possui elevado desempenho, mas é menos atrativo financeiramente. Entretanto, as informações fornecidas sobre estes equipamentos são bastante simplistas e insuficientes para a real caracterização dos mesmos.

Este estudo tem o objetivo de caracterizar os limites de desempenho do SVC frente ao STATCOM, ambos instalados em sistemas industriais que demandam altas potências. Primeiramente são desenvolvidos alguns modelos matemáticos representando a dinâmica do SVC. Com estes modelos é possível demonstrar a incapacidade deste equipamento em desacoplar os fluxos de potências ativa e reativa entre o compensador e o sistema elétrico de potência. Assim, o STATCOM apresenta uma vantagem teórica em relação ao SVC, pois o desacoplamento das potências ativas e reativas via controle é possível.

Além disto, são estudados os limites de desempenho dinâmico do SVC e do STATCOM com potência e topologia compatíveis. Inicialmente é analisado o desempenho dinâmico do SVC através de uma metodologia que observa as influências nas componentes de seqüências positiva e negativa de uma variável do sistema causadas por uma mudança de ponto de operação. Verifica-se que, em um SVC de 6 pulsos, a corrente de seqüência positiva que circula no reator demora no mínimo 8,33ms para alcançar seu regime permanente e que a corrente de seqüência negativa passa por um transitório durante este mesmo semi-ciclo, até retornar a zero. Para tentar diminuir o tempo de resposta, é desequilibrado o SVC, acarretando em um aparecimento de uma componente de seqüência negativa de elevada amplitude em regime estacionário. A anulação desta componente é obtida através de um desequilíbrio inicial, para depois aplicar ângulos de disparo iguais nas três fases. Outra observação é que o aumento do número de pulsos na topologia deste compensador, aumenta o grau de liberdade na aplicação de ângulos de disparos.

O desempenho dinâmico do STATCOM é determinado pelo tempo gasto pelos dispositivos semicondutores para mudarem de ponto de operação e pelo tempo de carga do capacitor do barramento de corrente contínua. Desta maneira, é realizado um estudo semelhante ao SVC, onde também são analisados os limites físicos das chaves comutadoras do STATCOM. Foi observado que o tempo de resposta deste compensador é igual ao próprio

ângulo de disparo. Outro estudo desenvolvido determina o tempo de carga do capacitor do barramento cc. Primeiramente são apresentados dois modelos do STATCOM, sugeridos pela literatura. Entretanto os resultados apresentados não determinam o desempenho dinâmico do conversor, já que são obtidos em malha fechada, e como tal incluem a dinâmica do sistema e do regulador, que varia de caso para caso. Tais modelos não representam adequadamente a relação entre as tensões do lado de corrente contínua e alternada, pois consideram o sistema em regime permanente, ignorando os componentes harmônicos presentes na tensão de saída do conversor, mas apresentam equações dinâmicas para as correntes alternadas geradas pelo equipamento. Assim é proposto um novo modelo para sanar esta deficiência. Os resultados obtidos indicam que o tempo de carga do capacitor é determinado pelo capacitor do barramento cc e pela corrente que nele circula. Em sistemas de alta potência, o valor capacitor do STATCOM aumenta, diminuindo o desempenho dinâmico do mesmo. Como o custo deste equipamento é alto, quando comparado a um SVC, existem dúvidas em relação a sua viabilidade para este tipo de aplicação.

O desenvolvimento deste estudo permitiu a avaliação de vários pontos:

- Análise das características de funcionamento de SVC's e STATCOM's;
- Desenvolvimento de modelos matemáticos representando a dinâmica do SVC;
- Estudo da capacidade do SVC em desacoplar os fluxos de potências ativa e reativa entre o compensador e o sistema elétrico de potência;
- Determinação dos reais limites de desempenho dinâmico do SVC frente ao desempenho de um STATCOM para aplicações de alta potência.

