



U F C C G

**APLICAÇÃO DE FILTRO ATIVO
DE POTÊNCIA SÉRIE PARA
CONTROLE DO FLUXO DE
POTÊNCIA**

GLAUBER RONCALLY PESSOA DE ALMEIDA

SUPRA OMNIS LUX LUCIS

CAMPINA GRANDE – PARAÍBA
NOVEMBRO – 2010

Aplicação de Filtro Ativo de Potência Série para controle do fluxo de potência

por

GLAUBER RONCALLY PESSOA DE ALMEIDA

Eng. Eletricista (Universidade Federal de Campina Grande – 2008)

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

Submetida em satisfação parcial dos requisitos ao grau de

MESTRE EM CIÊNCIAS

EM

ENGENHARIA ELÉTRICA

à

Câmara de Ensino de Pós-Graduação e Pesquisa

da

Universidade Federal de Campina Grande

Aprovada em 12 de Novembro de 2010

A presente pesquisa foi desenvolvida no Laboratório de Eletrônica Industrial e Acionamento de Máquinas da UFCG, com recursos próprios, da FINEP e do CNPq.

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA BIBLIOTECA CENTRAL DA UFCG

A447a Almeida, Glauber Roncally Pessoa de.
Aplicação de filtro ativo de potência série para controle do fluxo de potência / Glauber Roncally Pessoa de Almeida. — Campina Grande, 2010.
130 f. : il.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Elétrica) – Universidade Federal de Campina Grande, Centro de Engenharia Elétrica e Informática.

Referências.

Orientador: Prof. Dr. Maurício Beltrão de Rossiter Corrêa.

1. Compensação Série. 2. Controle de Tensão. 3. Controle de Potência. 4. Inversor Trifásico. 5. Qualidade de Energia. 6. Gerenciamento de Energia. 7. Dspace. I. Título.

CDU – 621.3.026(043)



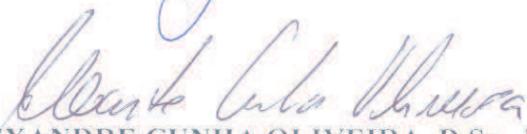
APLICAÇÃO DE FILTRO ATIVO DE POTÊNCIA SÉRIE PARA CONTROLE
DO FLUXO DE POTÊNCIA

GLAUBER RONCALLY PESSOA DE ALMEIDA

Dissertação Aprovada em 12.11.2010


MAURÍCIO BELTRÃO DE ROSSITER CORRÊA, D.Sc., UFCG
Orientador


ANTONIO MARCUS NOGUEIRA LIMA, Dr., UFCG
Componente da Banca


ALEXANDRE CUNHA OLIVEIRA, D.Sc., UFCG
Componente da Banca


CURSINO BRANDÃO JACOBINA, Dr.Ing., UFCG
Componente da Banca

CAMPINA GRANDE - PB
NOVEMBRO - 2010

Este trabalho é dedicado,
especialmente, aos meus pais
Alírio e Vera
e ao meu avô Doquinha
pela incentivo e confiança, por eles
sempre demonstrados, durante toda
minha caminhada
acadêmica e pessoal.

“A juventude envelhece,
a imaturidade é superada,
a ignorância pode ser educada e a embriaguez passa,
mas a estupidez dura para sempre.”
Aristofanes

Resumo

O presente trabalho trata da aplicação de uma estrutura típica de Filtro Ativo de Potência Série para compensação de tensão e para controle do fluxo de potência ativa em cargas resistivas e indutivas. O Filtro Ativo de Potência estudado possui fonte externa de tensão, conectada ao barramento CC, que é capaz de fornecer e absorver energia, de forma que o mesmo pode ser utilizado em aplicações de gerenciamento de energia. O modelo de regime permanente do sistema é desenvolvido e analisado, verificando-se que a potência ativa do compensador influencia sobremaneira a curva característica $V_l x \phi_g$ implicando em singularidades no funcionamento do sistema. Mediante as condições de contorno consideradas, obtêm-se as equações de controle em malha aberta, verificando-se condições limitantes de operação em termos de potência ativa a ser processada pelo compensador. Apresenta-se uma estratégia de controle em malha fechada, utilizando controladores do tipo PI modificado ou PI síncrono para controle de tensão e controlador do tipo PI simples para controle da potência ativa do compensador. Um sistema trifásico típico é apresentado, sendo utilizado para exemplificar duas aplicações: otimização de demanda de potência e compensação de harmônicos e afundamentos de tensão. Para verificar os resultados de simulação, implementa-se o Filtro Ativo Série estudado na plataforma experimental constituída pelo dSPACE e bancada de inversores existente no laboratório. Os testes realizados consideram condições de afundamento/sobretensão na rede e fornecimento/absorção de potência pelo compensador para carga puramente resistiva e fortemente indutiva. Em todos os casos, os resultados mostram que a tensão na carga é regulada no valor nominal com taxa de distorção harmônica total menor que 4% e o valor médio da potência trifásica do compensador oscila em torno da potência ativa de referência desejada.

Palavras-chave: Compensação Série, Controle de Tensão, Controle de Potência, Inversor Trifásico, Qualidade de Energia, Gerenciamento de Energia, Dspace.

Abstract

This work concerns about application of a typical structure of Series Active Power Filter for voltage compensation as well as to control the grid active power flow under resistive and inductive loads. The evaluated Active Power Filter has an external voltage power source connected to the DC bus, which allows delivering and absorbing energy. Therefore it can be used in power management applications. Its steady state model was developed and analyzed, thus verifying that the active power compensator greatly influences the characteristic curve $V_l x \phi_g$ and may result in singularities. Based on boundary conditions, open-loop equations were derived and thus, its limiting operational conditions in terms of active power processed by the compensator. It also presents a strategy for closed loop control by using modified and synchronous PI controllers for voltage control and regular PI controller for active power control. A typical three-phase system was presented, in order to illustrate two applications: equalization of power demand and compensation of harmonics and voltage sags. To verify the simulation results, we implemented the Series Active Filter by using an experimental platform, existing in the lab, based on dSPACE setup. The tests consider conditions of sinking/overvoltage in the network and power supply/drain by compensating for purely resistive and strongly inductive load. In all cases, the results show that the load voltage is regulated at the nominal rated value under a total harmonic distortion below 4% and the average value of three-phase power varies around the desired active power reference.

Keywords: Series Compensator, Voltage Control, Power Control, Triphasic Inverter, Power Quality, Energy Management, Dspace.

Índice

Resumo	vi
Abstract	vii
Índice	viii
Índice de Tabelas	xi
Índice de Figuras	xii
1 Introdução Geral	1
1.1 Revisão Bibliográfica	3
1.2 Motivação	7
1.3 Objetivos	8
2 Fundamentação Teórica	10
2.1 Modelo de Regime Permanente	11
2.2 Análise do Circuito em Regime Permanente	15
2.2.1 Efeito do fator de potência na tensão da carga	19
2.2.2 Efeito da potência ativa do compensador na tensão da carga	22
2.3 Estudo do Sistema de Controle	26
2.3.1 Controle em Malha Aberta	27
2.3.2 Controle em Malha Fechada	34
3 Filtro Ativo Série Trifásico	46
3.1 Inversor de Tensão Trifásico	47
3.1.1 Filtro de Saída do Inversor	49
3.1.2 Dimensionamento da tensão do barramento CC	50

3.2	Aplicações	52
3.2.1	Gerenciamento de energia: equalização da demanda de potência	52
3.2.2	Qualidade de energia: compensação de harmônicos/correção de afundamentos	58
3.2.3	FAP ligado no trafo de distribuição	62
4	Plataforma experimental	67
4.1	Dspace	67
4.1.1	Placa controladora PPC DS1103	67
4.1.2	Pacote de softwares	68
4.1.3	Desenvolvimento de aplicações	69
4.1.4	Simulação em tempo real	70
4.2	Bancada de Inversores	71
4.3	Montagem	71
4.4	Resultados de simulação com parâmetros reais	73
4.4.1	Carga puramente resistiva	73
4.4.2	Carga fortemente indutiva	76
5	Resultados Experimentais	78
5.1	Carga puramente resistiva	78
5.1.1	Condição de tensão nominal na rede e potência ativa nula no compensador	78
5.1.2	Condição de afundamento de tensão na rede e fornecimento de energia pelo compensador	85
5.1.3	Condição de sobretensão na rede e absorção de energia pelo compensador	85
5.2	Carga resistivo-indutiva	87
5.2.1	Condição de tensão nominal na rede e potência ativa nula no compensador	92
5.2.2	Condição de afundamento de tensão na rede e potência nula no compensador	93
5.2.3	Condição de tensão nominal na rede e absorção de potência pelo compensador	98

5.2.4	Condição de tensão nominal na rede e fornecimento de potência pelo compensador	100
5.2.5	Compensação de harmônicos de tensão	109
5.3	Considerações	115
6	Considerações Finais	117
6.1	Trabalhos Futuros	119
	Agradecimentos	120
A	Dedução da equação da corrente $I_g(p_s, \phi_g)$	121
B	Dedução das equações de controle em malha aberta	123
	Referências Bibliográficas	127
I	Diagramas elétricos da bancada de inversores	130

Índice de Tabelas

2.1	Alocação do pólo da FTMF	39
2.2	Parâmetros da simulação do filtro ativo série com controle em malha fechada	43
2.3	Perfil de cargas para simulação de transitório	43
3.1	Parâmetros usados no projeto do filtro LC	51
3.2	Valores de projeto do filtro LC	51
3.3	Perfil de carga	55
3.4	Parâmetros da simulação de equalização de demanda	58
3.5	Resultados de simulação de compensação de harmônicos de tensão	59
5.1	Dados de placa e parâmetros do motor de indução Eberle	92
5.2	Resumo dos resultados experimentais e de simulação para θ_l	115

Índice de Figuras

2.1	Circuito elétrico simplificado do filtro ativo série ideal	11
2.2	Diagrama fasorial do Filtro Ativo Série	13
2.3	Efeito do ângulo de tensão da carga na potência do compensador	14
2.4	Superfície: módulo da tensão da carga versus módulo e fase da tensão do compensador	16
2.5	Curvas de nível da superfície da figura 2.4	16
2.6	Superfície: fase da tensão da carga versus módulo e fase da tensão do compensador	17
2.7	Curvas de nível da superfície da figura 2.6	17
2.8	Interseção das curvas de nível de módulo e fase da tensão na carga para determinação do ponto de operação do compensador	18
2.9	Curvas V_l x ϕ_g para três tipos de cargas e $p_s = 0$	21
2.10	Balanco de potência ativa em função do ângulo de fase da corrente	21
2.11	Balanco de potência reativa em função do ângulo de fase da corrente	22
2.12	Curvas V_l x ϕ_g para $p_s = -0,5pu$	23
2.13	Balanco de potência ativa para $p_s = -0,5pu$	23
2.14	Diagrama fasorial do Filtro Ativo Série: influência do ângulo de fase da corrente	24
2.15	Curvas V_l x ϕ_g para $p_s = 0$ e $V_g = 0.8pu$	25
2.16	Curvas V_l x ϕ_g para $V_g = 1pupu$: carga resistivo-indutiva ($R_l = 0.5pu$ e $X_l = 0.8pu$)	26
2.17	Variação do fator de potência visto pela rede em função da potência ativa do compensador ($R_l = 0.5pu$ e $X_l = 0.8pu$)	27
2.18	Interseção das curvas de nível de módulo e fase da tensão na carga: quanto maior θ_l maior V_s	29

2.19	Análise de regime permanente do controle de malha aberta: p_s^* x θ_l^* para $V_l^* = 1$ e $V_g = 1$ e os parâmetros de circuito usados na seção 2.2	31
2.20	Simulação de controle em malha aberta: $V_l^* = 1$, $V_g = 1$ e $p_s^* = 0,4$ pu	32
2.21	Simulação de controle em malha aberta: $V_l^* = 1$, $V_g = 1$ e $p_s^* = -1,4$ pu	33
2.22	Compensação de tensão na carga com controle em malha aberta: sobretensão de 20% na rede ($V_l^* = 1$ e $V_g = 1,2$ pu)	33
2.23	Compensação de tensão na carga com controle em malha aberta: afundamento de 20% da tensão da rede ($V_l^* = 1$ e $V_g = 0,8$ pu)	34
2.24	Diagrama de controle do Filtro Ativo Série de Potência trifásico	35
2.25	Diagrama de controle de tensão da carga	36
2.26	Localização do pólo s_p em função do ganho integral do controlador	39
2.27	Dinâmica do sistema em malha fechada com controlador PI($K_i = 480$)	40
2.28	Dinâmica do sistema em malha fechada com controlador PI($K_i = 210$)	41
2.29	Resultado de simulação para rampa de potência do conversor: erros de v_{l1} , v_{l2} e v_{l3} ; p_{s1} , p_{s1}^* e erro de p_{s1} ; θ_l^*	44
2.30	Resultado de simulação para rampa de potência do conversor: v_{l1} e v_{l1}^* na janela de 0,6 a 0,8s	44
2.31	Resultado de simulação para transitório de cargas: sinais de controle de Z_1 , Z_2 e Z_3 ; erros de v_{l1} , v_{l2} e v_{l3} ; erro de p_s	45
2.32	Resultado de simulação para transitório de cargas: v_{l1} e v_{l1}^* na janela de 0,95 a 1,05s	45
3.1	Diagrama elétrico do Filtro Ativo de Potência série trifásico	47
3.2	Princípio da modulação PWM senoidal	48
3.3	Tempo de condução dos interruptores na modulação PWM senoidal	48
3.4	Utilização do filtro na saída do inversor de tensão	50
3.5	Aplicação de equalização da demanda de potência de uma instalação elétrica: BESS conectado em derivação	53
3.6	BESS aplicado à otimização de demanda de potência	54
3.7	Aplicação de equalização da demanda de potência de uma instalação elétrica: BESS conectado em série	55
3.8	Perfil de consumo da carga e potência ativa de referência do compensador	56

3.9	Resultados de simulação da equalização de demanda: erro das tensões de fase, potência do compensador (por fase) e potências totais do conversor, da carga e da rede	57
3.10	Resultados de simulação da equalização de demanda: janela de 0,8s a 1,1s	57
3.11	Compensação de harmônicos - $THD_{v_g} = 20\%$ (quinto harmônico)	59
3.12	Compensação de harmônicos - $THD_{v_g} = 10\%$ (sétimo harmônico)	60
3.13	Compensação de harmônicos - $THD_{v_g} = 22\%$ (20% de quinto harmônico e 10% de sétimo harmônico)	60
3.14	Resultado de simulação com afundamento de tensão na rede de 30%: tensão na carga é restaurada a partir de 0,1s	61
3.15	Resultado de simulação com sobretensão de 30% na rede	62
3.16	Diagrama unifilar do Filtro Ativo Série conectado no trafo de distribuição	63
3.17	Diagrama elétrico do Filtro Ativo Série conectado no secundário do trafo de distribuição	63
3.18	Diagrama elétrico monofásico equivalente do FAP série conectado no secundário do trafo de distribuição	64
3.19	Resultado de simulação para correção de sobretensão de 50% na rede : conexão do FAP no trafo em $t=0,5s$	65
3.20	Balanco de potência ativa no sistema no caso de correção de sobretensão	65
3.21	Resultado de simulação para correção de afundamento de tensão de 50% na rede: conexão do FAP no trafo em $t=0,5s$	66
3.22	Balanco de potência ativa no sistema no caso de correção de afundamento	66
4.1	Placa controladora PPC DS1103	68
4.2	Layout principal do experimento no ControlDesk	71
4.3	Esquema da montagem elétrica do FAP série realizada em laboratório	72
4.4	Diagrama de Controle do FAP: controladores síncronos	73
4.5	Curvas teóricas $V_l x \phi_g$ para diversos p_s obtidas com parâmetros da montagem ($V_g=107V$, carga resistiva)	74
4.6	Curvas teóricas $V_l x \phi_g$ para diversos p_s obtidas com parâmetros da montagem ($V_g=80V$, carga resistiva)	75

4.7	Curvas teóricas $V_l x \phi_g$ para diversos p_s obtidas com parâmetros da montagem ($V_g=120V$, carga resistiva)	75
4.8	Curvas teóricas $V_l x \phi_g$ para diversos p_s obtidas com parâmetros da montagem ($V_g=100V$ e carga RL)	76
4.9	Curvas teóricas $V_l x \phi_g$ para diversos p_s obtidas com parâmetros da montagem ($V_g=80V$ e carga RL)	77
4.10	Ângulo de fase da tensão da carga versus ângulo de fase da corrente (carga RL)	77
5.1	Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga resistiva	80
5.2	Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga resistiva (tensões na carga)	81
5.3	Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga resistiva (tensões síncronas na carga)	82
5.4	Ângulo de fase de referência da tensão da carga ($\theta_l^* \simeq -0,2rad$) para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga resistiva	83
5.5	Tensão do barramento CC (E) para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga resistiva	83
5.6	Potências no FAP série para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga resistiva (balanço de potências trifásicas)	84
5.7	Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 80V$ e $p_{s3\phi} = -150W$ com carga resistiva	86
5.8	Ângulo de fase de referência da tensão da carga ($\theta_l^* \simeq -0,65rad$) para condição $V_g = 80V$ e $p_{s3\phi} = -150W$ com carga resistiva	87
5.9	Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 80V$ e $p_{s3\phi} = -150W$ com carga resistiva (balanço de potência trifásica)	88
5.10	Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 120V$ e $p_{s3\phi} = 60W$ com carga resistiva	89
5.11	Ângulo de fase de referência da tensão da carga ($\theta_l^* \simeq -0,4rad$) para condição $V_g = 120V$ e $p_{s3\phi} = 60W$ com carga resistiva	90
5.12	Tensão do barramento CC (E) para condição $V_g = 120V$ e $p_{s3\phi} = 60W$	90

5.13	Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 120V$ e $p_{s3\phi} = 60W$ com carga resistiva (balanço de potência trifásica)	91
5.14	Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL	94
5.15	Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL(tensões síncronas na carga)	95
5.16	Ângulo de fase de referência da tensão da carga ($\theta_l^* \simeq 0rad$) para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL	96
5.17	Tensão do barramento CC (E) para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL	96
5.18	Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL (balanço de potência trifásica)	97
5.19	Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 80V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL	99
5.20	Ângulo de fase de referência da tensão da carga ($\theta_l^* \simeq 0.05rad$) para condição $V_g = 80V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL	100
5.21	Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 80V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL (balanço de potência trifásica)	101
5.22	Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 150W$ com carga RL	102
5.23	Ângulo de fase de referência da tensão da carga ($\theta_l^* \simeq 0.2rad$) para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 150W$ com carga RL	103
5.24	Tensão do barramento CC (E) para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 150W$ com carga RL	103
5.25	Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 150W$ com carga RL (balanço de potência trifásica)	104
5.26	Resultados experimentais do FAP serie para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = -150W$ com carga RL	106
5.27	Ângulo de fase de referência da tensão da carga ($\theta_l^* \simeq -0.18rad$) para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = -150W$ com carga RL	107
5.28	Resultado experimental do FAP para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = -150W$ com carga RL (balanço de potência trifásica)	108

5.29	Resultado experimental do FAP para condição $V_g = 100V$ (10% de 3°, 7% de 5° e 5% de 7° harmônicos) e $p_{s_{3\phi}} = 0$ com carga RL	110
5.30	Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100V$ (10% de 3°, 7% de 5° e 5% de 7° harmônicos) e $p_{s_{3\phi}} = 0$ com carga RL (tensões na carga)	111
5.31	Resultado experimental do FAP para condição $V_g = 100V$ (10% de 3°, 7% de 5° e 5% de 7° harmônicos) e $p_{s_{3\phi}} = 0$ com carga RL (tensões síncronas na carga)	113
5.32	Balço de potência ativa trifásica filtrada (P_{carga} , $P_{conversor}$ e P_{rede}) para condição $V_g = 100V$ (10% de 3°, 7% de 5° e 5% de 7° harmônicos) e $p_{s_{3\phi}} = 0$ com carga RL	114
B.1	Relação entre as constantes k_1, k_2 e k_3	125

1

Introdução Geral

A quantidade de equipamentos eletro-eletrônicos conectados ao sistema elétrico vem aumentando em grandes proporções nos últimos anos, devido principalmente à popularização e barateamento das tecnologias utilizadas nos diversos segmentos da atividade industrial, comercial e residencial. Embora tais equipamentos incorporem cada vez mais funcionalidades e recursos, alguns deles ainda são bastante sensíveis aos distúrbios elétricos do sistema, o que constitui um verdadeiro impasse, já que de um lado o sistema se torna mais poluído e do outro, os equipamentos exigem um fornecimento de energia de melhor qualidade. Este tem sido um grande dilema enfrentado pelos profissionais da engenharia elétrica, que vêm fazendo da qualidade de energia um tema de grande interesse tanto para quem fornece energia como para quem a recebe. Este cenário tem levado à necessidade de se estabelecer padrões uniformes de qualidade de energia que garantam níveis mínimos aceitáveis, consistindo o objeto de esforços em pesquisas para algumas organizações como IEC e IEEE para criação de recomendações como o padrão IEEE 1159 (recomendação americana) e o EN 50160 (recomendação européia).

Embora o conceito de qualidade de energia possa admitir significados diferentes em situações distintas, freqüentemente, este termo refere-se à capacidade do sistema em fornecer energia à carga mantendo-se determinadas especificações de tensão, corrente e freqüência. As principais categorias de distúrbios que degradam a qualidade de energia elétrica são: harmônicos, flutuações de tensão, desequilíbrios de tensão, variações de freqüência e variação de tensão de longa e curta duração. Dentre estes, os problemas mais importantes do ponto de

vista econômico são os harmônicos, as oscilações na tensão e, especificamente, as interrupções de fornecimento (Ghandehari e Jalilian, 2004). Na atividade industrial, por exemplo, os problemas no fornecimento de energia podem resultar em paradas na planta de produção causando grandes impactos financeiros relacionados aos custos de perda de matéria-prima, manutenção de máquinas danificadas, reinicialização da linha de produção, dentre outros, cujas magnitudes dependem do tipo de indústria (Grigsby, 1994) e (Sullivan et al., 1997). Por exemplo, o custo de uma queda de tensão intensa para um fabricante de semicondutores em Singapura é estimado em US\$ 1 milhão por evento (Ghosh e Ledwich, 2002).

Os distúrbios da qualidade de energia elétrica podem surgir no sistema devido à própria natureza da carga ou da geração, como também devido a manobras no sistema, faltas ou desbalanceamentos. As oscilações de tensão experimentadas pelas cargas, por exemplo, têm sua origem na maioria dos casos em faltas no sistema, sendo, portanto, um problema comum e bastante freqüente. As distorções harmônicas na tensão de fornecimento são geradas principalmente pelas cargas que apresentam comportamento não-linear, como é o caso dos retificadores, quase sempre presentes nos equipamentos eletrônicos conectados à rede elétrica. Diante disto, os estudos têm avançado no sentido de buscar soluções tecnicamente viáveis que possam mitigar os problemas de qualidade de energia tanto do lado do consumidor como do lado da concessionária de energia. Com o objetivo de evitar a propagação dos distúrbios da qualidade de energia no sistema, tem-se procurado corrigir o problema próximo de sua origem, sendo a interface entre o sistema e o equipamento o lugar mais comum para correção de afundamentos e interrupções, por exemplo (D.A.Fernandes, 2008).

O presente trabalho se insere no contexto de utilização da eletrônica de potência na melhoria da qualidade de energia elétrica, discutindo-se uma solução para compensação de tensão através de uma estrutura do tipo série aplicada para o controle do fluxo de potência ativa na carga. Primeiramente, faz-se uma revisão bibliográfica sobre o tema, onde são enfatizados algumas contribuições e conceitos relevantes ao trabalho. Em seguida, discorre-se sobre a fundamentação teórica do trabalho com apresentação do modelo do sistema estudado, resolução das equações de regime permanente e discussão dos resultados de simulação. No capítulo seguinte, são apresentados alguns aspectos da montagem realizada em laboratório assim como os principais resultados experimentais obtidos.

1.1 Revisão Bibliográfica

O desenvolvimento da eletrônica de potência com dispositivos mais robustos e rápidos, aliado às facilidades da tecnologia digital dos processadores e microcontroladores, têm permitido a criação de soluções flexíveis que melhoram a eficiência energética do sistema e os parâmetros da qualidade de energia, tanto no nível do usuário final, como nos sistemas de geração e distribuição. A seguir são mostradas algumas das classes de equipamentos de eletrônica de potência bastante usados atualmente na literatura (E.H.Watanabe e Aredes, 1999) e (Ren et al., 2009):

1. DVR (*Dynamic Voltage Restorer* ou Restaurador Dinâmico de Tensão): é um dispositivo conectado em série com a carga e capaz de corrigir afundamentos de tensão de curta duração na rede.

2. UPS (*Uninterruptible Power Supply* ou Fonte de Energia Ininterrupta): é um dispositivo conectado em cascata e composto de um estágio de retificação seguido de inversão que garante o fornecimento de energia à carga durante a ausência de energia na rede. Utiliza elementos armazenadores de energia como baterias, por exemplo.

3. APF (*Active Power Filter* ou Filtro Ativo de Potência): estrutura composta por um inversor de tensão, barramento capacitivo e filtro passivo usados para compensação de harmônicos de tensão ou corrente, conforme tipo de conexão série ou paralelo.

4. SSSC (*Static Synchronous Series Compensator*): é composto por inversor de tensão que, através de transformador, é conectado em série com a linha de transmissão, sendo capaz de controlar o fluxo de potência ativa e reativa na mesma.

5. STATCON (*Static Compensator* ou Compensador Estático): é um controlador de tensão/corrente conectado em derivação através de um transformador de isolamento usado para limitar flutuações de potência reativa ou correntes harmônicas na carga.

6. UPFC (*Unified Power Flow Controller* ou Controlador Unificado de Fluxo de Potência): trata-se de um compensador universal para aplicações em sistemas flexíveis de transmissão AC (FACTS) capaz de controlar simultaneamente o fluxo de potência passante por uma linha de transmissão e a tensão CA de uma barra.

7. UPQC (*Unified Power Quality Conditioner* ou Condicionador Unificado de Qualidade

de Energia): dispositivo que combina as características de compensação de tensão e de corrente dos filtros ativos de potência série e paralelo, respectivamente, em uma conexão *back-to-back* de dois conversores.

8. SPFC (*Storage Power Flow Controller* ou Controlador de Fluxo de Potência com Armazenamento): é um dispositivo UPFC associado a um sistema de armazenamento de energia, normalmente com baterias. Utilizado para controle do fluxo de potência ativa e reativa, compensação série de harmônicos de tensão e aplicações que exijam *backup* de energia.

Os FACTS (*Flexible Alternating Current Transmission Systems*) são sistemas modernos que utilizam eletrônica de potência para controle rápido em tempo real do fluxo de potência em uma linha de transmissão e com suporte de tensão. Este conceito de solução foi introduzido em 1988 por Hingorani e desde então vem sendo estudado e aprimorado por diversos pesquisadores. O emprego deste tipo de solução apresenta diversas vantagens, dentre as quais podemos destacar: aumento da capacidade de transmissão da linha, melhoria do limite de estabilidade transitória do sistema, limitação de sobrecargas e curto-circuitos, amortecimento de oscilações eletromecânicas do sistema de potência e dos geradores, maior flexibilidade para geração distribuída e redução do fluxo de potência reativa na linha. Além de tais benefícios, os FACTS quando associados a sistemas de armazenamento de energia com baterias (BESS - Battery Energy Storage System) possibilitam ainda uma valiosa melhoria na qualidade e confiabilidade do fornecimento de energia, constituindo a solução mais moderna em termos de flexibilidade e funcionalidade na atualidade, mas ainda com um custo muito elevado (Ribeiro et al., 2001).

A utilização de sistemas de armazenamento de energia com baterias tem sido encarada como uma verdadeira limitação em termos de custo e desempenho nos sistemas, razão pela qual vem sendo evitada sempre que possível. Porém, em determinadas aplicações a sua utilização é indispensável, restando ao projetista otimizar o funcionamento dos acumuladores, retirando o máximo de proveito deste recurso adicional de forma a compensar os custos envolvidos. Contudo, é importante considerar que, com o desenvolvimento das novas tecnologias de baterias, como é o caso do lítio que é um forte promissor nas aplicações de potência, em breve estarão disponíveis no mercado baterias com um tempo de uso maior e a custos menores do que as encontradas atualmente. Além do mais, as tecnologias de

armazenagem de energia terão uma contribuição extremamente importante na melhoria da operação e confiabilidade dos sistemas elétricos inteligentes (*Smart Grid*), dotados de quantidade significativa de fontes renováveis.

Outra classe de equipamento de potência bastante presente no meio industrial é o Filtro Ativo de Potência (FAP), cujo conceito já vem sendo estudado desde o início dos anos 80 quando foi introduzido por Akagi, e até então vem incorporando funcionalidades que o torna cada vez mais flexível, procurando adaptá-lo às exigências técnicas e econômicas (Singh et al., 1999). A utilização de filtros híbridos, por exemplo, vem ganhando muita atenção ultimamente, pois é uma alternativa que combina as vantagens dos filtros ativos e dos filtros passivos de forma a atender às especificações técnicas a um custo menor que os filtros ativos universais.

Em (Dixon et al., 1995) é proposto a implementação de um FAP série trifásico híbrido utilizando uma fonte de corrente controlada cuja amplitude é proporcional ao sinal de erro de tensão na carga e a fase é sincronizada com a tensão da rede. Nesta topologia, um filtro passivo do tipo indutor-capacitor é conectado em paralelo com a carga, sendo sintonizado para eliminar quinto e sétimo harmônicos de corrente e auxiliar na regulação do fator de potência. Na situação de regulação de fator de potência, é mostrado que o filtro deve ser capaz de fornecer energia ativa, e por esta razão o barramento CC é alimentado pela própria rede através de um retificador. Apesar de esse FAP ser capaz de regular o fator de potência, eliminar harmônicos de corrente e regular a tensão eficaz na carga, o sistema não garante controle do valor instantâneo da tensão sobre a carga e, portanto, não é adequado para cargas sensíveis a distorções na forma de onda de tensão.

Como verificado na literatura, tanto o FAP série como o FAP paralelo podem ser utilizados para realizar o controle do fator de potência visto pela fonte (controle de corrente) ou a regulação de tensão da carga (controle de tensão), apresentando cada qual suas particularidades e limitações de funcionamento que determinam a escolha da melhor topologia (R.R.Matias, 2007). De uma forma geral, embora exista certa preferência na utilização do FAP paralelo em se tratando de eliminação de harmônicos de corrente e correção de fator de potência da carga, existem trabalhos que investigam este tipo de aplicação para o FAP série (Chiang et al., 2005) e (Pan et al., 2005).

Em (Pan et al., 2005) é apresentado um FAP série monofásico, com inversor de tensão em ponte completa e controle de corrente por histerese dupla, usado para controle do fator de potência da carga. Comparado aos PFC's (*Power Factor Corrector*) convencionais, esta topologia apresenta menor custo, maior eficiência, menor interferência eletromagnética e componentes com menor especificação de tensão. O funcionamento com tensão reduzida do barramento (metade da tensão nominal da rede) reduz o stress de tensão nas chaves do inversor e o efeito de distorção na tensão do ponto de acoplamento comum. Na maioria dos casos, a própria indutância da linha de transmissão é suficiente como indutância de filtro e não é necessário um indutor adicional. Embora a corrente apresente uma pequena distorção de *crossover* inversamente proporcional à tensão do barramento, com esta topologia foram obtidas reduções significativas da taxa de distorção harmônica da corrente e fator de potência da ordem de 0.97 nas condições avaliadas.

Em alguns trabalhos, como é o caso de (Chiang et al., 2005), observa-se uma tendência na preocupação com a otimização do sistema do ponto de vista tanto da rede como da carga, sendo portanto, uma tentativa de garantir a qualidade do sinal de corrente no lado da rede e a qualidade do sinal de tensão no lado da carga. Baseado numa topologia similar a anterior, o filtro proposto por Chiang utiliza um inversor de tensão de meia-ponte como alternativa para redução de custos em aplicações de baixa potência. Quando em condições normais de tensão, o conversor funciona como supressor de harmônicos de corrente corrigindo o fator de potência visto pela rede. No momento em que o sistema detecta uma anomalia na tensão fornecida à carga (afundamento ou sobretensão) o conversor passa a atuar como fonte de tensão controlada, regulando a tensão na carga no valor eficaz desejado. No caso particular da correção de afundamento de tensão, um retificador absorve da rede a potência ativa necessária à compensação, de forma que a tensão do barramento é mantida constante sem a necessidade de uma malha de controle específica para este fim. No caso de correção de sobretensão, a tensão aplicada ao compensador está em quadratura com a corrente da carga, de forma a manter o fluxo de potência ativa nulo no conversor, e, portanto, a tensão constante no barramento.

A estratégia de controle de corrente para regulação do fator de potência visto pela fonte utilizando o FAP com conexão série apresenta o inconveniente de impor à carga tensão superior à nominal em determinadas condições de carga, ao contrário do FAP com conexão

paralela, cuja tensão aplicada à carga permanece próxima a tensão nominal e a corrente do conversor é bem menor que a corrente nominal da carga (R.R.Matias, 2007). O controle de tensão da carga utilizando o FAP com conexão paralelo apresenta como principal inconveniente a grande sensibilidade do fator de potência visto pela fonte e da corrente do conversor em função das oscilações de tensão da rede, quando comparado ao FAP série. Este, porém, apresenta limitações para operar com potência ativa nula no compensador sob determinadas condições de carga e tensão da rede. De fato, verifica-se que é necessária uma fonte de tensão externa que forneça a potência ativa demandada para regulação da tensão da carga quando a mesma apresenta natureza pouco reativa e é submetida a afundamentos de tensão na rede. Entende-se que, devido a esta limitação técnica na utilização do FAP série como regulador de tensão, este vem sendo mais comumente utilizado apenas como compensador de harmônicos de tensão, não sendo capaz, portanto, de corrigir determinados afundamentos de tensão da rede (Perez et al., 2002),(Jacobina et al., 2008),(Ribeiro e Barbi, 2006) e (Jacobina et al., 2009).

Assim, considerando a utilização do FAP série em conjunto com um sistema capaz de fornecer energia ativa, tal como painéis fotovoltaicos, pilha a combustível ou mesmo um sistema de armazenamento eletroquímico, obtém-se uma estrutura que, além de corrigir problemas associados a distorções na forma de onda de tensão, também pode realizar funções de gerenciamento de energia, através do controle do fluxo de potência, melhorando a estabilidade e confiabilidade do sistema. Atualmente, aplicações deste tipo têm ganhado enorme importância no cenário industrial devido à possibilidade de utilização em pontos críticos do sistema elétrico.

1.2 Motivação

As soluções baseadas no conceito de geração distribuída constituem uma forte tendência devido à capacidade de acomodar diversas fontes renováveis de energia, à possibilidade de melhoria da eficiência energética e da capacidade do sistema e à garantia de confiabilidade e segurança.

Neste contexto de aplicação, a utilização do FAP série com fonte externa de energia parece ser uma boa solução, já que o mesmo pode desempenhar funções que vão além da

simples compensação de tensão. Torna-se importante, então, estudar de que forma este tipo de estrutura interage com o sistema elétrico em que é conectado, investigando-se as limitações e particularidades envolvidas neste tipo de compensação, assim como as contribuições no sentido de contorná-las objetivando o compromisso com os critérios de custo e desempenho das aplicações.

1.3 Objetivos

O trabalho de dissertação proposto tem por objetivo o estudo de um compensador do tipo série com capacidade de fornecimento de potência ativa aplicado ao controle do fluxo de potência. O sistema é constituído de um inversor de tensão trifásico cujo barramento CC é proveniente de uma fonte de energia externa que pode ser de origem fotovoltaica ou proveniente de um sistema de armazenamento de energia do tipo acumulador eletroquímico. Desta forma, o sistema é capaz de desempenhar as funções de um filtro ativo série convencional, tais como eliminação de harmônicos de tensão e atenuação de oscilações e desbalanceamento de tensões, bem como regular o fluxo de energia elétrica entre conversor e carga.

O trabalho apresentado não limita o FAP série a uma aplicação específica de melhoria da qualidade de energia ou de gerenciamento de energia, mas apresenta uma visão geral de seu funcionamento quanto elemento responsável pela *interface* entre a fonte de energia e o sistema elétrico.

Os objetivos específicos do trabalho podem ser citados como:

- Determinar o modelo matemático de regime permanente do FAP série apresentando suas limitações;
- Estabelecer as condições de contorno do FAP série nas aplicações de controle de tensão e controle de potência ativa;
- Especificar as leis de controle de malha aberta e de malha fechada do FAP série;
- Apresentar metodologia para cálculo dos controladores do FAP série;
- Apresentar um FAP série típico trifásico;

- Aplicar o FAP série no contexto de qualidade de energia;
- Aplicar o FAP série no contexto de gerenciamento de energia;
- Apresentar alternativa de utilização do FAP série sem transformador isolador;
- Apresentar e discutir resultados de simulação;
- Realizar montagem experimental do sistema estudado;
- Apresentar e discutir os principais resultados experimentais.

O estudo apresenta um conteúdo atualizado que contribui para a melhor compreensão dos fenômenos envolvidos na compensação do tipo série cujo conhecimento pode ser estendido a aplicações de gerenciamento de energia onde é necessário um sistema de armazenamento, como é o caso de aplicações do tipo *power smoothing* e *peak shaving* que serão comentadas no decorrer do trabalho (Zeng et al., 2006) e (Oudalov et al., 2007).

2

Fundamentação Teórica

O FAP série é utilizado mais freqüentemente quando se objetiva compensar distúrbios na forma de onda da tensão sobre determinada carga elétrica cujo funcionamento é bastante sensível a variações de tensão, como por exemplo, fontes de computadores, aparelhos médicos, etc. O compensador do tipo série funciona como uma fonte de tensão que apresenta impedância idealmente infinita para as componentes harmônicas da tensão da rede e impedância pequena para componente fundamental.

O princípio de funcionamento baseia-se na utilização de uma fonte de tensão controlada que é conectada entre a carga e a rede elétrica. Na prática, esta fonte de tensão controlada é realizada com base em um conversor DC/AC cujo barramento contínuo pode ser capacitivo ou com fonte externa de tensão. Este conversor é conectado ao circuito de potência através de filtro passivo, que elimina as componentes de alta freqüência da tensão chaveada, e de transformador de isolamento para adequar os níveis de corrente e tensão do conversor àqueles da rede elétrica onde o mesmo é instalado.

Para fins de simplificação da análise do princípio de funcionamento do Filtro Ativo Série, considera-se o sistema trifásico como equilibrado de forma que a análise pode ser realizada com base no circuito elétrico monofásico equivalente.

O diagrama elétrico simplificado de aplicação do compensador do tipo série é apresentado na figura 2.1. A impedância Z_g modela o efeito da impedância interna do gerador ou da linha de transmissão. Observe-se que neste caso, para simplificação do modelo, a carga é

considerada linear sendo modelada por uma impedância fixa Z_l e o conversor é considerado como uma fonte de tensão ideal v_s para fins de simplificação da análise. De fato, o efeito da impedância do conversor Z_s pode ser incorporado à impedância interna do gerador, já que estão em série. Este circuito pode representar o equivalente monofásico de um filtro ativo trifásico cujas condições de tensão de rede e de carga são equilibradas e balanceadas. O conversor é controlado de maneira que as seguintes condições sejam atendidas:

- Controle da amplitude da tensão na carga V_l : apenas a amplitude da tensão é controlada segundo a referência gerada;
- Controle da potência ativa p_s através do ângulo da tensão de carga θ_l : quando $p_s = 0$ garante-se que não haverá fornecimento de potência ativa, podendo-se utilizar um barramento capacitivo no conversor.

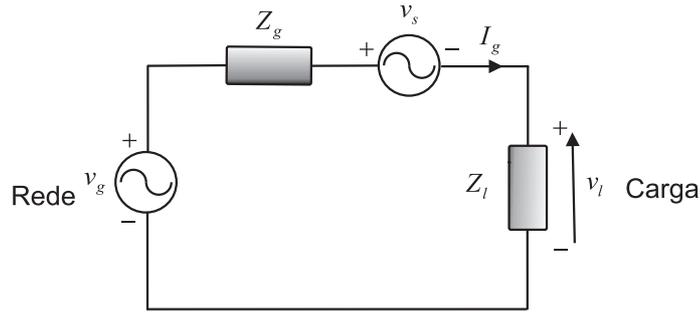


Figura 2.1: Circuito elétrico simplificado do filtro ativo série ideal

2.1 Modelo de Regime Permanente

Considerando o modelo elétrico simplificado, as grandezas elétricas podem ser representadas por fasores:

$$v_g = V_g \cos(\omega t + \theta_g) \longrightarrow \widehat{V}_g = V_g e^{j\theta_g} = V_{gd} + jV_{gq} \quad (2.1)$$

$$i_g = I_g \cos(\omega t + \phi_g) \longrightarrow \widehat{I}_g = I_g e^{j\phi_g} = I_{gd} + jI_{gq} \quad (2.2)$$

$$v_s = V_s \cos(\omega t + \phi_s) \longrightarrow \widehat{V}_s = V_s e^{j\phi_s} = V_{sd} + jV_{sq} \quad (2.3)$$

$$v_l = V_l \cos(\omega t + \phi_l) \longrightarrow \widehat{V}_l = V_l e^{j\theta_l} = V_{ld} + jV_{lq} \quad (2.4)$$

E as impedâncias:

$$Z_l = R_l + j\omega L_l \quad (2.5)$$

$$Z_g = R_g + j\omega L_g \quad (2.6)$$

Aplicando-se a Lei de Kirchhoff das tensões no circuito da figura 2.1 obtém-se o sistema de equações que fornece \widehat{I}_g e \widehat{V}_l para as entradas \widehat{V}_s e \widehat{V}_g :

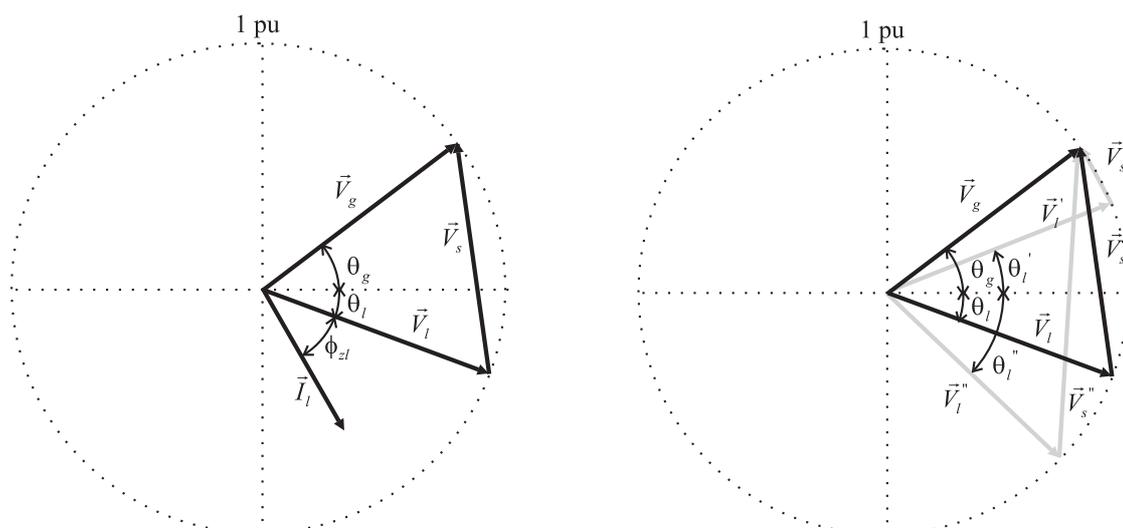
$$\widehat{I}_g = \left(-\frac{1}{Z_g + Z_l} \right) \widehat{V}_s + \left(\frac{1}{Z_g + Z_l} \right) \widehat{V}_g \quad (2.7)$$

$$\widehat{V}_l = \left(-\frac{Z_l}{Z_g + Z_l} \right) \widehat{V}_s + \left(\frac{Z_l}{Z_g + Z_l} \right) \widehat{V}_g \quad (2.8)$$

Quando adiciona-se às equações anteriores o efeito do transformador isolador e do filtro passivo de saída do inversor, obtém-se um modelo mais completo do sistema de compensação série (R.R.Matias, 2007). Contudo, apenas o modelo simplificado é utilizado no presente trabalho, pois mostra-se suficiente para a análise de regime permanente do sistema e definição do modelo de controle a ser empregado.

Com base no diagrama fasorial mostrado na figura 2.2(a), obtido da equação de regime permanente do sistema, pode-se analisar o efeito da tensão do compensador na corrente e na tensão da carga. Para efeito de ilustração, considera-se a fase da tensão da rede como sendo um certo ângulo θ_g . A tensão do compensador é aplicada de forma que mantenha o módulo da tensão na carga constante no valor nominal (1 pu), independente das variações de módulo e fase da tensão da rede. Na figura 2.2(b), observa-se que quanto maior a defasagem entre a tensão da rede \widehat{V}_g e a tensão na carga \widehat{V}_l , maior será o módulo da tensão do compensador \widehat{V}_s , sendo maior, portanto, a potência aparente do filtro.

O efeito do ângulo da tensão da carga (θ_l) na potência do conversor pode ser observado claramente a partir dos diagramas fasoriais mostrados na figura 2.3. No primeiro caso, figura 2.3(a), o ângulo da tensão da carga é adiantado com relação à tensão da rede e observa-se que a componente I_{lp} da corrente do circuito na direção da tensão do compensador \widehat{V}_s tem mesmo sentido desta tensão, sendo neste caso a potência positiva, ou seja, pela convenção adotada, o compensador absorve energia da rede. De outra forma, pode-se também observar que o ângulo entre os fasores \widehat{V}_s e \widehat{I}_l é menor que 90° implicando na potência ativa positiva ($p_s = V_s I_l \cos(\phi)$). Tal potência é nula quando os fasores de tensão e corrente no compensador estão defasados de exatos 90° . No diagrama da figura 2.3(b), observa-se o caso em que o

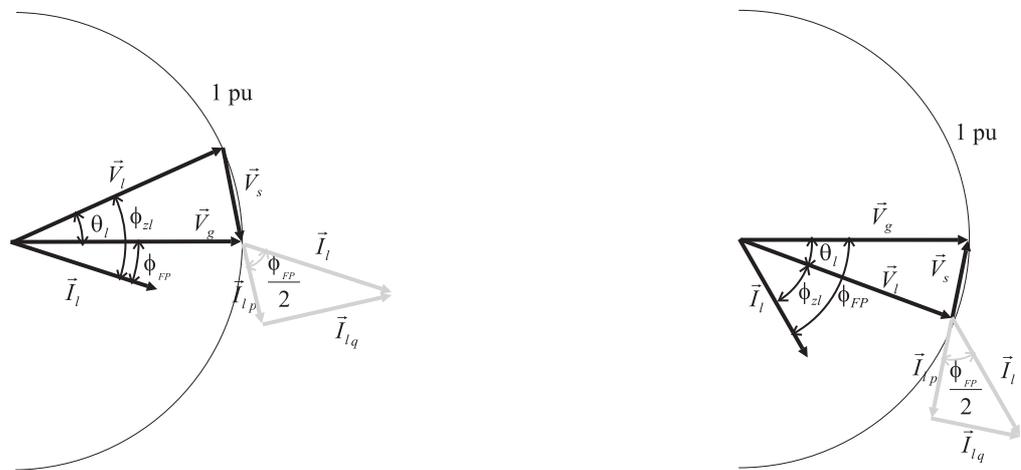


(a) Tensão do compensador \widehat{V}_s é obtida de forma a manter tensão nominal na carga \widehat{V}_l

(b) Efeito do ângulo de defasagem entre \widehat{V}_l e \widehat{V}_g

Figura 2.2: Diagrama fasorial do Filtro Ativo Série

ângulo θ_l é negativo, estando a tensão da carga atrasada com relação a tensão da rede. Neste caso, a componente ativa da corrente da carga I_{lp} tem sentido oposto ao da tensão do compensador, sendo a potência ativa negativa, pois o ângulo entre os fasores \widehat{V}_s e \widehat{I}_l é maior que 90° . Nos dois casos a corrente é sempre atrasada com relação à tensão na carga, já que esta é considerada de característica indutiva, e a potência ativa da rede é negativa, pois o ângulo de defasagem entre \widehat{V}_g e \widehat{I}_l é menor que 90° nestes casos ilustrados ($p_g = -V_g I_l \cos(\phi)$).



(a) Potência ativa do compensador positiva (absorve energia) e potência ativa da rede negativa (fornece energia)

(b) Potência ativa do compensador negativa (fornece energia) e potência ativa da rede negativa (fornece energia)

Figura 2.3: Efeito do ângulo de tensão da carga na potência do compensador

2.2 Análise do Circuito em Regime Permanente

Neste momento, procura-se avaliar de que forma a tensão na carga é influenciada pela tensão do compensador, ilustrando esta variação por meio de gráficos de superfície e curvas de nível constituindo uma abordagem diferente da encontrada na literatura.

Para analisar o comportamento do sistema a ser controlado, consideram-se as equações de regime permanente do filtro 2.7 e 2.8 e utilizam-se ferramentas computacionais para simular o circuito.

Considerando a impedância da rede como sendo 10% da impedância da carga, os parâmetros normalizados escolhidos do circuito são: $R_l = 0,5pu$, $L_l = 0,0023pu$, $R_g = 0$ e $L_g = 0,000265pu$ que resultam em $Z_l = 1,0\angle 60,9^\circ pu$ e $Z_g = 0,1pu$.

A superfície que fornece o valor do módulo do fasor de tensão da carga em função do módulo e da fase da tensão do compensador, para os parâmetros mostrados anteriormente e considerando o valor eficaz de 1 pu da tensão da rede ($V_g = 1pu$) é apresentada na figura 2.4. Algumas curvas de níveis relativas a esta superfície são ilustradas na figura 2.5. A partir destas curvas pode-se, por exemplo, determinar o valor da tensão do compensador (módulo e fase) a ser aplicado ao circuito para obter o valor em módulo da tensão desejada na carga. Por exemplo, para obtermos tensão na carga com módulo 1 pu, o compensador deve fornecer uma tensão cujo ponto associado aos valores do módulo e fase esteja sobre a curva de nível rotulada como "1". Dessa forma, o ponto 1 indicado na figura 2.5, por exemplo, está associado ao valor de tensão eficaz 1 pu do compensador com um ângulo de fase de aproximadamente $-64,8^\circ$.

De forma semelhante, na figura 2.6 ilustra-se a superfície que descreve o comportamento do ângulo de fase da tensão da carga em função do módulo e da fase da tensão do compensador e na figura 2.7 algumas curvas de níveis associadas a esta superfície. Em função do valor desejado para o ângulo da tensão da carga, que corresponde a uma curva de nível, escolhe-se um par de valores para fase e módulo da tensão do compensador que satisfaçam esta curva.

É importante salientar que uma vez escolhidos os valores de ângulo de fase e módulo da tensão do compensador em função do módulo da tensão da carga, por exemplo, o ângulo

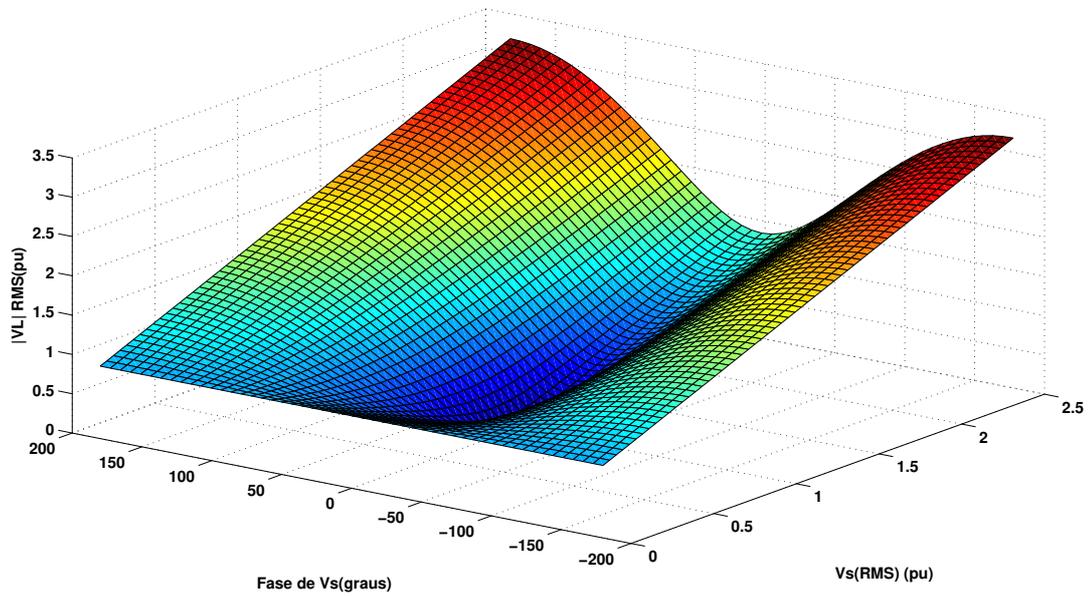


Figura 2.4: Superfície: módulo da tensão da carga versus módulo e fase da tensão do compensador

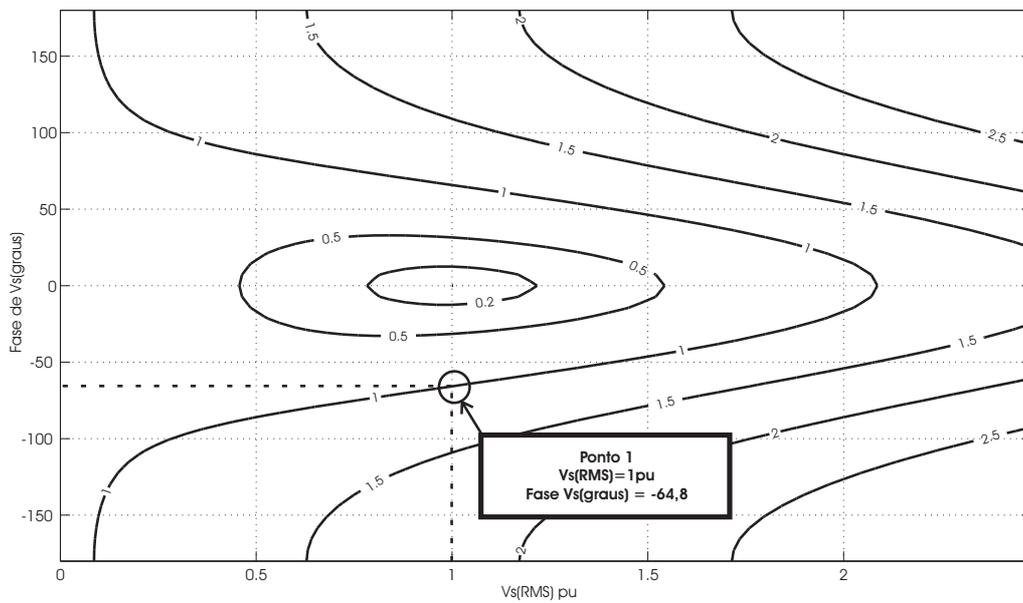


Figura 2.5: Curvas de nível da superfície da figura 2.4

desta tensão estará obrigatoriamente determinado.

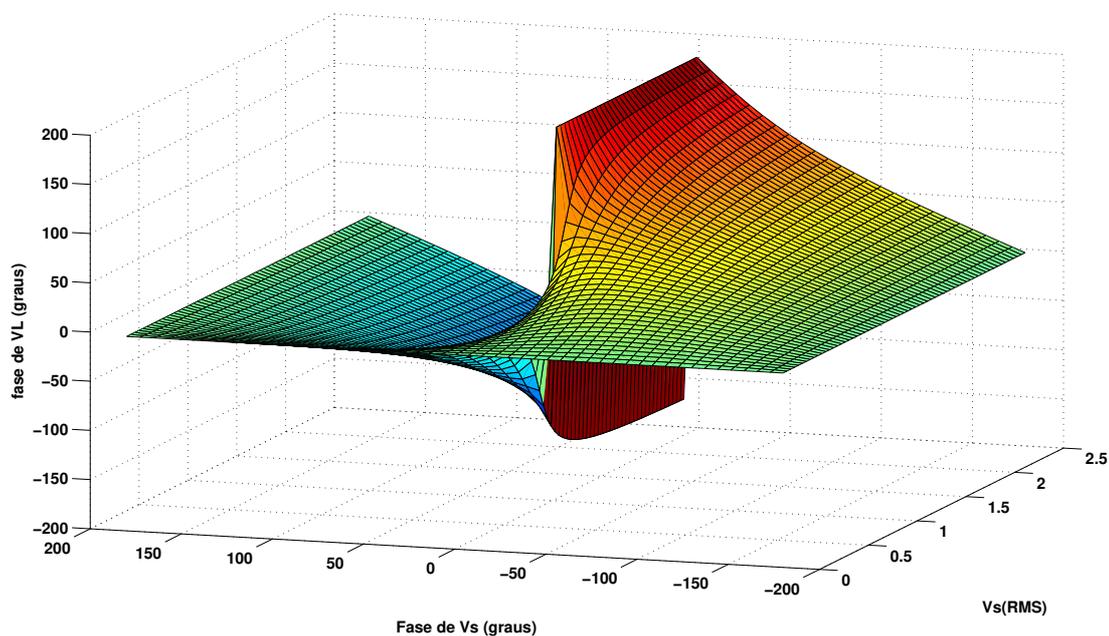


Figura 2.6: Superfície: fase da tensão da carga versus módulo e fase da tensão do compensador

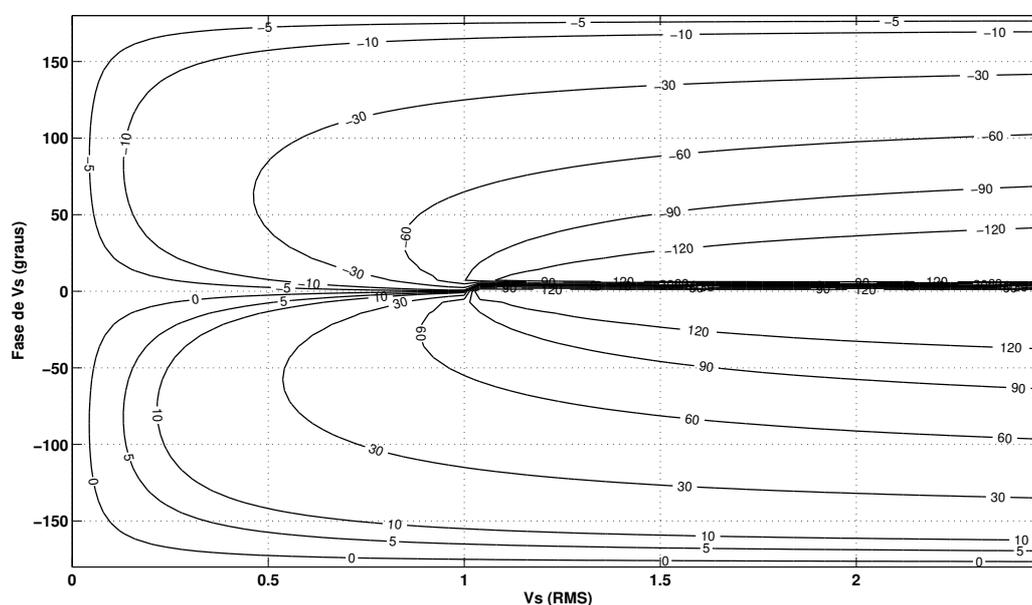


Figura 2.7: Curvas de nível da superfície da figura 2.6

Como será discutido adiante, no caso do controle do filtro série estamos interessados em controlar apenas o módulo da tensão na carga, já que a fase desta tensão é determinada em função do controle da potência ativa do compensador. Assim, o valor da tensão do

compensador em regime permanente pode ser obtido pela solução do sistema de equações constituído pela equação de uma curva de nível da figura 2.5 e outra equação referente à curva de nível da figura 2.7, escolhidas em função dos valores desejados para o módulo e fase da tensão da carga, respectivamente. A figura 2.8 ilustra o resultado desta análise que é representada pela interseção das duas curvas de nível de forma a determinar o ponto de operação do compensador em regime permanente. Por exemplo, para obter-se uma tensão na carga de $1,0\angle 34,4^\circ pu$ que corresponde ao ponto 2 indicado, a solução possível é $\widehat{V}_s = 0,674\angle -78,5^\circ pu$.

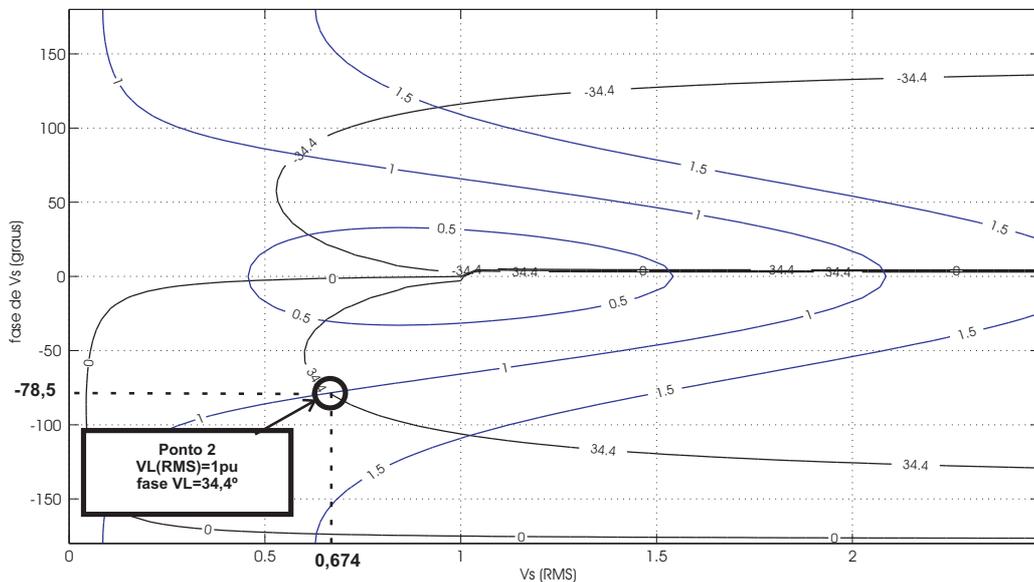


Figura 2.8: Interseção das curvas de nível de módulo e fase da tensão na carga para determinação do ponto de operação do compensador

Das equações 2.7 e 2.8 do modelo simplificado do FAP serie, observa-se que tanto a tensão na carga como a corrente na fonte podem ser controladas através da tensão do conversor. De fato, não há restrições para o controle da corrente ou da tensão, a menos é claro, que os dois são mutuamente excludentes, ou seja, como a impedância da carga é constante e a corrente da carga é a mesma da fonte, não há como eliminar os harmônicos da corrente sem que haja uma forte alteração na tensão da carga. De forma semelhante, não é possível regular a tensão na carga sem que o fator de potência da fonte seja alterado. Contudo, observa-se que, operando de uma forma ou de outra, o compensador deverá apresentar um comportamento previsível e dentro da margem de especificação do sistema, sendo necessário,

portanto, um estudo de regime permanente sob diversas condições de operação.

A análise de regime permanente do compensador estático é importante para avaliar o ponto de operação do sistema em diversas condições de funcionamento, considerando variações na impedância da carga e na tensão de rede. Desta forma, é possível verificar, por exemplo, qual o comportamento obtido na tensão da carga quando se emprega o controle do fator de potência visto pela rede (controle de corrente) e qual o comportamento desse fator de potência quando a regulação de tensão na carga é realizada.

2.2.1 Efeito do fator de potência na tensão da carga

O objetivo desta análise é avaliar o comportamento da tensão na carga quando o compensador opera de forma a impor a potência ativa e o ângulo do fator de potência da rede desejados. A partir das equações de regime permanente obtém-se o sistema de equações formado pelas equações 2.15, 2.16 e 2.11. O desenvolvimento matemático completo, com a obtenção do sistema e sua solução, encontra-se no apêndice A.

$$V_{sd} = V_{gd} - (Z_{gd} + Z_{ld})I_g \cos(\phi_g) + (Z_{gq} + Z_{lq})I_g \sin(\phi_g) \quad (2.9)$$

$$V_{sq} = V_{gq} - (Z_{gd} + Z_{ld})I_g \sin(\phi_g) - (Z_{gq} + Z_{lq})I_g \cos(\phi_g) \quad (2.10)$$

$$p_s = V_{sd}I_g \cos(\phi_g) + V_{sq}I_g \sin(\phi_g) \quad (2.11)$$

A solução do sistema em termos da corrente do circuito é dada pela eq. 2.12:

$$I_g^2(Z_{gd} + Z_{ld}) - I_g[V_{gd}\cos(\phi_g) + V_{gq}\sin(\phi_g)] + p_s = 0 \quad (2.12)$$

Como I_g é o módulo da corrente da carga, considera-se o valor real positivo da solução da eq. 2.12:

$$I_g = \frac{V_{gd}\cos(\phi_g) + V_{gq}\sin(\phi_g) + \sqrt{\Delta}}{2(Z_{gd} + Z_{ld})} \quad (2.13)$$

Onde:

$$\Delta = (V_{gd}\cos(\phi_g) + V_{gq}\sin(\phi_g))^2 - 4(Z_{gd} + Z_{ld})p_s \quad (2.14)$$

Com base na eq.2.13, obtém-se o módulo da corrente do circuito em função da potência do compensador e do ângulo de fase desta corrente que é o ângulo do fator de potência visto pela rede no caso de θ_g nulo. A análise de regime foi realizada para ângulo de fase da corrente entre -100° e 100° e, inicialmente, considerando potência ativa nula no compensador para as seguintes cargas do tipo série de naturezas distintas:

- Carga 1 (fortemente indutiva): $R_l = 0,3pu$ e $X_l = 1pu$;
- Carga 2 (fortemente resistiva): $R_l = 1pu$ e $X_l = 0,1pu$;
- Carga 3(resistivo-indutiva): $R_l = 0,5pu$ e $X_l = 0,8pu$.

As curvas da tensão na carga em função do ângulo da corrente (ângulo do fator de potência) para as cargas analisadas são apresentadas na figura 2.9. No caso da utilização do controle de tensão, quando a tensão desejada na carga é de 1 pu, por exemplo, podem existir dois pontos, um único ponto ou nenhum ponto de operação do circuito, que é determinado pelo ângulo de fase da corrente. Neste gráfico, a interseção da reta $V_l = 1$ pu com a curva $V_l \times \phi_g$ referente à carga resistivo-indutiva, por exemplo, resulta nos pontos de operação cujas fases da corrente são, respectivamente, $-57,6^\circ$ e $57,6^\circ$. A escolha da primeira ou da segunda solução determina o sentido obtido para o fluxo de potência reativa na rede, como pode ser observado na curva do balanço de potência reativa na figura 2.11. Neste caso, para o ângulo de fase positivo da corrente, a rede absorve reativos, enquanto que para ângulo de fase negativo, a rede fornece reativos.

Com relação à natureza da carga, verifica-se que, para carga fortemente indutiva, o controle de tensão ($V_l = 1pu$) resulta em um ponto de operação cujo fator de potência visto pela fonte é reduzido. O controle do fator de potência para este tipo de carga impõem a mesma valores de tensão bem superiores ao nominal, podendo assim danificá-la. Já no caso de cargas fortemente resistivas, sem fornecimento de potência ativa pelo compensador, este tipo de controle resulta em tensão na carga próxima à tensão nominal com fator de potência próximo à unidade.

Na figura 2.10 são ilustradas as curvas do balanço de potência ativa, onde se observa que a potência do compensador permanece nula durante o intervalo de simulação considerado, como esperado. As potências da carga e da rede variam proporcionalmente à variação da tensão na carga, já que a condição de controle de tensão não foi imposta às equações nesta análise.

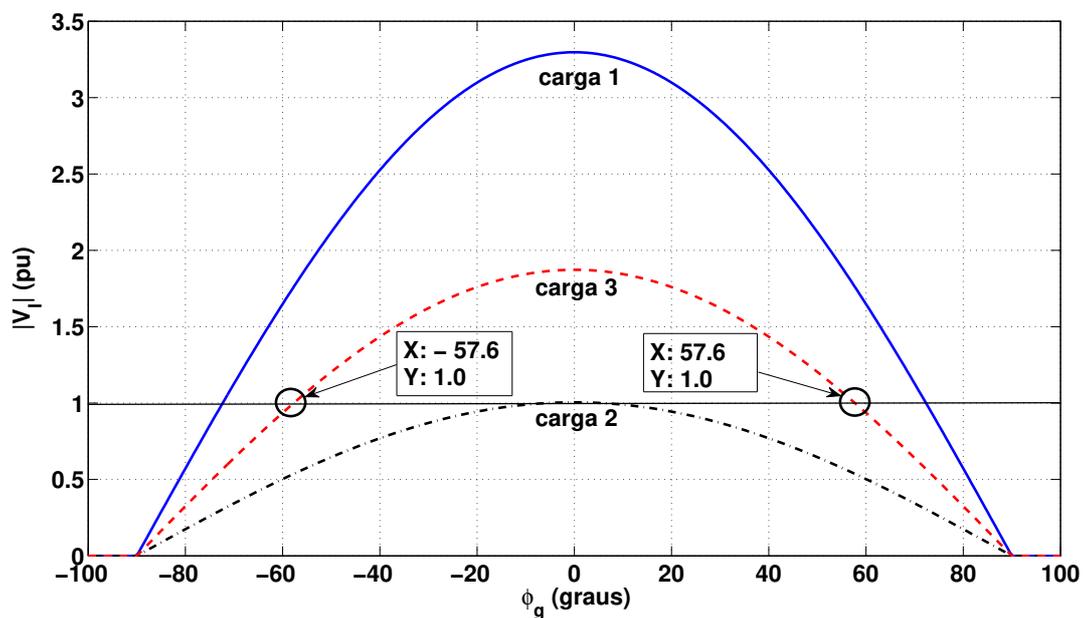


Figura 2.9: Curvas V_l x ϕ_g para três tipos de cargas e $p_s = 0$

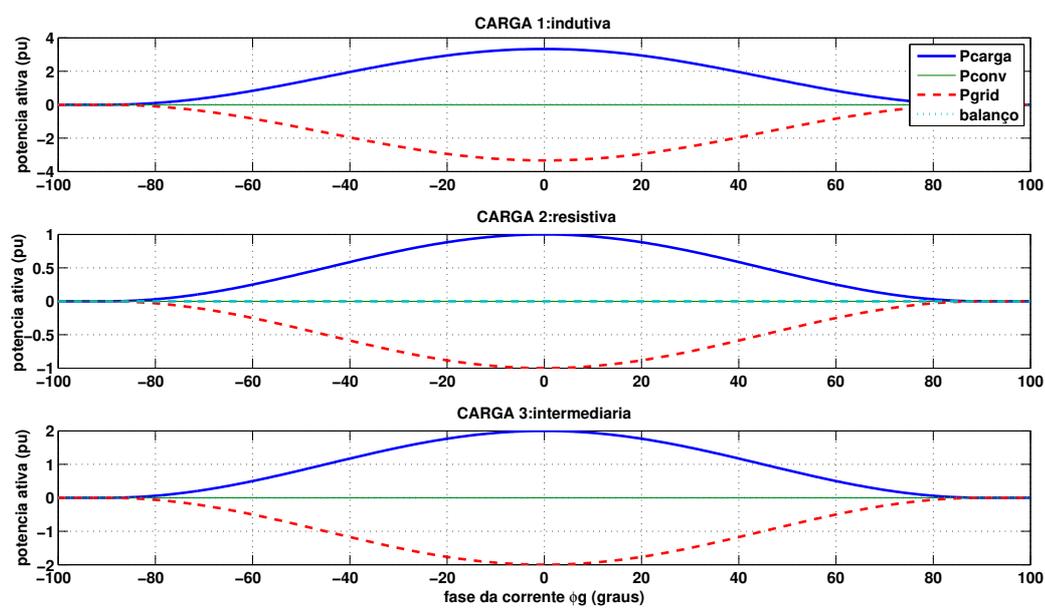


Figura 2.10: Balanço de potência ativa em função do ângulo de fase da corrente

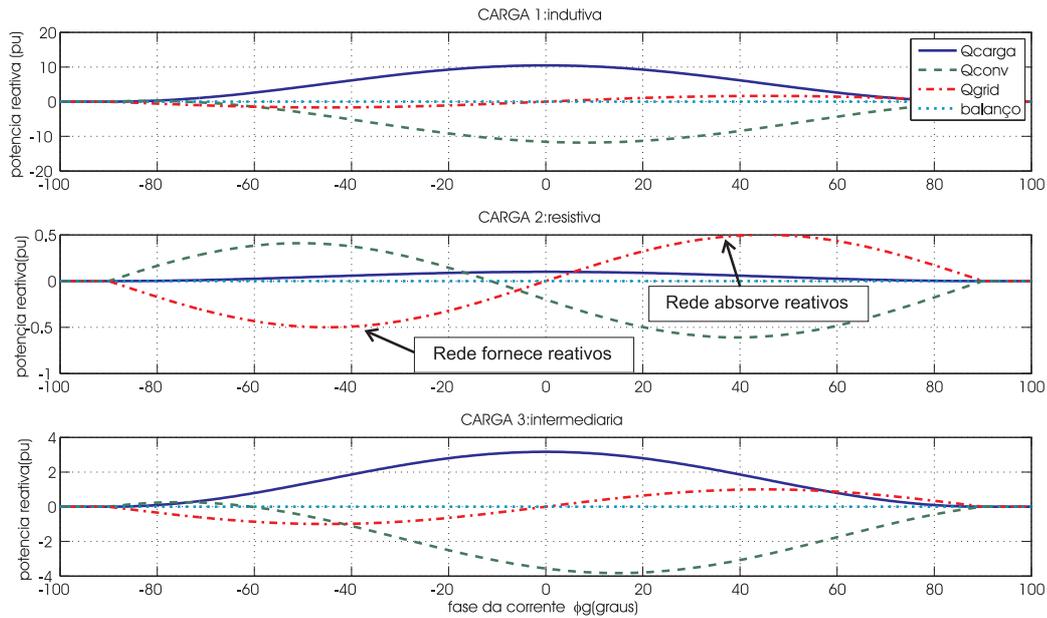


Figura 2.11: Balanço de potência reativa em função do ângulo de fase da corrente

2.2.2 Efeito da potência ativa do compensador na tensão da carga

A potência ativa do compensador precisa ser controlada de forma a realizar as operações de gerenciamento de energia. Assim, torna-se necessário estudar o regime permanente do circuito para diversos valores de potência do compensador. A figura 2.12 apresenta os resultados de simulação considerando que o compensador fornece 0.5 pu de potência ativa ao sistema. Neste caso, observe que o intervalo do ângulo da corrente no qual o modelo admite solução real é maior que no caso anterior ($p_s = 0$). No caso de uma carga fortemente indutiva, como não há resistência considerável na carga, a potência ativa fornecida pelo compensador deve então ser absorvida pela rede quando a regulação da tensão na carga for imposta pelo controle. Neste caso, deve-se ter fase da corrente próxima a 100° conforme leitura na curva associada à carga 1 no gráfico da figura 2.12 quando $V_l = 1pu$. Isto é evidenciado pela inversão do sinal da potência ativa (de negativo que indica fornecimento para positivo que indica absorção na convenção usada para o circuito da figura 2.1) conforme ilustrado no gráfico do balanço de potência ativa da figura 2.13 e pelo ângulo de fase da corrente que se torna maior que 90° indicando um fator de potência negativo. Esta situação é representada através do diagrama fasorial na figura 2.14(a). Quando o ângulo de fase da corrente é de exatos 90° , como mostrado no diagrama da figura 2.14(b), não há fluxo de potência na rede,

e toda potência solicitada pela carga é fornecida pelo compensador.

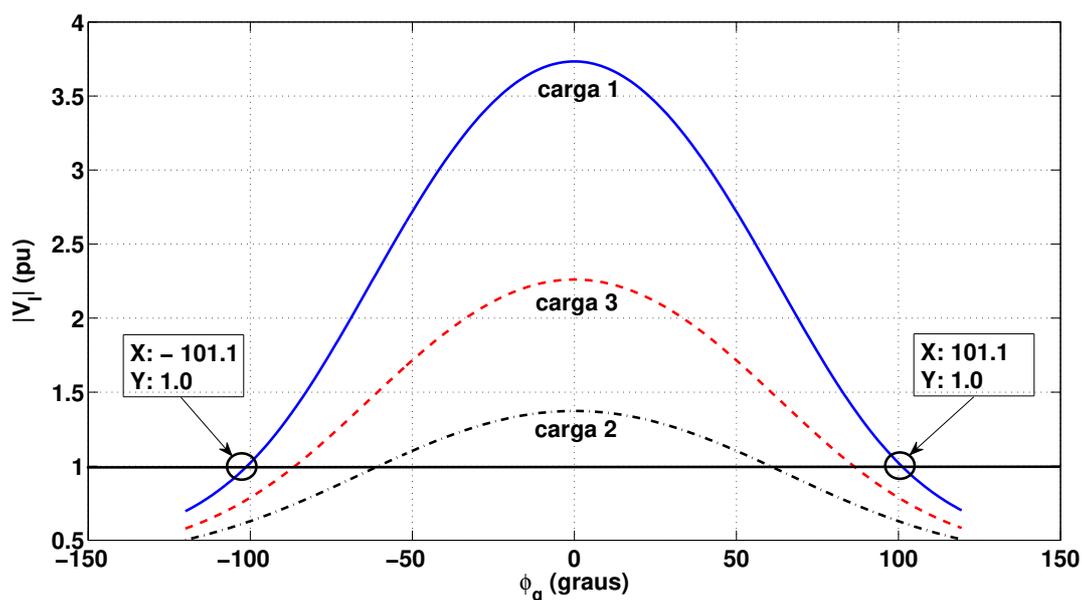


Figura 2.12: Curvas V_l x ϕ_g para $p_s = -0,5 pu$

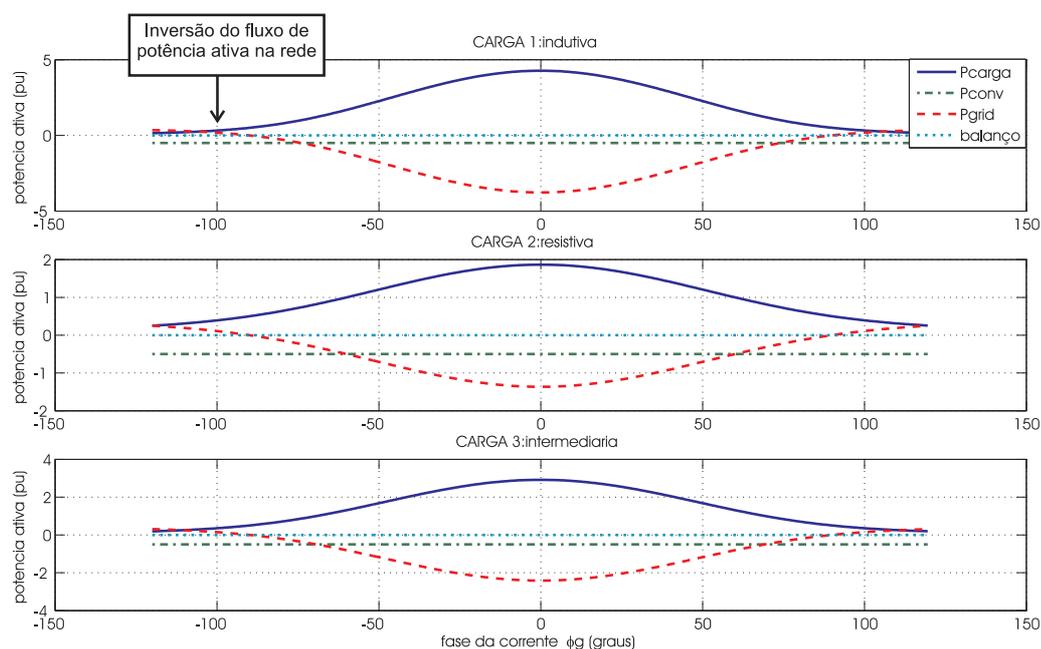


Figura 2.13: Balanço de potência ativa para $p_s = -0,5 pu$

Com base nas análises, verifica-se que a carga fortemente indutiva apresenta um excesso de tensão que para ser eliminado é necessário que o compensador absorva parte da potência ativa fornecida pela rede. Neste caso, não é recomendável que o compensador forneça

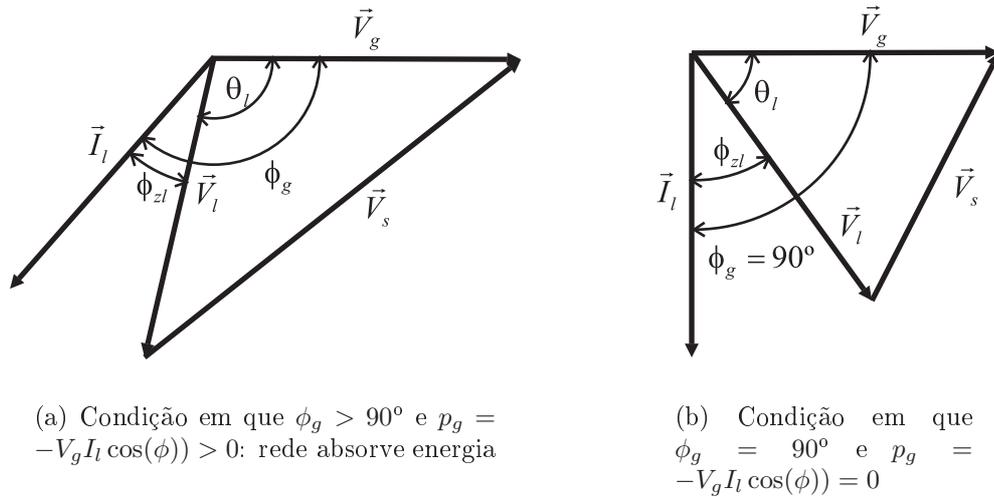


Figura 2.14: Diagrama fasorial do Filtro Ativo Série: influência do ângulo de fase da corrente

potência, mas sim que ele utilize esse excesso de energia do sistema para carregar o banco de baterias, por exemplo. No caso de carga fortemente resistiva, a situação que favorece o controle de tensão é aquela em que o compensador fornece potência, de forma a deslocar a curva $V_l \times \phi_g$ para cima. De fato, verifica-se que, nestas condições de carga, diante de um afundamento de tensão da rede em torno de 20% ($V_g = 0.8\text{pu}$), por exemplo, não é possível manter a tensão da carga no seu valor nominal (1 pu) sem que o compensador forneça potência ativa. Isto é evidenciado no gráfico da figura 2.15 obtido para as condições de potência ativa nula e afundamento de tensão na rede. Observa-se que a curva $V_l \times \phi_g$ para carga fortemente resistiva não intercepta a reta associada à tensão nominal da carga.

Dessa forma, pode-se notar que o controle do fluxo de potência ativa do compensador pode auxiliar na regulação da tensão na carga e na melhoria do fator de potência visto pela rede, sendo o banco de baterias um elemento que auxilia no equilíbrio do sistema.

A figura 2.16 apresenta as curvas características $V_l \times \phi_g$ obtidas para diversos valores de potência do compensador e carga resistivo-indutiva ($R_l = 0,5\text{pu}$ e $X_l = 0,8\text{pu}$). Nota-se que, à medida que a potência absorvida pelo conversor se aproxima do limite máximo, ocorre um efeito de redução do módulo da tensão na carga para um dado ângulo de corrente. Por exemplo, para $\phi_g = 0^\circ$ e $p_s = 0,1\text{pu}$ tem-se $V_l = 1,774\text{pu}$ (ponto P4) enquanto que, para este mesmo ângulo, na curva para potência $p_s = 0,49\text{pu}$ tem-se $V_l = 1,069\text{pu}$ (ponto P3).

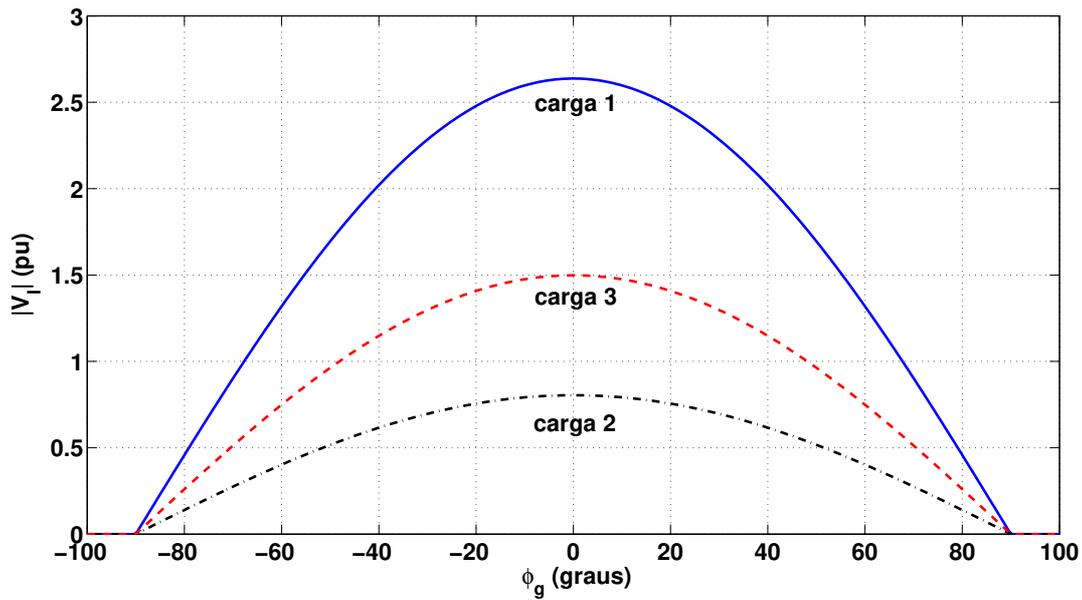


Figura 2.15: Curvas V_l x ϕ_g para $p_s = 0$ e $V_g = 0.8pu$

Verifica-se ainda uma redução da faixa de valores possíveis para ângulo do fator de potência com o aumento da potência absorvida pelo conversor. No limite máximo de potência, a eq.2.13 não apresenta solução no domínio dos números reais. As curvas V_l x ϕ_g abaixo da reta $V_l = 1pu$ representam os casos em que não é possível regular a tensão da carga no seu valor nominal (1pu). Nestas situações, será verificado a existência de singularidade na equação de controle em malha aberta.

Conclui-se que, conforme a natureza da carga, pode-se controlar o fluxo de potência do compensador dentro de determinados limites, de forma a otimizar o ângulo do fator de potência da fonte quando da utilização do controle de tensão na carga. Por exemplo, na figura 2.16, o ponto P1(1,0,-57,6) representa uma situação de funcionamento na qual a tensão da carga é controlada em 1 pu e a potência do conversor é nula, resultando em um fator de potência da fonte na ordem de 0,53. Aumentando-se a potência absorvida pelo compensador para 0,4 pu, o novo ponto de operação será o ponto P2(1,0, -24,9) que resulta em um fator de potência da ordem de 0.9. Assim, em determinadas situações é conveniente avaliar o custo associado ao consumo de potência ativa em detrimento ao funcionamento com baixo fator de potência.

Na situação em que o compensador fornece potência ativa à carga, a rede deixará de fornecer essa parcela de potência, mas fornecerá a mesma parcela de potência reativa que

antes, o que contribui para a redução do fator de potência da rede. Se o compensador fornece mais que 0,5pu de potência ativa (que equivale à potência ativa consumida pela carga na condição de tensão nominal), essa diferença de potência será absorvida pela rede. A variação do fator de potência visto pela rede elétrica em função da potência ativa do compensador é ilustrada no gráfico da figura 2.17. O sinal negativo no fator de potência refere-se apenas ao sentido do fluxo de energia ativa.

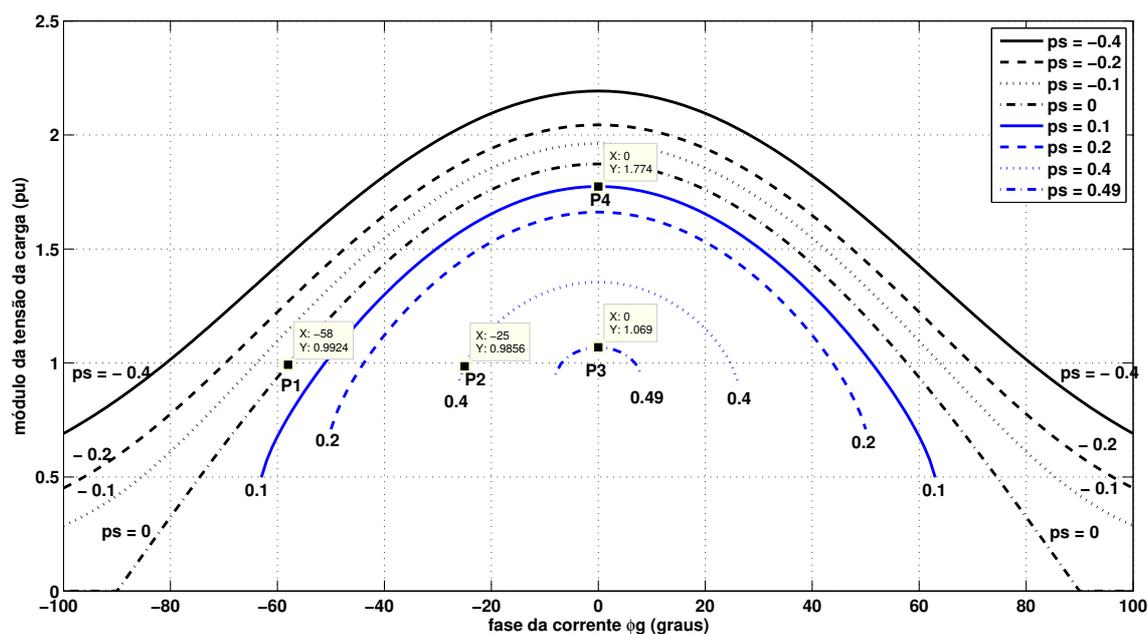


Figura 2.16: Curvas $V_l \times \phi_g$ para $V_g = 1pu$: carga resistivo-indutiva ($R_l = 0.5pu$ e $X_l = 0.8pu$)

2.3 Estudo do Sistema de Controle

No caso do Filtro Ativo de Potência Série em estudo, o sistema de controle tem por objetivos principais:

1. Controlar a amplitude da tensão na carga: $\widehat{V}_l = V_l^* e^{j\theta_l^*}$
2. Controlar a potência ativa do compensador série: $p_s = p_s^*$

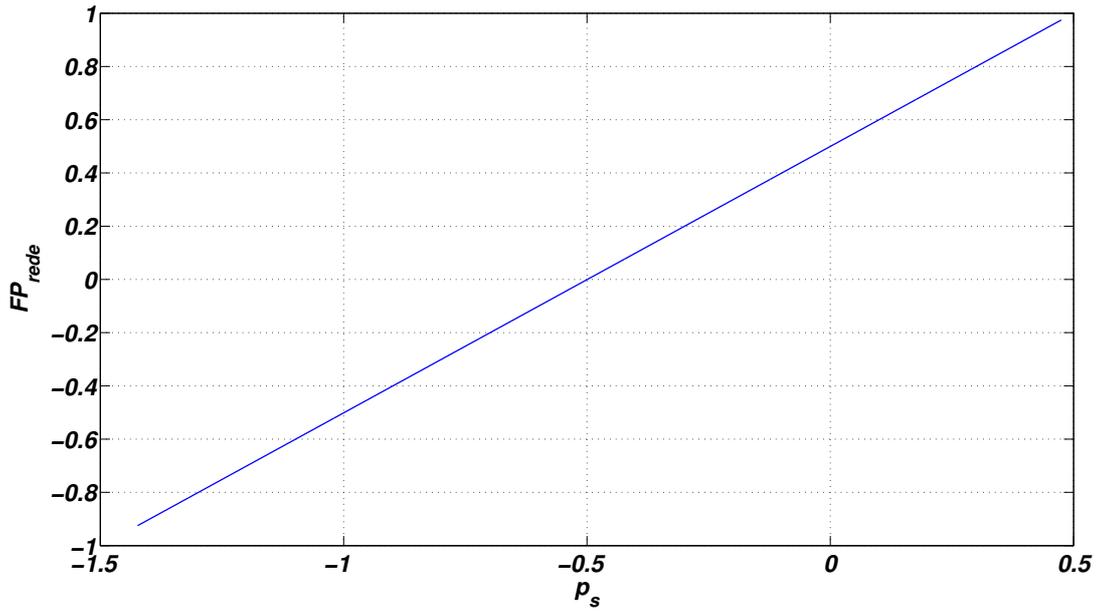


Figura 2.17: Variação do fator de potência visto pela rede em função da potência ativa do compensador ($R_l = 0.5pu$ e $X_l = 0.8pu$)

2.3.1 Controle em Malha Aberta

A tensão de referência do compensador é calculada com base no modelo de regime permanente do sistema e das condições de contorno obtidas pela imposição dos objetivos citados anteriormente. Com este tipo de análise é possível, posteriormente, verificar se os valores resultantes do controle em malha fechada convergem para os valores de regime permanente calculados a partir da análise de malha aberta.

A partir das equações de regime permanente fasorial 2.1-2.4, aplicando-se a Lei de Kirchhoff das tensões no circuito da figura 2.1 e isolando-se a tensão do compensador, obtém-se:

$$V_{sd}^* = V_{gd} - V_{ld}^* G_d + V_{lq}^* G_q \quad (2.15)$$

$$V_{sq}^* = V_{gq} - V_{ld}^* G_q - V_{lq}^* G_d \quad (2.16)$$

Onde:

$$G_d + jG_q = 1 + \frac{Z_g}{Z_l} \quad (2.17)$$

$$Y_l = \frac{1}{Z_l} = Y_{ld} + jY_{lq} \quad (2.18)$$

Que em termos dos parâmetros do circuito pode ser escrito como:

$$G_d = \frac{R_l(R_l + R_g) + w^2 L_l(L_l + L_g)}{R_l^2 + (wL_l)^2} \quad (2.19)$$

$$G_q = \frac{w[R_l(L_l + L_g) - L_l(R_l + R_g)]}{R_l^2 + (wL_l)^2} \quad (2.20)$$

A potência ativa do compensador é a parte real de sua potência aparente, de forma que:

$$p_s^* = \text{real}\{\widehat{V}_s \widehat{I}_l^{\text{conj}}\} = V_{sd}^* I_{ld} + V_{sq}^* I_{lq} \quad (2.21)$$

As equações 2.15, 2.16 e 2.21 constituem um sistema não-linear nas incógnitas: V_{sd} , V_{sq} e θ_l^* cuja solução é (vide Apêndice B):

$$V_{sd}^* = V_{gd} - V_l^* \cos(\theta_l^*) G_d + V_l^* \sin(\theta_l^*) G_q \quad (2.22)$$

$$V_{sq}^* = V_{gq} - V_l^* \cos(\theta_l^*) G_q - V_l^* \sin(\theta_l^*) G_d \quad (2.23)$$

$$\theta_l^* = \pm \arccos\left(\frac{p_s'}{V_l^* k_3}\right) + \beta \quad (2.24)$$

Sempre que:

$$\left|\frac{p_s'}{V_l^* k_3}\right| \leq 1 \quad (2.25)$$

Onde:

$$p_s' = p_s^* + V_l^2 (G_d Y_{ld} + G_q Y_{lq}) \quad (2.26)$$

$$k_3 = \frac{V_g}{Z_l} \quad (2.27)$$

$$\beta = \arctan\left(\frac{V_{gq} Y_{ld} - V_{gd} Y_{lq}}{V_{gd} Y_{ld} + V_{gq} Y_{lq}}\right) \quad (2.28)$$

O termo do arco-cosseno da solução do ângulo θ_l , eq. 2.24, matematicamente pode assumir um valor positivo ou negativo. Entretanto, verifica-se, a partir da análise de regime permanente, que é mais indicado utilizar o termo negativo, pois desta forma os ângulos de tensão da carga obtidos assumem valores menores, desde que β seja positivo, de maneira que a tensão necessária ao compensador é também menor. No gráfico de interseção das curvas de nível resultantes da análise de regime permanente, figura 5.30, observa-se que quanto maior o módulo do ângulo da tensão na carga (θ_l em P1 < θ_l em P2 < θ_l em P3) maior é a tensão necessária ao compensador (V_s) para uma dada curva de nível de tensão da carga (por exemplo $V_l=1\text{pu}$). De fato, seguindo pela curva de nível de 1 pu, na direção de P1 à P3, com o aumento do ângulo da tensão na carga (curvas de níveis 30°, 60° e 90°), aumenta-se a tensão necessária ao compensador.