## 5.2 – Propostas de Continuidade

O trabalho teve o intuito de caracterizar os limites inerentes de desempenho do SVC frente ao desempenho esperado de um STATCOM, com potência e topologia compatíveis, através de modelos computacionais de um sistema industrial real contendo um SVC, especificamente a subestação de recebimento de energia da empresa siderúrgica Gerdau Açominas. Entretanto, algumas questões ainda devem ser objeto de estudo e pesquisas futuras. Alguns destes tópicos são:

- Estudar a contribuição da instalação de um SVC e um STATCOM em um sistema elétrico de potência que possua cargas que provoquem *flicker*;
- Propor modificações no sistema de controle do SVC de forma a melhor atender as exigências de desempenho e custo;
- Desenvolver um sistema de controle eficiente do STATCOM, a partir do modelo proposto no capítulo 4;
- Realizar ensaios laboratoriais;
- Promover testes em campo, utilizando o SVC da Gerdau Açominas.

# Referências Bibliográficas

- [1] T. J. E. Miller, “*Reactive Power Control in Electrical Systems*”, New York: Ed. John Wiley & Sons, 1982.
- [2] N. G. Hingorani, L. Gyugyi, “*Understanding FACTS: Concepts and Technology of Flexible AC Transmission Systems*”, IEEE Series on Power Engineering Society; Mohamed E. El-Hawary, Series Editor, 2000.
- [3] R. M. Mathur, R. K. Varma, “*Thyristor-Based FACTS Controllers for Electrical Transmission Systems*”, IEEE Series on Power Engineering Society; Mohamed E. El-Hawary, Series Editor, 2002.
- [4] N. Mohan, T. M. Underland, W. P. Robbins, “*Power Electronics: Converters, Applications, and Design*”, Ed. John Wiley & Sons, Inc.
- [5] W. D. Stevenson, “*Elementos de análise de sistemas de potência*”, 2. ed. São Paulo, 1986.
- [6] K Habur, DO’Leary, “*FACTS: For Cost Effective and Reliable Transmission of Electrical Energy*”, Siemens Power Transmission and Distribution Group, 2001.  
<<http://www.siemens.com>>
- [7] N. Acharya, “*Facts and Figures about FACTS*”, Training Workshop on FACTS Application, EPSM, Energy, Asian Institute of Tecnology, December 16, 2004.
- [8] N. Acharya, A. Sode-Yome, N. Mithulananthan, “*Facts about Flexible AC Transmission Systems (FACTS) Controllers: Practical Installations and Benefits*”, Australasian Universities Power Engineering Conference, 2005. AUPEC 2005, 25<sup>th</sup> – 28<sup>th</sup> September 2005.
- [9] C. C. Martins, “*Estudo de estratégias de controle de um compensador estático de reativos aplicado a um sistema industrial*”. Belo Horizonte, 1991. 142p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) - Universidade Federal de Minas Gerais. Departamento de Engenharia Elétrica.

- [10] C. A. C. Cavaliere, “*Análise de STATCOM Operando em Sistemas Desbalanceados*”. Rio de Janeiro, 2001. 191p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica), Programa de Engenharia Elétrica, Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- [11] F. C. Lopes, “*Análise de STATCOM Quasi 24 Pulsos*”. Rio de Janeiro, Março de 2006. 110p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica), Programa de Engenharia Elétrica, Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- [12] P. M. Espelage, J. M. Nowak, L. H. Walker, “*Symmetrical GTO Current Source Inverter for Wide Speed Range Control of 2300 to 4160 Volt, 350 to 7000 HP, Induction Motors*”, Industry Applications Society Annual Meeting, 1988.
- [13] A. J. J. Rezek, J. P. G. de Abreu, V. F. da Silva, “*Melhoria do Fator de Potência Através do Aumento do Número de Pulsos de Conversores Graetz Comutados pela Rede: Modelagem e Resultados Experimentais*”, Eletrônica de Potência, Vol. 7, No 1, Novembro de 2002.
- [14] P. W. Hammond, “*A New Approach to Enhance Power Quality for Medium Voltage AC Drives*”, IEEE Trans. On Industry Applications, Vol. 33, No. 1, Jan/Fev 1997.
- [15] M. E. Santos, “*Análise e Projeto de um Inversor Trifásico para Aplicações em Médias Tensões Industriais*”, Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica), Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2004.
- [16] Y. Sumi, Y. Harumoto, T. Hasegawa, M. Yano, K. Ikeda, T. Matsura, “*New Static var Control Using Force-Commutated Inverters*”, IEEE Trans. On Power Apparatus and Systems, vol. PAS-100, No. 9, pp. 4216-4224, September, 1981.
- [17] S. Mori, K. Matsuno, M. Takeda, “*Development of a Large VAR Generator Using Self-Commutated Inverters for Improving Power System Stability*”, IEEE Trans. Power Delivery, Vol. 8, No. 1, pp. 371-377, February, 1993.
- [18] L. Hultqvist, A. W. Wilczynski, “*Voltage Criteria in Steel Mill Network*”, ABB Power Systems AB, 53<sup>rd</sup> Electric Furnace Conference – Nov. 95.