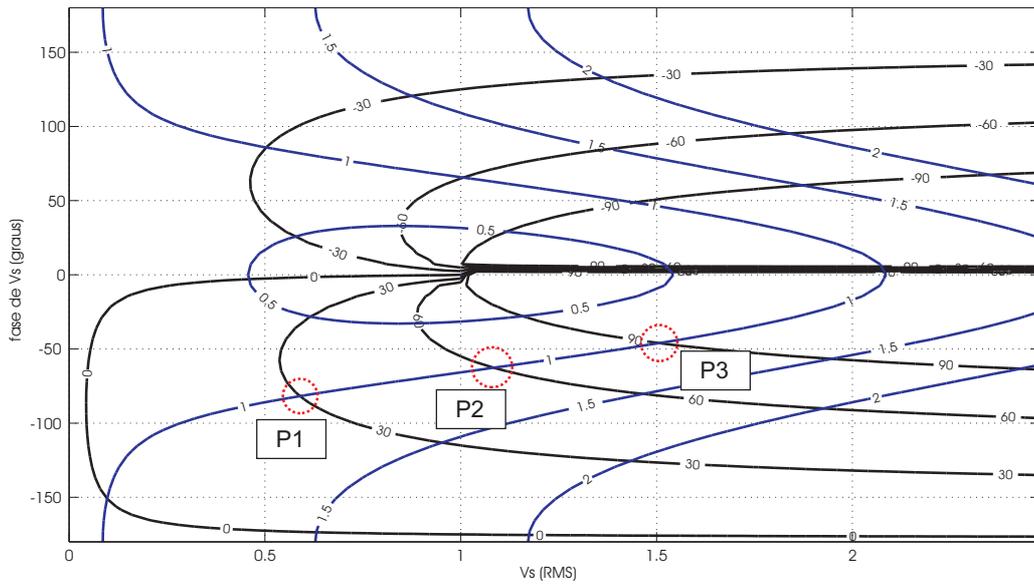


Figura 2.18: Interseção das curvas de nível de módulo e fase da tensão na carga: quanto maior θ_l maior V_s

Condições Limitantes

A eq. 2.25 que determina a condição de existência da solução do sistema pode ser reescrita da seguinte maneira:

$$|p_s^* + V_l^2(G_d Y_{ld} + G_q Y_{lq})| \leq V_l^* k_3 \quad (2.29)$$

Esta equação é analisada de forma a avaliar as condições que limitam o sistema de controle em função da tensão da rede, da tensão de referência na carga e da potência de referência do compensador.

Condição de potência ativa nula no compensador

No caso particular em que a potência ativa fornecida pelo compensador é nula ($p_s^* = 0$), a eq. 2.29 pode ser simplificada, tal que:

$$V_l^* \leq \frac{k_3}{|G_d Y_{ld} + G_q Y_{lq}|} \quad (2.30)$$

Assim, verifica-se que não haverá solução real quando a tensão desejada na carga for superior a um limiar que depende das impedâncias do circuito e da tensão da rede. Como normalmente a tensão de referência da carga é mantida constante, a existência da solução

da equação é, portanto, melhor representada em função da tensão da rede. Das equações 2.30 e 2.27 obtém-se:

$$V_g^* \geq V_l^* \frac{|G_d Y_{ld} + G_q Y_{lq}|}{\sqrt{Y_{ld}^2 + Y_{lq}^2}} \quad (2.31)$$

Para os parâmetros de circuito normalizados usados anteriormente na análise de regime permanente e considerando tensão de referência unitária na carga, tem-se:

$$V_g^* \geq 0,4995 \quad (2.32)$$

A condição expressa pela inequação anterior significa que, uma vez que a tensão de referência da carga seja mantida constante em 1 pu, por exemplo, se houver um afundamento de tensão na rede tal que seu valor eficaz seja inferior à 0.4995 pu, o sistema não será capaz de controlar a potência do compensador no valor desejado ($p_s^* = 0$), pois a eq. 2.24 não apresentará solução.

Controle de potência do conversor

Neste caso, consideram-se constantes as condições de tensão de referência na carga e tensão na rede, de maneira a avaliar a influência da potência do compensador na existência de solução real do sistema. Da eq. 2.25 tem-se:

$$|p_s'| \leq V_l^* k_3 \quad (2.33)$$

Cuja solução em termos da potência do compensador é:

$$\begin{aligned} -V_l^* k_3 &\leq p_s' \leq V_l^* k_3 \\ -V_l^* \frac{V_g}{Z_l} &\leq p_s^* + V_l^2 (G_d Y_{ld} + G_q Y_{lq}) \leq V_l^* \frac{V_g}{Z_l} \\ -V_l^* \left(\frac{V_g}{Z_l} \right) - K &\leq p_s^* \leq V_l^* \left(\frac{V_g}{Z_l} \right) - K \end{aligned} \quad (2.34)$$

Onde $K = V_l^2 (G_d Y_{ld} + G_q Y_{lq})$.

A potência de referência do compensador deve respeitar o intervalo acima, onde o valor máximo de potência (P_{smax}) representa a potência máxima que o compensador pode absorver do sistema e o valor mínimo (P_{smin}) representa a potência máxima (em módulo) que o compensador pode fornecer, de forma a garantir que o sistema de equações de controle apresente solução real. É importante observar que estes limites de restrição, assim como no

caso anterior, dependem dos parâmetros do circuito e da tensão da rede. Isto implica que, em condições de afundamento ou sobretensão na rede, por exemplo, os limites de operação do compensador são modificados podendo levar o sistema de controle à instabilidade caso estes novos limites não sejam respeitados.

Resultados de Simulação

Os resultados de simulação são apresentados nas figuras 2.19 - 2.21 para as seguintes condições: $V_l^*=1$ pu (RMS) e $V_g=1$ pu (RMS) e utilizando-se os mesmos valores dos parâmetros do circuito da análise de regime permanente.

A partir das equações 2.22, 2.23 e 2.24 obtém-se o gráfico apresentado na figura 2.19 para diversos valores de potência do compensador dentro da faixa de valores permitida conforme eq. 2.34. A partir desta análise, é possível conhecer o ângulo de fase da tensão na carga necessário para obter-se a potência desejada do compensador. Por exemplo, para potência ativa do compensador de 0,4 pu/fase, deve-se impor um ângulo de fase na tensão da carga de aproximadamente $34,28^\circ$, enquanto que para -1,4 pu/fase, deve-se impor $-94,4^\circ$ na fase da tensão da carga.

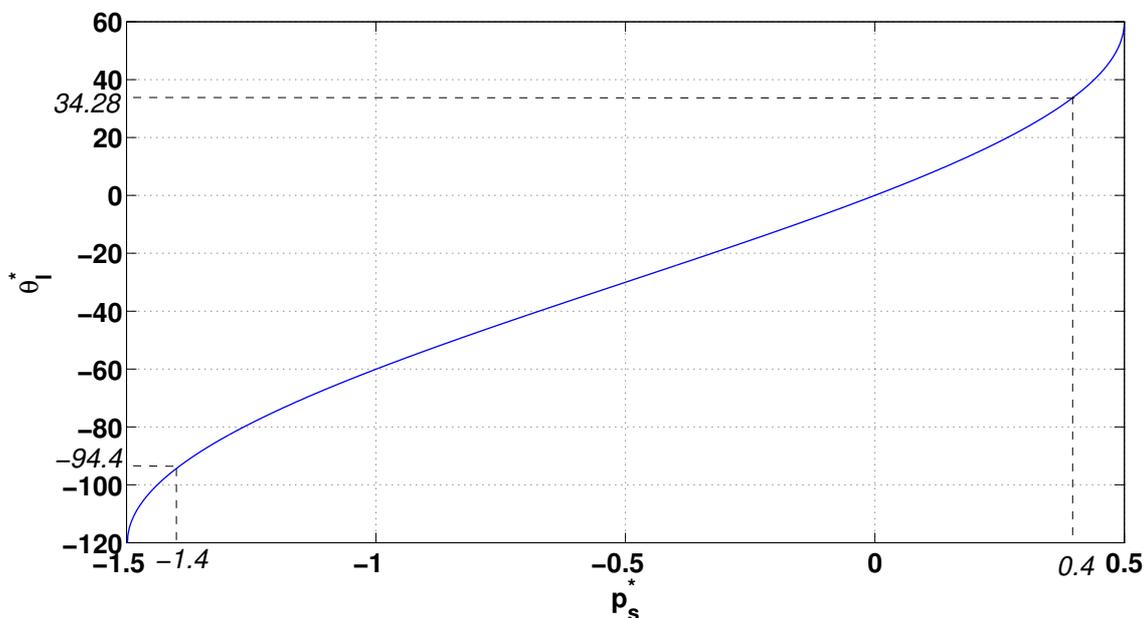


Figura 2.19: Análise de regime permanente do controle de malha aberta: $p_s^* \times \theta_l^*$ para $V_l^* = 1$ e $V_g = 1$ e os parâmetros de circuito usados na seção 2.2

Os resultados para controle de potência em 0,4 pu e -1,4 pu são apresentados, respec-

tivamente, nas figuras 2.20 e 2.21. Nos dois casos, no instante em que o compensador é ativado, a tensão na carga segue bem a referência calculada e a potência ativa converge para o valor de referência. Como se observa, a utilização de um filtro para obtenção da potência ativa introduz um atraso considerável no sistema, pois são necessários mais que 10 ciclos de tensão da rede para a resposta do filtro convergir, o que pode constituir uma limitação importante na dinâmica do sistema de controle.

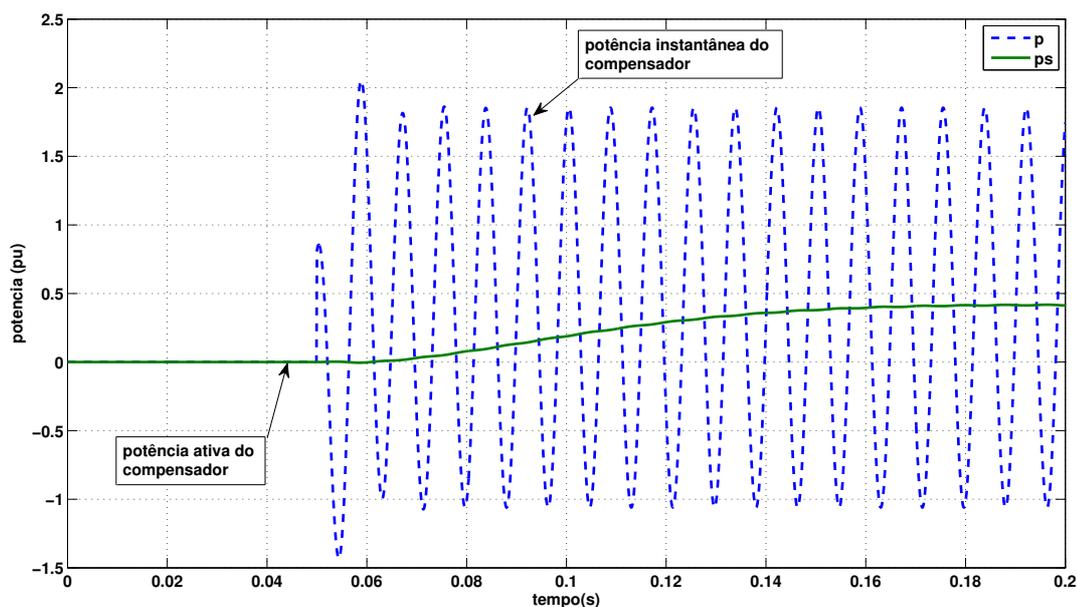


Figura 2.20: Simulação de controle em malha aberta: $V_l^* = 1$, $V_g = 1$ e $p_s^* = 0,4$ pu

O resultado de simulação, considerando potência ativa nula no compensador e uma sobretensão na rede de 20% do valor eficaz, é apresentado na figura 2.22. Após a ativação do compensador série, a tensão na carga é controlada no seu valor nominal apesar da sobretensão existente na rede. Uma análise semelhante é apresentada na figura 2.23, mas considerando o efeito de afundamento de tensão da rede em 20%. Em ambos os casos, verifica-se o efeito de compensação desejado, obtido mediante as equações de controle de malha aberta. O salto de fase existente na tensão da carga é devido a falta de sincronismo com a fase da tensão da rede.

Como todo sistema de controle em malha aberta, a resposta do sistema é muito dependente dos parâmetros da planta, ou seja, uma variação na carga ou na impedância da rede que não seja considerada nas equações de regime permanente resulta em erro considerável nas

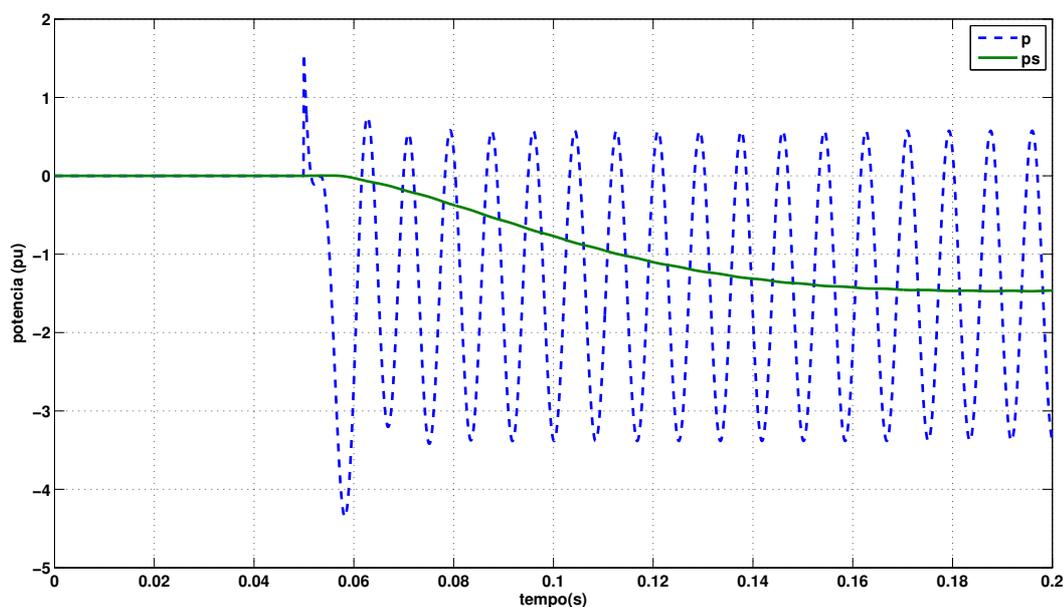


Figura 2.21: Simulação de controle em malha aberta: $V_l^* = 1$, $V_g = 1$ e $p_s^* = -1,4$ pu

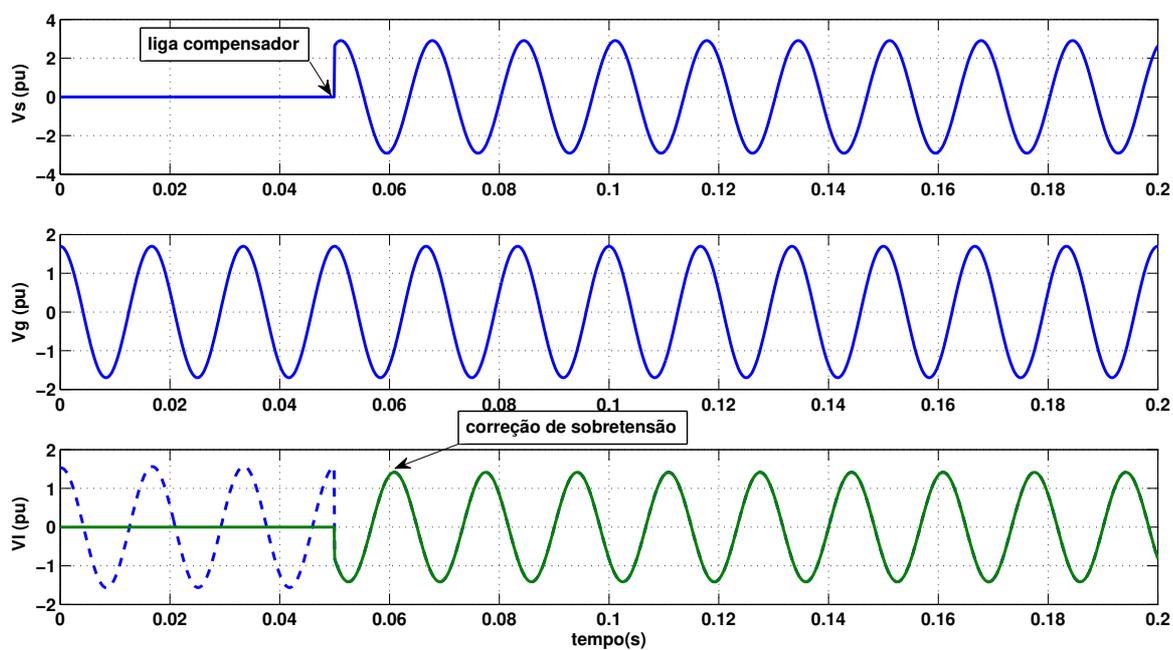


Figura 2.22: Compensação de tensão na carga com controle em malha aberta: sobretensão de 20% na rede ($V_l^* = 1$ e $V_g = 1,2$ pu)

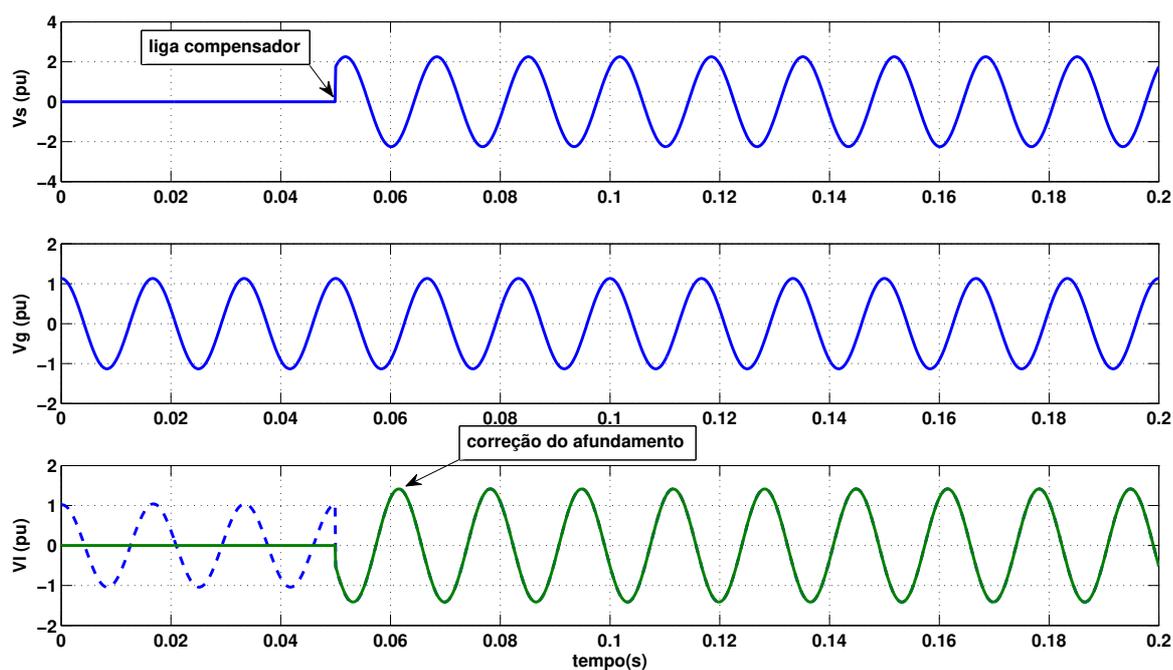


Figura 2.23: Compensação de tensão na carga com controle em malha aberta: afundamento de 20% da tensão da rede ($V_t^* = 1$ e $V_g = 0,8$ pu)

variáveis controladas. Além do mais, a presença de harmônicos de tensão na rede degrada a eficiência do controle já que o modelo de regime não considera os efeitos desses harmônicos. Tendo em vista as limitações inerentes a este tipo de controle, procurou-se enfatizar mais o problema de controle em malha fechada.

2.3.2 Controle em Malha Fechada

Como é conhecida da teoria clássica de controle, a utilização de uma malha fechada de controle melhora a estabilidade do sistema, a resposta transitória, as características de regime permanente e a rejeição a perturbações diminuindo a sensibilidade às variações dos parâmetros da planta. Por estas vantagens, buscou-se neste trabalho avaliar uma estratégia de controle em malha fechada, de forma que as variações de tensão e fase da rede e variações na carga sejam compensadas.

A estratégia de controle empregada no estudo do Filtro Ativo Série é apresentada no diagrama de blocos da figura 2.24. O índice k nas variáveis representa as fases 1, 2 e 3.

A potência ativa trifásica de referência do compensador é comparada com a potência

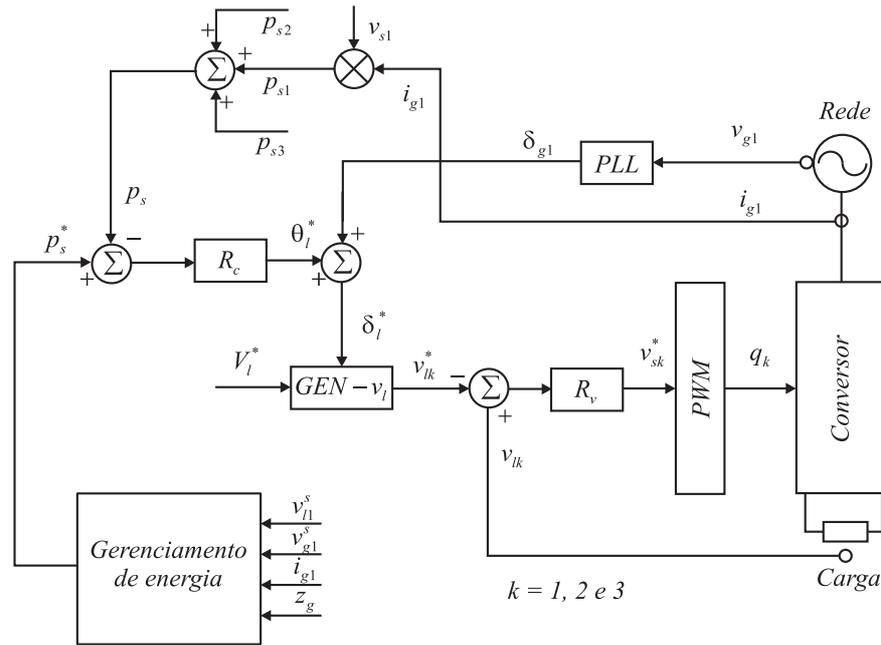


Figura 2.24: Diagrama de controle do Filtro Ativo Série de Potência trifásico

trifásica medida, gerando um sinal de erro que deve ser minimizado pela atuação do controlador de potência R_p do tipo PI ou PID. A variável de atuação deste controlador é o ângulo de fase da tensão na carga que é somado à fase instantânea da tensão da rede, obtida mediante um circuito de sincronismo tradicional do tipo PLL (*Phase Locked Loop*), obtendo-se assim o ângulo instantâneo da tensão da carga. A tensão instantânea de referência na carga é gerada pelo bloco GEN-v_l com base no ângulo de fase proveniente dos blocos anteriores e do valor eficaz desejado para tensão na carga. Este valor de tensão instantânea de referência é então comparado com o valor medido, sendo o erro de tensão minimizado pela ação do controlador de dupla seqüência R_v . O sinal de comando deste controlador é a tensão de fase de referência do compensador que é utilizada pelo bloco de modulação PWM (*Pulse With Modulation*) para gerar os sinais de comando das chaves do inversor de tensão.

A estrutura básica do PLL empregado é constituída por três etapas: detecção de fase, filtragem e oscilador controlado por tensão. O circuito replica as informações de frequência e fase do sinal de entrada, variando automaticamente a frequência do oscilador controlado até que o mesmo fique emparelhado ou travado em frequência e fase com o respectivo sinal de entrada. Assim, é possível obter uma réplica quase sem ruído da tensão de entrada de referência mesmo que esta apresente distorções, tremores de fase, interferências e até mesmo cortes de curta duração (Santos, 2006).

Controlador de Tensão

O controlador de tensão é calculado de maneira aproximada utilizando-se a técnica de alocação do pólo do sistema em malha fechada conforme largura de faixa desejada, pois é possível obter a função de transferência do sistema em termos das tensões da carga e do compensador, desprezando-se o efeito do transformador isolador e do filtro de saída do inversor. O valor encontrado serve como base para um ajuste fino através de simulações sucessivas.

Para um sistema de controle da tensão aplicada na carga em malha fechada, conforme diagrama da figura 2.25(a), pode-se utilizar um controlador PI tradicional para análise.

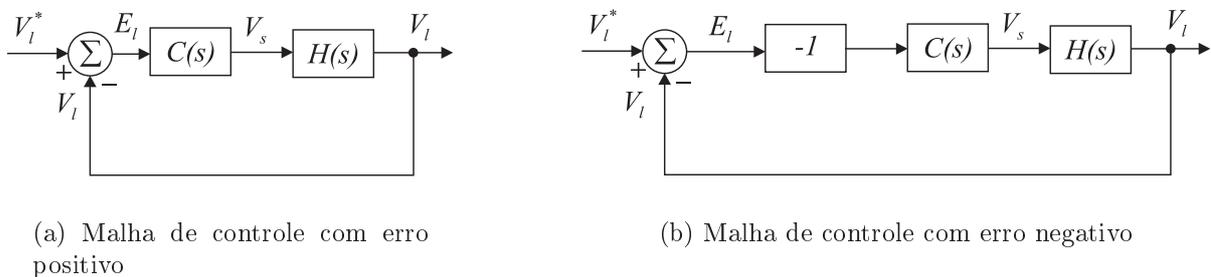


Figura 2.25: Diagrama de controle de tensão da carga

É importante observar que a função de transferência de malha aberta da tensão da carga em função da tensão do compensador $H(s)$ é negativa e exige uma análise preliminar do sinal do erro gerado para verificar a ação de compensação do sistema. Considere, por exemplo, uma situação em que o erro seja positivo, ou seja, $V_l^* > V_l$. Na forma como exposto no diagrama da figura 2.25(a), devido ao efeito integral, o controlador aumenta a tensão do compensador V_s , reduzindo a tensão na carga e aumentando ainda mais o erro. De forma semelhante, no caso em que o erro é negativo ($V_l^* < V_l$), o controlador reduz a tensão do compensador, o que aumenta a tensão na carga, aumentando também o erro. Nestes casos para garantir o efeito de compensação do controlador, deve-se inverter o sinal do erro, conforme diagrama da figura 2.25(b).

A partir do circuito simplificado da figura 2.1, aplicando-se a lei das malhas no domínio

de Laplace, obtem-se:

$$\begin{aligned} 0 &= -V_g + (R_g + sL_g)I_g + V_s + (R_l + sL_l)I_g \\ I_g &= \frac{V_g - V_s}{R_g + R_l + s(L_g + L_l)} \end{aligned} \quad (2.35)$$

E ainda:

$$V_l = (R_l + sL_l)I_g \quad (2.36)$$

Substituindo a eq. 2.35 na eq. 2.36 obtem-se:

$$V_l = \frac{R_l + sL_l}{R_g + R_l + s(L_g + L_l)}(V_g - V_s) \quad (2.37)$$

Fazendo-se $V_g=0$ na eq. 2.37 obtem-se a função de transferência da planta $\frac{V_l}{V_s}(s)$:

$$H_s(s) = -\frac{R_l + sL_l}{R_g + R_l + s(L_g + L_l)} \quad (2.38)$$

A função de transferência de malha aberta é o produto da função de transferência do controlador e da função de transferência da planta $H(s)$. Tem-se então:

$$F_s = -1 \cdot C(s) \cdot H(s) = \left(K_p + \frac{K_i}{s} \right) \frac{R_l + sL_l}{(R_g + R_l) + s(L_g + L_l)} \quad (2.39)$$

Que pode ser reescrita como:

$$F_s = -C(s) \cdot H(s) = \left(\frac{K_i \left(1 + s\frac{K_p}{K_i} \right)}{s} \right) \frac{R_l + sL_l}{(R_g + R_l) + \left(1 + s\frac{L_l + L_g}{R_l + R_g} \right)} \quad (2.40)$$

Para cancelamento do pólo do sistema, faz-se:

$$\frac{K_p}{K_i} = \frac{L_g + L_l}{R_g + R_l} = \frac{L}{R} \quad (2.41)$$

De onde se obtém, após simplificação da função de transferência de malha aberta:

$$F_s(s) = \left(\frac{K_i}{s} \right) \frac{R_l + sL_l}{R_g + R_l} = K_i \frac{R_l + sL_l}{sR} \quad (2.42)$$

O ganho K_i é obtido a partir da alocação do pólo da função de transferência de malha fechada do sistema com o controlador, cuja expressão é:

$$F_f(s) = \frac{F_s(s)}{1 + F_s(s)} = \frac{K_i(R_l + sL_l)}{sR + K_i(R_l + sL_l)} = \frac{R_l + sL_l}{R_l + s \left(L_l + \frac{R}{K_i} \right)} \quad (2.43)$$

O zero de $F_f(s)$ está localizado em $-\frac{R_l}{L_l}$ e o pólo em:

$$s_p = -\frac{R_l}{L_l + \frac{R}{K_i}} \quad (2.44)$$

Isolando-se o ganho K_i da eq. 2.44:

$$K_i = -\frac{s_p R}{R_l + s_p L_l} \longrightarrow K_i = -\frac{s_p (R_g + R_l)}{R_l + s_p L_l} \quad (2.45)$$

Considerando valores positivos para os ganhos dos controladores, o intervalo onde é possível alocar o pólo s_p é tal que $K_i \geq 0$. Então, da eq. 2.45:

$$-\frac{s_p (R_g + R_l)}{R_l + s_p L_l} \geq 0 \longrightarrow -\frac{R_l}{L_l} \leq s_p \leq 0 \quad (2.46)$$

Como se observa, o pólo da FTMF deve estar localizado no semiplano esquerdo do plano-s para garantir a estabilidade e a direita do zero de forma a obter um comportamento do tipo passa-baixa para o sistema controlado.

Dessa forma, para os parâmetros usados no exemplo, tem-se que $-209 < s_p < 0$. O valor limite de K_i deve, portanto, ser calculado com base na frequência de corte desejada para o sistema. A medida que K_i aumenta, o pólo s_p se desloca em direção ao zero, conforme o gráfico $s_p \times K_i$ apresentado na figura 2.26, aumentando a banda passante do sistema. De fato, a posição relativa entre o pólo e o zero define a dinâmica do sistema. Neste caso, como o zero depende apenas dos parâmetros da planta, o grau de liberdade de projeto restringe-se ao ganho K_i que determina a localização do pólo.

O diagrama de Bode e a resposta ao degrau unitário do sistema controlado para $K_i=480$ e $K_i=210$ estão ilustrados, respectivamente, nas figuras 2.27 e 2.28. No primeiro caso, como indicado no gráfico da figura 2.27, a frequência de corte (-3 dB) é em torno de 108 Hz que é considerado um valor razoável para o sistema já que os sinais de tensão de referência da carga têm frequência de 60 Hz. Na resposta ao degrau unitário, para este caso, se observa um tempo de resposta em torno de 35ms.

Atribuindo-se valores ao ganho do controlador integral, mediante simulações, obtém-se os dados apresentados na tabela 2.1.

Assim, os ganhos escolhidos para o controlador PI tradicional são:

$$K_p = 2,496$$

$$K_i = 480$$

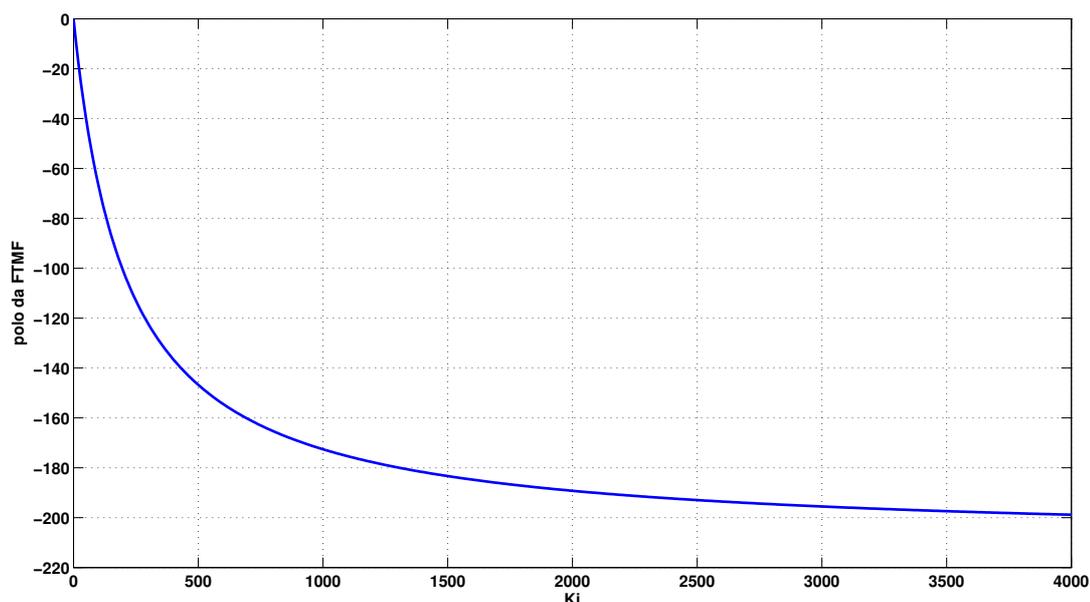


Figura 2.26: Localização do pólo s_p em função do ganho integral do controlador

Tabela 2.1: Alocação do pólo da FTMF

K_i	K_p	s_p	f_c
100	0,52	-66,78	12,27
210	1,092	-103,82	23,40
480	2,496	-144,94	108,70

Contudo, é possível demonstrar que, utilizando um controlador deste tipo não é possível obter erro nulo em regime permanente senoidal para a planta do sistema em questão. Assim, conforme referência bibliográfica consultada, o controlador PI modificado é mais indicado neste caso, pois garante erro nulo na frequência de operação desejada do sistema. A função de transferência deste tipo de controlador é dada por:

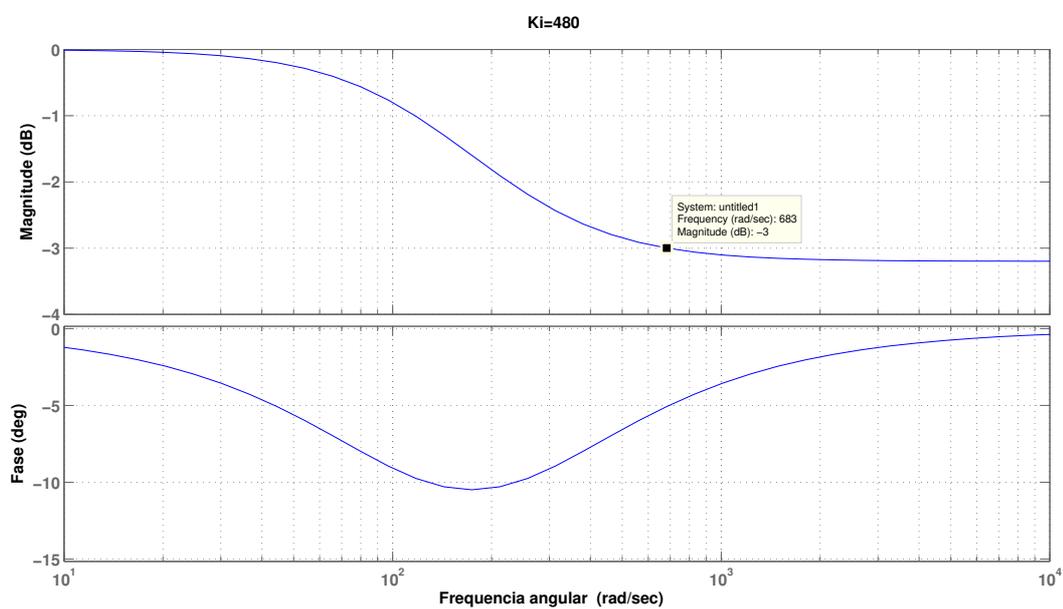
$$C_{PI\text{mod}}(s) = \frac{K_a s^2 + K_b s + K_c}{s^2 + w^2} \quad (2.47)$$

Os ganhos K_a , K_b e K_c podem ser calculados em função dos ganhos do controlador PI tradicional, anteriormente determinado, da seguinte forma:

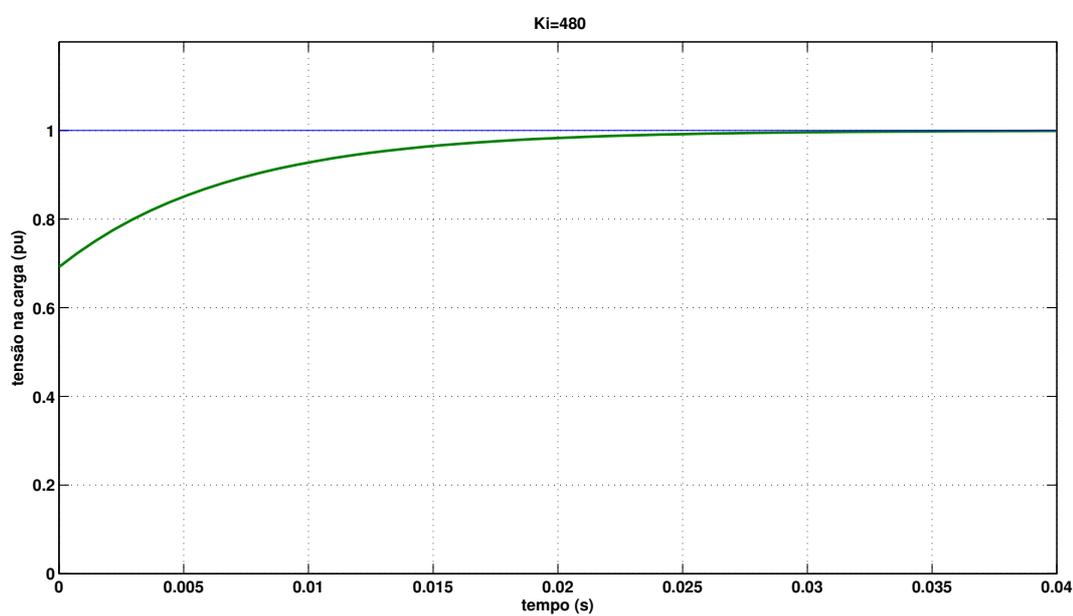
$$K_a = K_p = 2,496 \quad (2.48)$$

$$K_b = 2K_i = 2 \cdot 480 = 960 \quad (2.49)$$

$$K_c = 2.496(2\pi 60)^2 = 354740 \quad (2.50)$$

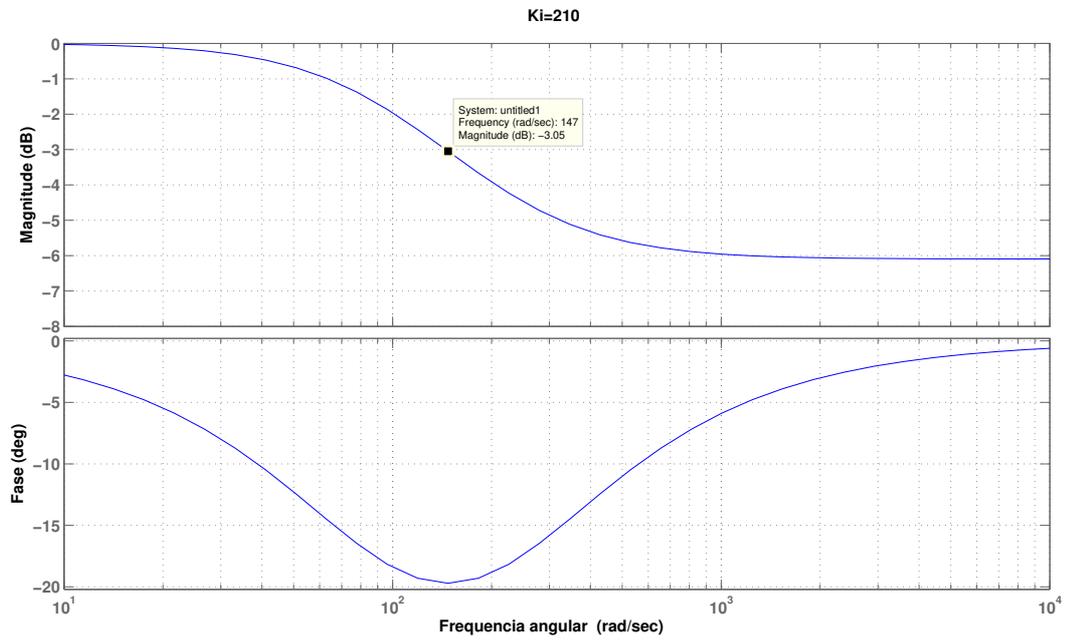


(a) Resposta em frequência (módulo e fase da FTMF)

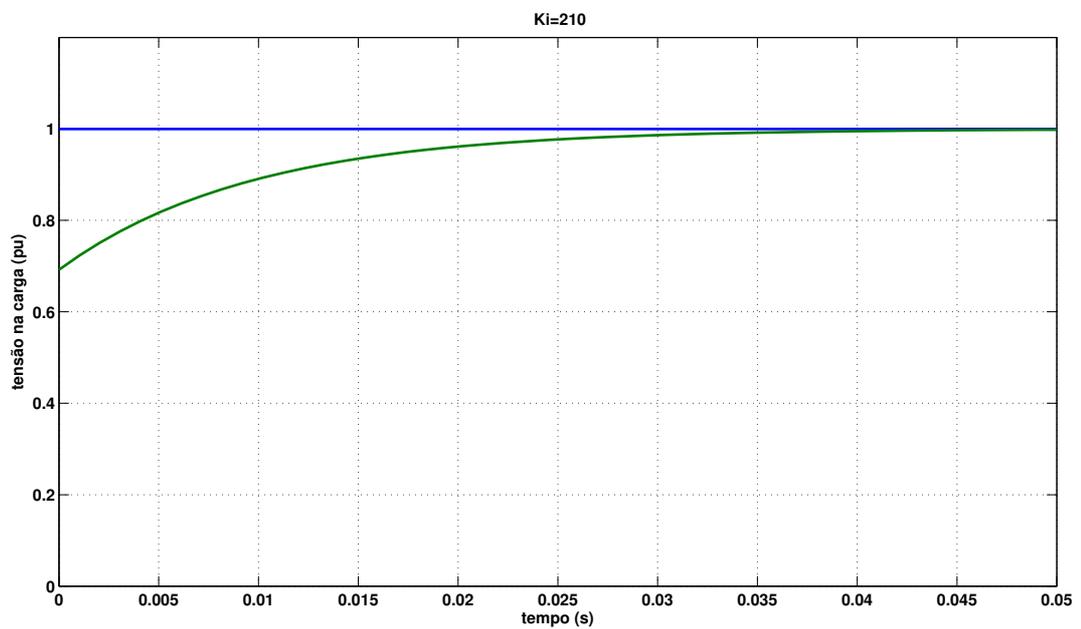


(b) Resposta ao degrau unitário

Figura 2.27: Dinâmica do sistema em malha fechada com controlador PI($K_i=480$)



(a) Resposta em frequência (módulo e fase da FTMF)



(b) Resposta ao degrau unitário

Figura 2.28: Dinâmica do sistema em malha fechada com controlador PI($K_i=210$)

Controlador de Potência Ativa

No caso do controlador de potência, a obtenção da função de transferência da potência ativa em função do ângulo de fase da tensão da carga não é trivial, tornando o cálculo do controlador bastante trabalhoso. Dessa forma, por razões de simplicidade, o ajuste inicial dos ganhos do controlador é realizado com base nos resultados do controle em malha aberta, já que foi determinada uma relação algébrica entre as variáveis p_s e θ_l . O ganho proporcional é ajustado de forma a manter a razão entre estas variáveis para o caso avaliado. O ganho integral é ajustado de forma a minimizar o erro de regime permanente sendo analisado mediante simulações sucessivas do sistema.

No sistema monofásico de referência do filtro ativo série, o controle da potência ativa de fase do compensador apresentou problemas de atraso devido a utilização de filtro passa-baixa para extração do valor médio da potência instantânea. No sistema trifásico este problema é contornado, já que a potência instantânea trifásica equivale a própria potência ativa trifásica não necessitando de filtro na malha de realimentação.

Resultados de simulação

Com o objetivo de verificar o sistema de controle em malha fechada, foi realizada simulações para diversas condições de funcionamento do sistema. Por exemplo, considerando uma variação em rampa da potência de referência do conversor de 0 a 0,4pu e depois de 0,4 a -0,5pu e mantendo-se o valor eficaz da tensão de fase da carga constante em 1 pu, obtém-se o resultado cujas curvas são apresentadas na figura 2.29. A tabela 2.2 resume os principais parâmetros usados nesta simulação.

Na figura 2.29 observa-se que a potência da fase 1 do conversor (p_{s1}) segue bem a referência imposta (p_{s1}^*) com um pequeno atraso durante as rampas de subida e de descida gerando erro em torno de 2%, pois neste caso foi utilizado um controlador de potência do tipo PI que não garante erro nulo nestas condições. Após a variação da potência de referência, o sistema atinge o regime permanente, onde se verifica erro nulo no controle da potência do compensador. O ângulo de fase da tensão da carga (θ_l^*) segue as variações da potência de referência correspondendo à resposta do controlador de potência que converge para os valores obtidos na análise de regime permanente da seção 2.3.1. Observa-se que o erro das tensões

na carga permanece inferior a 5% atingindo valores menores que 2% no regime permanente. É possível observar que o controlador de tensão está bem sintonizado, pois a tensão da fase 1 da carga, que é apresentada na figura 2.30 para janela de tempo de 0,6 a 0,8s, por exemplo, segue rigorosamente a referência de tensão gerada pelo controle.

Tabela 2.2: Parâmetros da simulação do filtro ativo série com controle em malha fechada

Parâmetro	Símbolo	Valor (pu)
Tensão da rede	$V_{g\,fase}$ (RMS)	1
Impedância da rede	L_g	0,265m
Tensão de referencia na carga	V_{Lref} (RMS)	1
Indutância do filtro LC	L_f	0,272m
Capacitância do filtro LC	C_f	768u
Resistência do filtro LC	R_f	0,5
Tensão do barramento	E_d	3
Ganho Ka do controlador de tensão	K_a	1,1
Ganho Kb do controlador de tensão	K_b	420
Ganho Kc do controlador de tensão	K_c	158296
Ganho proporcional do controlador de potência	K_p	4
Ganho integral do controlador de potência	K_i	40

Tabela 2.3: Perfil de cargas para simulação de transitório

Carga	$P_l/fase$	$S_l/fase$	Z_l	FP_{carga}	ϕ_l	R_l	L_l	$P_{smax}/fase$	$P_{smin}/fase$
1	1,6	2	0,5	0,8	36,87°	0,4	0,0008	0,4	-3,6
2	0,6	0,67	1,5	0,9	25,84°	1,35	0,0017	0,067	-1,27
3	0,3	1	1,0	0,3	72,54°	0,3	0,0025	0,7	-1,3

Para verificar a sensibilidade do sistema de controle aos parâmetros da planta, simulou-se um transitório de carga, utilizando três cargas distintas, conforme parâmetros apresentados na tabela 2.3. A potência de referência do compensador foi mantida nula e a tensão da rede foi considerada isenta de harmônicos e perturbações. O resultado de simulação é apresentado nas figuras 2.31 e 2.32.

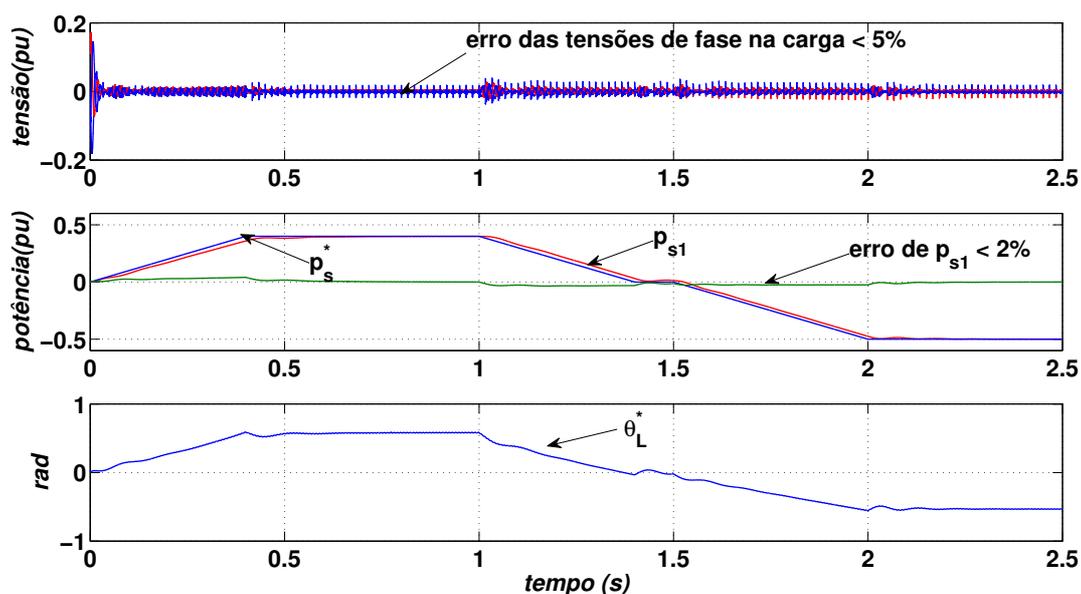


Figura 2.29: Resultado de simulação para rampa de potência do conversor: erros de v_{l1} , v_{l2} e v_{l3} ; p_{s1} , p_{s1}^* e erro de p_{s1} ; θ_l^*

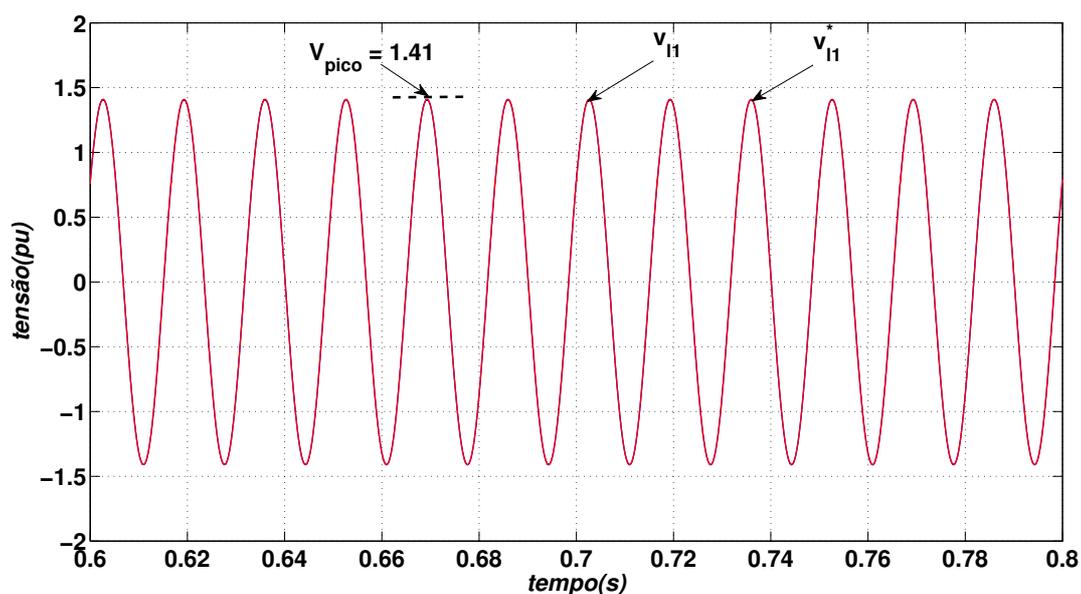


Figura 2.30: Resultado de simulação para rampa de potência do conversor: v_{l1} e v_{l1}^* na janela de 0,6 a 0,8s

Na figura 2.31 são apresentados, de cima para baixo, os sinais de controle de chaveamento das cargas, V_{cnt1} , V_{cnt2} e V_{cnt3} , a partir dos quais observa-se que a carga 1 é conectada ao sistema no intervalo $0 \leq t \leq 1s$, a carga 2 é conectada no intervalo $1 \leq t \leq 1,5s$ e a carga 3 em $1,5 \leq t \leq 2s$. Em seguida, são ilustrados os erros das tensões de fase da carga v_{l1} , v_{l2} e v_{l3} . Os valores máximos do erro de tensão atingem 50% durante os transitórios, cujo efeito

na tensão da carga é melhor visualizado na figura 2.32, mas permanecem inferiores a 2% no regime permanente. Por fim, verifica-se o erro da potência do compensador, que permanece inferior a 4%.