- [19] E. H. Watanabe, P. G. Barbosa, K. C. Almeida, “*Tecnologia FACTS – Tutorial*”, SBA Controle & Automação, Vol. 9, No. 1, Jan., Fev., Mar. e Abril de 1998.
- [20] C. Schauder, M. Gernhardt, E. Stacey, “*Operation of  $\pm 100$  MVAR TVA STATCON*”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 12, No. 4, October 1997.
- [21] D. Jovcic, “*Phase Locked Loop System for FACTS*”, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 18, No. 3, August 2003.
- [22] L. Gyugyi, “*Power Electronics in Electric Utilities: Static Var Compensators*”, Proceedings of IEEE, Vol. 76, No. 4, April 1988.
- [23] L. Gyugyi, “*Unified Power-Flow Control Concept for Flexible AC Transmission Systems*”, IEE-Proceedings-C, Vol. 139, No.4, July 1992.
- [24] L. Gyugyi, “*Solid-State Synchronous Voltage Sources for Dynamic Compensation and Real-Time Control of AC Transmission Lines*”, IEEE Standards Press, Emerging Practices in Technology, 1993.
- [25] L. Gyugyi, “*Dynamic Compensation of AC Transmission Lines by Solid-State Synchronous Voltage Sources*”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 9, No. 2, April 1994.
- [26] L. Gyugyi, “*Converter-Based FACTS Controllers*”, Flexible AC Transmission Systems - The FACTS (Ref. No. 1998/500), IEE Colloquium, 1998.
- [27] R. Chokhawala, B. Danielsson, L. Angquist, “*Power semiconductors in transmission and distribution applications*”, ABB, 2001. <<http://www.abb.com>>
- [28] T. Petersson, “*Reactive Power Compensation*”, Information NR500-028E, December 1993. ABB. <<http://www.abb.com>>
- [29] M. Noroozian, “*Modeling of SVC in Power System Studies*”, Information NR500-026E, April 1996. ABB. <<http://www.abb.com>>

- [30] A. Silva, L. Hultqvist, A. Wilk-Wilczynski, “*Steel Plant Performance, Power Supply System Design and Power Quality Aspects*”, 54th Electric Furnace Conference - December. 1996.
- [31] K. Kahle, J. Pedersen, T. Larsson, M. M. de Oliveira, “*The New 150 MVAR, 18 KV STATIC VAR COMPENSATOR at CERN: Background, Design and Commissioning*”, 17th International Conference on Electricity Distribution Barcelona, 12-15 May 2003.
- [32] S. Prinz, H. Pietzsch, “*Optimal control of Static VAr Compensators in power supply systems with electrical arc furnaces*”, EPE 2005.
- [33] “*Static Var Compensation of DC Arc Furnace*”, Reference Case Study. ABB. <<http://www.abb.com>>
- [34] “*Static Var Compensation of DC Arc Furnace and Ladle Furnace*”, Reference Case Study. ABB. <<http://www.abb.com>>
- [35] “*SVC for Mitigation of Flicker from Electric Arc Furnaces*”, Reference Case Study. ABB. <<http://www.abb.com>>
- [36] “*SVC for Operation of EAF Based Steel Plant from Weak Local Power Supply*”, Reference Case Study. ABB. <<http://www.abb.com>>
- [37] “*Multiple SVC Installations for Traction Load Balancing in Central Queensland*”, Reference Case Study. ABB. <<http://www.abb.com>>
- [38] “*Power quality improvement in hot rolling mill by means of SVC*”, Reference Case Study. ABB. <<http://www.abb.com>>
- [39] ABB SVC projects Worldwide, ABB, 2006. <<http://www.abb.com>>
- [40] Reactive Power Compensation – Reference List, Siemens, 2003. <[www.siemens.com/ptd](http://www.siemens.com/ptd)>
- [41] R. Grünbaum, J. Pernot, “*SVC LIGHT: A Powerful Tool for Optimizing Subtransmission and Distribution of Power*”, ABB, 2001. <<http://www.abb.com>>

- [42] T Larsson, C Poumarede, “*STATCOM, an efficient means for flicker mitigation*”, ABB, 1998. <<http://www.abb.com>>
- [43] R Grünbaum, T Gustafsson, T Johansson, “*SVC Light: a powerful flicker mitigator*”, ABB, 1999. <<http://www.abb.com>>
- [44] R. Grünbaum, M. Noroozian, B. Thorvaldsson: “*FACTS – Powerful Systems for Flexible Power Transmission*”, ABB Review 5/1999. <<http://www.abb.com>>
- [45] R. Grünbaum, T. Gustafsson, U. Olsson, “*SVC LIGHT: Evaluation of First installation at Hagfors, Sweden*”, ABB, 2000. <<http://www.abb.com>>
- [46] R Grünbaum, T Gustafsson, T Johansson, U Olsson, “*Energy and Environmental Savings in Steel Making by Means of SVC LIGHT*”, 58th Electric Furnace Conference and 17th Proceedings, 2000.
- [47] R. Grünbaum, A. Petersson, B. Thorvaldsson: “*FACTS – Improving the performance of electrical grids*”, ABB Review 3/2002. <<http://www.abb.com>>
- [48] R. Grünbaum, T. Gustafsson, J.-Philippe, “*STATCOM, a Prerequisite for a Melt Shop Expansion - Performance Experiences*”, ABB, 2003. <<http://www.abb.com>>
- [49] R. Grünbaum, T. Gustafsson, M. Lahtinen, “*Statcom for Safeguarding of Power Quality in Feeding Grid in Conjunction with Steel Plant Expansion*”, Cigre, 2004.
- [50] SVC Light Reference list, ABB, 2003. <<http://www.abb.com>>
- [51] B. Roberts, “*Understand VAR Compensation in a Power System*”, Energy User News, Vol. 28, No. 9, September 2004.
- [52] “*PureWave DSTATCOM Lets Mining Operation Peacefully Co-Exist With Its Neighbors*”, S&C Electric Company, Case Study, January 2002. <<http://www.sandc.com>>
- [53] “*Steel Fabricator Keeps Rolling Thanks to PureWave AVC*”, S&C Electric Company, Case Study, August 2002. <<http://www.sandc.com>>

- [54] “*PureWave DSTATCOM Solves Voltage Flicker Problem*”, S&C Electric Company, Case Study, October 2002. < <http://www.sandc.com>>
- [55] “*Fast voltage recovery for transmission and distribution systems*”, S&C Electric Company, Descriptive Bulletin, May 2006. < <http://www.sandc.com>>
- [56] Guia de Produtos > Semiconductors. Disponível em: <<http://www.abb.com>>
- [57] Product Categories > Power Semiconductors. Disponível em:<<http://www.infineon.com>>
- [58] Novotny, D. W. and Lipo, T. A. “*Vector Control and Dynamics of AC Drives*”. ed.Oxford University Press Inc., New York, 1996.
- [59] ONS Submódulo 23.3. “*Diretrizes e Critérios para Estudos Elétricos*”.
- [60] DNAEE. Portaria N° 47, de 17 de Abril de 1978.
- [61] DNAEE. Portaria N° 479, de 20 de março de 1992.
- [62] SCEL-CENC-01/78. “*Critérios a Serem Adotados no Suprimento a Cargas de Consumidores Especiais*”.
- [63] IEEE Std. 519-1992 – Recommended Practices and Requirements for Harmonic Control in Electrical Power Systems.
- [64] W. W. Price, H. D. Chiang, H. K. Clark, et al., “*Load Representation for Dynamic Performance Analysis*”, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 8, no. 2, maio 1993.
- [65] H. Anton, “*Cálculo – um novo horizonte*”, Editora Bookman, 6ª edição.
- [66] C. T. Chen, “*Linear System Theory and Design*”, New York: Ed. Oxford University Press, 1999.
- [67] J. G. Kassakian; M. F. Schlecht; G. C. Verghese, “*Principles of Power Eletronics*”, Ed. Addison-Wesley Publishing Company, 1991.
- [68] M. E. Elbuluk, G. C. Verghese, F. G. Kassakian, “*Sample-Data Modeling and Digital Control of Resonant Converters*”, IEEE Transactions on Power Electronics. Vol.3, No.3, July 1988.