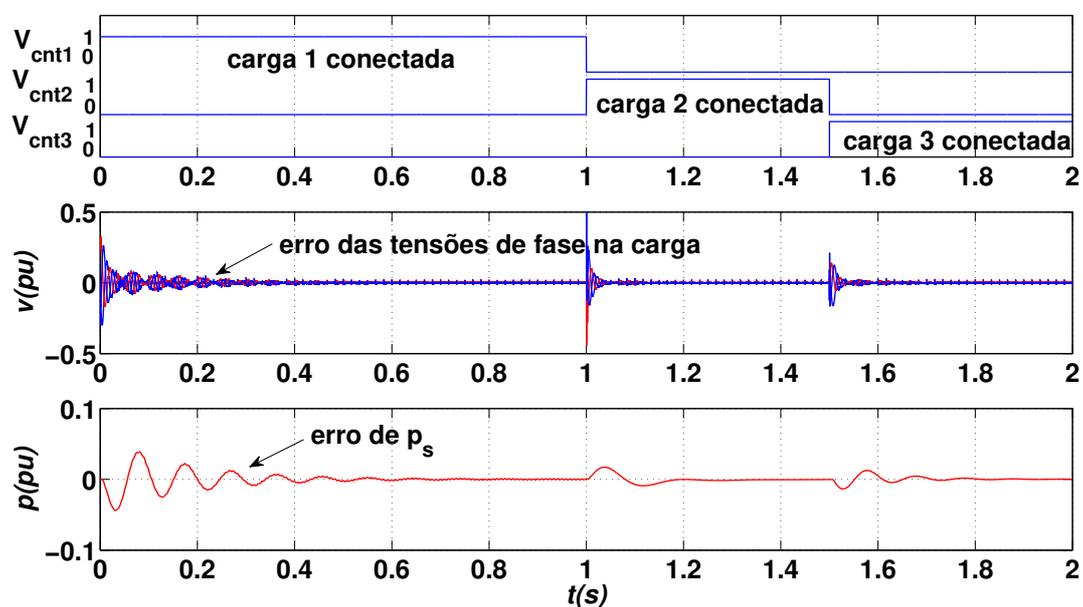


Figura 2.31: Resultado de simulação para transitório de cargas: sinais de controle de Z_1 , Z_2 e Z_3 ; erros de v_{l1} , v_{l2} e v_{l3} ; erro de p_s

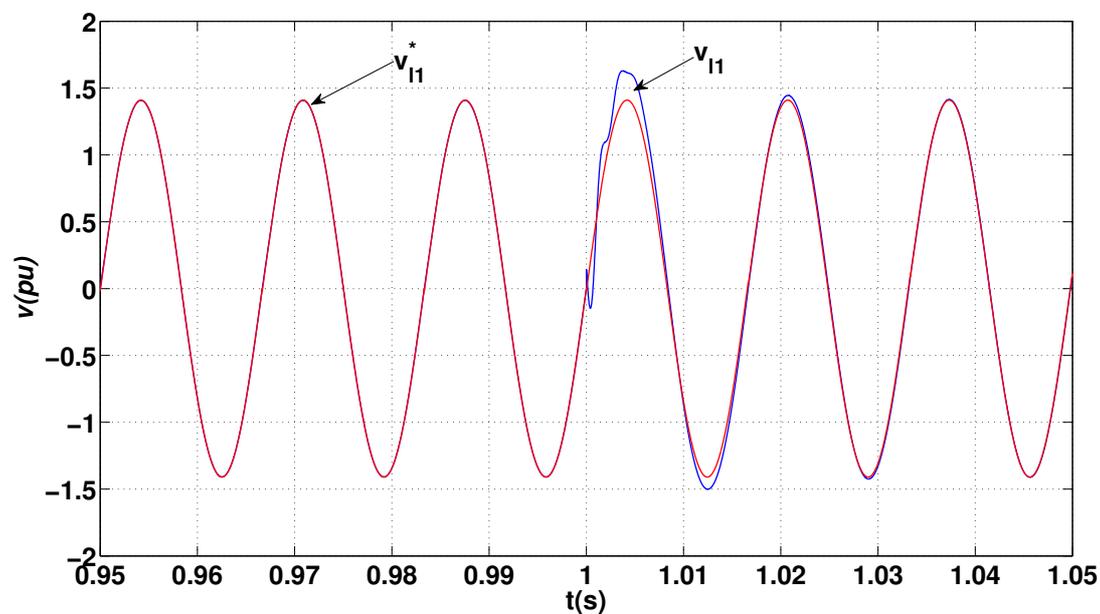


Figura 2.32: Resultado de simulação para transitório de cargas: v_{l1} e v_{l1}^* na janela de 0,95 a 1,05s

3

Filtro Ativo Série Trifásico

Até então, o filtro ativo foi estudado com base no circuito monofásico equivalente considerando o compensador como uma fonte de tensão ideal. Neste momento, estuda-se o sistema mais completo, constituído por inversor de tensão trifásico, filtro de saída e transformador isolador, ambos aplicados ao sistema trifásico. Toda análise realizada até o momento é estendida ao sistema trifásico, de forma que agora são utilizados três controladores de tensão, sendo um para cada fase, e um controlador de potência.

Na figura 3.1 é apresentado o diagrama geral do sistema proposto do compensador série de potência com capacidade de fornecimento de potência ativa. A fonte de tensão externa é um banco de baterias que deve ser conectado ao barramento CC do inversor através de um conversor CC/CC bidirecional responsável pelo condicionamento dos níveis de tensão e corrente. O inversor de tensão trifásico é comandado conforme a lei de controle da modulação empregada. O conversor CC/CC é comandado pelo sistema de gerenciamento de energia das baterias, sendo responsável pelo controle dos processos de carga e descarga. Contudo, como este não é o foco do trabalho, em princípio, o modelo da bateria e do conversor CC/CC não foram considerados, sendo utilizado o modelo simples de uma fonte de tensão ideal capaz de receber ou fornecer energia de maneira ilimitada.

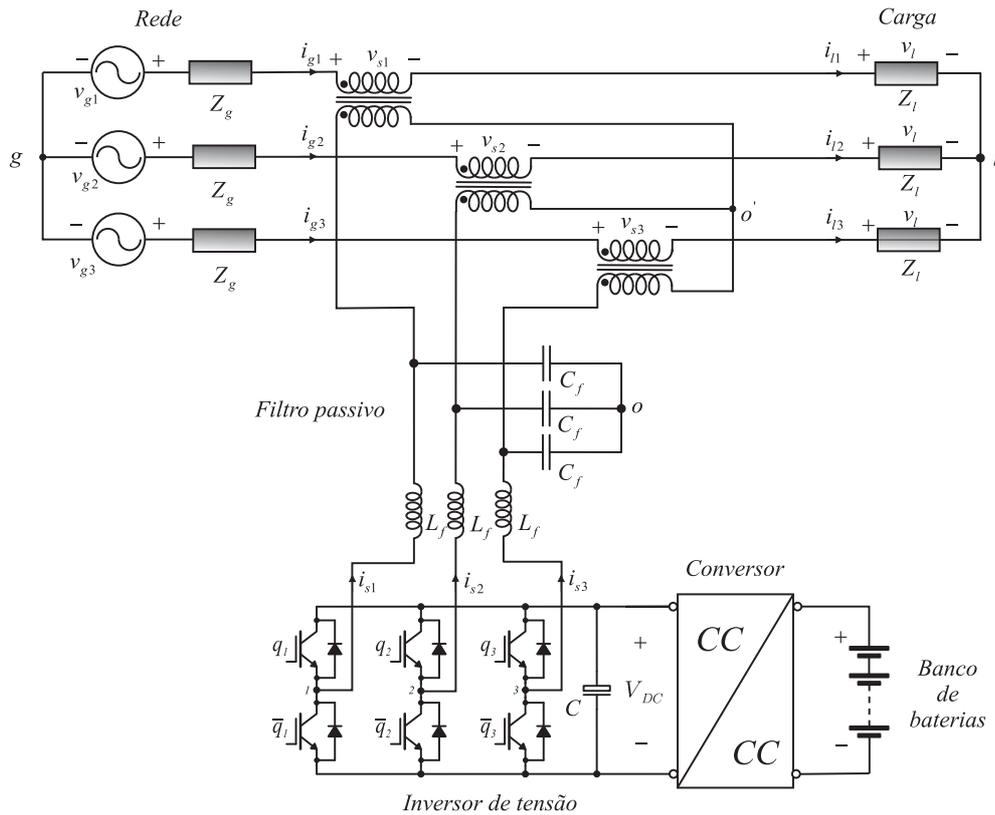


Figura 3.1: Diagrama elétrico do Filtro Ativo de Potência série trifásico

3.1 Inversor de Tensão Trifásico

O inversor de tensão trifásico utiliza seis chaves do tipo IGBT, sendo duas chaves complementares por cada braço do inversor. Nas simulações realizadas, estas chaves foram consideradas ideais. A tensão de saída de pólo pode assumir dois níveis ($-E_d/2$ ou $E_d/2$) dependendo do comando das chaves do respectivo braço, enquanto a tensão entre linhas pode assumir três níveis de tensão ($-E_d$, 0 ou E_d), sendo E_d a tensão atual do barramento contínuo do inversor.

O comando das chaves é obtido utilizando-se a estratégia de modulação PWM (Pulse With Modulation) senoidal, onde o sinal de referência é comparado com uma portadora triangular de alta frequência para gerar os pulsos de comando do respectivo braço, obedecendo a seguinte lei de controle:

- Se $V_{ref} > v_{tri}$, então liga chave q_1
- Se $V_{ref} < v_{tri}$, então liga chave \bar{q}_1

Esta técnica é conhecida como *Carrier Based PWM* (CB-PWM) e foi escolhida devido a sua simplicidade de implementação nos programas de simulação do PSIM.

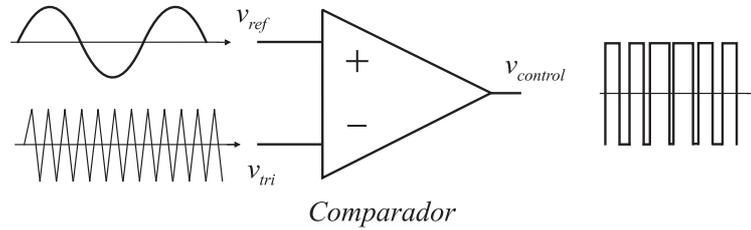


Figura 3.2: Princípio da modulação PWM senoidal

Os pulsos de comandos para os interruptores superiores (q_1, q_2 e q_3) em cada braço do inversor de dois níveis, para cada período de modulação T_s , são ilustrados na figura 3.3. Os tempos em que os interruptores permanecem em condução (T_1, T_2, T_3) durante um período são determinados a partir do valor médio que o correspondente sinal de saída modulado deve assumir (v_a, v_b, v_c), sendo dados por:

$$T_y = \left(\frac{v_x}{E_d} + \frac{1}{2} \right) T_s, x \in \{a, b, c\}, y \in \{1, 2, 3\} \quad (3.1)$$

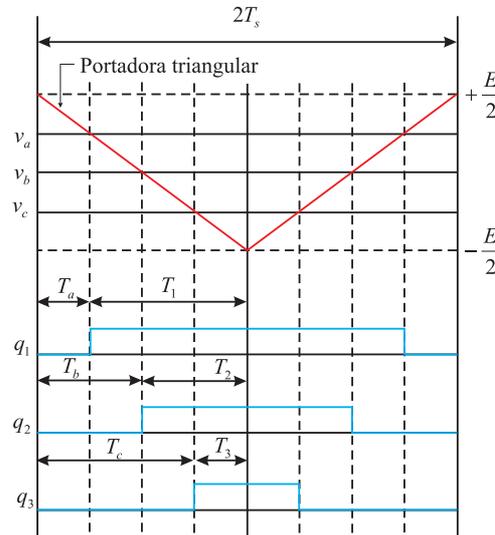


Figura 3.3: Tempo de condução dos interruptores na modulação PWM senoidal

Na região de operação linear ($m_a \leq 1$) a componente fundamental da tensão de saída de pólo do inversor varia linearmente com o índice de modulação de amplitude, sendo seu valor eficaz dado por:

$$(V_{10})_1 = m_a \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{E_d}{2} \quad (3.2)$$

Sendo o índice de modulação em amplitude a razão entre o valor máximo do sinal de referência pelo valor máximo da portadora triangular:

$$m_a = \frac{v_{ref} |_{pico}}{v_{tri} |_{pico}} \quad (3.3)$$

A tensão entre linhas é então:

$$(V_{FF})_1 = m_a \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{E_d}{2} \sqrt{3} \cong 0,612 m_a E_d \quad (3.4)$$

O índice de modulação de frequência é a razão entre a frequência da portadora triangular e a frequência do sinal modulante:

$$m_f = \frac{f_{ref}}{f_{tri}} \quad (3.5)$$

Idealmente, quanto maior a frequência da portadora, mais facilmente pode-se extrair a componente de frequência fundamental da tensão de saída. Entretanto, na prática, as perdas de chaveamento do inversor são proporcionais à frequência do sinal de comando das chaves, limitando o valor máximo do índice de modulação de frequência. Assim, este parâmetro deve ser selecionado observando o compromisso entre a facilidade de filtragem da componente fundamental da tensão de saída e as perdas do inversor. Na maioria das aplicações onde a frequência base é 50 ou 60 Hz, utiliza-se portadora com frequência entre 6 kHz e 20 kHz. Como verificado na literatura, escolhendo-se a frequência da portadora tal que o índice de modulação de frequência seja um número inteiro, ímpar e múltiplo de três garante-se a eliminação dos harmônicos dominantes na tensão de linha de saída do inversor. No sistema proposto utilizou-se $m_f = 167$ que implica frequência de chaveamento do inversor de 10020 Hz (N.Mohan e W.P.Robbins, 2003).

3.1.1 Filtro de Saída do Inversor

Como já descrito anteriormente, para simplificar a análise do problema, o projeto do sistema de controle de tensão não levou em consideração o modelo do transformador nem a existência do filtro de saída do inversor. Entretanto, sabe-se que o dimensionamento correto do filtro passivo de saída do inversor é de grande importância no desempenho do filtro ativo de potência. Conforme verificado na literatura, o uso de um filtro não amortecido pode levar ao surgimento de componentes oscilatórias na frequência de ressonância, que podem ser excitadas na ocorrência de transitórios na rede ou na carga (Pomílio, 2007).

O filtro de saída do inversor de tensão tem como objetivo extrair as componentes de alta frequência provenientes da modulação utilizada, permitindo apenas a passagem do sinal de tensão de mesma frequência da rede, que no caso é de 60 Hz, como ilustrado no exemplo de aplicação de um inversor na figura 3.4.

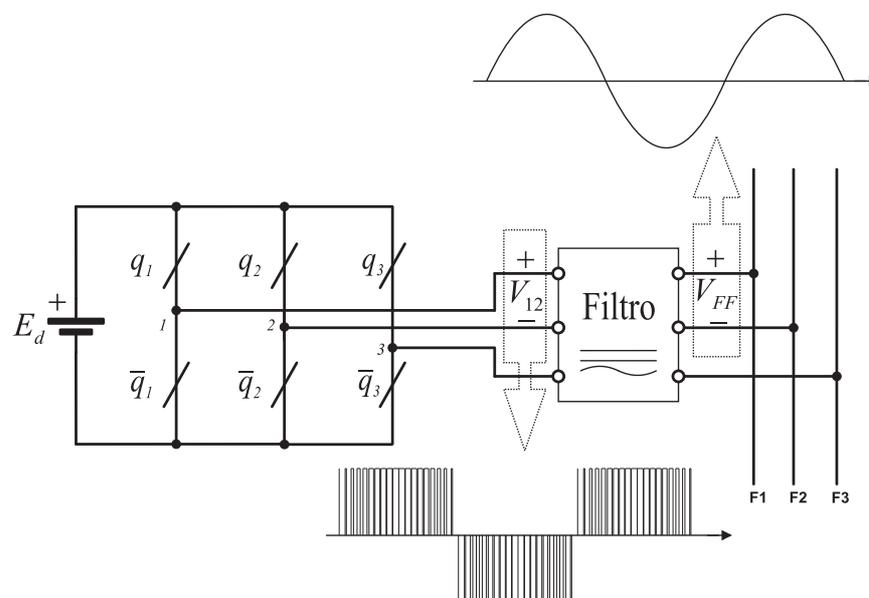


Figura 3.4: Utilização do filtro na saída do inversor de tensão

Existem atualmente diversos trabalhos que descrevem técnicas para dimensionamento otimizado de filtros passivos, utilizando, por exemplo, funções de custo que minimizam a energia reativa do filtro ou limitam os picos máximos de corrente na carga. Apesar de o inversor considerado utilizar a modulação PWM senoidal, o emprego da metodologia de projeto de filtros de segunda-ordem para inversores de tensão com modulação PWM digital, proposta por (L. Michels e Pinheiro, 2005), é aceitável. Isto é possível já que o espectro da tensão chaveada de saída do inversor utilizado é bastante próximo daquele considerado como referência no trabalho supracitado. Assim, utilizando esta metodologia e considerando-se os parâmetros do inversor apresentados na tabela 3.1, obtêm-se os valores de projeto para o filtro indutor-capacitor conforme tabela 3.2.

3.1.2 Dimensionamento da tensão do barramento CC

O transformador isolador deve suportar a corrente nominal de carga e ter razão de transformação tal que assegure um compromisso entre a tensão do barramento do inversor e a corrente de comutação nas chaves do inversor. Se um transformador elevador for utilizado,

Tabela 3.1: Parâmetros usados no projeto do filtro LC

Parâmetro	Valor
Máxima distorção harmônica na tensão de saída	3%
Índice de modulação de amplitude	1
Frequência fundamental (Hz)	60
Frequência da portadora (Hz)	10020
Índice de modulação em frequência	167

Tabela 3.2: Valores de projeto do filtro LC

Parâmetro	Símbolo	Valor
Frequência natural do filtro (Hz)	f_o	1093
Indutor do filtro (normalizado)	L_f	0,272m
Capacitor do filtro (normalizado)	C_f	768 μ

através da análise de regime permanente observa-se que a tensão exigida do lado do inversor é menor, sendo necessário um barramento de menor tensão, porém a corrente no lado do inversor será de maior intensidade, o que aumenta as perdas ôhmicas e encarece as chaves utilizadas. De outra forma, se um transformador do tipo abaixador for utilizado, a corrente proveniente do inversor será menor, mas neste caso será necessária uma maior tensão no barramento. A menos da utilização de um conversor CC/CC adequado, a necessidade de alta tensão no barramento implica na associação de quantidade considerável de baterias em série de forma a obter a tensão desejada, o que contribui para o surgimento de problemas de equalização de carga entre as baterias. Assim, diante desta escolha, verifica-se que é recomendado utilizar uma razão de transformação próxima a unidade, mantendo o compromisso entre tensão do barramento e corrente de comutação do inversor (R.R.Matias, 2007).

A tensão contínua do barramento do inversor limita a máxima tensão que o compensador pode fornecer. Isolando-se a tensão do barramento E_d na eq. 3.2, tem-se:

$$E_d = \frac{1}{m_a} 2\sqrt{2}(V_{10})_1 \quad (3.6)$$

Assim, considerando a possibilidade de que, diante da interrupção de fornecimento de energia da rede, o sistema deve ser capaz de manter o fornecimento de energia à carga durante certo

intervalo de tempo, o compensador deve ser capaz de fornecer a tensão nominal da carga. Neste caso extremo, para tensão de fase nominal na carga de 1 pu, utilizando transformador isolador com razão de transformação unitária e desprezando-se a atenuação do filtro LC de saída do inversor, a tensão no barramento deve ser:

$$E_d = 2\sqrt{2} = 2,828pu \quad (3.7)$$

É importante observar que, nos casos possíveis em que a potência fornecida pelo compensador deva ser maior que a potência nominal da carga (1 pu), a tensão do compensador também será maior, como discutido na seção 2.1, e assim, a tensão necessária no barramento será superior a calculada anteriormente.

3.2 Aplicações

Com o propósito de ilustrar e avaliar a utilização do FAP série trifásico em aplicações práticas de gerenciamento de energia e melhoria de qualidade de energia, foram realizadas simulações no ambiente *PSIM*[®] considerando diferentes cenários.

3.2.1 Gerenciamento de energia: equalização da demanda de potência

A demanda de potência é a média das potências elétricas ativas ou reativas, solicitadas ao sistema elétrico pela parcela da carga instalada em operação na unidade consumidora, durante um intervalo de tempo especificado (tipicamente 15 minutos). Este parâmetro, usado pelas concessionárias para tarifação do consumo de energia, é responsável, muitas vezes, por quase 50% do valor da conta, sendo a outra metade correspondente à energia de fato consumida (Eletrobrás, 2000).

Algumas cargas típicas industriais exigem quantidade relativamente grande de energia durante intervalos de tempo curtos e previsíveis, como por exemplo, na inicialização de processos de produção, partida de motores elétricos, aquecimento de fornos elétricos, etc. Esta característica particular de alguns consumidores industriais faz com que o perfil de consumo diário de energia seja bastante variável, apresentando picos de demanda em determinados períodos, reduzindo o fator de carga da instalação e, então, caracterizando um

cenário atrativo à utilização de estratégias de redução de demanda de potência (*peak load shaving*) (Oudalov et al., 2007). Os sistemas com essa capacidade de equalização do consumo de energia utilizam co-geração a partir de turbinas a gás, geradores a diesel ou mesmo sistemas de armazenamento de energia com baterias (BESS - *Battery Energy Storage System*) como é o caso ilustrado na figura 3.5 (Zeng et al., 2006).

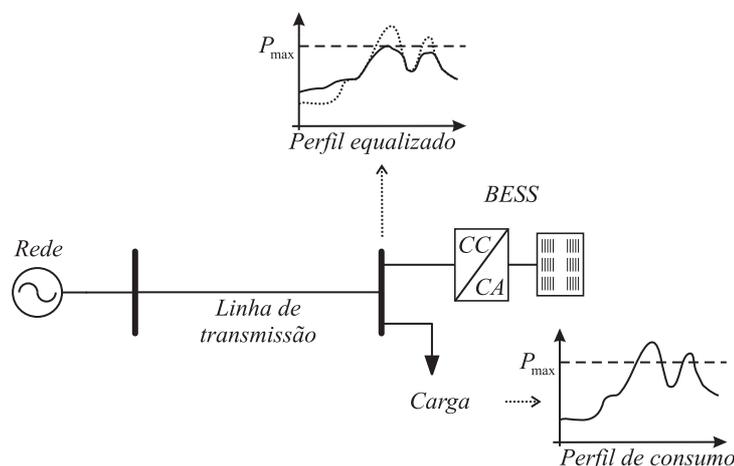


Figura 3.5: Aplicação de equalização da demanda de potência de uma instalação elétrica: BESS conectado em derivação

Um sistema de armazenamento de energia com baterias pode ser utilizado para fornecer energia nos períodos de pico de carga, aliviando o consumo de energia da rede. Esta aplicação consiste na utilização da energia do banco de baterias no momento de máxima demanda de potência da instalação, sendo a energia previamente armazenada durante um período fora de ponta. Este princípio de equalização da demanda de potência requerida pela carga é ilustrado no figura 3.6. Um exemplo de perfil de consumo bastante irregular, onde durante o período noturno a demanda máxima de potência $PL1$ é bem menor que a demanda máxima $PL2$ do período diurno, é ilustrado na figura 3.6(a). Neste caso hipotético, o banco de baterias é carregado ($Pb1$) durante o período noturno em que a potência consumida pela carga é reduzida ($PL1$). Durante o dia, quando o consumo da carga apresenta um pico de demanda ($PL2$), a energia previamente armazenada é fornecida à carga ($Pb2$) aliviando a demanda de consumo da rede elétrica. Este princípio é apresentado na figura 3.6(b). Dessa forma, a carga percebida pela rede elétrica é virtualmente constante de maneira que os geradores podem funcionar próximos da potência nominal onde a eficiência é maior, visto que apenas uma pequena quantidade de reserva de potência é necessária para suprir eventuais variações da carga.

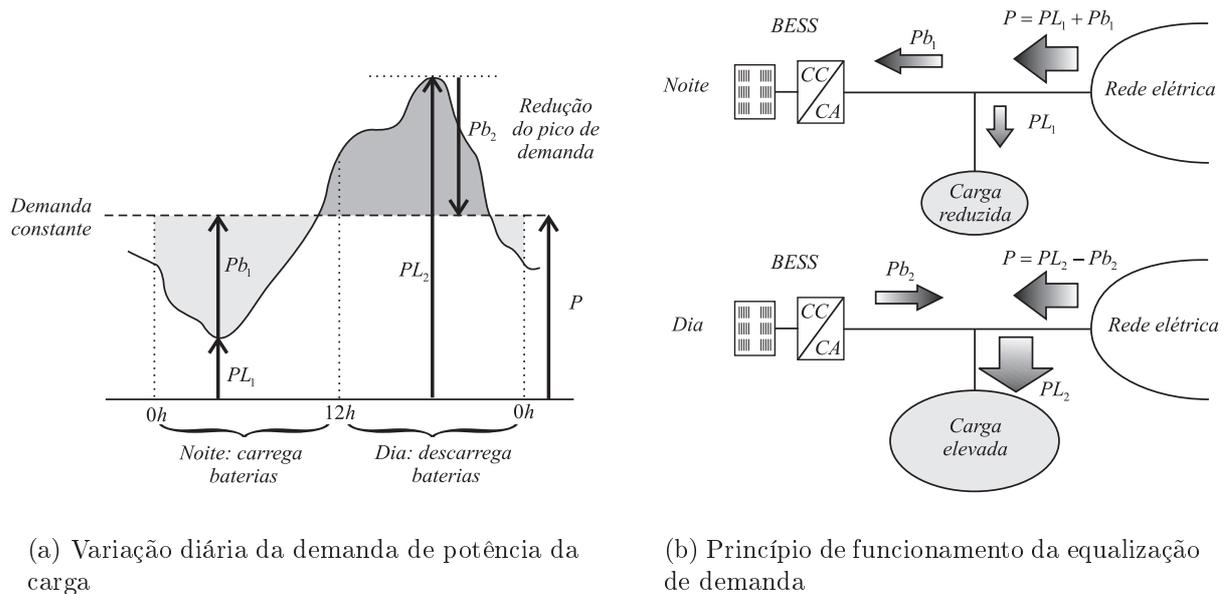


Figura 3.6: BESS aplicado à otimização de demanda de potência

Em determinadas situações, a diferença no preço do kWh em função do período de consumo e a economia devido à redução da demanda contratada compensam os custos envolvidos na utilização do sistema de armazenamento de energia. O dimensionamento correto do banco de baterias, assim como a estratégia otimizada do seu perfil de ciclagem, com o objetivo de minimizar os custos de instalação, manutenção e operação do sistema, são de relevante importância e têm atraído à atenção de diversos pesquisadores na área de gerenciamento de energia. Entretanto, como se trata de um assunto amplo e que, em princípio, foge ao escopo do trabalho proposto, tais aspectos não são abordados no presente documento.

Neste tipo de aplicação, é mais comum que o sistema de armazenamento de energia com baterias seja conectado em paralelo com a carga, assim como ilustrado na figura 3.5. Entretanto, no presente trabalho, buscou-se investigar a possibilidade de utilização da conexão em série com a carga de forma a validar este tipo de funcionalidade para o filtro ativo série com capacidade de fornecimento de potência ativa. O esquema avaliado é ilustrado na figura 3.7.

Para verificar o funcionamento do sistema, considerou-se um perfil de carga hipotético com característica assimétrica modelado pelo chaveamento seqüencial de três impedâncias distintas, cujos módulos variam, mas mantendo o mesmo fator de potência, conforme dados

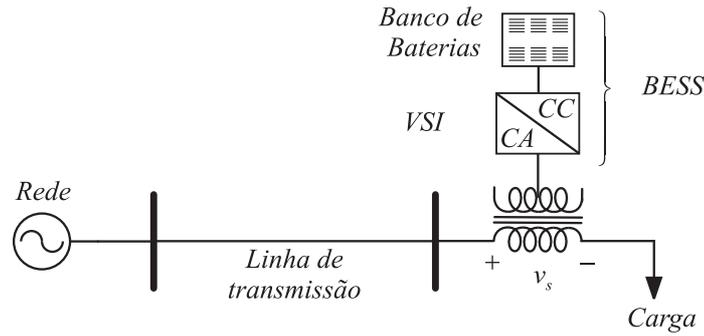


Figura 3.7: Aplicação de equalização da demanda de potência de uma instalação elétrica: BESS conectado em série

da tabela 3.3. Para condições de tensão nominal na rede e na carga (1 pu), obtém-se os limites de potência do conversor de acordo com a eq. 2.34, para cada carga a ser usada.

Tabela 3.3: Perfil de carga

Carga	$P_l/fase$	$S_l/fase$	Z_l	ϕ_l	R_l	L_l	$P_{smax}/fase$	$P_{smin}/fase$
1	0,25	0,5	2,0	60°	1	0,0046	0,25	-0,75
2	0,65	1,3	0,769	60°	0,385	0,0018	0,65	-1,95
3	0,5	1,0	1,0	60°	0,5	0,0023	0,5	-1,5

Em resposta às variações de carga consideradas, sugere-se a curva de potência ativa de referência do compensador, ilustrada na figura 3.8, como estratégia de redução do pico de demanda solicitado pela carga de número 2. Durante o primeiro segundo de simulação, quando a potência ativa solicitada pela carga é de 0,25 pu, o compensador deve absorver 0,1 pu para carregar as baterias. Quando a carga de número 2 entra no sistema, solicitando uma potência ativa de 0,65 pu, que equivale a uma sobrecarga no sistema de 30% ($S_{carga}=1,3$ pu/fase), o compensador deve fornecer 0,15 pu proveniente das baterias, de forma a manter a potência nominal fornecida pela rede. Nas simulações, foram utilizadas rampas de 1 pu/s para a variação de potência, no lugar das variações bruscas existentes no gráfico da figura 3.8.

Os resultados obtidos da simulação, cujos parâmetros estão na tabela 3.4, são ilustrados na figura 3.9. Na primeira janela de curvas, de cima para baixo, estão presentes os erros das tensões de fase na carga, que atingem valores próximos a 10% em regime permanente e um elevado transitório nos instantes de chaveamento das cargas. Na segunda janela de curvas observa-se o gráfico da potência trifásica do compensador ($p_{s_{total}}$) que segue bem a referência

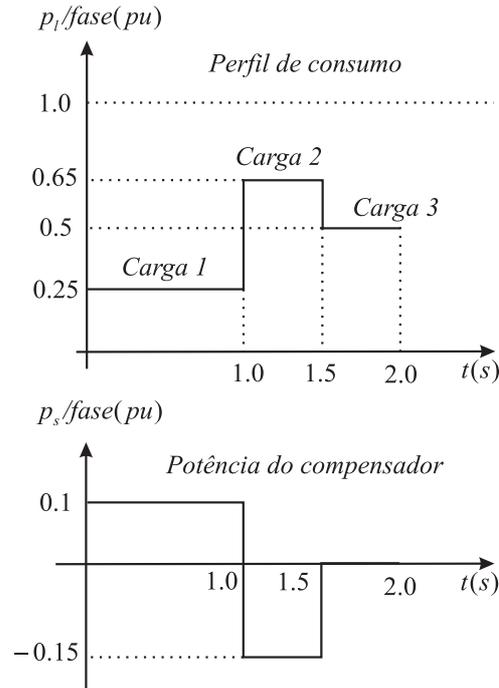


Figura 3.8: Perfil de consumo da carga e potência ativa de referência do compensador

em regime (p_{total}^*) com erro em torno de 3%, apresentando erro máximo de 20% durante o transitório de carga. Por fim, na terceira janela, estão ilustradas as curvas de potência ativa total da rede (P_{fonte}), da carga (P_{carga}) e do conversor ($P_{conversor}$) obtidas através do medidor de potência ativa do PSIM. Verifica-se que a curva de potência total da carga é bastante semelhante à curva ilustrada na figura 3.8, e que apesar da carga solicitar uma potência máxima de 1,9 pu (durante energização da segunda carga), a rede fornece apenas 1,41 pu neste momento, sendo a diferença de 0,45 pu fornecida pelo compensador. A partir de 1,5s, a potência do compensador é nula e toda energia fornecida à terceira carga é proveniente da rede.

O efeito do transitório de carga é melhor visualizado na figura 3.10, onde são apresentados os resultados para apenas uma fase correspondendo à janela de simulação de 0,8 a 1,1s. Com a variação brusca da carga, a corrente varia, modificando rapidamente o valor da potência do compensador. O erro correspondente se propaga e produz um ruído na geração da tensão de referência da carga, gerando o transitório indesejado, mas que é rapidamente eliminado pelo efeito de compensação do controlador de potência.

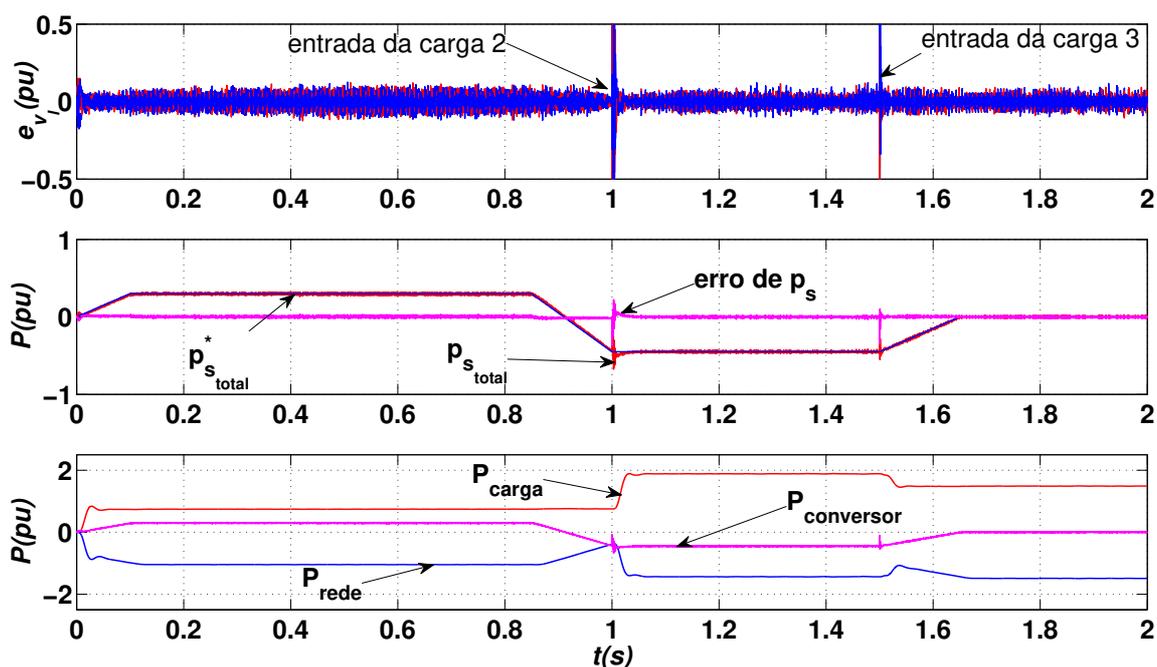


Figura 3.9: Resultados de simulação da equalização de demanda: erro das tensões de fase, potência do compensador (por fase) e potências totais do conversor, da carga e da rede

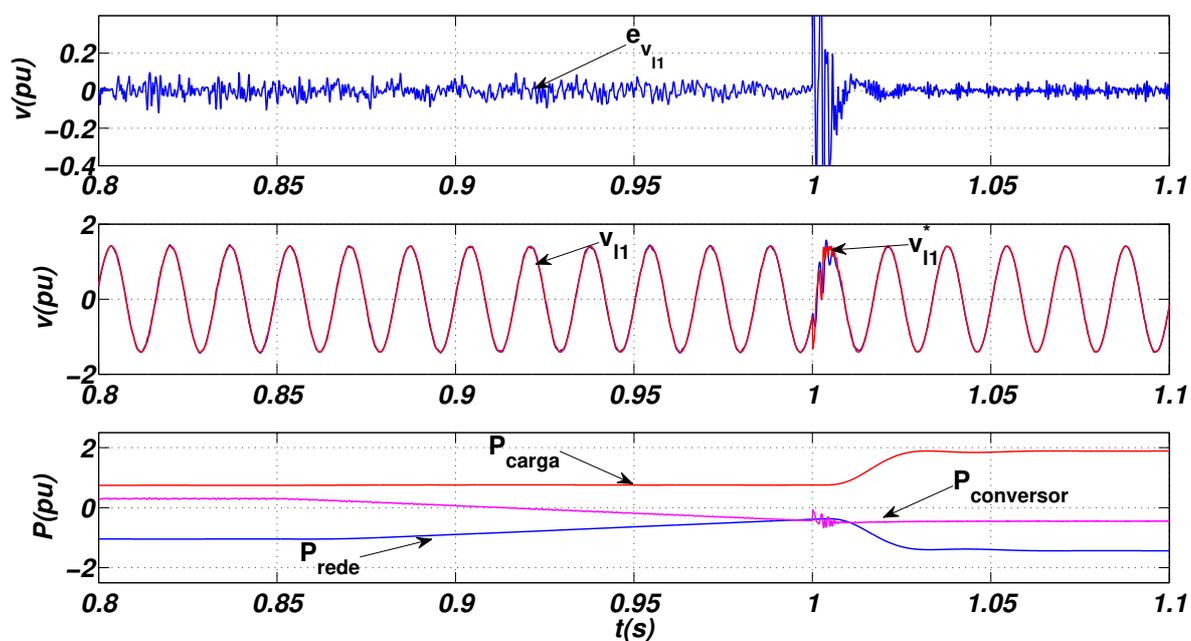


Figura 3.10: Resultados de simulação da equalização de demanda: janela de 0,8s a 1,1s

Tabela 3.4: Parâmetros da simulação de equalização de demanda

Parâmetro	Símbolo	Valor (pu)
Tensão da rede	V_{gfase} (RMS)	1
Impedância da rede	L_g	0,265m
Tensão de referencia na carga	V_{Lref} (RMS)	1
Indutância do filtro LC	L_f	0,272m
Capacitância do filtro LC	C_f	768u
Resistência do filtro LC	R_f	0,5
Tensão do barramento	E_d	3
Ganho Ka do controlador de tensão	K_a	1,1
Ganho Kb do controlador de tensão	K_b	420
Ganho Kc do controlador de tensão	K_c	158296
Ganho proporcional do controlador de potência	K_p	2,5
Ganho integral do controlador de potência	K_i	25
Ganho derivador do controlador de potência	K_d	0

3.2.2 Qualidade de energia: compensação de harmônicos/correção de afundamentos

Para avaliar a compensação de harmônicos de tensão do filtro, o sistema foi simulado considerando uma fonte de tensão trifásica contendo quinto e sétimo harmônicos, isoladamente e depois em conjunto, com taxa de distorção harmônica total (THD) de, aproximadamente, 20% e 10%, respectivamente. A tensão eficaz da componente fundamental de fase da tensão da rede foi mantida em 1 pu e a tensão da carga ajustada também para 1 pu. Como a questão relacionada ao gerenciamento de energia do compensador não é o objetivo nesta análise de aplicação, a potência de referência do compensador foi ajustada para um valor próximo de zero. A tabela 3.5 resume as condições de teste e os resultados obtidos.

A taxa de distorção harmônica total da tensão é calculada pela equação:

$$THD_v = \frac{\sqrt{\sum_{h=2}^{\infty} V_{rms h}^2}}{V_{rms 1}} \quad (3.8)$$

Onde $V_{rms h}$ é o valor eficaz do harmônico de ordem h e $V_{rms 1}$ é o valor eficaz da tensão

Tabela 3.5: Resultados de simulação de compensação de harmônicos de tensão

condições		THD da tensão na carga		
		Harmônicos da tensão		
		20% (5 ^o h)	10% (7 ^o h)	20%(5 ^o h)+10%(7 ^o h)
$V_g = 1\text{pu}$,	Sem FAP	19,4%	9,7%	21,7%
$V_l = 1\text{pu}$	Com FAP	7,4%	7,6%	10%
Redução de THD		61,9%	22%	53,9%

fundamental.

Os resultados de simulação referentes apenas à fase 1, por questão de simplicidade, são apresentados nas figuras 3.11, 3.12 e 3.13. Na primeira janela de curvas de cada figura, são apresentados os gráficos da tensão da rede distorcida e da tensão na carga. No primeiro momento, quando o compensador não é habilitado, verifica-se que a carga é submetida a uma tensão bastante distorcida devido ao conteúdo harmônico da tensão da rede. No instante $t=0,1\text{s}$ o sistema de compensação série é conectado ao circuito e o controlador habilitado, de forma que a tensão aplicada à carga é regulada obtendo-se, no melhor caso, uma redução próxima de 62% na taxa de distorção harmônica total da rede.

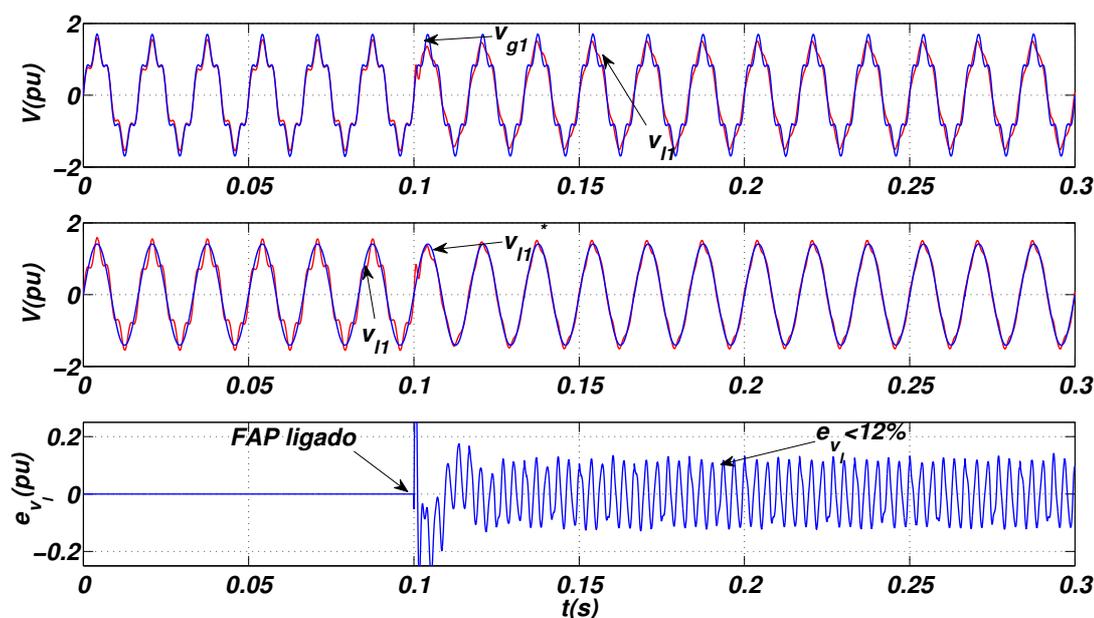


Figura 3.11: Compensação de harmônicos - $THD_{v_g} = 20\%$ (quinto harmônico)

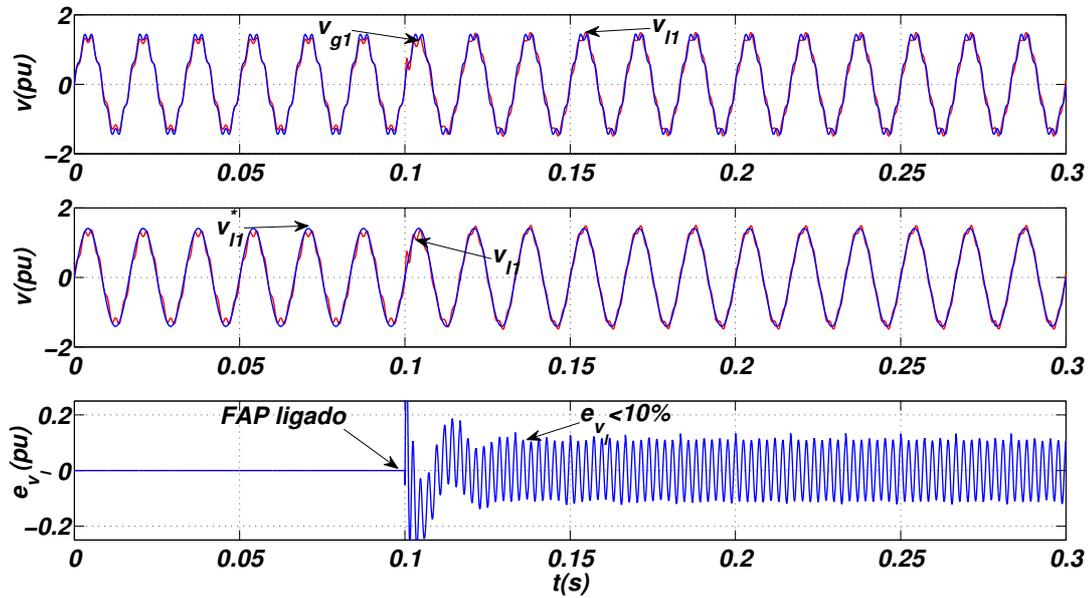


Figura 3.12: Compensação de harmônicos - $THD_{v_g} = 10\%$ (sétimo harmônico)

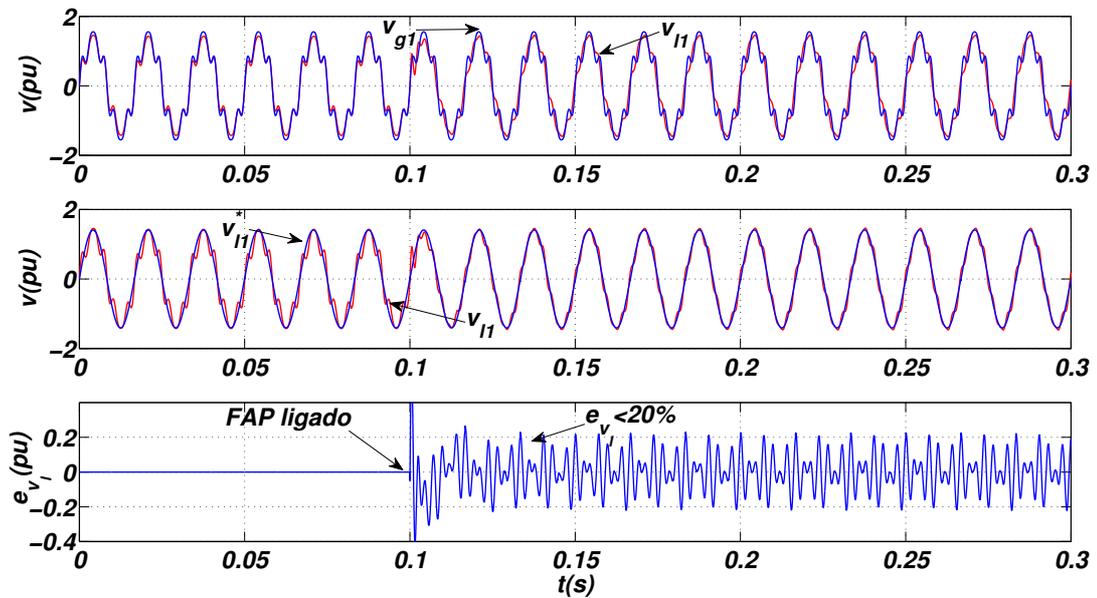


Figura 3.13: Compensação de harmônicos - $THD_{v_g} = 22\%$ (20% de quinto harmônico e 10% de sétimo harmônico)

Como descrito anteriormente na seção 2.3.1, para os parâmetros considerados nas simulações, diante de um afundamento de tensão da rede maior que 50%, não é possível manter a tensão nominal na carga sem que o compensador forneça potência ativa. Assim, para um afundamento de tensão de 30% ainda é possível regular a potência do compensador em zero. O resultado de simulação para esta condição é apresentado na figura 3.14, onde se observa que até 0,1s a carga é submetida ao afundamento de tensão existente na rede. Quando o compensador é habilitado, a tensão na carga é restaurada ao seu valor nominal com erro de regime permanente menor que 4%. A potência ativa do compensador é regulada em zero com erro de regime inferior a 2%.