- [69] S. R. Sanders, J. M. Noworolski, X. Z. Liu, G. Verghese, “*Generalized Averaging Method for Power Conversion Circuits*”, IEEE Trans. On Power Electronics, vol.6, no. 2, pp.251-259, Abril 1991.
- [70] M. G. Kim, D. S. Lee, M. J. Youn, “*A New State Feedback Control of Resonant Converters*”, IEEE Transactions on Industrial Electronics. Vol.38, No.3, June 1991.
- [71] E. X. Yang, F. C. Lee, M. M. Jovanovic, “*Small-Signal Modeling of Series and Parallel Resonant Converters*”, Power Electronics Specialists Conference, 1992. PESC’92 Record., 23rd Annual IEEE, 29 June-3 July 1992; Pages: 941-948 vol.2.
- [72] T. A. Lipo, “*The Analysis of Induction Motors with Voltage Control by Symmetrically Triggered Thyristors*”, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. pas-90, no. 2, março/abril 1971.
- [73] Novotny, D. W. and Lipo, T. A. “*Vector Control and Dynamics of AC Drives*”. ed.Oxford University Press Inc., New York, 1996.
- [74] P.C. Krause, “*Analysis of Electric Machinery*”, McGraw-Hill, New York, 1986.
- [75] R. C. Dorf, R. H. Bishop, “*Sistemas de Controle Modernos*”, 8ª Edição, LTC Editora, 2001.
- [76] K. Ogata, “*Engenharia de Controle Moderno*”, Editora Prentice Hall, 1985.
- [77] C. L. Phillips; H. T. Nagles, “*Digital Control System Analysis and Design*”, 3rd ed, Englewood Cliffs, N. J.: Ed. Practice Hall, 1995.
- [78] H. Akagi; Y. Kanazawa; A. Nabae, “*Generalized Theory of the Instantaneous Reactive Power in Three- Phase Circuits*”, Proceedings of the IPEC’83 – Int. Power Electronics Conf., Tokyo, pp. 1375-1386.
- [79] H. Akagi; H. Kim, “*The Instantaneous Power Theory on Rotating p-q-r Reference Frames*”, International Conference on Power Electronics and Drives Systems, PEDS’99, July 1999, Hong Kong.

- [80] H. Akagi; S. Ogasawara; H. Kim, “*The Theory of the Instantaneous Power in Three-Phase Four-Wire Systems: A Comprehensive Approach*”, Industry Applications Conference, 1999. Thirty-Fourth IAS Annual Meeting. Conference Record of the 1999 IEEE.
- [81] E. H. Watanabe; M. Aredes, “*Teoria de Potência Ativa e Reativa Instantânea e Aplicações – Filtros Ativos E FACTS*”, Minicurso apresentado no Congresso Brasileiro de Automática, 1998.
- [82] P. W. Lehn; M. R. Iravani, “*Experimental Evaluation of STATCOM Closed Loop Dynamics*”, IEEE Trans. On Power Delivery, vol.13, no. 4, October 1998.
- [83] R. Sternberger; D. Jovicic, “*Small Signal Multi-level STATCOM Model*”, Power Engineering Society General Meeting, 2006. IEEE, 2006.