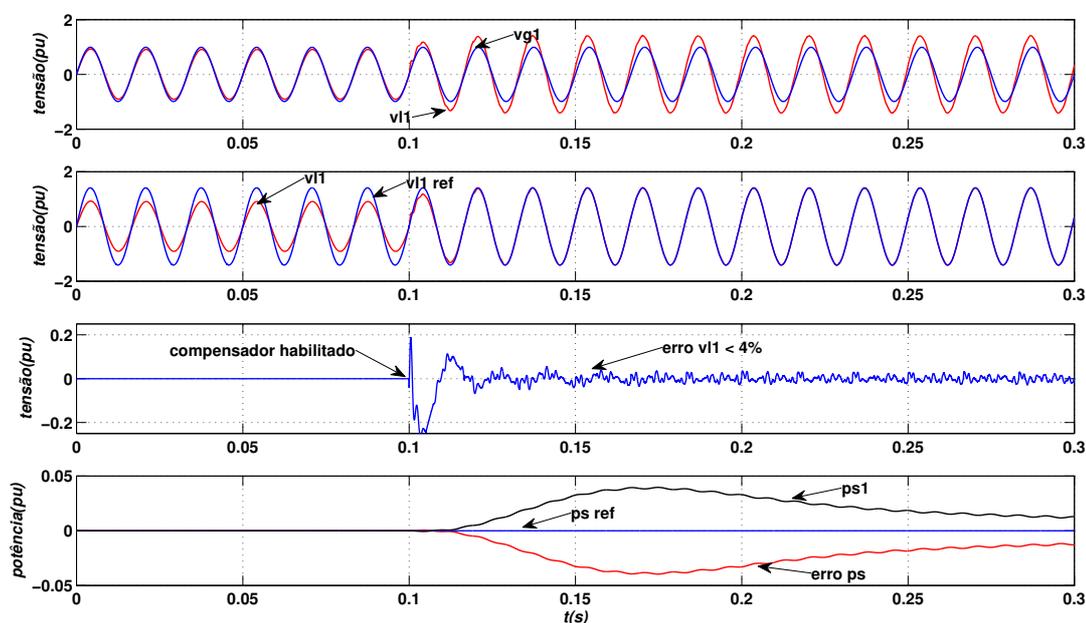


Figura 3.14: Resultado de simulação com afundamento de tensão na rede de 30%: tensão na carga é restaurada a partir de 0,1s

A condição de funcionamento com sobretensão na rede de 30% nas três fases é ilustrada na figura 3.15, onde por simplicidade apresenta-se apenas os resultados referentes à primeira fase do sistema. Observa-se, claramente, o efeito de regulação de tensão na carga a partir do instante em que o compensador é habilitado na simulação. Em regime, o erro obtido na regulação de tensão é inferior a 2% e o erro na regulação da potência permanece inferior a 4%.

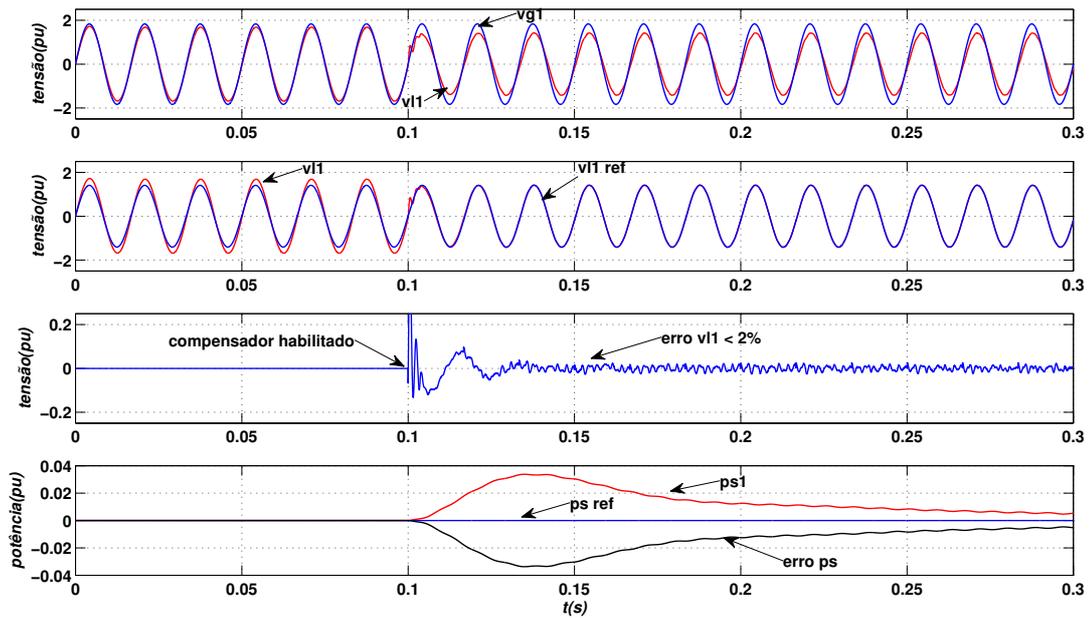


Figura 3.15: Resultado de simulação com sobretensão de 30% na rede

3.2.3 FAP ligado no trafo de distribuição

Existem algumas alternativas de utilização do filtro ativo série trifásico sem o transformador de isolamento. Na primeira topologia alternativa, cada fase da tensão da rede deve ser usada separadamente de forma que se deve ter acesso aos dois terminais de cada enrolamento de saída do gerador ou enrolamento secundário do transformador de distribuição. Na segunda topologia, a carga trifásica deve ser alimentada de forma que cada fase da mesma seja conectada como uma carga monofásica independente, não podendo usar conexão em estrela ou triângulo na carga (Jacobina et al., 2009).

Baseando-se na primeira topologia alternativa, o filtro série pode ser conectado diretamente no secundário do transformador de distribuição. Para tanto, deve-se ter acesso aos terminais de cada enrolamento do secundário do transformador de forma a conectá-lo em estrela, se o compensador não for utilizado, ou conectar cada enrolamento do transformador em série com o filtro, caso o mesmo seja utilizado. O diagrama unifilar da figura 3.16 ilustra este tipo de utilização. O diagrama esquemático do sistema proposto é apresentado na figura 3.17. A chave tripolar S_1 conecta o filtro ao sistema, enquanto a chave \overline{S}_1 , complementar a S_1 , conecta o secundário do transformador em estrela. Neste tipo de conexão, a corrente do compensador é, necessariamente, igual à corrente de carga, já que não há um

transformador isolador cuja razão de transformação possa ser escolhida de forma a reduzir a corrente do compensador.

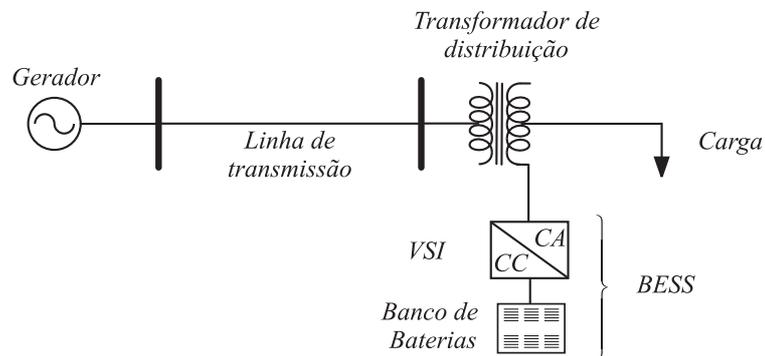


Figura 3.16: Diagrama unifilar do Filtro Ativo Série conectado no trafo de distribuição

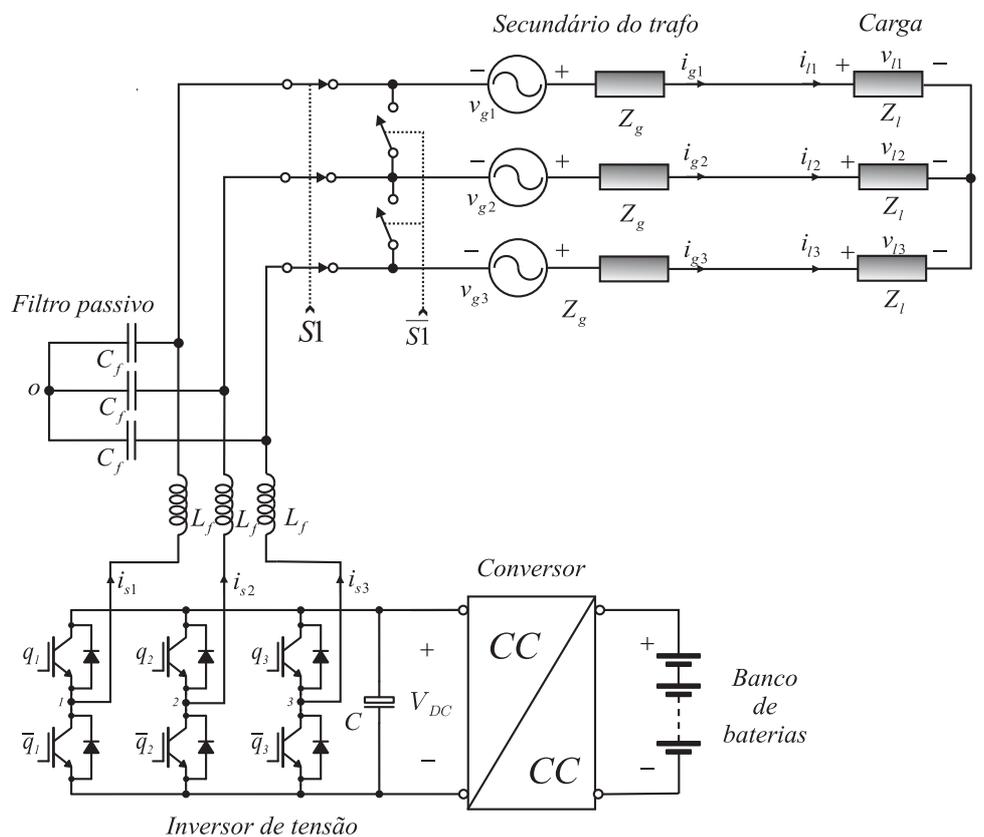


Figura 3.17: Diagrama elétrico do Filtro Ativo Série conectado no secundário do trafo de distribuição

O circuito monofásico equivalente para o sistema conectado no transformador de distribuição é apresentado na figura 3.18. É importante salientar que nesta conexão, há uma inversão na polaridade da tensão do compensador com relação àquela mostrada no circuito equivalente da figura 2.1. Contudo, o desenvolvimento matemático realizado permanece

válido, a menos é claro que o controlador de tensão, neste caso, não necessita ter o sinal de erro invertido. Além disso, conforme a nova referência de polaridade das fontes de tensão do modelo, a potência do compensador precisa ter o sinal invertido de forma a manter a convenção passiva adotada anteriormente.

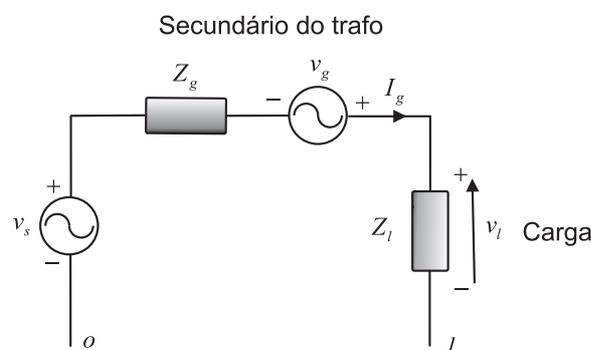


Figura 3.18: Diagrama elétrico monofásico equivalente do FAP série conectado no secundário do trafo de distribuição

O resultado de simulação para verificar o transitório na conexão do compensador no secundário do trafo é apresentado na figura 3.19. Antes de $t=0,5s$ o transformador de distribuição é conectado com secundário em Y, de forma que a sobretensão de 50% existente na rede de alta tensão é transferida às cargas conectadas ao secundário do mesmo, obedecendo a razão de transformação, que no caso foi considerada 1:1 já que a análise é normalizada. Quando o compensador é habilitado, a tensão na carga é regulada no seu valor nominal apresentando erro inferior a 5% em regime permanente. A potência do conversor é controlada em 0,1 pu/fase e posteriormente nula. Observa-se na figura 3.20 que, durante a sobretensão na carga, a potência dissipada na mesma é maior que a nominal. Após atuação do compensador, a carga absorve 1,5pu, o compensador absorve 0,3pu e a rede fornece 1,8pu. Em $t=1,1s$ o filtro regula a tensão na carga sem absorver potência, de forma que toda energia é proveniente da rede.

A condição de afundamento de tensão de 50% na rede é apresentada na figura 3.21. Observa-se que, após a conexão e habilitação do compensador, a tensão na carga é corrigida para seu valor nominal com erro de regime também menor que 5%. O balanço de potência é apresentado na figura 3.22, onde se observa que o compensador fornece 0,3pu de potência ativa total na janela de 0,6 a 1,1s conforme a referência adotada para este caso.

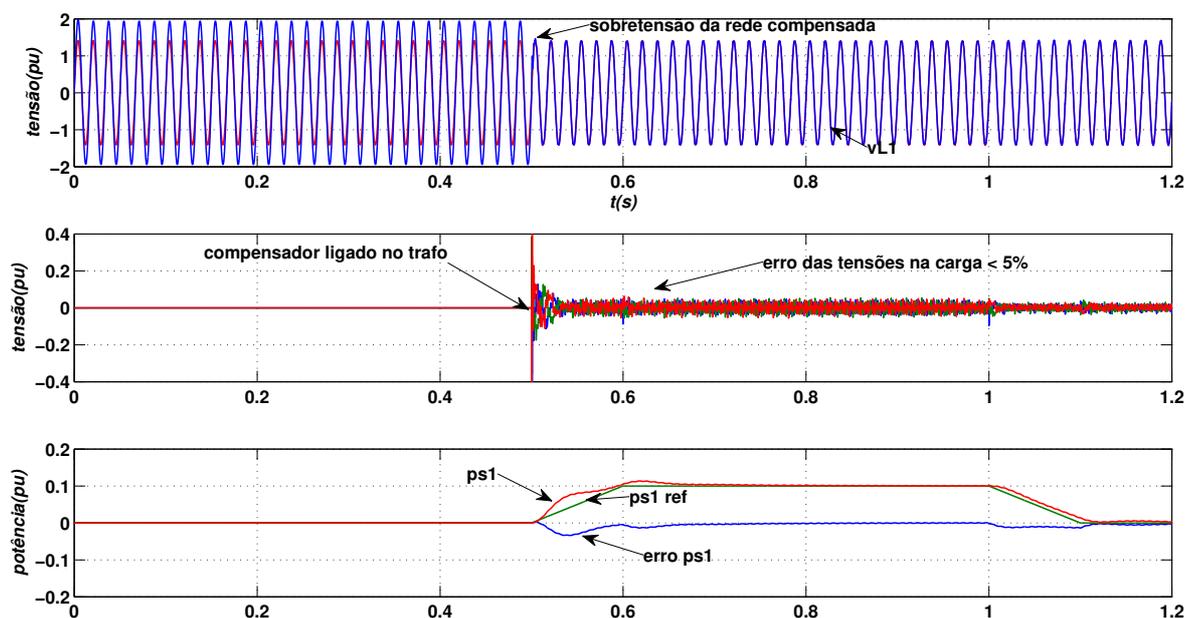


Figura 3.19: Resultado de simulação para correção de sobretensão de 50% na rede : conexão do FAP no trafo em $t=0,5$ s

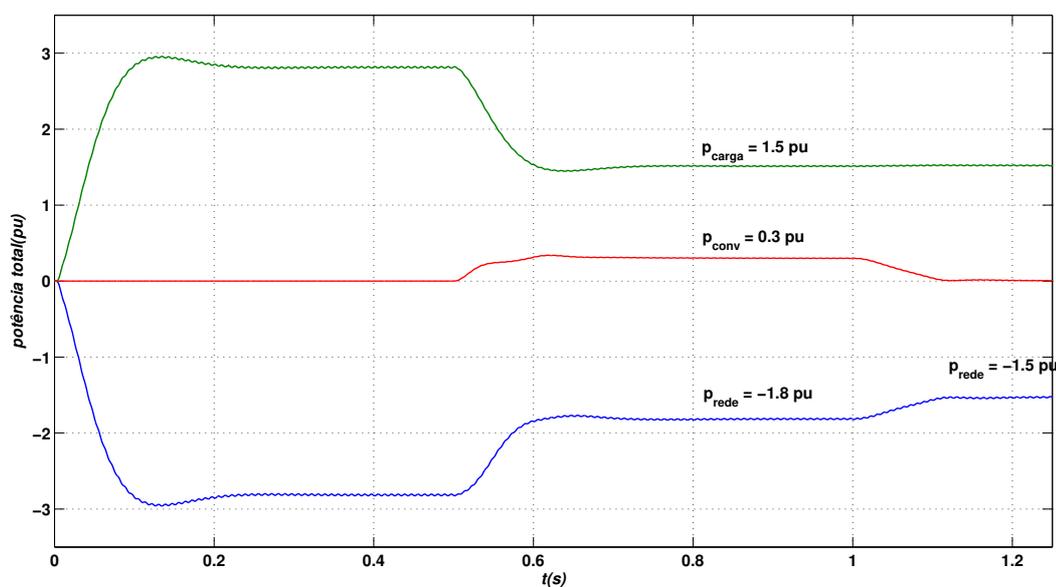


Figura 3.20: Balanço de potência ativa no sistema no caso de correção de sobretensão

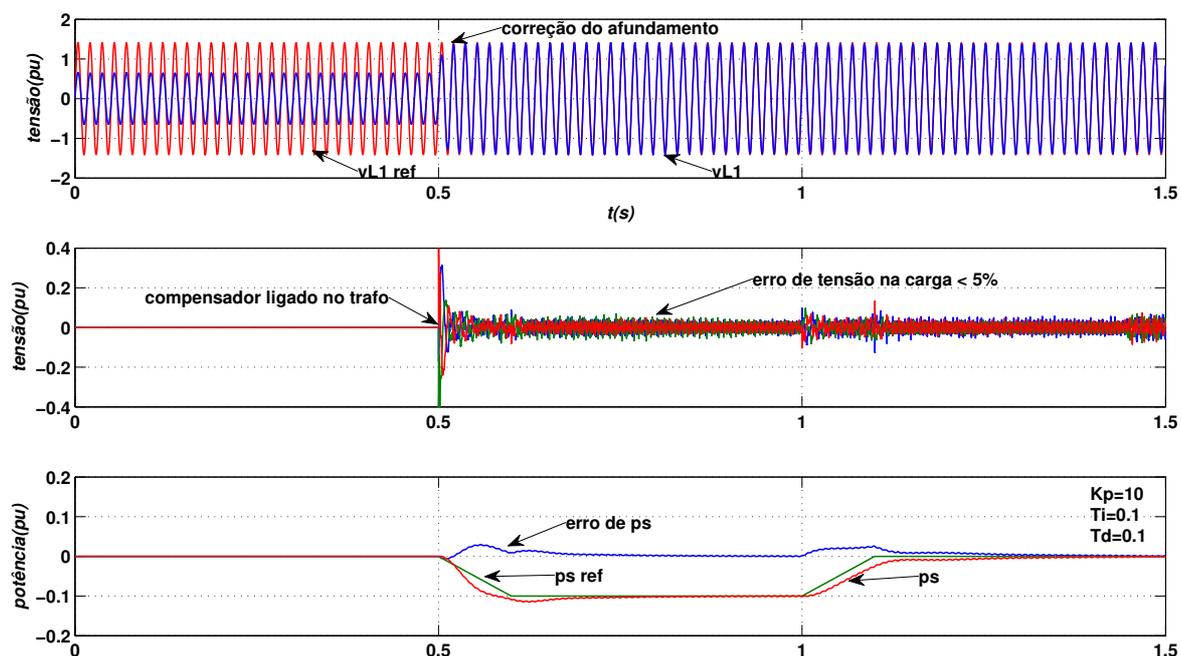


Figura 3.21: Resultado de simulação para correção de afundamento de tensão de 50% na rede: conexão do FAP no trafo em $t=0,5s$

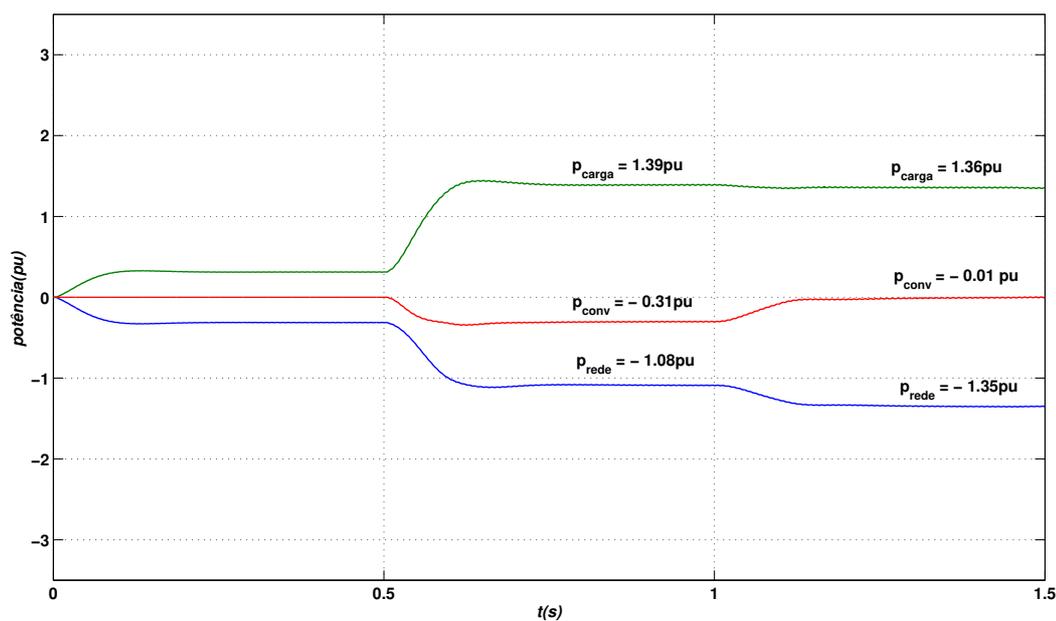


Figura 3.22: Balanço de potência ativa no sistema no caso de correção de afundamento

4

Plataforma experimental

O sistema em estudo, apresentado na figura 3.1, foi implementado em laboratório usando a plataforma de prototipagem rápida Dspace e uma montagem constituída por dois conjuntos de inversores trifásicos da Semikron.

4.1 Dspace

O sistema Dspace oferece uma plataforma de prototipagem rápida e flexível com ferramentas para modelagem, implementação, simulação e experimentação de sistemas de controle em tempo real, ou seja, é um sofisticado ambiente de desenvolvimento para sistemas de controle, dando suporte a todas as etapas deste processo de desenvolvimento. O sistema é constituído por hardware e software.

4.1.1 Placa controladora PPC DS1103

Essa placa é responsável pela execução das rotinas em tempo real. Constitui o coração da plataforma Dspace estabelecendo a interface entre a aplicação e o mundo externo. Ela pode ser instalada em um slot ISA diretamente no PC ou em uma caixa de expansão mediante uma placa de comunicação DS811, por exemplo. Algumas especificações são as seguintes (dSPACE GmbH, 2003b):

- Processador PowerPC PPC604e

- DSP escravo TMS320F240
- Sensor de temperatura da placa
- 2MByte de memória SRAM local e 128Mbyte de memória SDRAM global
- Controlador de interrupção com 22 fontes de interrupção e 4 interrupções externas
- 4 Conversores AD multiplexados de 16 bits e tempo de conversão de 4 μ s (16 canais)
- 4 Conversores AD de 12 bits e tempo de conversão de 800ns
- 8 Conversores DA de 14 bits com 5 μ s de tempo de ajuste
- Unidade I/O Digital de 32 bits
- 1 Codificador Incremental Analógico
- 6 Codificadores Incrementais Digitais

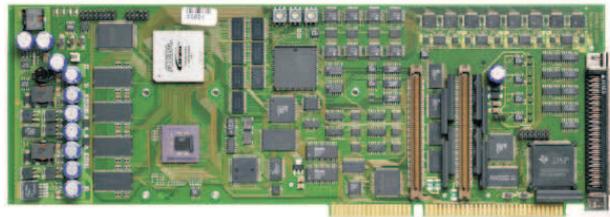


Figura 4.1: Placa controladora PPC DS1103

4.1.2 Pacote de softwares

Os softwares e ferramentas utilizados são de grande importância na implementação de aplicações, pois permitem uma otimização do hardware utilizado. O pacote é composto pelos seguintes aplicativos:

- MATLAB/Simulink/Stateflow
- Microtec PowerPC C Compiler
- ControlDesk
- Real-Time Library

- Real-Time Interface
- ControlDesk Test Automation
- MLIB/MTRACE

4.1.3 Desenvolvimento de aplicações

O processo de desenvolvimento e simulação de sistemas de controle utilizando o Dspace é realizado, normalmente, em quatro etapas:

1. Modelagem

A modelagem de sistemas torna-se relativamente simples quando utilizadas as funções e os recursos disponíveis nos toolboxes específicos do MATLAB, que trabalha em total sincronia com o Dspace. Adicionando esta facilidade, o Simulink possibilita a construção e simulação de modelos com uma linguagem de interface gráfica de alto nível. Com o auxílio da biblioteca de tempo real do Dspace (RTI), podemos construir experimentos de tempo real de forma bastante simples utilizando a linguagem de blocos do próprio Simulink.

2. Implementação

Após a construção do modelo do sistema é necessário implementá-lo no hardware de tempo real. Para tanto, o *Real-Time Interface* em conjunto com o *Real-Time Workshop* estabelecem a interface entre o modelo construído e a simulação em tempo real. Estas ferramentas geram automaticamente os códigos-fonte em C das aplicações a partir do diagrama de blocos do Simulink. Existe também a possibilidade de implementação direta deste código-fonte. Para tanto, devemos gerar manualmente os arquivos necessários à simulação com base em modelos, utilizando as funções em C predefinidas da biblioteca de tempo real e o compilador Microtec PowerPC para gerar o arquivo executável do processador.

3. Simulação em Tempo Real

Depois de carregado a aplicação, a simulação ocorre integralmente no hardware de tempo real, ou seja, na placa DS1103 PPC. Mediante os canais de entrada e saída de dados existentes na placa estabelecemos a interface com o mundo externo. Podemos

acionar equipamentos ou indicadores, receber sinais de sensores ou mesmo realizar a troca de dados com outras placas de aquisição, todo o processo em tempo real.

4. Controle do Experimento

Simultaneamente ao processo de simulação, podemos realizar o controle do experimento. Com auxílio do ControlDesk, por exemplo, podemos observar e apresentar os valores de determinadas variáveis, armazenar dados para uma análise posterior e até alterar em tempo real os parâmetros da simulação. Toda essa funcionalidade é disponível através de uma interface gráfica de altíssimo nível, o que faz dessa plataforma uma excelente ferramenta. Além do mais, com as funções disponíveis na biblioteca MLIB/MTRACE é possível acessar a placa do Dspace diretamente do ambiente MATLAB, incorporando à simulação todos os recursos dessa poderosa ferramenta matemática (dSPACE GmbH, 2003a).

4.1.4 Simulação em tempo real

A plataforma Dspace oferece duas maneiras de construirmos aplicações para execução em tempo real: a implementação direta via Simulink e a implementação em *handcode* seguindo padrões estabelecidos. Para implementação do experimento em estudo elaboramos o código diretamente em C. Para tanto, escrevemos o arquivo fonte utilizando funções e macros predefinidos de acesso ao hardware, de controle ou de serviço disponíveis na Real Time Library e obedecendo à estrutura básica do arquivo modelo. Depois, compilamos o arquivo utilizando Microtec PowerPC C Compiler. Escrevemos o arquivo TRC seguindo a sintaxe definida e a partir deste e do executável obtido geramos o arquivo de descrição do sistema SDF com o auxílio do SDF Editor. Em seguida, criamos o experimento no ControlDesk onde é carregada a aplicação em tempo real. O layout principal do experimento é ilustrado na figura 4.2 (dSPACE GmbH, 2003c).

Neste experimento é possível selecionar o tipo de controlador a ser utilizado para controle de tensão: controlador PI simples, PI modificado ou PI síncrono. Diversos parâmetros do programa podem ser ajustados em tempo real, como por exemplo, ganhos dos controladores e filtros, valores de referência da tensão RMS na carga e ângulo de fase desta tensão. As variáveis são visualizadas nos layouts e podem ser armazenadas em uma arquivo de aquisição.

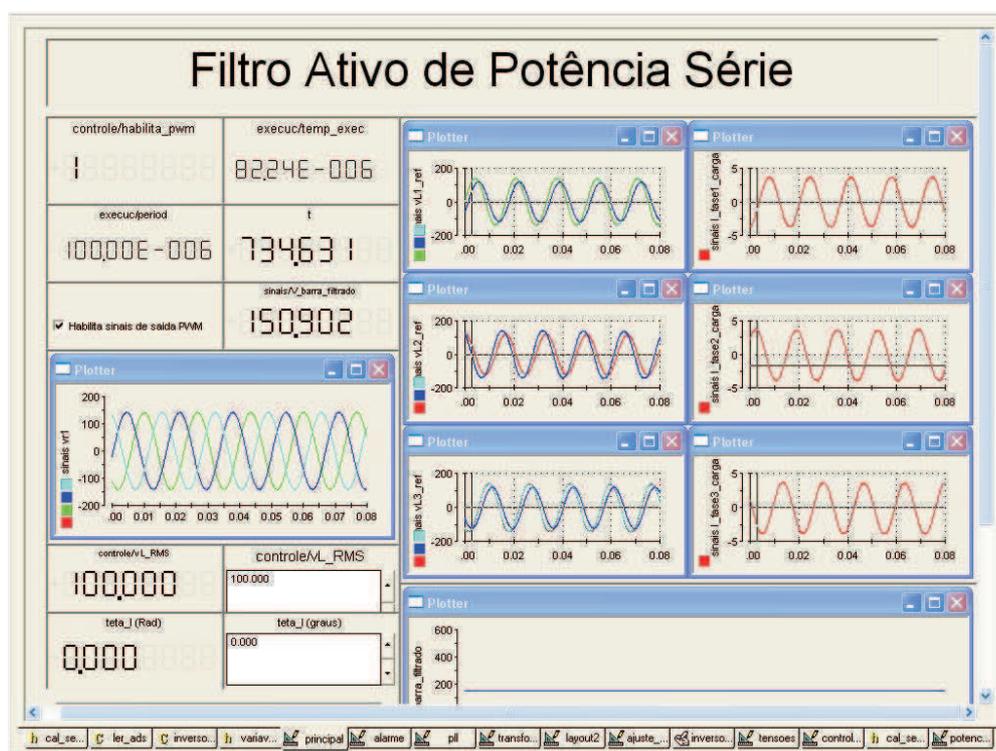


Figura 4.2: Layout principal do experimento no ControlDesk

4.2 Bancada de Inversores

A bancada de inversores utilizada é constituída por dois conjuntos de inversores Semikron de quatro braços cada, que são conectados em determinadas configurações através do acionamento de contactores comandados por um LOGO. Os principais esquemas elétricos desta bancada são apresentados no anexo I. As placas de interface dos sinais de controle dos inversores são adaptadas aos níveis de tensão e corrente do Dspace.

4.3 Montagem

Para fazer a montagem do filtro ativo série trifásico apresentado na figura 3.1 utiliza-se a bancada de inversores na configuração I, estando conectados o retificador não-controlado e o inversor A. Desta maneira, utilizamos um retificador trifásico não-controlado como fonte de tensão contínua capaz de fornecer potência ativa ao sistema. No caso real, esta energia seria proveniente do banco de baterias. Como o retificador não é capaz de absorver energia, utilizamos um elemento dissipativo conectado ao barramento CC do inversor através de um circuito de controle. A função deste circuito de proteção é limitar a tensão nos capacitores do

barramento quando o filtro absorver potência ativa, emulando o que aconteceria no processo de carregamento das baterias.

A montagem realizada é apresentada na figura 4.3. Os sensores de corrente são representados de I1 a I6 e os sensores de tensão de V1 a V7. O varivolt 1 foi utilizado para alimentação do inversor e do barramento CC e o varivolt 2 para emular a rede elétrica que alimenta a carga em estudo. Foram utilizados três transformadores toroidais monofásicos 100V/100V com corrente máxima de 10A. Para o filtro LC trifásico, foram utilizadas três indutâncias monofásicas de, aproximadamente, 4mH cada, e três capacitores de $30\mu\text{F}/250V_{ac}$ disponíveis no laboratório. A tensão nominal da carga foi considerada 100V (RMS) devido a limitação do trafo utilizado.

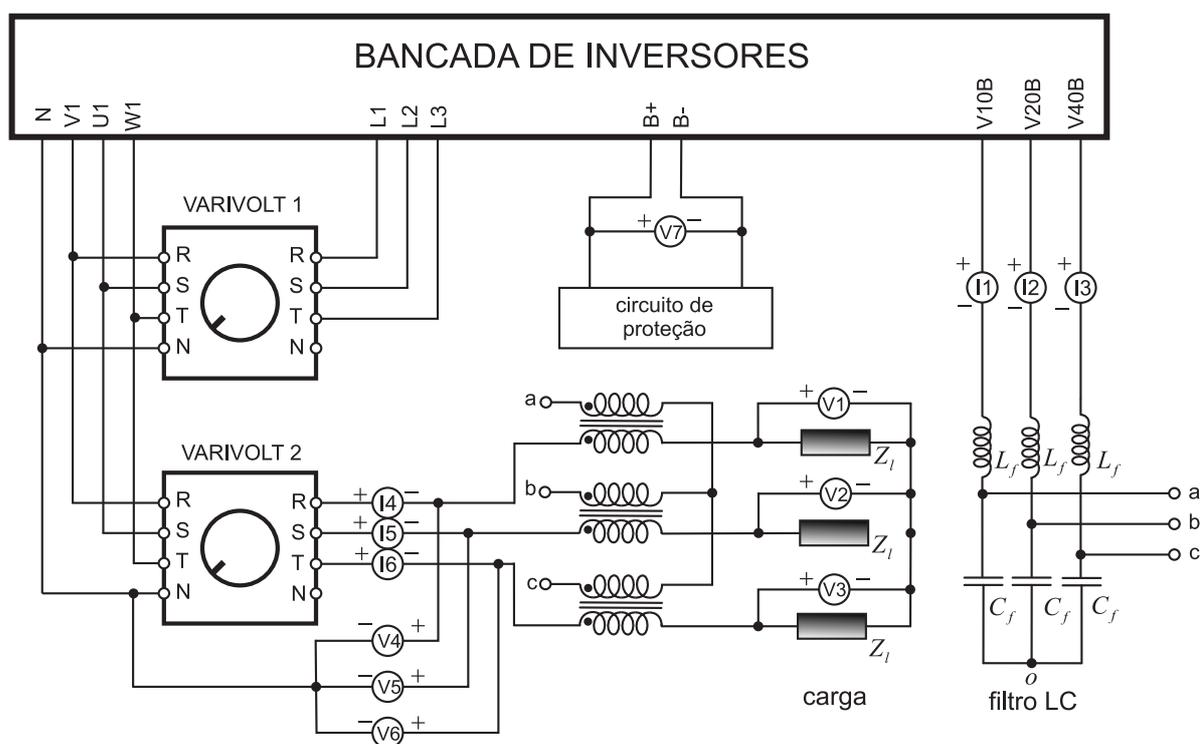


Figura 4.3: Esquema da montagem elétrica do FAP série realizada em laboratório

O controlador de tensão do tipo PI modificado apresentado no diagrama de controle da figura 2.24 apresentou problemas de estabilidade quando aplicado às três fases do sistema trifásico equilibrado. Por esta razão, na tentativa de melhorar o desempenho da dinâmica do sistema, foi implementado o controle de tensão no referencial síncrono usando controladores PI tradicionais, como apresentado no diagrama de controle da figura 4.4. Nesta estratégia

de controle, as tensões trifásicas da carga no referencial 123 estático são convertidas em variáveis odq no referencial síncrono. Utiliza-se um controlador PI simples para cada eixo (R_{vd} e R_{vq}) cuja metodologia de projeto é similar a já apresentada na seção 2.3.2.

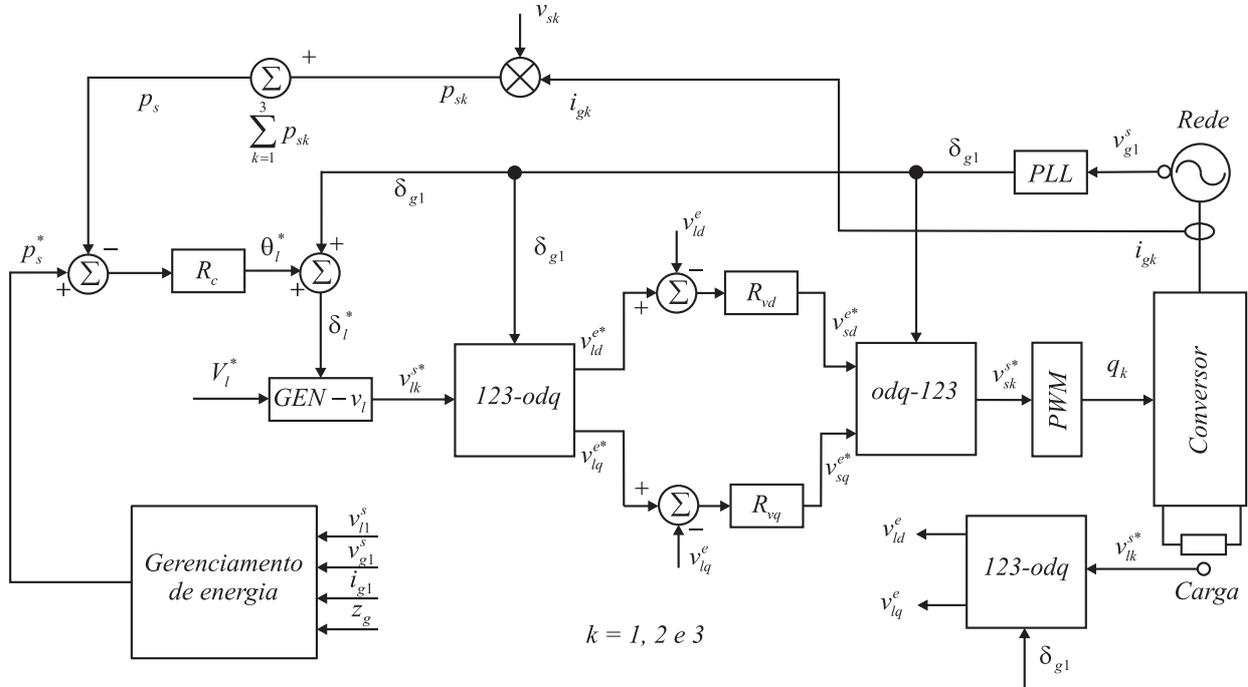


Figura 4.4: Diagrama de Controle do FAP: controladores síncronos

4.4 Resultados de simulação com parâmetros reais

Para fins de comparação com os resultados experimentais, ajustamos as simulações de regime permanente apresentadas na seção 2.2 aos parâmetros reais utilizados no sistema montado. A seguir, são apresentados alguns resultados da análise de regime permanente para os dois tipos de carga consideradas.

4.4.1 Carga puramente resistiva

Para condição de tensão nominal, a eq. 2.34 impõem que a potência ativa por fase do compensador esteja no intervalo tal que: $-270W \leq p_s \leq 0$. Assim, verifica-se que, como a carga é puramente resistiva, não é possível controlar a tensão no seu valor nominal (100V) na condição em que o compensador absorva energia ($p_s > 0$). Isto também pode ser verificado com base na figura 4.5 onde estão apresentadas as curvas $V_l x \phi_g$ associadas a diferentes

potências (por fase) do compensador para condição de tensão nominal na rede (foi considerado $V_g = 107V$ conforme resultado experimental). Para $V_l = 100V$ tem-se $\phi_g \simeq -20^\circ$, e como a carga é resistiva, o ângulo de fase da corrente equivale ao ângulo de fase da tensão, e portanto, $\theta_{vl} \simeq -20^\circ$.

Na figura 4.6 ilustra-se o caso de afundamento de tensão de aproximadamente 20%. Nesta situação, obtem-se $\phi_g \simeq -38^\circ$ quando o compensador fornece aproximadamente 150W de potência ativa trifásica. De forma semelhante, na figura 4.7 apresenta-se o caso de sobretenção de 20% na rede, donde se obtem $\phi_g \simeq -17^\circ$ quando o compensador absorve 60W de potência ativa trifásica.

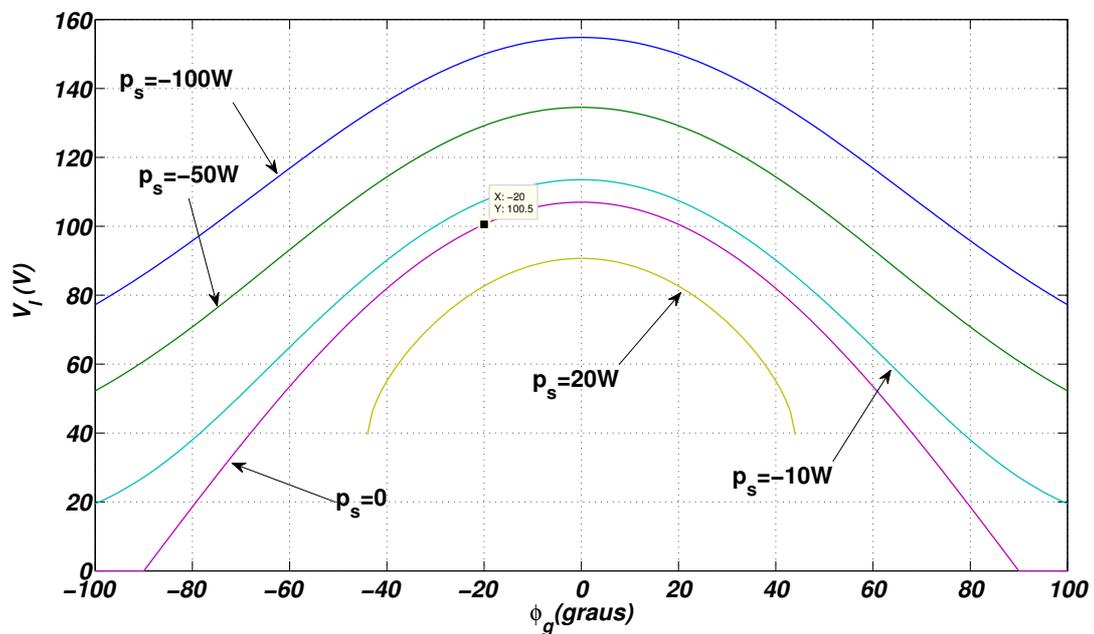


Figura 4.5: Curvas teóricas $V_l \times \phi_g$ para diversos p_s obtidas com parâmetros da montagem ($V_g=107V$, carga resistiva)

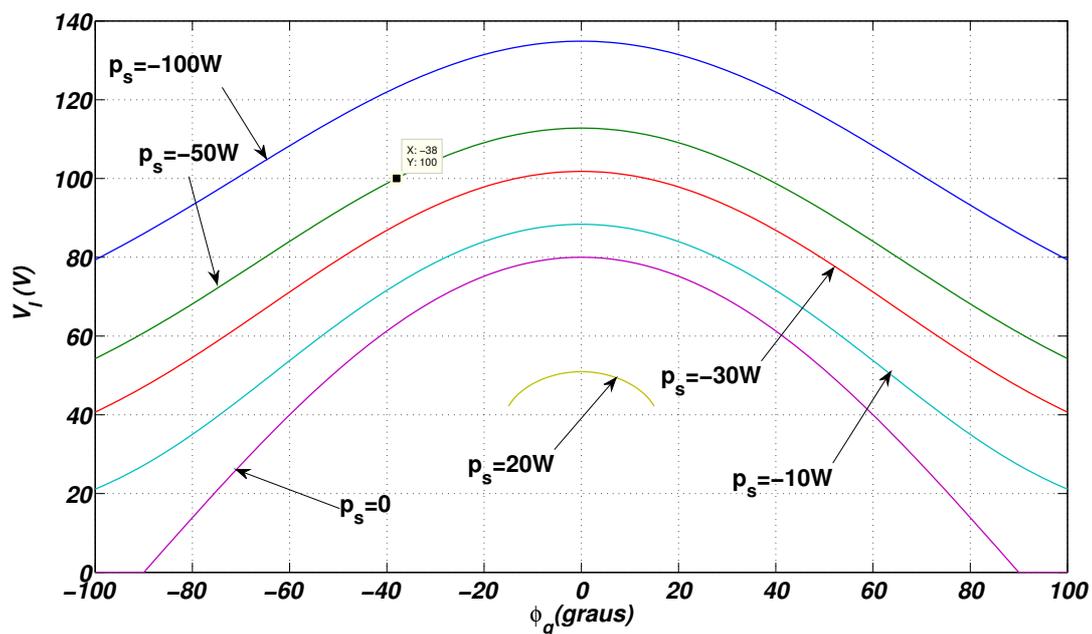


Figura 4.6: Curvas teóricas $V_1 \times \phi_g$ para diversos p_s obtidas com parâmetros da montagem ($V_g = 80$ V, carga resistiva)

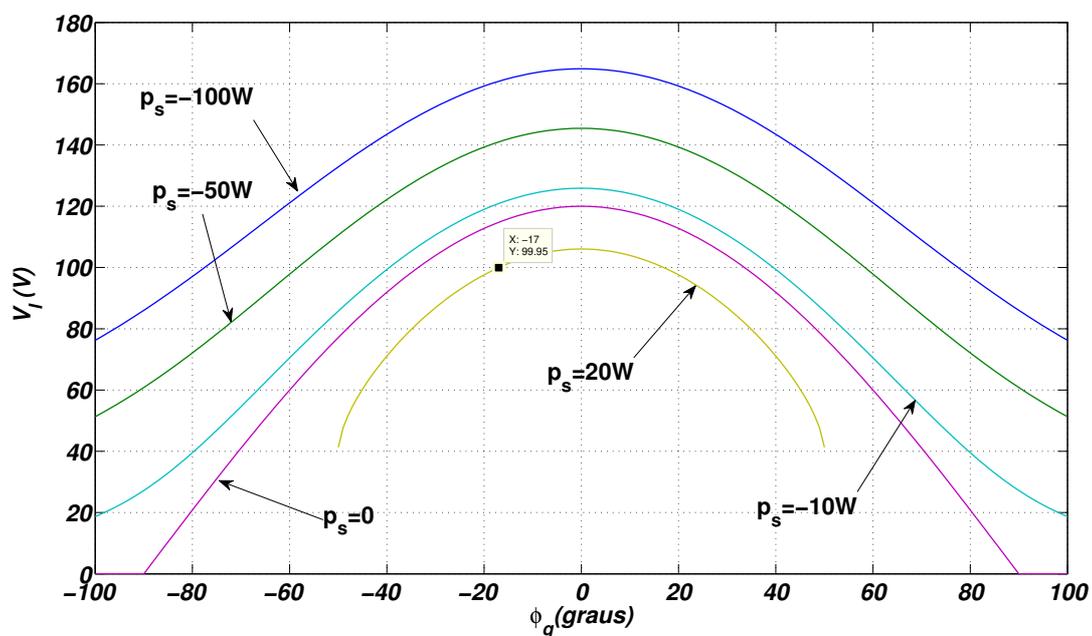


Figura 4.7: Curvas teóricas $V_1 \times \phi_g$ para diversos p_s obtidas com parâmetros da montagem ($V_g = 120$ V, carga resistiva)

4.4.2 Carga fortemente indutiva

Para condição nominal de tensão na rede, tem-se limitação da potência do compensador (por fase) tal que $-823W \leq p_s \leq 103W$ conforme eq. 2.34. Assim, verifica-se que como a carga é fortemente indutiva, é possível controlar a tensão na carga no seu valor nominal de 100 V na condição em que o compensador absorva energia ($p_s > 0$) conforme resultado apresentado na figura 4.8. Desta figura, obtem-se para os casos $p_s = -50W$, $p_s = 0$ e $p_s = 50W$ os respectivos ângulos de fase da corrente: $\phi_g = -48^\circ$, $\phi_g = -39^\circ$ e $\phi_g = -27^\circ$. Estes ângulos equivalem respectivamente aos ângulos de fase da tensão na carga: $\theta_{vl} = -9^\circ$, $\theta_{vl} = 0^\circ$ e $\theta_{vl} = 12^\circ$, conforme gráfico apresentado na figura 4.10.

Diante de um afundamento de 20%, ainda é possível controlar a tensão da carga em 100V como pode ser visto no resultado da figura 4.9. Obtem-se neste caso, $\phi_g = -23^\circ$ que equivale a $\theta_{vl} = 16^\circ$, conforme análise da figura 4.10.

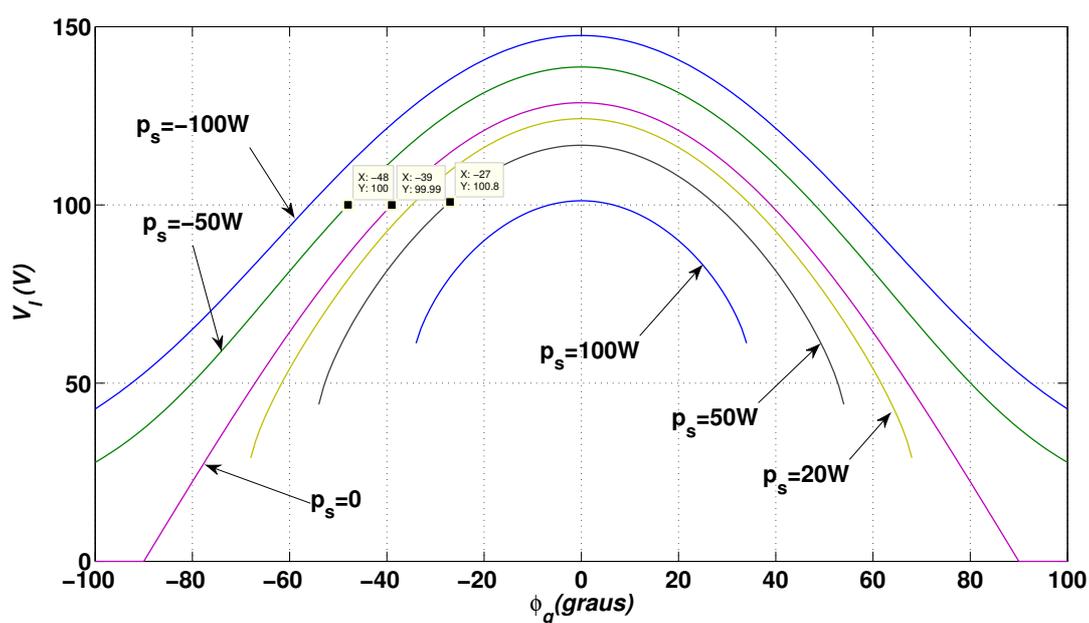


Figura 4.8: Curvas teóricas $V_l \times \phi_g$ para diversos p_s obtidas com parâmetros da montagem ($V_g=100V$ e carga RL)

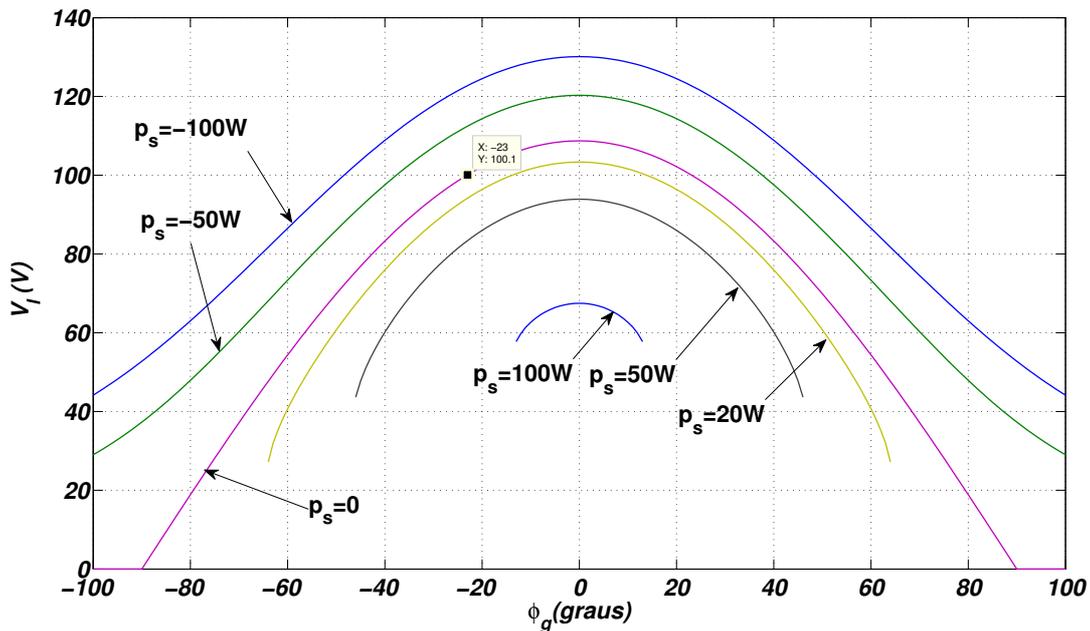


Figura 4.9: Curvas teóricas $V_l x \phi_g$ para diversos p_s obtidas com parâmetros da montagem ($V_g=80$ V e carga RL)

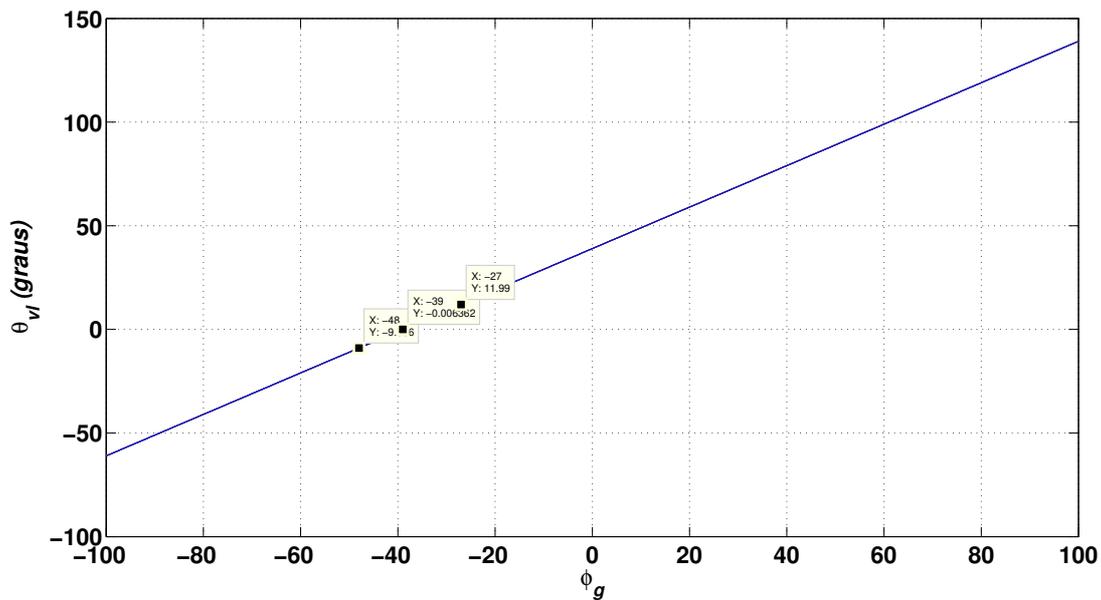


Figura 4.10: Ângulo de fase da tensão da carga versus ângulo de fase da corrente (carga RL)

5

Resultados Experimentais

Neste capítulo são apresentados alguns resultados experimentais que são considerados de maior importância. Para medição e aquisição dos sinais foram utilizados um osciloscópio digital Tecktronics e a ferramenta de aquisição ControlDesk do Dspace.

Por questão de organização do texto, os resultados são apresentados para as diferentes condições de teste com relação à tensão nominal da rede e a potência ativa de referência do compensador, para as cargas resistiva e predominantemente indutiva.

5.1 Carga puramente resistiva

Neste etapa do experimento, verificamos o funcionamento do filtro ativo série considerando uma carga puramente resistiva constituída por lâmpadas incandescentes (500W/220V) apresentando resistência elétrica em torno de 74Ω para funcionamento com tensão de 100V. A seguir, são apresentados os resultados dos principais cenários de funcionamento avaliados com relação às condições de tensão da rede e potência do compensador.

5.1.1 Condição de tensão nominal na rede e potência ativa nula no compensador

Na figura 5.1 estão apresentados os resultados experimentais obtidos da aquisição de dados proveniente do osciloscópio para a condição de funcionamento com tensão nominal na rede

(100V) e potência ativa nula no compensador. O varivolt que alimenta o retificador trifásico foi ajustado de forma a obter 250V no barramento capacitivo.

Da figura 5.1(a) verifica-se que as tensões trifásicas na carga apresentam um pequeno desbalanceamento devido principalmente às imprecisões dos elementos discretos da montagem. A fase com pior distorção harmônica apresenta taxa de distorção harmônica total ($THD_{v_{i1}}$) de 3,68%, como apresentado na figura 5.1(b).

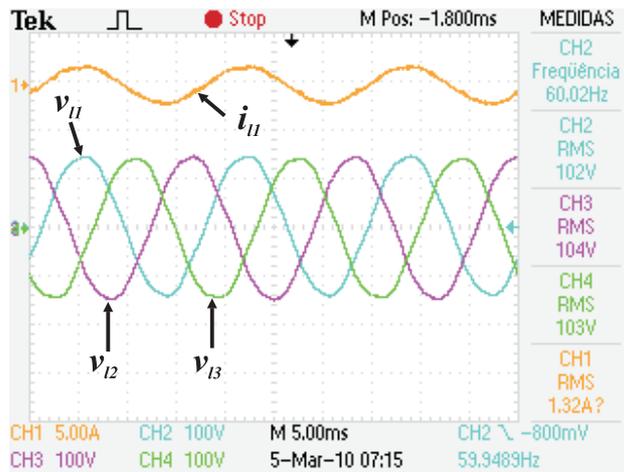
Conforme apresentado na figura 5.1(c), a defasagem entre a tensão de fase da rede e a tensão de fase na carga medida é da ordem de $760\mu s$ que equivale a $\theta_l \simeq -16,38^\circ$. A tensão, a corrente e a potência instantânea na fase 1 da carga são apresentadas na figura 5.1(d) donde se observa o consumo da carga de aproximadamente 134W por fase.

Os resultados da aquisição de sinais a partir do Dspace são apresentados nas figuras 5.2, 5.4, 5.3, 5.5 e 5.6. As tensões controladas na carga seguem bem a referência gerada como pode ser observado na figura 5.2(a). As tensões correspondentes no referencial síncrono, apresentadas na figura 5.3(a), apresentam erro menor que 10% como pode ser observado na figura 5.3(b).

O PLL (Phase Locked Loop) utiliza a tensão da rede como referência e gera o ângulo de fase instantânea desta tensão para ser utilizado no sincronismo da tensão de referência da carga. Estas variáveis são apresentadas na figura 5.2(b).

O controlador de potência ajusta a fase de referência da tensão da carga (θ_{vl}) para aproximadamente $-0,2rad$ que equivale a $-11,45^\circ$, conforme figura 5.4. Este controle de fase garante potência ativa nula no compensador, fazendo com que a tensão do barramento CC permaneça constante (figura 5.5).

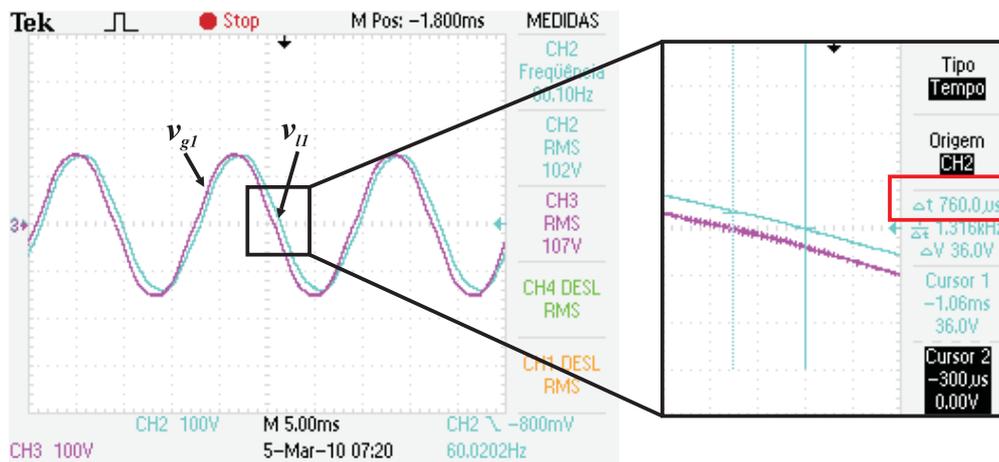
O balanço de potência ativa total é apresentado na figura 5.6(a) donde se observa que a potência ativa total do compensador varia em torno do zero, como esperado. Nesta análise, potência positiva representa absorção de energia enquanto que potência negativa indica fornecimento de energia. Para eliminar o chaveamento de alta frequência existente nos sinais de potência e melhorar a visualização dos resultados, utiliza-se um filtro passa-baixa de segunda ordem ($f_c = 5Hz$ e $\epsilon = 0,7$) de forma a obter o valor médio correspondente dos respectivos sinais, obtendo-se os resultados apresentados na figura 5.6(b). Nesta figura, verifica-se que é a potência de 400W absorvida da rede elétrica é toda dissipada na carga



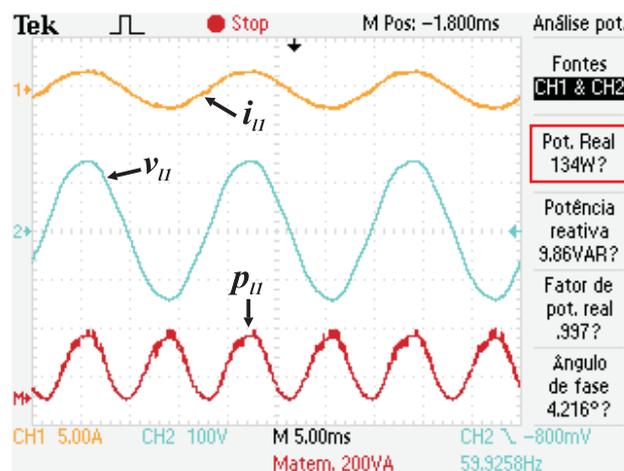
(a) Tensões de fase na carga (v_{l1} , v_{l2} e v_{l3}) e corrente na carga i_{l1}



(b) THD da tensão de fase na carga (v_{l1}) ($THD_{v_{l1}}=3,68\%$)



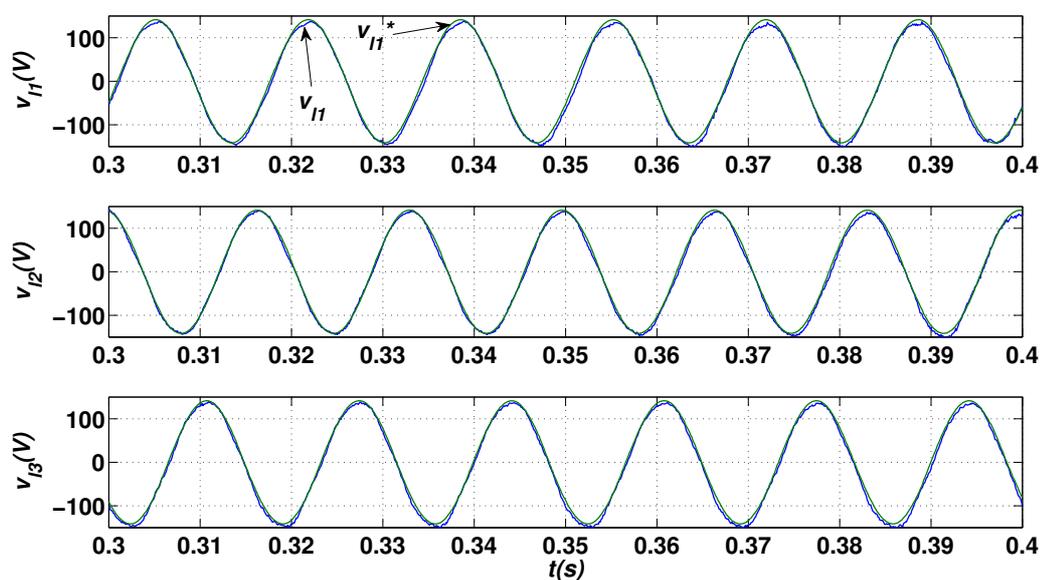
(c) Medição da defasagem entre tensão de fase na carga v_{l1} e tensão de fase na rede v_{g1} ($\theta_l \simeq -16,38^\circ$)



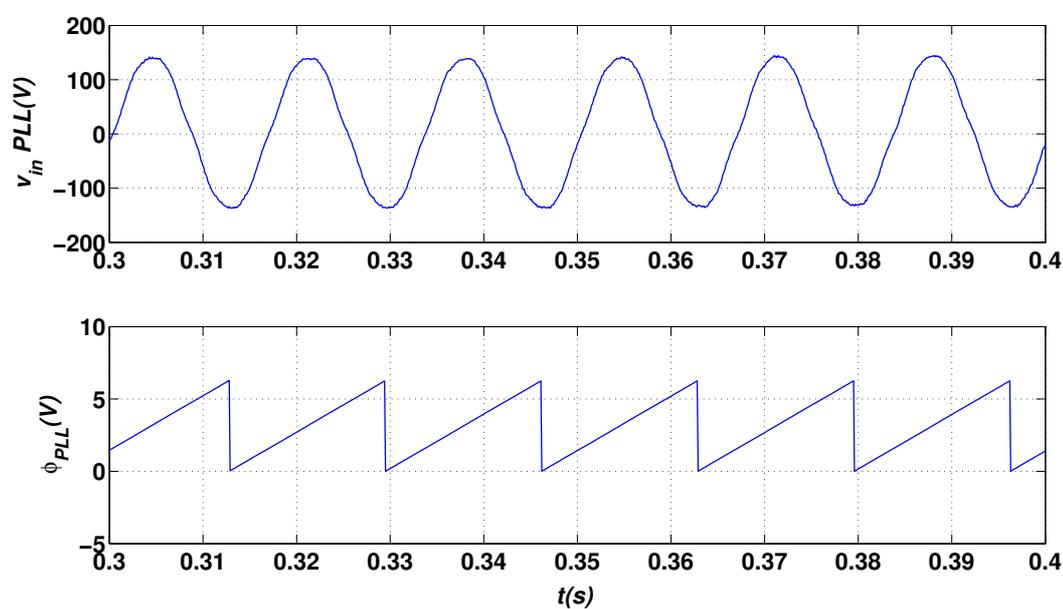
(d) Tensão de fase na carga v_{l1} , corrente de fase na carga i_{l1} e potência instantânea na fase 1 da carga p_{l1}

Figura 5.1: Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga resistiva

resistiva.

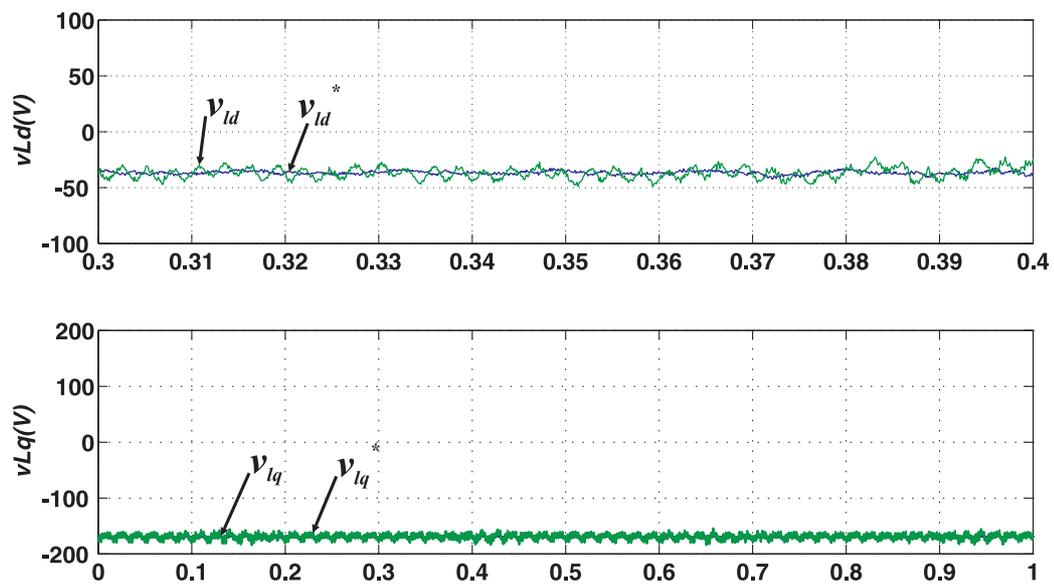


(a) Tensões de fase na carga: v_{l1} , v_{l2} e v_{l3} (medidas) e v_{l1}^* , v_{l2}^* e v_{l3}^* (referências)

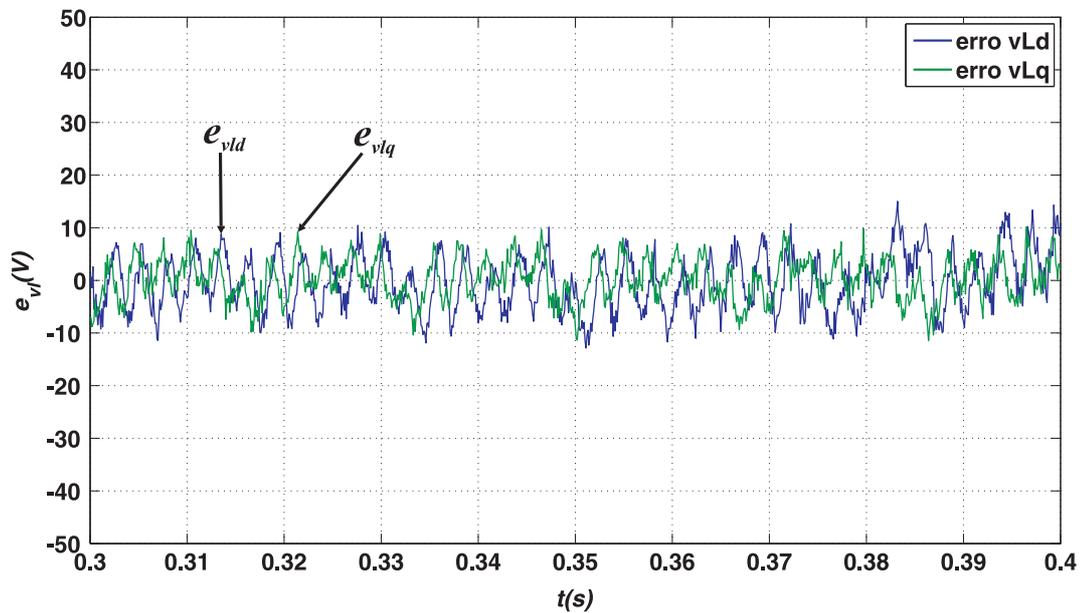


(b) Tensão de entrada do PLL e sua correspondente fase instantânea obtida

Figura 5.2: Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga resistiva (tensões na carga)



(a) Tensões da carga no referencial síncrono v_{ld} e v_{lq} (medidas) e v_{ld}^* e v_{lq}^* (referências)



(b) Erro das tensões da carga no referencial síncrono e_{ld} e e_{lq}

Figura 5.3: Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100V$ e $p_{s_{3\phi}} = 0$ com carga resistiva (tensões síncronas na carga)

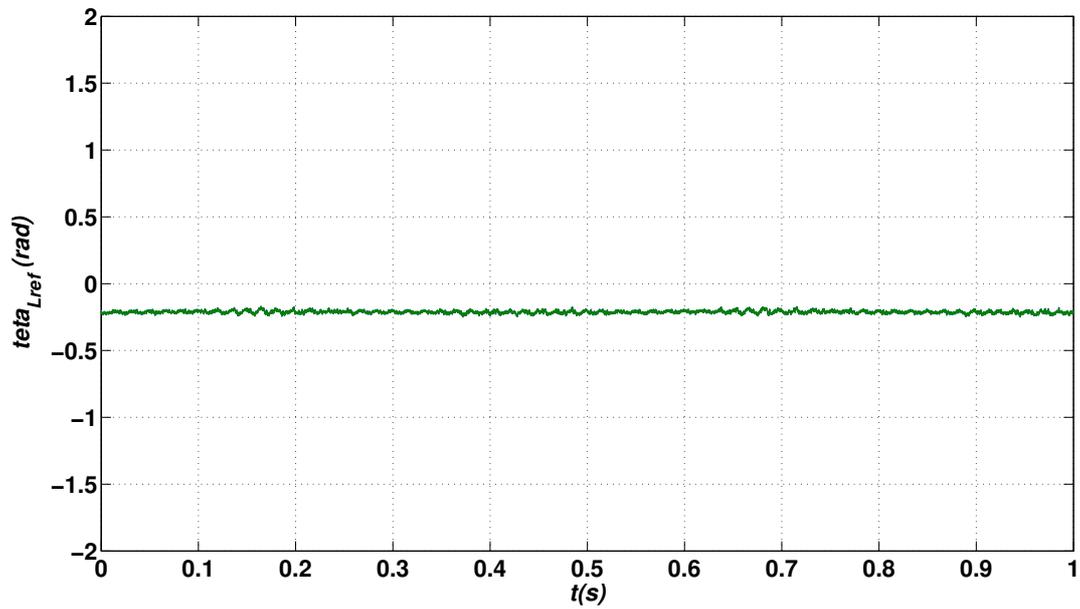


Figura 5.4: Ângulo de fase de referência da tensão da carga ($\theta_l^* \simeq -0,2rad$) para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga resistiva

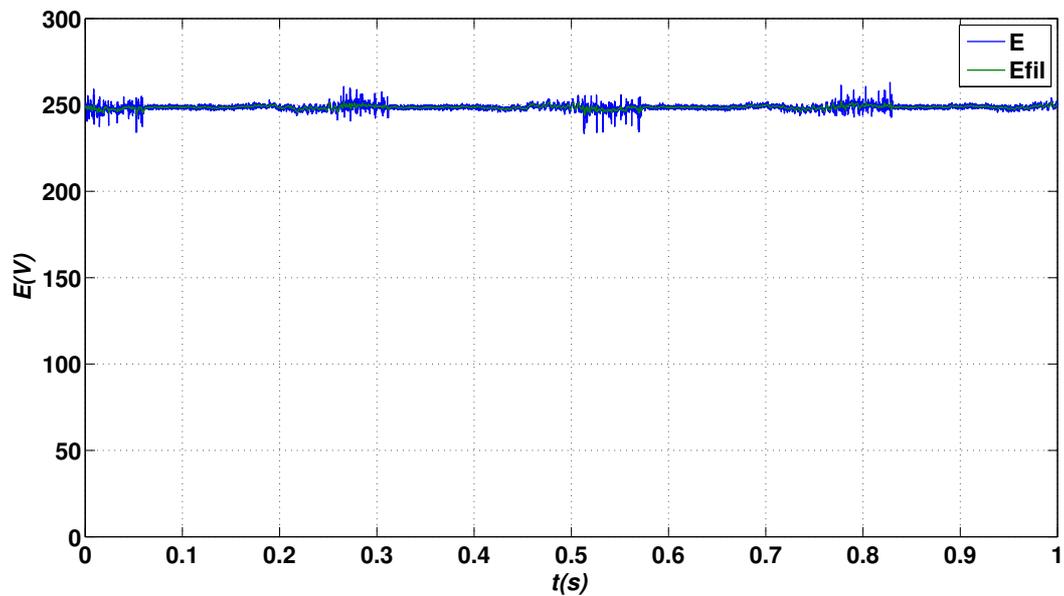
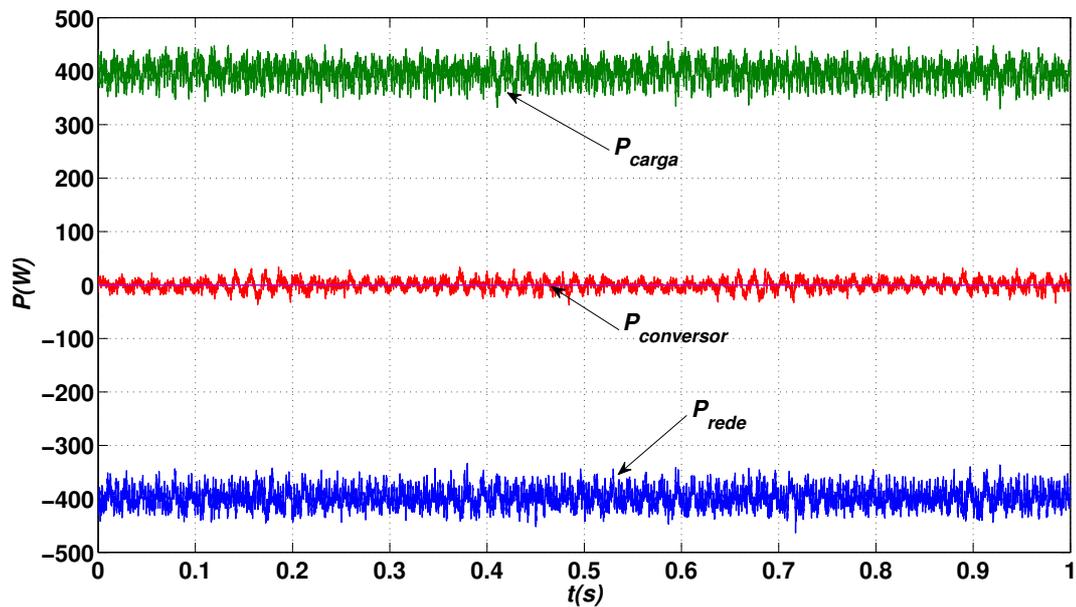
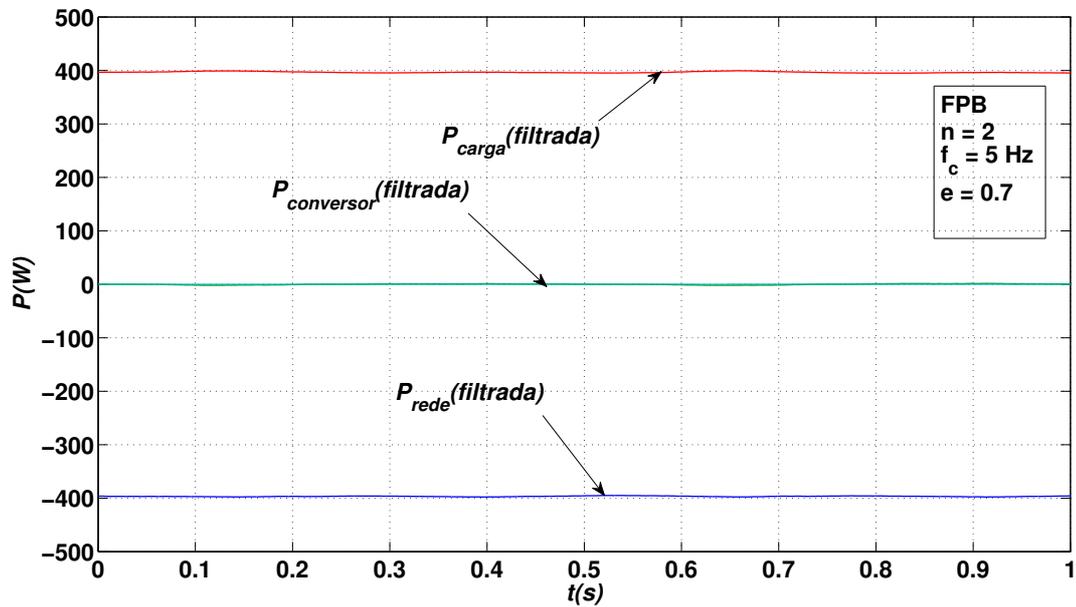


Figura 5.5: Tensão do barramento CC (E) para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga resistiva



(a) Balanço de potência ativa trifásica (P_{carga} , $P_{convertor}$ e P_{rede})



(b) Balanço de potência ativa trifásica filtrada (P_{carga} , $P_{convertor}$ e P_{rede})

Figura 5.6: Potências no FAP série para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga resistiva (balanço de potências trifásicas)

5.1.2 Condição de afundamento de tensão na rede e fornecimento de energia pelo compensador

Nesta condição de teste, considera-se um afundamento de 20% na tensão da rede, sendo o varivolt correspondente ajustado para 80V. Como já explicado anteriormente, para haver correção do afundamento de tensão, o compensador deve fornecer energia proveniente do barramento CC, que foi ajustado inicialmente para 300V. Assim, para o cenário avaliado, controla-se a potência trifásica total do compensador, por exemplo, em -150W.

As tensões trifásicas controladas na carga, indicadas no resultado de aquisição da figura 5.7(a), apresentam taxa de distorção harmônica da ordem de 3,81% (fase 1), como apresentado na figura 5.7(b), sendo os erros de controle menores que 10%.

Na figura 5.7(c), pode-se verificar que o compensador regula a tensão na carga em 100V(RMS) mesmo diante do afundamento de tensão na rede. A defasagem medida entre v_{g1} e v_{l1} é de aproximadamente $31,9^\circ$, estando a tensão da carga atrasada, ou seja, $\theta_{vl} \simeq -31,9$. Este valor é condizente com o resultado do controlador de potência que converge para $\theta_{vl} \simeq -37,2$ (-0,65 rad), conforme resultado ilustrado na figura 5.8.

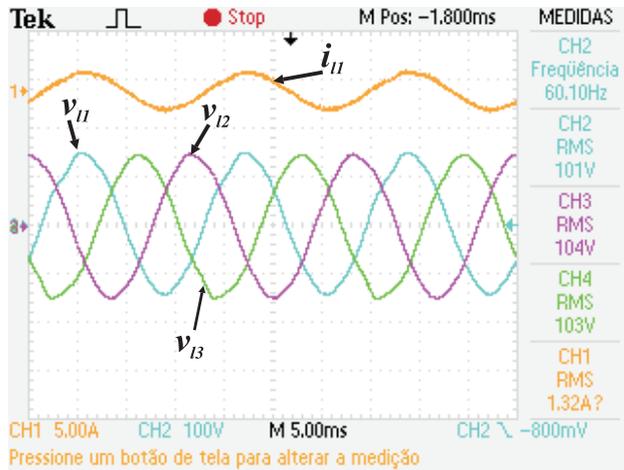
Como pode ser verificado no balanço de potência da figura 5.9, a carga permanece absorvendo em torno de 400W de potência, enquanto a rede elétrica fornece aproximadamente 250W e o compensador 150W, como desejado.

5.1.3 Condição de sobretensão na rede e absorção de energia pelo compensador

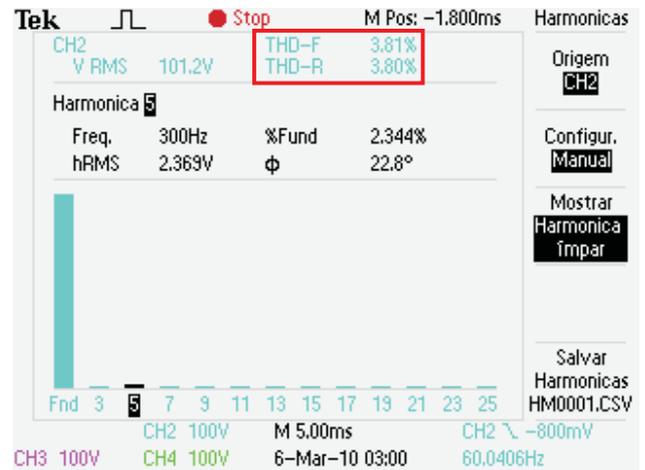
Para avaliar o funcionamento do sistema diante de uma condição de sobretensão na rede de aproximadamente 20%, o varivolt que representa a rede elétrica é ajustado para 120V e a potência ativa total do compensador é controlada em 60W. A tensão do barramento CC é ajustada inicialmente em 300V.

Nesta situação, as tensões trifásicas na carga são reguladas no valor nominal de 100V, como indicado na figura 5.10(a), apresentando taxa de distorção harmônica em torno de 3,07% para a fase mais distorcida, conforme resultado da figura 5.10(b).

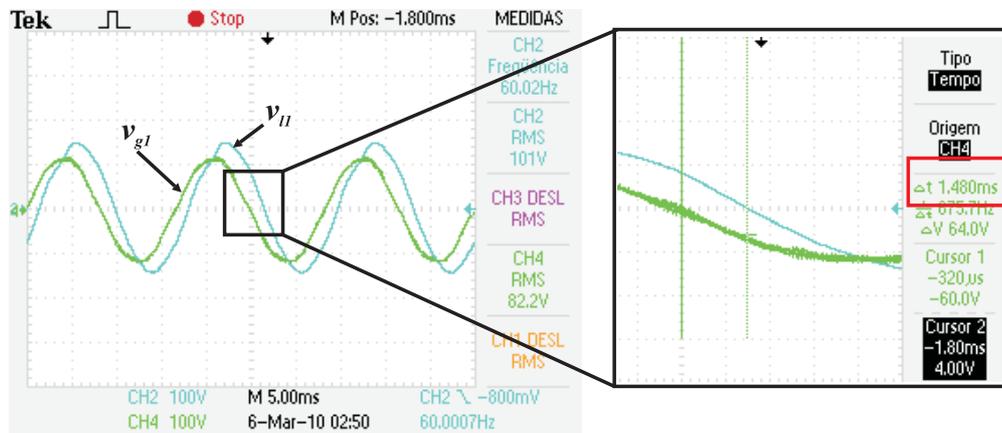
O efeito da compensação de sobretensão é melhor visualizado na figura 5.10(c), onde se



(a) Tensões de fase na carga (v_{l1} , v_{l2} e v_{l3}) e corrente na carga i_{l1}



(b) THD da tensão de fase na carga (v_{l1}) para condição $V_g = 80V$ e $p_{s3\phi} = -150W$ ($THD_{v_{l1}} = 3,81\%$)



(c) Defasagem entre tensão de fase na carga v_{l1} e tensão de fase na rede v_{g1} ($\theta_l \approx -31,9^\circ$)

Figura 5.7: Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 80V$ e $p_{s3\phi} = -150W$ com carga resistiva

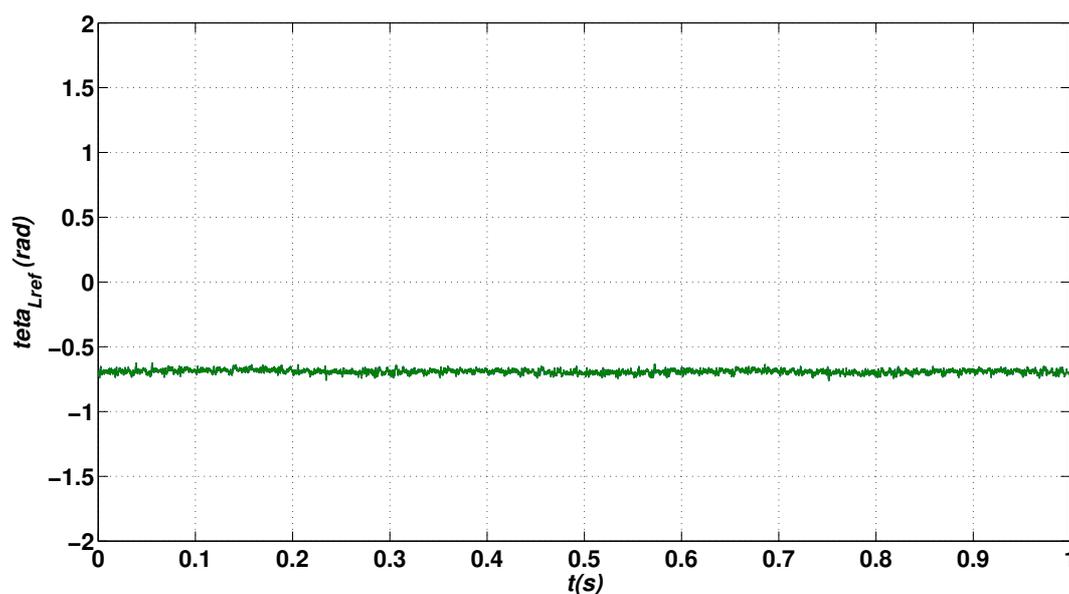


Figura 5.8: Ângulo de fase de referência da tensão da carga ($\theta_l^* \simeq -0,65rad$) para condição $V_g = 80V$ e $p_{s3\phi} = -150W$ com carga resistiva

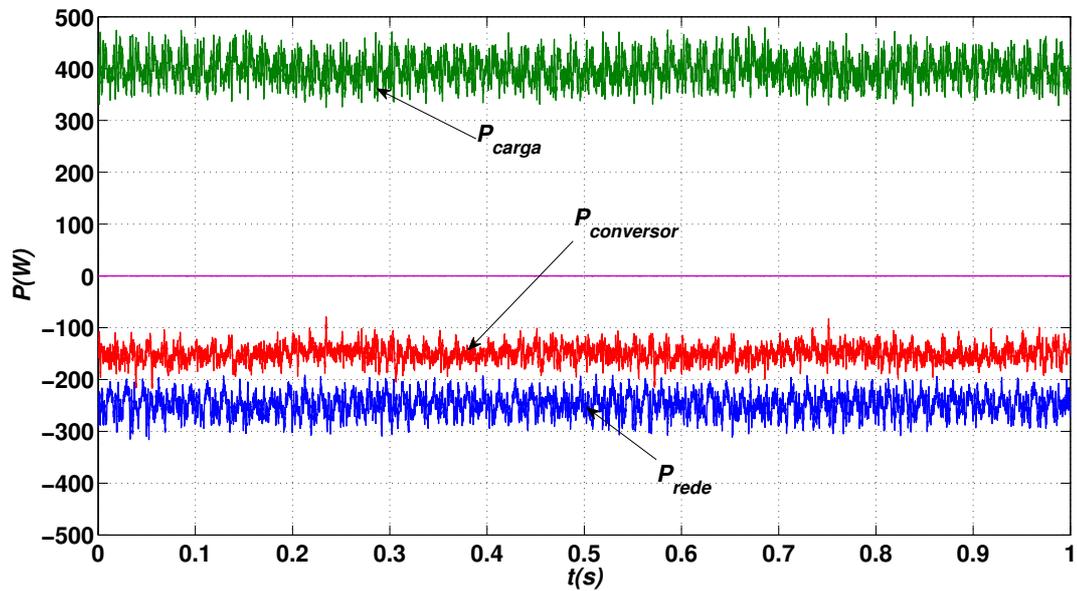
observam os sinais referentes à tensão da rede elétrica e à tensão na carga, ambos na fase 1. A defasagem medida entre estas duas tensões é de, aproximadamente, $17,25^\circ$ ($0,3rad$), sendo v_{l1} atrasado. Este é o resultado da ação do controlador de potência que converge para θ_{vl} em torno de -20° ($-0,35rad$), como apresentado na figura 5.11.

O ângulo de fase da tensão na carga é tal que o compensador absorve energia do sistema, de forma que a tensão do barramento capacitivo aumenta do valor inicial de $300V$ até próximo de $350V$ para o período considerado na aquisição, como pode ser verificado na figura 5.12. Neste intervalo de tempo, não houve atuação do elemento dissipativo de proteção do barramento.

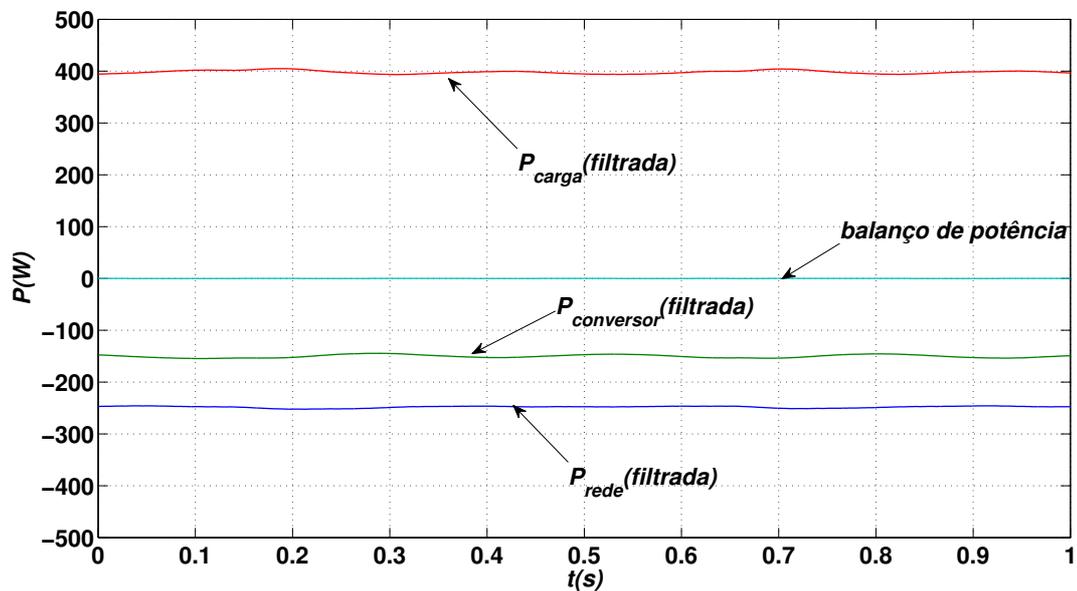
Como pode ser observado nos resultados de balanço de potência da figura 5.18, o compensador absorve em torno de $60W$ de potência, a carga resistiva absorve $400W$ e a rede elétrica fornece, aproximadamente, $460W$.

5.2 Carga resistivo-indutiva

Devido a indisponibilidade de indutâncias de valores elevados no laboratório, utilizamos um motor de indução como carga RL a ser alimentada pelo sistema rede/compensador. Os dados

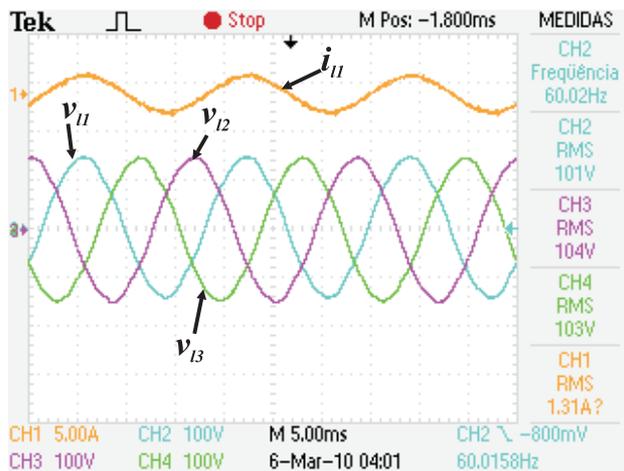


(a) Balanço de potência ativa trifásica (P_{carga} , $P_{convertor}$ e P_{rede})

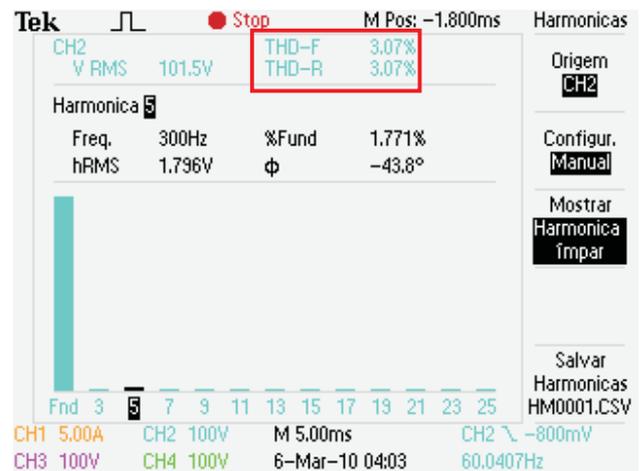


(b) Balanço de potência ativa trifásica filtrada (P_{carga} , $P_{convertor}$ e P_{rede}) ($n = 2$, $f_c = 5\text{Hz}$ e $\zeta = 0,7$)

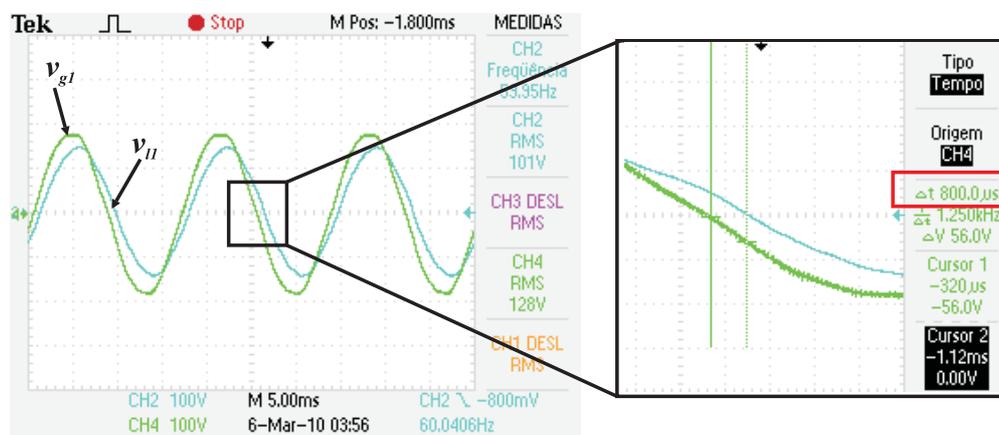
Figura 5.9: Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 80\text{V}$ e $p_{s3\phi} = -150\text{W}$ com carga resistiva (balanço de potência trifásica)



(a) Tensões de fase na carga (v_{11} , v_{12} e v_{13}) e corrente na carga i_{11}



(b) THD da tensão de fase na carga (v_{11}) ($THD_{v_{11}} = 3,07\%$)



(c) Defasagem entre tensão de fase na carga v_{11} e tensão de fase na rede v_{g1} ($\Delta t \simeq 800\mu s$ que equivale à $\theta_l \simeq -17,25^\circ$)

Figura 5.10: Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 120V$ e $p_{s_{3\phi}} = 60W$ com carga resistiva

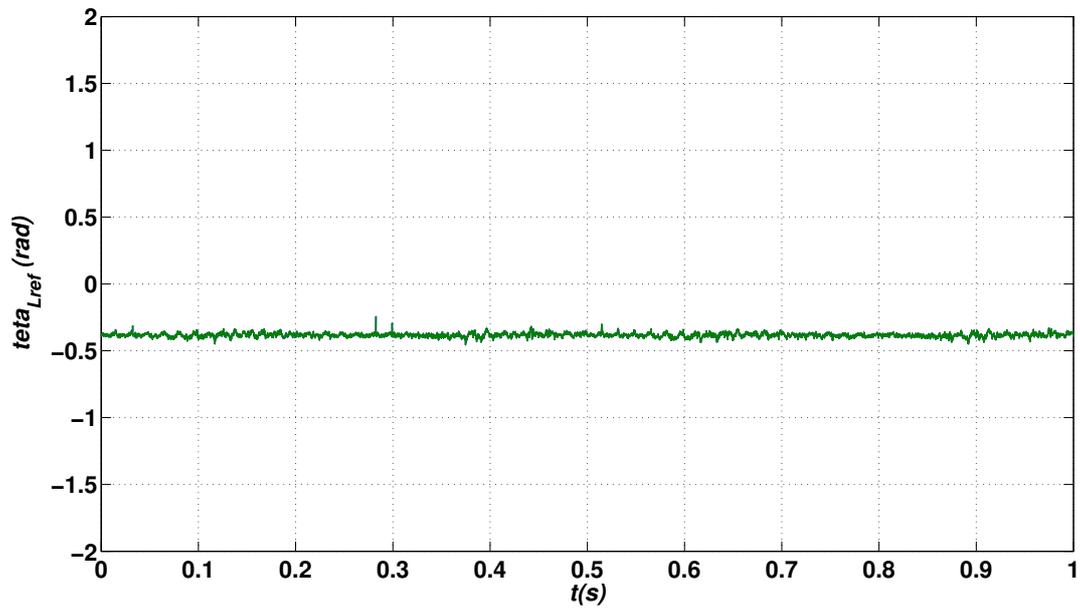


Figura 5.11: Ângulo de fase de referência da tensão da carga ($\theta_l^* \simeq -0,4rad$) para condição $V_g = 120V$ e $p_{s3\phi} = 60W$ com carga resistiva

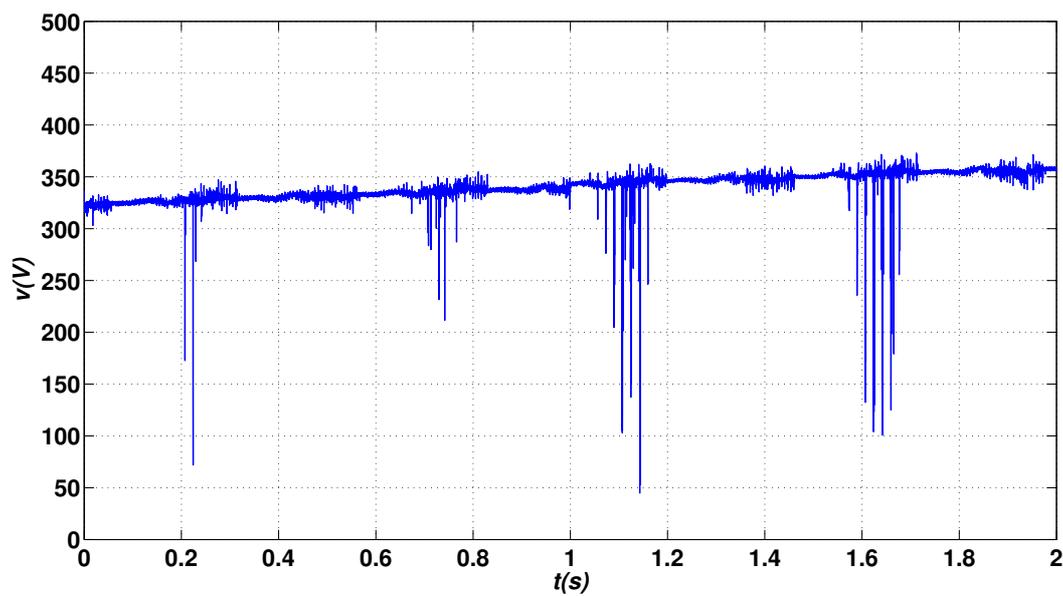
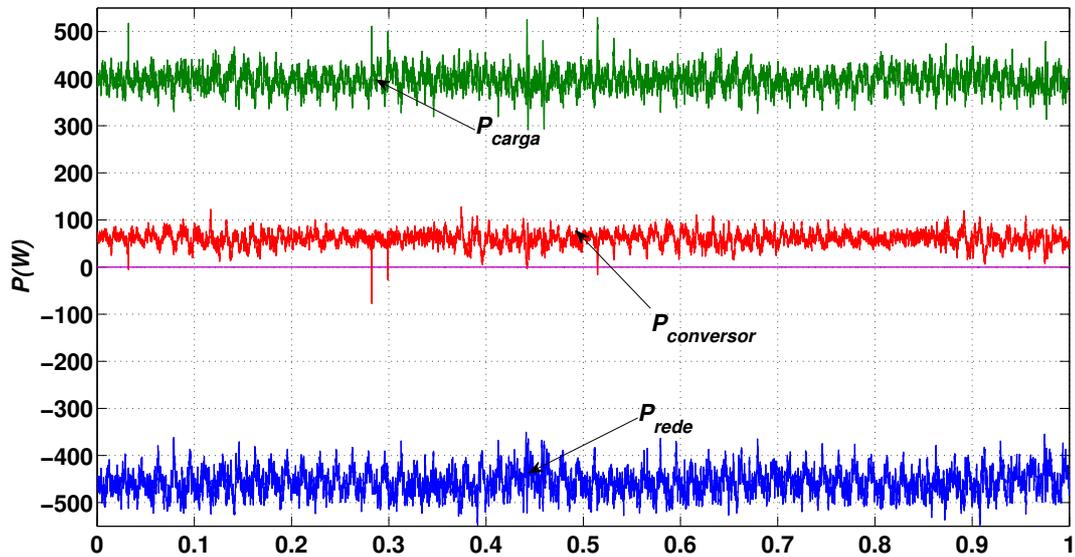
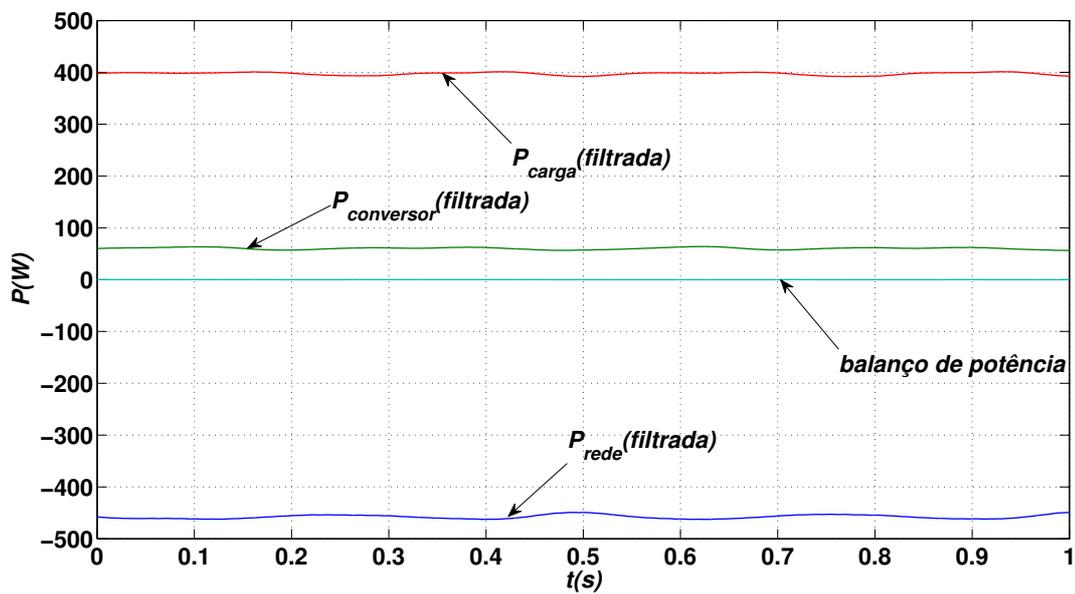


Figura 5.12: Tensão do barramento CC (E) para condição $V_g = 120V$ e $p_{s3\phi} = 60W$



(a) Balanço de potência ativa trifásica (P_{carga} , $P_{conversor}$ e P_{rede})



(b) Balanço de potência ativa trifásica filtrada (P_{carga} , $P_{conversor}$ e P_{rede}) ($n = 2$, $f_c = 5\text{Hz}$ e $\zeta = 0,7$)

Figura 5.13: Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 120\text{V}$ e $p_{s3\phi} = 60\text{W}$ com carga resistiva (balanço de potência trifásica)

de placa e os parâmetros da máquina, obtidos a partir de ensaios anteriores, são apresentados da tabela 5.1.

Tabela 5.1: Dados de placa e parâmetros do motor de indução Eberle

Parâmetro	Símbolo	Valor (pu)
Potência	$P(\text{cv})$	2
Tensão de alimentação em Y	$V_l(\text{V})$	220
Número de polos	p	4
Razão I_p/I_n	$\frac{I_p}{I_n}$	8
Fator de serviço	F_s	1,15
Rendimento	η	0,76
Resistência estatórica	$R_s(\Omega)$	2,1
Indutância estatórica	$L_s(\text{H})$	0,0036
Resistência rotórica	$R_r(\Omega)$	0,745
Indutância rotórica	$L_r(\text{H})$	0,0036
Indutância de magnetização	$L_m(\text{H})$	0,085
Momento de inércia do rotor	$J(\text{Kg} \cdot \text{m}^2)$	0,0055
Conjugado nominal	$C_n(\text{Nm})$	8
Rotação nominal	$n_n(\text{RPM})$	1745

Com base no modelo de regime permanente da máquina de indução, considerando o funcionamento do motor em vazio e utilizando os parâmetros apresentados, calcula-se a impedância equivalente da máquina para esta condição de funcionamento, obtendo-se $Z_l = 16,81 + 13,6j$, que em 60Hz, equivale a $R_{eq} = 16,81\Omega$ e $L_{eq} = 36mH$. Estes valores são utilizados na análise teórica do sistema de controle.

A seguir são apresentados os resultados dos principais cenários de funcionamento avaliados com relação às condições de tensão da rede e potência do compensador.

5.2.1 Condição de tensão nominal na rede e potência ativa nula no compensador

Nestas condições de teste, a tensão da rede elétrica é mantida no valor nominal de 100V, sendo a potência ativa de referência do compensador nula. Devido à natureza fortemente

indutiva da carga, é suficiente ajustar a tensão do barramento CC em 150V para realizar a compensação de tensão.

Os resultados de aquisição do osciloscópio são apresentados na figura 5.14. As tensões trifásicas na carga são controladas em torno de 100V(RMS) com pequeno desbalanceamento entre as fases, como visto na figura 5.14(a). A tensão de fase com maior distorção harmônica apresenta THD em torno de 3,33%, conforme anásele ilustrada na figura 5.14(b).

Como pode ser verificado na figura 5.14(c), a tensão na carga e a tensão na rede estão em fase. Isto é o resultado do controle de potência ativa, que converge para θ_{vl}^* aproximadamente nulo, como apresentado no resultado de aquisição da figura 5.16.

A corrente, tensão e potência instantânea da carga (por fase) estão apresentadas na figura 5.14(d). Verifica-se que a potência ativa da carga medida por fase é da ordem de 40,6W, totalizando aproximadamente 120W total. Este consumo de potência ativa do motor, inferior à 10% de sua potência útil nominal, corresponde às perdas em vazio da máquina.

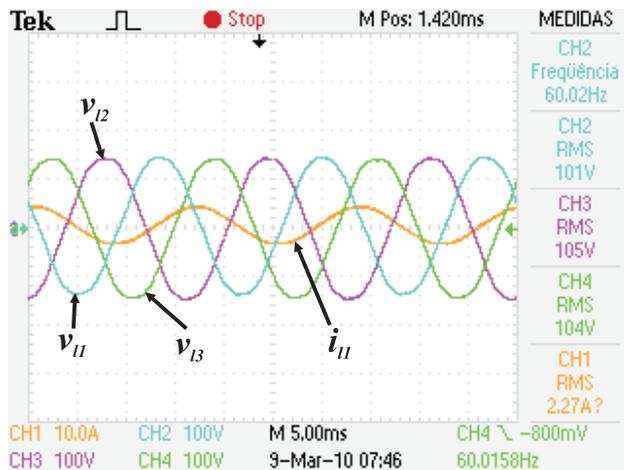
As tensões da carga no referencial síncrono, ilustradas na figura 5.15(a), seguem bem as respectivas referências, apresentando erro de controle em torno de 10%, como apresentado na figura 5.15(b).

O controlador de potência ajusta θ_{vl} de forma que não há fluxo de potência para o compensador. Por esta razão, a tensão do barramento CC permanece constante no valor inicial de 150V, como apresentado no resultado de aquisição da figura 5.17.

O balanço de potência do sistema é ilustrado na figura 5.18, donde se verifica que a potência ativa total do compensador permanece em torno de zero, enquanto toda potência fornecida pela rede elétrica ($-150W$) é consumida pela carga.

5.2.2 Condição de afundamento de tensão na rede e potência nula no compensador

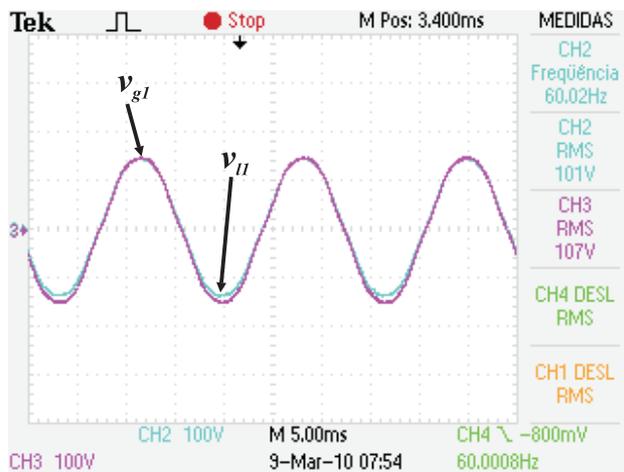
Para verificar a capacidade de correção de afundamento de tensão, o varivolt da tensão da rede é ajustado para 80V emulando um afundamento de tensão na rede e a potência ativa de referência do compensador em zero. A tensão do barramento capacitivo do inversor é ajustada em 150V.



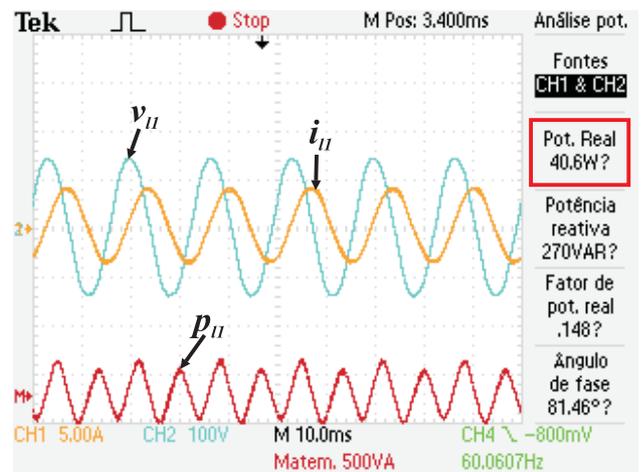
(a) Tensões de fase na carga (v_{11} , v_{12} e v_{13}) e corrente na carga i_{11}



(b) THD da tensão de fase na carga (v_{11}) ($THD_{v_{11}}=3,33\%$)

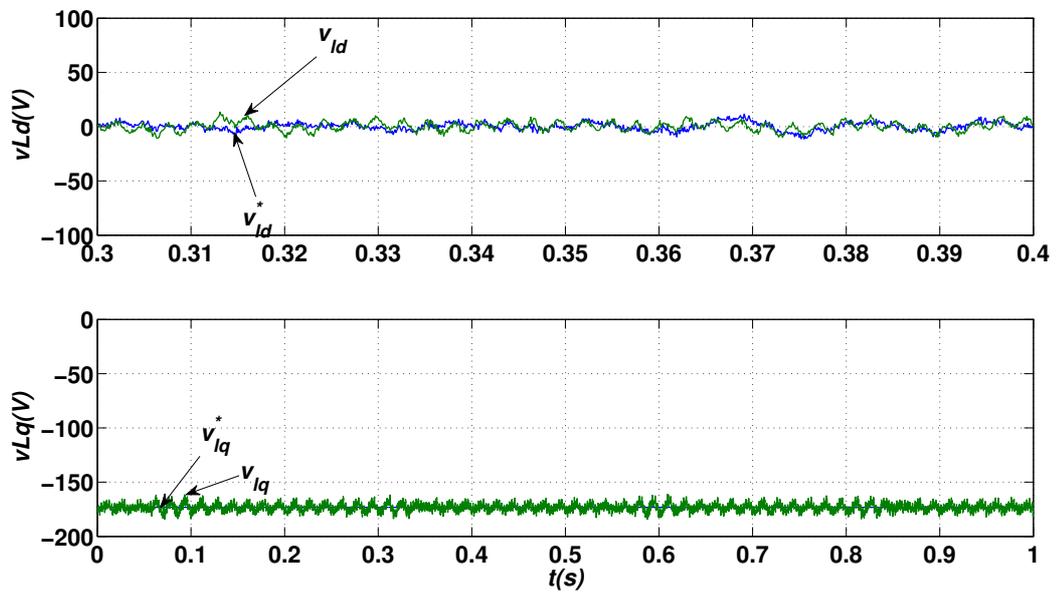


(c) Medição da defasagem entre tensão de fase na carga v_{11} e tensão de fase na rede v_{g1} ($\theta_t \simeq 0$)

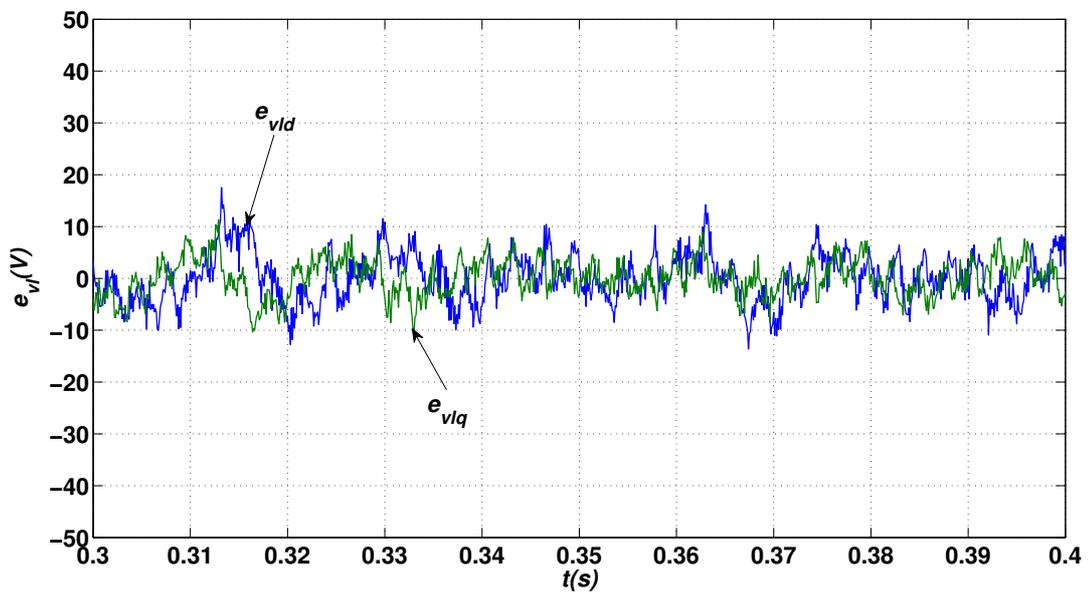


(d) Tensão de fase na carga v_{11} , corrente de fase na carga i_{11} e potência instantânea na fase 1 da carga p_{11}

Figura 5.14: Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL



(a) Tensões da carga no referencial síncrono: v_{ld} e v_{lq} (medidas) e v_{ld}^* e v_{lq}^* (referências)



(b) Erro das tensões da carga no referencial síncrono: e_{ld} e e_{lq}

Figura 5.15: Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100V$ e $p_{s_{3\phi}} = 0$ com carga RL(tensões síncronas na carga)

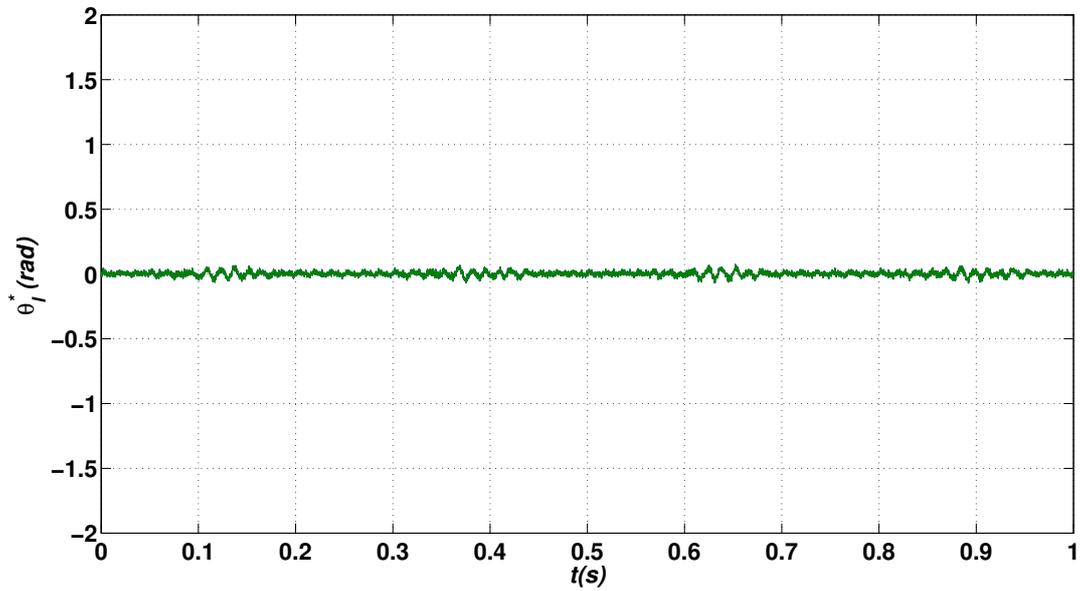


Figura 5.16: Ângulo de fase de referência da tensão da carga ($\theta_l^* \simeq 0\text{rad}$) para condição $V_g = 100\text{V}$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL

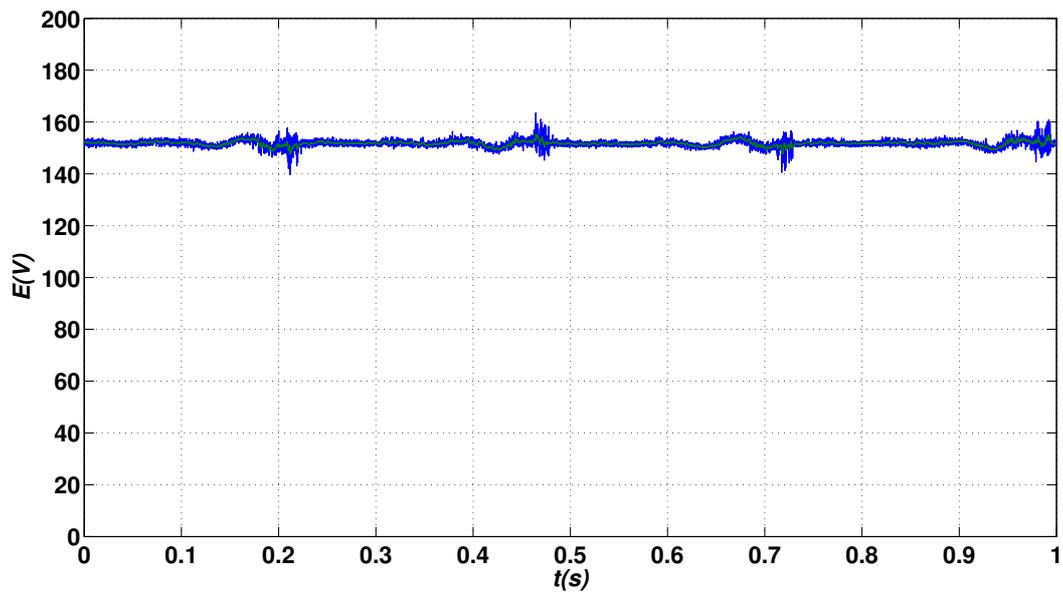
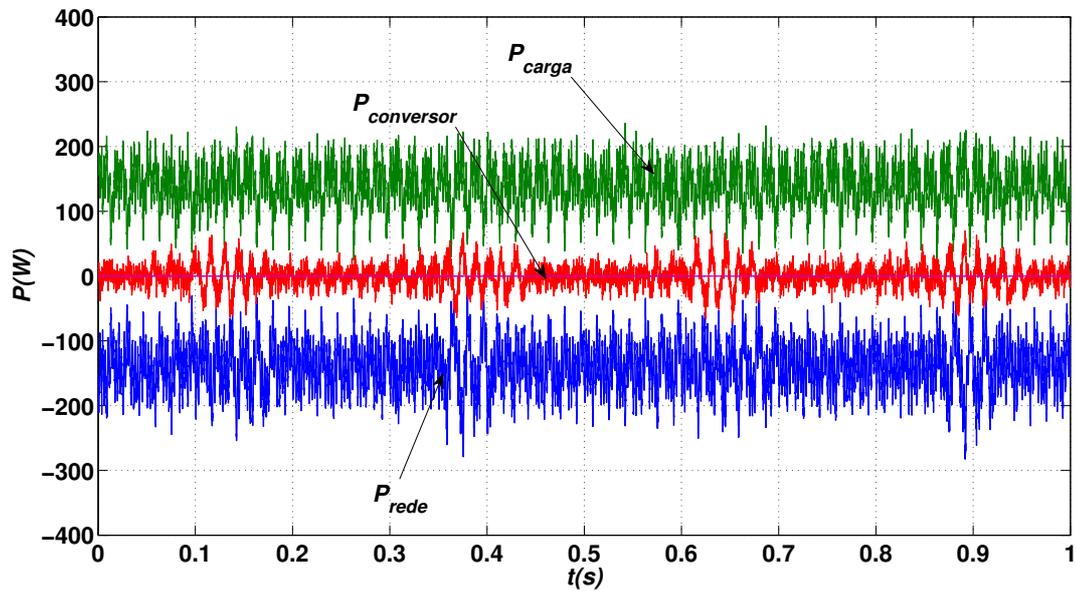
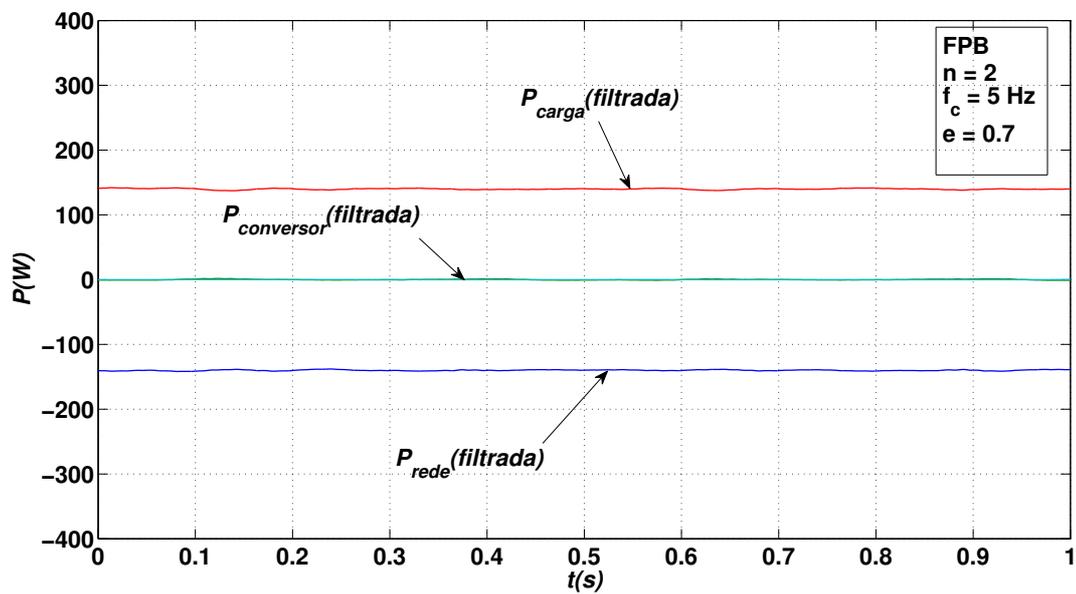


Figura 5.17: Tensão do barramento CC (E) para condição $V_g = 100\text{V}$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL



(a) Balanço de potência ativa trifásica (P_{carga} , $P_{convertor}$ e P_{rede})



(b) Balanço de potência ativa trifásica filtrada (P_{carga} , $P_{convertor}$ e P_{rede}) ($n = 2$, $f_c = 5$ Hz e $\zeta = 0,7$)

Figura 5.18: Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100$ V e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL (balanço de potência trifásica)

Como se verifica na figura 5.19(a), as tensões na carga são reguladas no valor nominal de 100V havendo pequeno desbalanceamento entre as fases. A fase com maior distorção harmônica apresenta THD da ordem de 3,24% como ilustrado na figura 5.19(b). O erro de controle das tensões síncronas permanece, na maior parte do tempo, em torno de 10%.

A correção do afundamento de tensão pode ser melhor visualizada na figura 5.19(c), onde se observa que a tensão na carga v_{l1} assume valor nominal apesar da tensão da rede elétrica v_{g1} ser de 84,5V. Estes sinais estão aproximadamente em fase devido a ação do controlador de potência ativa que regula θ_{vl} em aproximadamente $2,86^\circ$ ($0,05rad$), conforme apresentado no resultado da figura 5.20.

Com base no resultado do balanço de potência ilustrado na figura 5.21, verifica-se que a potência ativa do conversor permanece em torno de zero, como desejado, enquanto a rede elétrica fornece toda a potência solicitada pela carga ($\simeq 140W$).

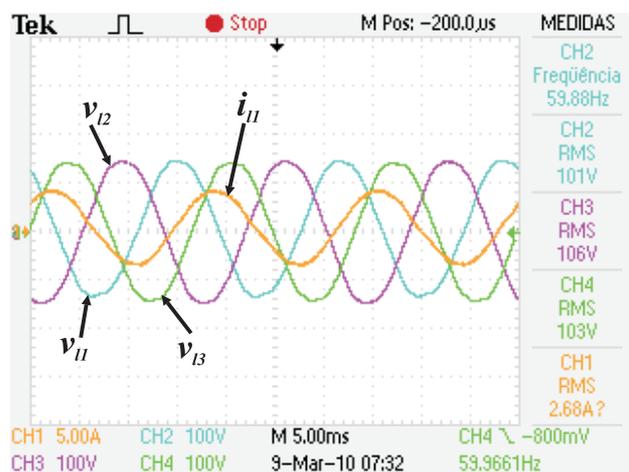
Os resultados comprovam que o sistema é capaz de compensar o afundamento de tensão na rede de 20%, mesmo na condição de potência nula no compensador, devido a natureza indutiva da carga, o que não é possível para uma carga fortemente resistiva.

5.2.3 Condição de tensão nominal na rede e absorção de potência pelo compensador

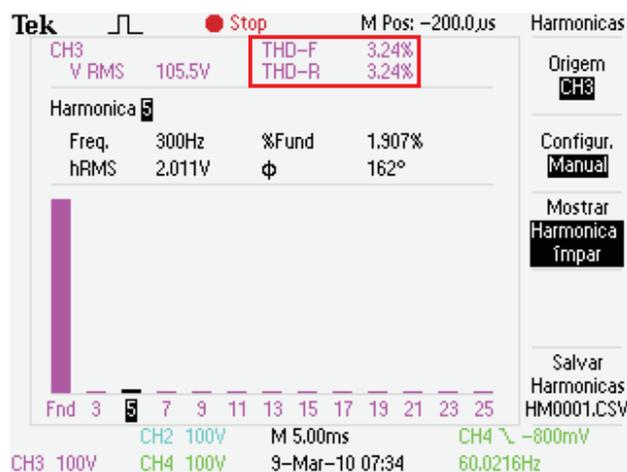
Neste cenário, avalia-se o efeito de absorção de energia pelo compensador, considerando tensão nominal na rede elétrica. A potência ativa trifásica de referência do compensador é de 150W. A tensão do barramento capacitivo é ajustada em 150V inicialmente.

As tensões trifásicas da carga controladas no valor nominal de 100V (RMS) são apresentadas na figura 5.22(a). A fase mais distorcida apresenta THD da ordem de 3,44% como apresentado na figura 5.22(b). O erro de controle das tensões síncronas atingem no máximo 10%.

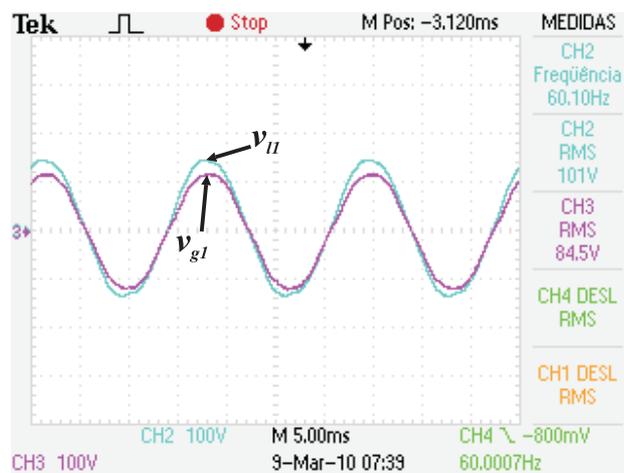
Como pode ser verificado na figura 5.22(c), a tensão na carga e a tensão na rede estão defasadas de aproximadamente $680\mu s$ que equivale a $14,7^\circ$, sendo v_{l1} adiantado, em resposta ao ângulo de fase ajustado pelo controlador de potência que converge para aproximadamente $11,4^\circ$ ($0,2rad$), conforme apresentado na figura 5.23.



(a) Tensões de fase na carga (v_{11} , v_{12} e v_{13}) e corrente na carga i_{11}



(b) THD da tensão de fase na carga (v_{11}) ($THD_{v_{11}}=3,24\%$)



(c) Medição da defasagem entre tensão de fase na carga v_{11} e tensão de fase na rede v_{g1} ($\theta_l \simeq 0$)

Figura 5.19: Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 80V$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL

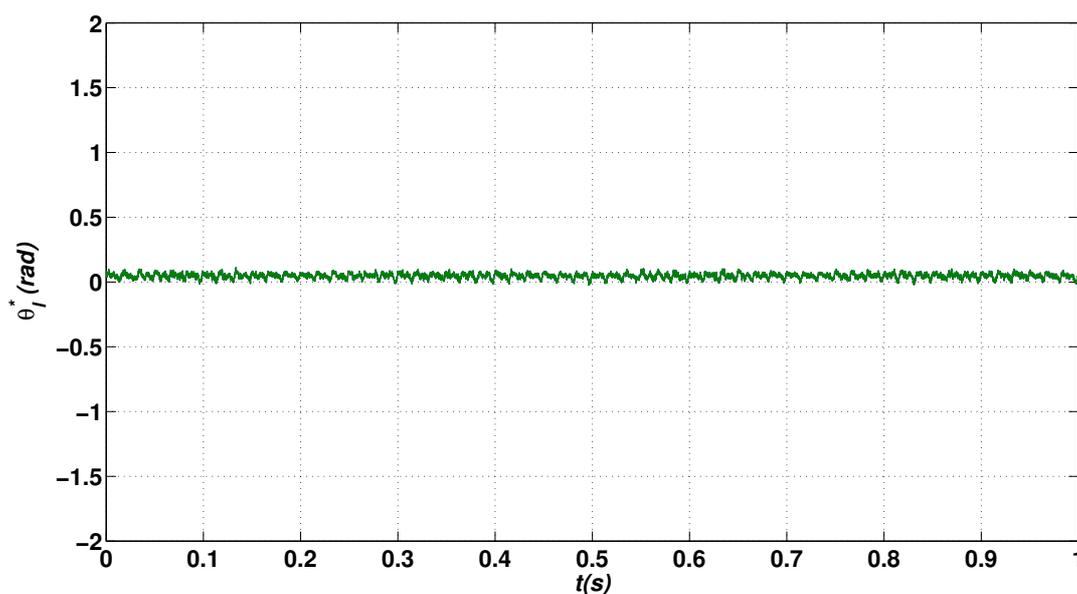


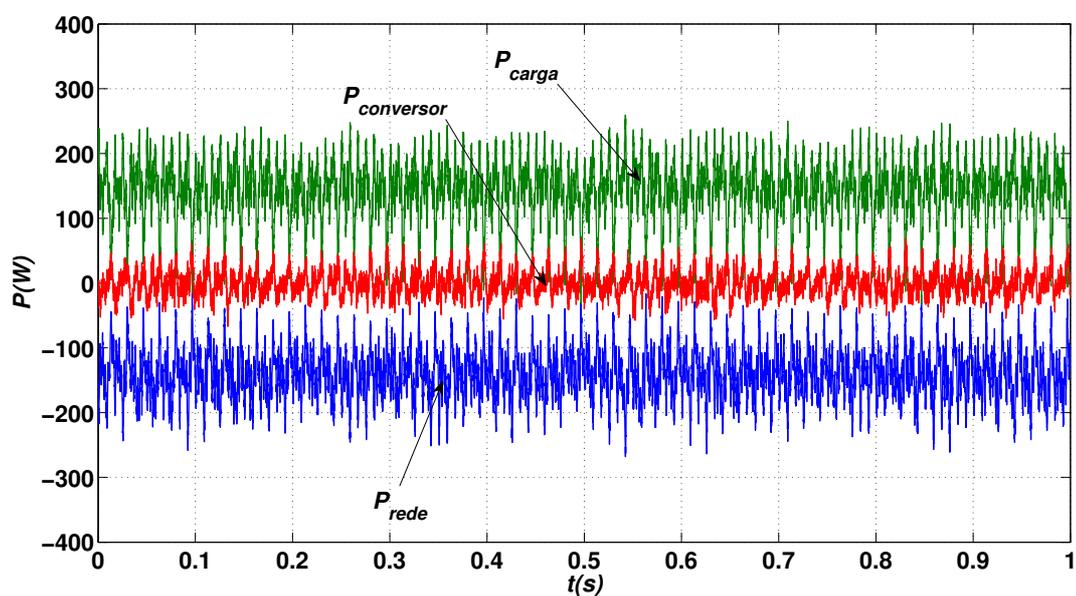
Figura 5.20: Ângulo de fase de referência da tensão da carga ($\theta_l^* \simeq 0.05\text{rad}$) para condição $V_g = 80\text{V}$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL

De acordo com o resultado do balanço de potência, apresentado na figura 5.25, verifica-se que, em média, o compensador absorve potência ativa trifásica em torno de 150W , elevando a tensão do barramento CC até aproximadamente 400V , como ilustrado no resultado da figura 5.24. O circuito de proteção do barramento é ativado dissipando a energia recebida pelo conversor, limitando a tensão do barramento em torno de 400V . A carga absorve em torno de 145W e a rede fornece aproximadamente 294W , conservando o balanço de energia no sistema.

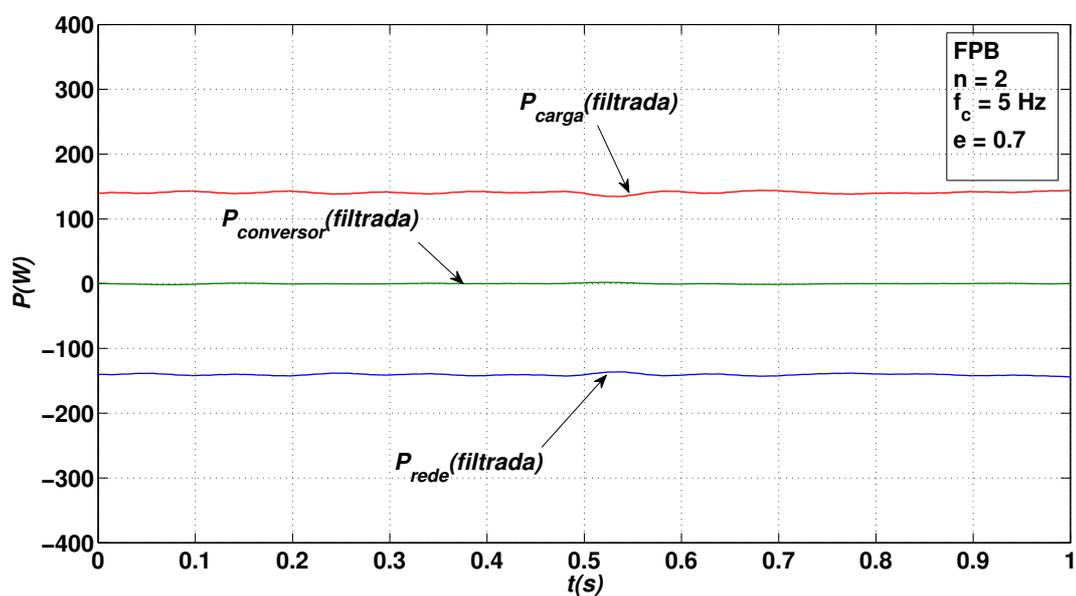
5.2.4 Condição de tensão nominal na rede e fornecimento de potência pelo compensador

Para este teste, a tensão da rede elétrica é mantida no valor nominal de 100V ajustando-se o variavolt e o compensador é ajustado de forma a fornecer potência ativa, cujo valor de referência é de 150W , ou seja, $p_s = -150\text{W}$. A tensão do barramento CC é fixada em 150V , inicialmente.

As tensões trifásicas controladas na carga, apresentadas na figura 5.26(a), são reguladas em torno de 100V(RMS) , como desejado, apresentando THD da ordem de $3,14\%$ para a fase mais distorcida, conforme resultado da figura 5.26(b). O erro de controle das tensões

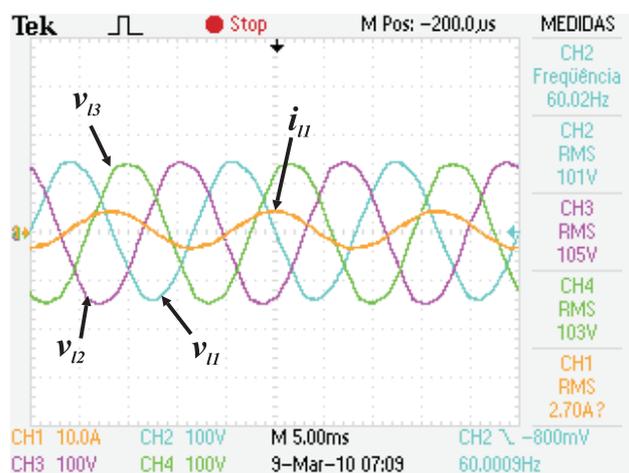


(a) Balanço de potência ativa trifásica (P_{carga} , $P_{convertor}$ e P_{rede})



(b) Balanço de potência ativa trifásica filtrada (P_{carga} , $P_{convertor}$ e P_{rede}) ($n = 2$, $f_c = 5\text{Hz}$ e $\zeta = 0,7$)

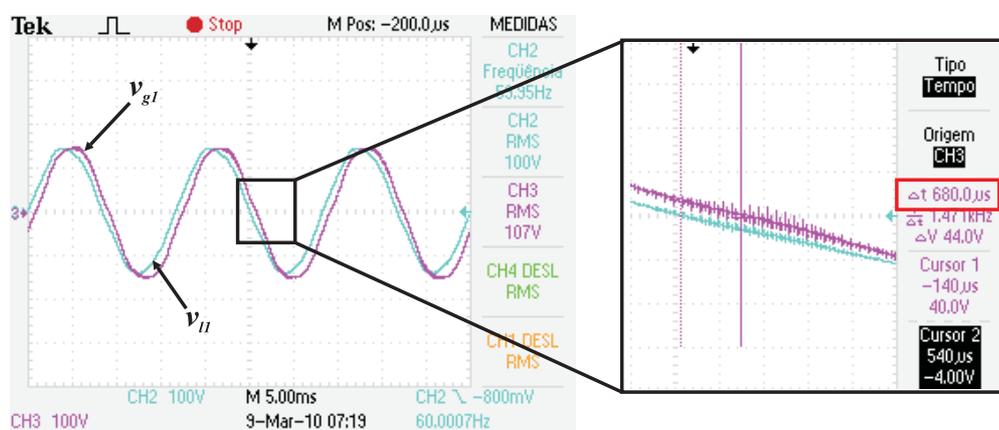
Figura 5.21: Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 80\text{V}$ e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL (balanço de potência trifásica)



(a) Tensões de fase na carga (v_{11} , v_{12} e v_{13}) e corrente na carga i_{11}



(b) THD da tensão de fase na carga (v_{11}) ($THD_{v_{11}} = 3,44\%$)



(c) Medição da defasagem entre tensão de fase na carga v_{11} e tensão de fase na rede v_{g1} ($\theta_l \simeq 14,7^\circ$)

Figura 5.22: Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 150W$ com carga RL

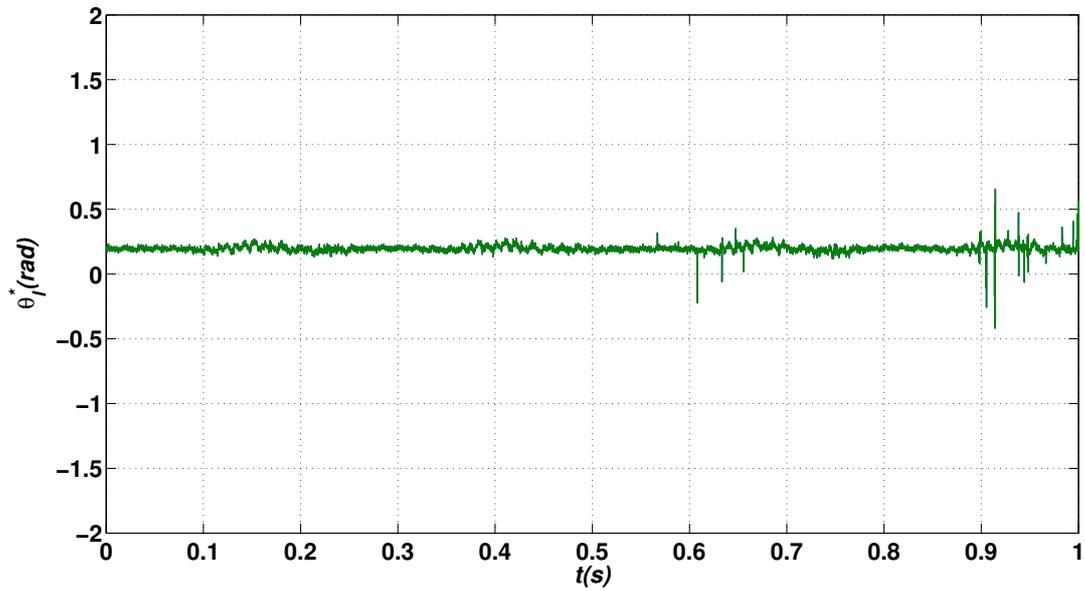


Figura 5.23: Ângulo de fase de referência da tensão da carga ($\theta_l^* \simeq 0.2rad$) para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 150W$ com carga RL

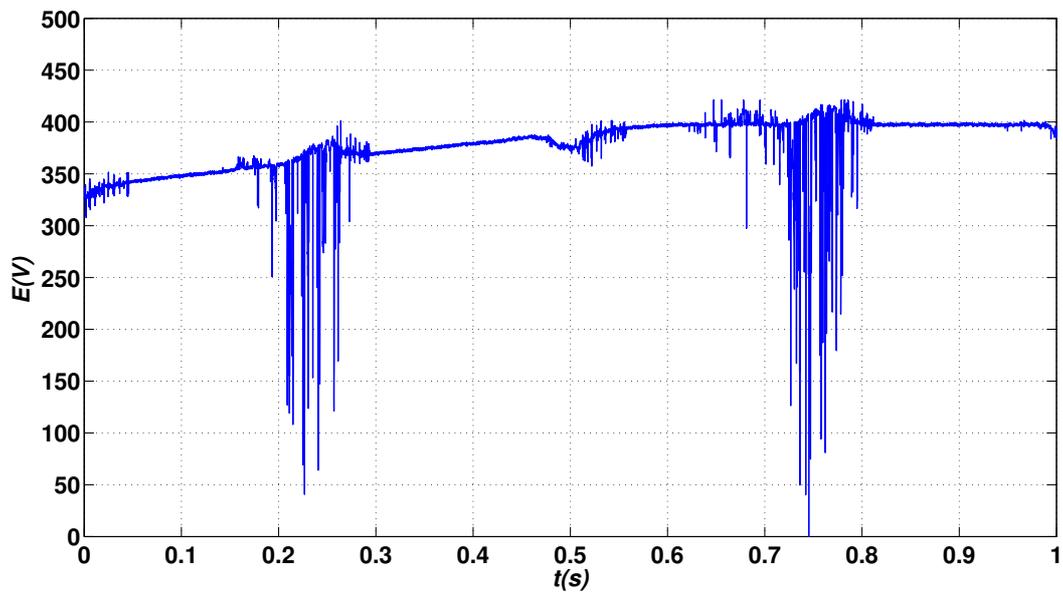
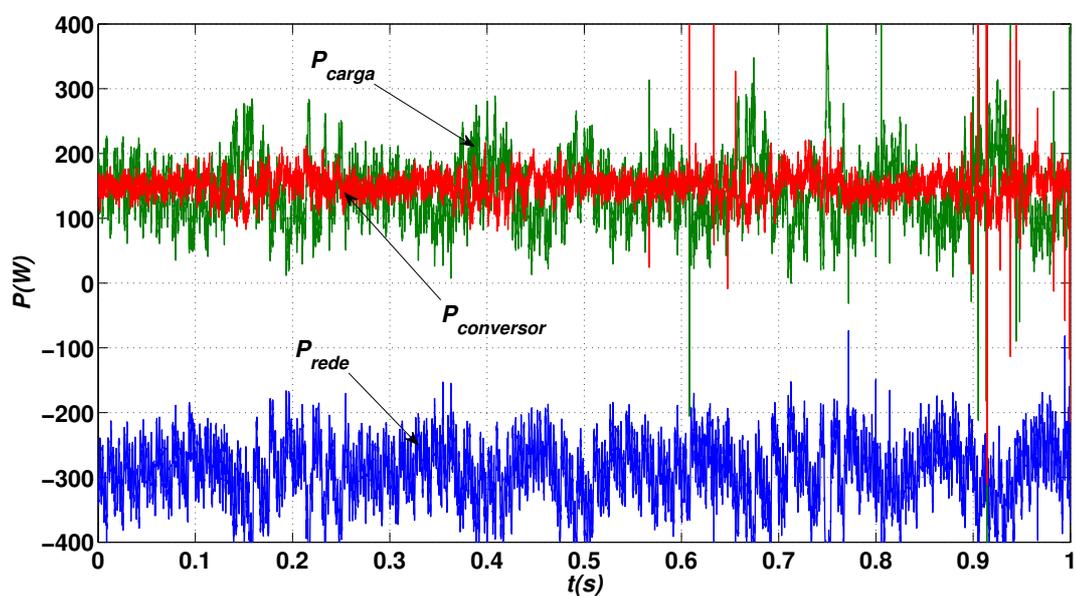
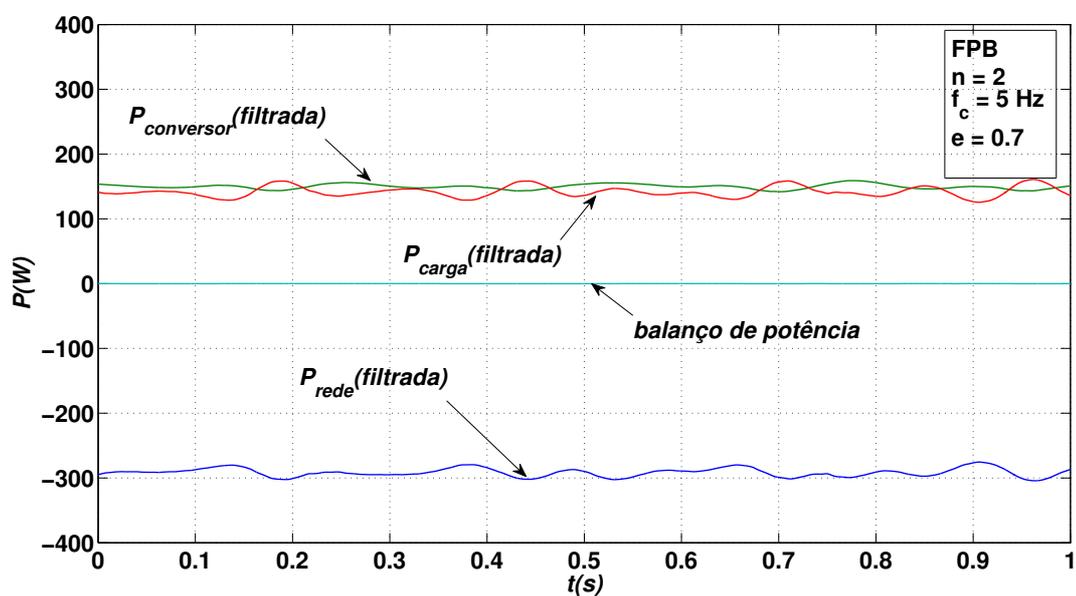


Figura 5.24: Tensão do barramento CC (E) para condição $V_g = 100V$ e $p_{s3\phi} = 150W$ com carga RL



(a) Balanço de potência ativa trifásica (P_{carga} , $P_{convertor}$ e P_{rede})



(b) Balanço de potência ativa trifásica filtrada (P_{carga} , $P_{convertor}$ e P_{rede}) ($n = 2$, $f_c = 5\text{ Hz}$ e $\zeta = 0,7$)

Figura 5.25: Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100\text{ V}$ e $p_{s3\phi} = 150\text{ W}$ com carga RL (balanço de potência trifásica)

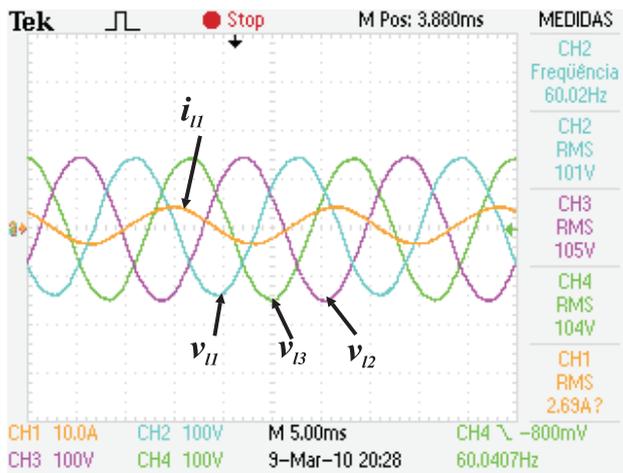
da carga no referencial síncrono permanece inferior à 10%.

A defasagem medida entre a tensão de fase na carga e a tensão de fase na rede é da ordem de $380\mu s$ que equivale à $8,19^\circ$, sendo v_{l1} atrasado, ou seja, $\theta_{vl} \simeq -8,19^\circ$, conforme resultado de aquisição apresentado na figura 5.26(c). Este ângulo de fase da tensão da carga (medido) corresponde à resposta do controlador de potência que converge para um ângulo de aproximadamente $-10,3^\circ$ ($-0,18rad$), como verificado no resultado da figura 5.27.

A potência ativa por fase consumida pela carga é de aproximadamente $41W$, como pode ser visto no resultado da figura 5.26(d), onde são plotadas a corrente, tensão e potência instantânea na carga (por fase). De forma semelhante, a figura 5.26(e) apresenta os resultados de aquisição da corrente da carga, tensão da rede e potência instantânea da rede (por fase) em outro instante de tempo. A potência ativa medida da rede é em torno de $-8,19W$ por fase, indicando que há um fluxo de potência no sentido sistema-rede. A potência ativa total trifásica absorvida pela rede elétrica seria, aproximadamente, $24,6W$.

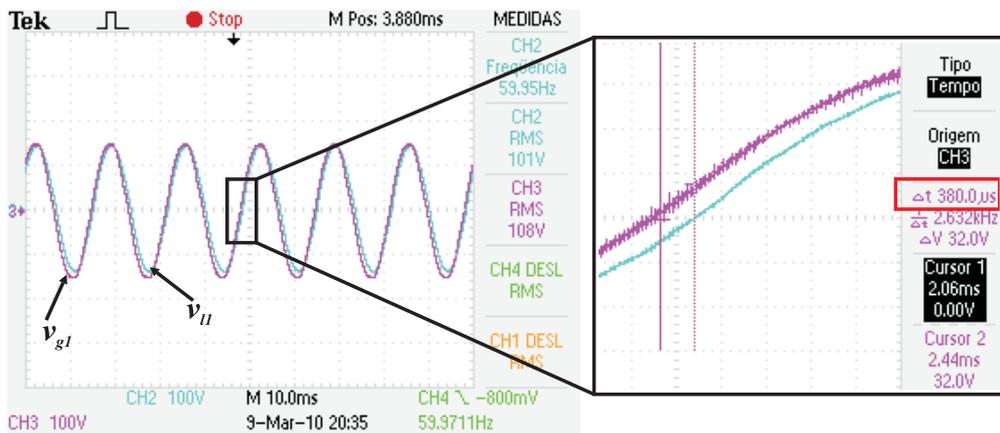
O balanço de potência total do sistema é apresentado na figura 5.28. Pode-se verificar que a potência ativa trifásica do compensador permanece entorno de $-150W$, indicando que o compensador fornece energia ao sistema. A potência consumida pela carga oscila entorno de aproximadamente $140W$, enquanto a potência da rede elétrica oscila entorno de $10W$, indicando absorção de energia.

Neste caso particular, observa-se que a energia fornecida pelo compensador é maior que a consumida pela carga, sendo esta diferença de energia entregue a rede elétrica.

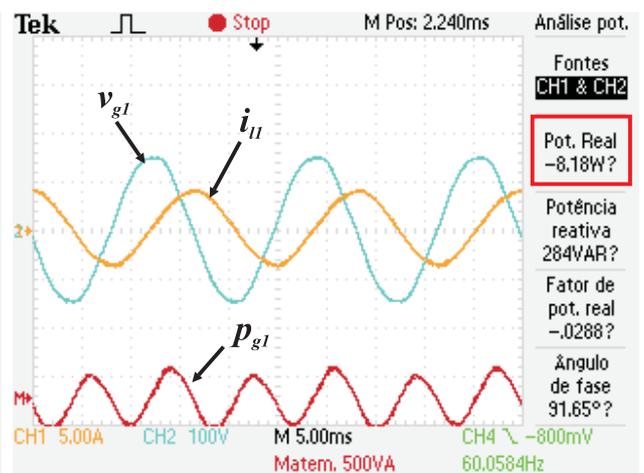
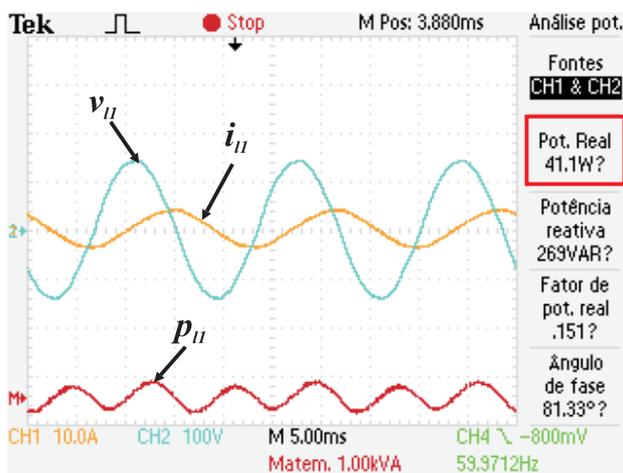


(a) Tensões de fase na carga (v_{11} , v_{12} e v_{13}) e corrente na carga i_{11}

(b) THD da tensão de fase na carga (v_{11}) ($THD_{v_{11}}=3,14\%$)



(c) Medição da defasagem entre tensão de fase na carga v_{11} e tensão de fase na rede v_{g1} ($\theta_l \simeq -8,19^\circ$)



(d) Tensão de fase na carga v_{11} , corrente de fase na carga i_{11} e potência instantânea na fase 1 da carga p_{11}

(e) Tensão de fase na rede v_{g1} , corrente de fase na carga i_{11} e potência instantânea na fase 1 da rede p_{g1}

Figura 5.26: Resultados experimentais do FAP serie para condição $V_g = 100V$ e $p_{s_{3\phi}} = -150W$ com carga RL

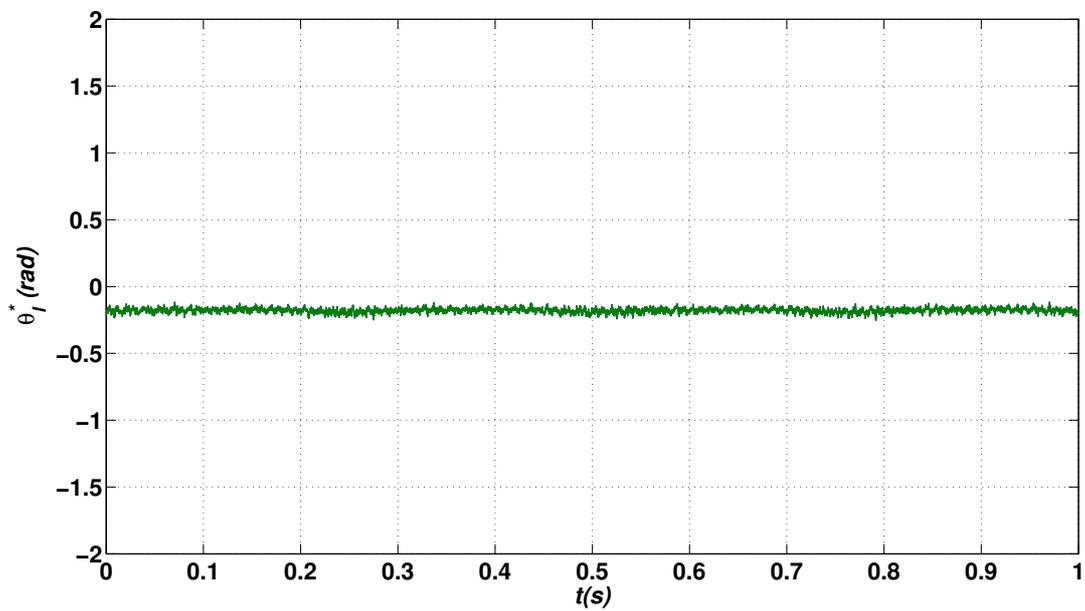
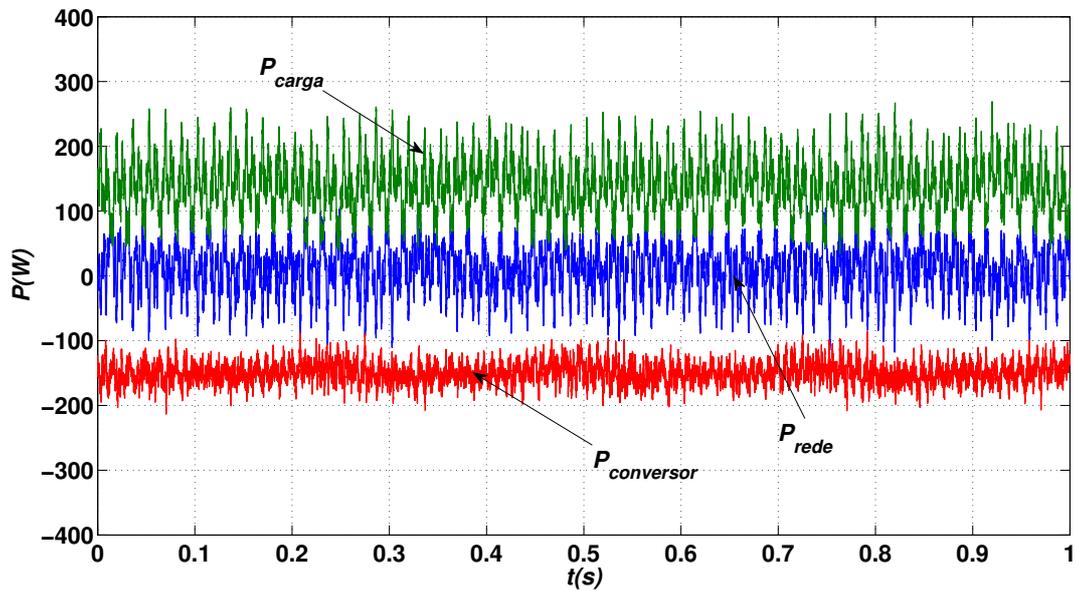
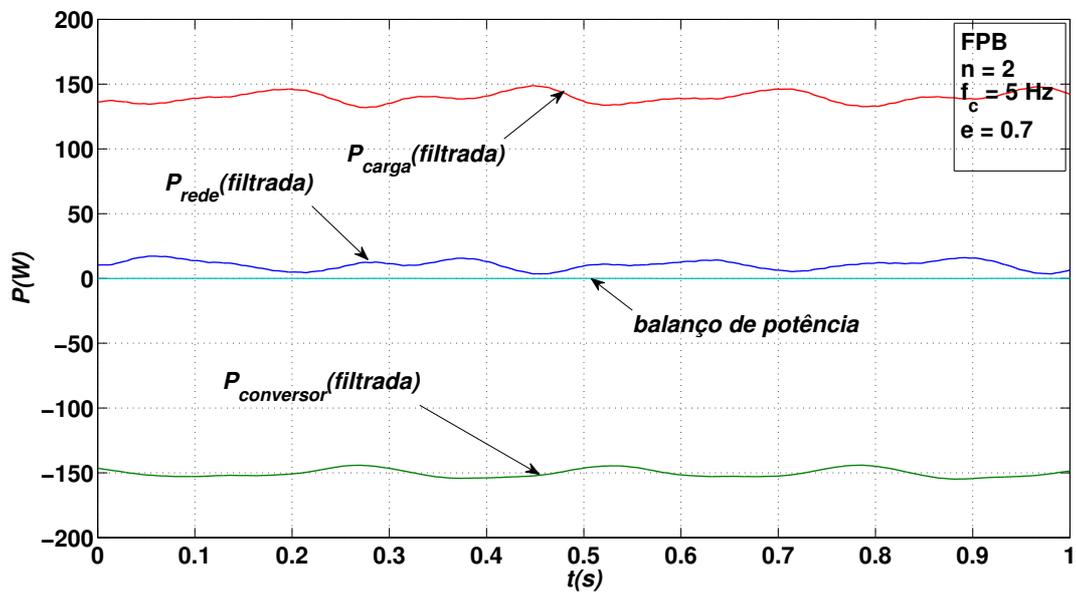


Figura 5.27: Ângulo de fase de referência da tensão da carga ($\theta_l^* \simeq -0.18rad$) para condição $V_g = 100V$ e $p_{s_{3\phi}} = -150W$ com carga RL



(a) Balanço de potência ativa trifásica (P_{carga} , $P_{conversor}$ e P_{rede})



(b) Balanço de potência ativa trifásica filtrada (P_{carga} , $P_{conversor}$ e P_{rede})

Figura 5.28: Resultado experimental do FAP para condição $V_g = 100V$ e $p_{s_{3\phi}} = -150W$ com carga RL (balanço de potência trifásica)

5.2.5 Compensação de harmônicos de tensão

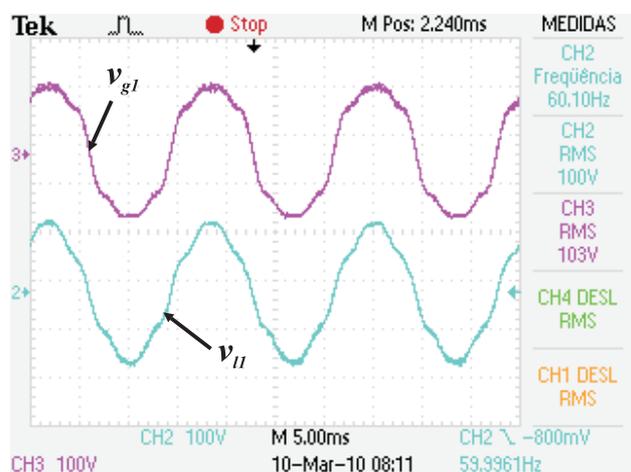
Nesta montagem, o objetivo é verificar o funcionamento do filtro ativo série no que se refere a compensação de harmônicos de tensão oriundos da rede elétrica. Para tanto, foi utilizada uma fonte AC trifásica programada (California Instruments LX), devidamente configurada para gerar um sinal de tensão senoidal com determinado conteúdo de harmônicos. Sabendo-se que as distorções harmônicas mais comuns provocadas por cargas não-lineares estão principalmente relacionadas aos harmônicos de ordem ímpar, neste experimento avalia-se um cenário típico de compensação de tensão na qual a tensão da rede apresenta distorção harmônica individual de 10% para terceiro, 7% para quinto e 5% para sétimo harmônicos.

Os resultados de aquisição do osciloscópio estão apresentados na figura 5.29. Como se verifica na figura 5.29(a) e na figura 5.29(b), a tensão da fonte apresenta um elevado conteúdo harmônico com THD da ordem de 13,4%. Com o efeito de compensação do filtro, à potência ativa nula, regula-se a tensão na carga com distorção harmônica total (THD) na ordem de 5,54%, sendo principalmente 4,56% de 5° harmônico e 2,8% de 7° harmônico, conforme resultado da figura 5.29(c).

Os valores de distorção harmônica na tensão da carga estão de acordo com as recomendações estabelecidas nos Procedimentos de Distribuição de Energia Elétrica no Sistema Elétrico Nacional (PRODIST 2010) da Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL). Para o caso em estudo, esta resolução normativa limita a taxa de distorção harmônica total à 10%, com distorções harmônicas individuais de 6,5% para terceiro harmônico e sétimo harmônicos e 7,5% para quinto harmônico.

A figura 5.30(a) apresenta as tensões trifásicas medidas na carga e as suas respectivas tensões de referência. Observa-se que a tensão gerada segue a referência apresentando um erro considerável. A tensão de referência $V_{in_{PLL}}$ do PLL (Phase Locked loop), que corresponde a fase 1 da tensão da rede e a fase instantânea ϕ_{PLL} gerada são apresentadas na figura 5.30(b). Observa-se que apesar da distorção na tensão da rede devido ao conteúdo harmônico existente, a fase instantânea gerada pelo PLL segue bem a tensão de referência.

As tensões síncronas na carga, medidas e de referência, são apresentadas na figura 5.31(a) cujos erros correspondentes, ilustrados na figura 5.31(b), atingem valores máximos da ordem de quase 18% para v_{ld} e 10% para v_{lq} . Como era esperado, verifica-se que o controlador de



(a) Tensão de fase na rede v_{g1} com conteúdo harmônico e tensão de fase na carga v_{l1} compensada

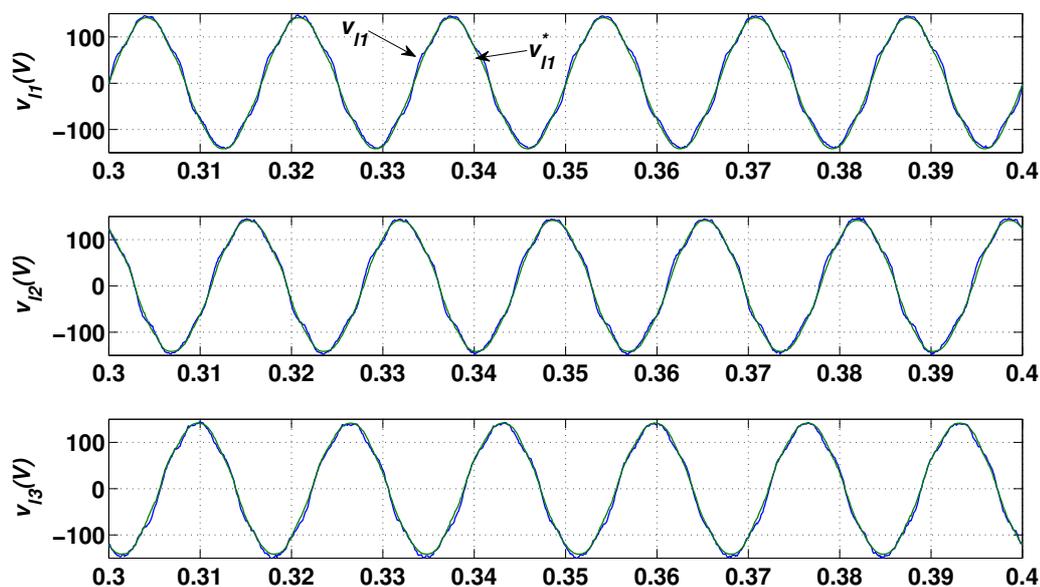


(b) THD da tensão de fase na rede (v_{g1}) ($THD_{v_{g1}}=13,4\%$)

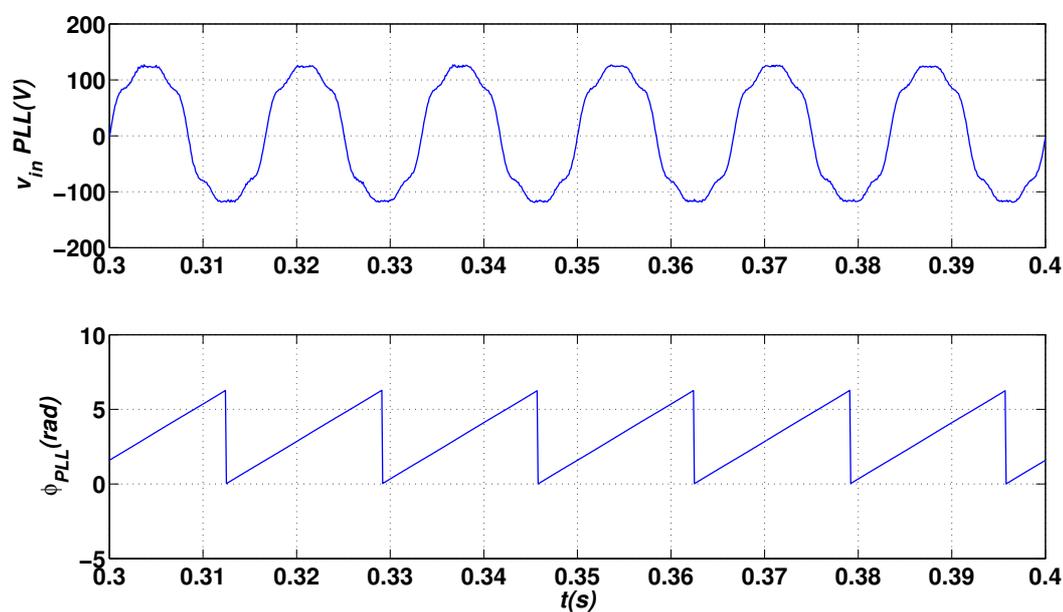


(c) THD da tensão de fase na carga (v_{l1}) ($THD_{v_{l1}}=5,64\%$)

Figura 5.29: Resultado experimental do FAP para condição $V_g = 100V$ (10% de 3°, 7% de 5° e 5% de 7° harmônicos) e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL



(a) Tensões de fase na carga: v_{l1} , v_{l2} e v_{l3} (medidas) e v_{l1}^* , v_{l2}^* e v_{l3}^* (referências)



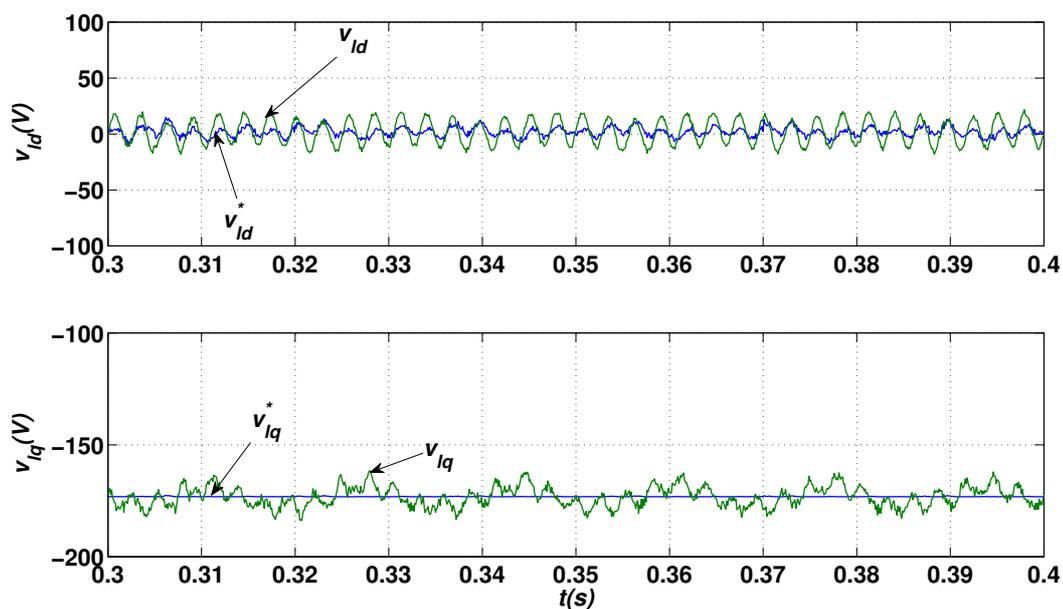
(b) Tensão de entrada do PLL e sua correspondente fase instantânea obtida

Figura 5.30: Resultados experimentais do FAP série para condição $V_g = 100V$ (10% de 3° , 7% de 5° e 5% de 7° harmônicos) e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL (tensões na carga)

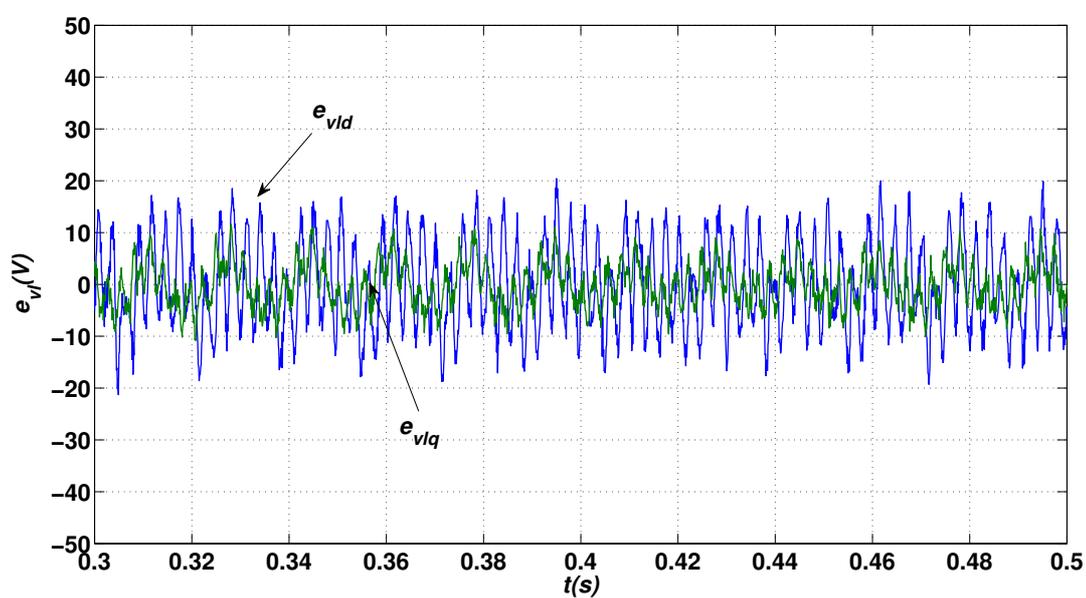
tensão usado não garante erro nulo para controle das tensões síncronas da carga devido ao conteúdo harmônico existente. O balanço de potência é ilustrado na figura 5.32, onde se observa que a potência ativa do compensador permanece nula, o que equivale ao funcionamento do filtro ativo série com barramento capacitivo.

O resultado obtido para compensação de harmônicos de tensão é razoável tendo em vista que foi utilizado um controlador PI síncrono para controle da tensão. Este controlador garante erro nulo apenas na frequência síncrona de 60Hz não apresentando boa compensação para os sinais harmônicos. O desempenho do filtro pode ser melhorado substancialmente se for empregado para o controle de tensão, por exemplo, controladores em cascata sintonizados nas frequências dos harmônicos a serem compensados.

Além deste fator limitante, o filtro passivo LC disponível e utilizado na saída do inversor de tensão trifásico apresenta frequência de corte da ordem de 460Hz, atenuando bastante os sinais de compensação dos harmônicos de quinta e sétima ordens, reduzindo a eficácia do filtro ativo.



(a) Tensões da carga no referencial síncrono: v_{ld} e v_{lq} (medidas) e v_{ld}^* e v_{lq}^* (referências)



(b) Erro das tensões da carga no referencial síncrono: e_{ld} e e_{lq}

Figura 5.31: Resultado experimental do FAP para condição $V_g = 100V$ (10% de 3° , 7% de 5° e 5% de 7° harmônicos) e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL (tensões síncronas na carga)

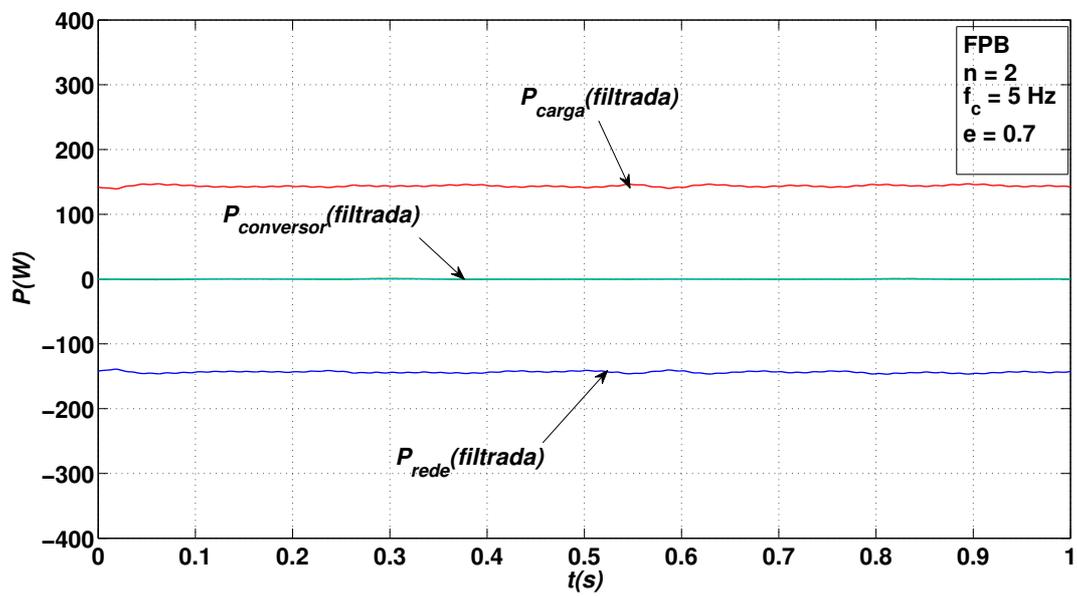


Figura 5.32: Balanço de potência ativa trifásica filtrada (P_{carga} , $P_{conversor}$ e P_{rede}) para condição $V_g = 100V$ (10% de 3°, 7% de 5° e 5% de 7° harmônicos) e $p_{s3\phi} = 0$ com carga RL

5.3 Considerações

Para simplificar a análise dos resultados, resumem-se na tabela 5.2 alguns dos resultados do ângulo de fase da tensão da carga (θ_l) dos experimentos realizados, comparando-os com os valores obtidos através da análise teórica discutida na seção 2.2. O intervalo teórico para potência de referência do compensador é obtido pela eq. 2.34. A análise teórica 1 (ANA1) é a apresentada na seção 2.2.1 e a análise teórica 2 (ANA2) é discutida na seção 2.3.1. Em ambos os casos, devem ser considerados os valores de tensão da rede medidos e os valores da carga usada no sistema real. A potência de referência do compensador indicada (p_s^*), refere-se a cada fase do sistema. O campo PI da tabela refere-se ao valor da variável θ_l^* de saída do controlador de potência ativa do compensador no diagrama de controle da figura 4.4.

Tabela 5.2: Resumo dos resultados experimentais e de simulação para θ_l

carga	V_g (V)	limite		p_s^* (W)	θ_l			
		p_{smax} (W)	p_{smin} (W)		ANA1	ANA2	PI	medido
R=16,81 Ω L=36,1mH	100	103	-823	-50	-9°	-9,01°	-10,3°	-8,19°
				0	0°	0°	0°	0°
				50	12°	11,31°	11,45°	14,7°
	80	10,5	-729	0	16°	15,8°	2,85°	0°
R=74 Ω	80	-27,02	-243,2	-50	-38°	-38,05°	-37,24°	-31,9°
	100	0	-270	0	-20°	-20,9°	-11,45°	-16,38°
	120	27,02	-297,3	20	-17°	-16,89°	-22,9°	-17,25°

Como se verifica nos resultados, os valores obtidos para o ângulo de fase da tensão na carga (θ_l) considerando duas análises diferentes, estão próximos dos valores correspondentes às respectivas medições do osciloscópio para o devido experimento. No melhor caso, para compensação de sobretensão na rede com carga resistiva e absorção de potência, obteve-se erro relativo de aproximadamente 1,4% entre valor medido e valor teórico. No pior caso, em que há absorção de potência com carga resistivo-indutiva, obteve-se erro da ordem de 20%. De maneira geral, nos casos em que o resultado de saída do controlador converge para o valor teórico calculado, entende-se que os parâmetros usados na simulação correspondem de fato às condições reais do experimento, inclusive às condições de tensão da rede. Entretanto, nos casos onde a variável de controle já apresenta divergência do resultado teórico esperado, percebe-se que as condições de simulação diferem das condições reais do experimento, no que diz respeito, principalmente, aos desbalanceamentos de tensão na rede.

O caso em que há discrepância considerável entre os valores teóricos e o medido, refere-se ao caso de compensação do afundamento de tensão da rede com potência ativa nula no compensador e carga resistivo-indutiva. Atribue-se este desvio ao efeito do desbalanceamento de tensão existente no sistema real e não previsto no modelo simplificado considerado na análise de regime permanente. Verificou-se que o desbalanceamento entre as fases do varivolt é mais acentuado para tensões reduzidas (menores que 100V).

Em todos os casos apresentados, o resultado de medição do ângulo de fase da tensão na carga, utilizando o osciloscópio, apresentou erro absoluto médio em torno de 4° com relação ao valor solicitado pelo controlador de potência. Esta inexatidão, atribuída ao erro de medição, é aceitável já que os valores experimentais obtidos para a potência média controlada convergem para os valores de referência. Obteve-se taxa de distorção harmônica da tensão da carga inferior a 4%, para a fase mais distorcida, em todos os casos avaliados.

6

Considerações Finais

O modelo matemático do Filtro Ativo Série foi apresentado obtendo-se as respectivas equações de regime permanente e apresentando-se a análise correspondente do circuito monofásico equivalente. Verificou-se o efeito da variação do ângulo da fase da corrente do circuito no módulo da tensão da carga, assim como a influência da potência ativa do compensador na curva característica $V_L x \phi_g$ do filtro.

A partir do modelo de regime do FAP série, as equações de controle em malha aberta foram desenvolvidas, discutindo-se as singularidades existentes. A estratégia de controle do FAP série em malha fechada foi apresentada e verificada para aplicações típicas de compensação de harmônicos de tensão (qualidade de energia) e controle do fluxo de potência ativa (gerenciamento de energia).

Os resultados obtidos experimentalmente confirmam as estimativas realizadas por simulação, dentro da margem de erro esperada, validando o desenvolvimento matemático apresentado para o modelo do Filtro Ativo Série trifásico. A análise teórica de regime permanente, realizada por dois caminhos distintos, convergem para os mesmos resultados, e são verificadas pelos resultados de aquisição de sinais do osciloscópio e do Dspace.

Verificou-se que é possível utilizar o Filtro Ativo Série como elemento de controle do fluxo de potência ativa na carga, o que estende seu campo de utilização às aplicações de gerenciamento de energia como equalização de carga e redução de pico de demanda.

Em pormenores, verificou-se ainda que:

- A natureza da carga do sistema influencia nas condições de contorno do filtro, de forma que estabelece limitações quanto aos níveis de potência a ser processada pelo compensador, tanto no controle em malha aberta como em malha fechada;
- No caso em que a carga é fortemente indutiva, é possível compensar o afundamento de tensão na rede sem que o filtro forneça energia;
- Para cargas fortemente resistivas, a compensação do afundamento só é possível mediante fornecimento de potência ativa pelo compensador;
- A análise de regime permanente do sistema é de extrema importância por possibilitar a verificação da estratégia de controle empregada;
- O controlador de tensão utilizado não é o mais adequado para compensação de harmônicos de tensão;
- Os controladores de tensão e de potência apresentaram resultados satisfatórios mesmo diante dos transitórios de carga considerados;
- A utilização do controlador do tipo PI para controle de potência ativa apresentou resultado satisfatório, sendo o ajuste dos ganhos baseado nas respostas do controle em malha aberta;
- A utilização de filtro passa-baixa para obtenção da potência ativa trifásica introduz atrasos que não são compensados pelo sistema, devendo, portanto, ser evitada.
- A potência trifásica do compensador medida tem uma componente média associada à potência ativa controlada e outra oscilante devido às distorções e ao desbalanceamento de tensão e corrente.
- Para evitar o problema de interceptação do circuito de potência inerente ao tipo de conexão série, o FAP série estudado pode ser conectado diretamente no secundário do transformador de distribuição.

Diante dos resultados obtidos, verifica-se que o Filtro Ativo Série, quando utilizado em conjunto com sistema de armazenamento de energia no barramento CC, é capaz de

desempenhar funções que vão além da compensação de tensão, podendo, por exemplo, ser aplicado ao controle do fluxo de potência ativa, de maneira relativamente simples. Neste tipo de aplicação, o FAP série apresenta valor agregado, mostrando-se um forte candidato às aplicações que necessitem de sistema de *backup* de energia para fins de melhoria da estabilidade e eficiência dos sistemas elétricos.

6.1 Trabalhos Futuros

Como sugestão para trabalhos futuros em continuidade ao tema desenvolvido, tem-se:

- Investigação das estratégias de gerenciamento de energia a serem utilizadas com o FAP série
- Análise do efeito transitório de chaveamento do FAP no secundário do transformador de distribuição, avaliando-se o efeito de harmônicos de corrente e desbalanceamento de carga
- Análise de perdas do FAP série considerando o fluxo de potência para o barramento
- Análise comparativa entre compensadores do tipo série/paralelo no cenário de controle do fluxo de potência ativa
- Análise da relação entre as condições limitantes de potência do compensador e a região de estabilidade do sistema controlado
- Verificação da possibilidade de considerar o efeito do desbalanceamento de tensão no modelo do FAP série
- Utilização de controladores de tensão do tipo PI sintonizados para melhoria da compensação de harmônicos

Agradecimentos

A Deus, primeiramente, que me ofereceu esta oportunidade de estudar, sendo minha fonte constante de coragem e de força para alcançar o sucesso.

A minha família, cujo amor e apoio me permitiram concluir mais esta etapa de minha vida.

Ao Professor Doutor Maurício Beltrão de Rossiter Corrêa, pelo privilégio de tê-lo como orientador, subsidiando a realização dessa pesquisa científica.

Ao Professor Doutor Cursino Brandão Jacobina pela paciência e pelos cordiais esclarecimentos a mim prestados.

A meu amigo Montie Alves Vitorino, pelas discussões sempre produtivas.

Aos demais amigos da pós-graduação por propiciarem um ambiente de descontração e amizade.

A coordenação, professores, funcionários e alunos da Universidade Federal de Campina Grande, meus sinceros e calorosos agradecimentos por terem contribuído com este trabalho.

Ao FINEP e CNPq, por terem fornecido suporte financeiro para a realização desta pesquisa.

A todos aqueles que, direta ou indiretamente, cooperaram com este trabalho, sobretudo àqueles que foram capazes de um gesto de compreensão e solidariedade.

E por fim, mas não menos importante, a todos os brasileiros, que mesmo sem saberem, contribuíram para o financiamento deste projeto científico.

A

Dedução da equação da corrente $I_g(p_s, \phi_g)$

Aplicando-se a Lei de Kirchoff ao circuito da figura 2.1, obtem-se o seguinte desenvolvimento matemático:

$$\begin{aligned}\widehat{V}_s &= \widehat{V}_g - Z_g \widehat{I}_g - Z_l \widehat{I}_g \\ V_{sd} + jV_{sq} &= (V_{gd} + jV_{gq}) - [(Z_{gd} + jZ_{gq}) + (Z_{ld} + jZ_{lq})][I_{gd} + jI_{gq}] \\ V_{sd} + jV_{sq} &= V_{gd} + jV_{gq} - [(Z_{gd} + Z_{ld})I_{gd} + j(Z_{gd} + Z_{ld})I_{gq} + j(Z_{gq} + Z_{lq})I_{gd} - I_{gq}(Z_{gq} + Z_{lq})] \\ V_{sd} + jV_{sq} &= V_{gd} - (Z_{gd} + Z_{ld})I_{gd} + (Z_{gq} + Z_{lq})I_{gq} + j[V_{gq} - (Z_{gd} + Z_{ld})I_{gq} - (Z_{gq} + Z_{lq})I_{gd}]\end{aligned}\tag{A.1}$$

Da parte real da igualdade complexa da eq. A.1, obtem-se:

$$\begin{aligned}V_{sd} &= V_{gd} - (Z_{gd} + Z_{ld})I_{gd} + (Z_{gq} + Z_{lq})I_{gq} \\ V_{sd} &= V_{gd} - (Z_{gd} + Z_{ld})I_g \cos(\phi_g) + (Z_{gq} + Z_{lq})I_g \sin(\phi_g)\end{aligned}\tag{A.2}$$

E da parte complexa:

$$\begin{aligned}V_{sq} &= V_{gq} - (Z_{gd} + Z_{ld})I_{gq} - (Z_{gq} + Z_{lq})I_{gd} \\ V_{sq} &= V_{gq} - (Z_{gd} + Z_{ld})I_g \sin(\phi_g) - (Z_{gq} + Z_{lq})I_g \cos(\phi_g)\end{aligned}\tag{A.3}$$

A potência ativa do compensador é dada por:

$$p_s = \text{real}\{\widehat{V}_s \widehat{I}_g^*\}$$

$$p_s = \text{real}\{(V_{sd} + jV_{sq})(I_{gd} - jI_{gq})\}$$

$$p_s = \text{real}\{V_{sd}I_{gd} + V_{sq}I_{gq} - j(V_{sd}I_{gq} + V_{sq}I_{gd})\}$$

$$p_s = V_{sd}I_{gd} + V_{sq}I_{gq} \quad (\text{A.4})$$

$$p_s = V_{sd}I_g \cos(\phi_g) + V_{sq}I_g \sin(\phi_g) \quad (\text{A.5})$$

Substituindo as equações [A.2](#) e [A.3](#) na eq. [A.5](#):

$$\begin{aligned} p_s &= [V_{gd} - (Z_{gd} + Z_{ld})I_g \cos(\phi_g) + (Z_{gq} + Z_{lq})I_g \sin(\phi_g)]I_g \cos(\phi_g) + [V_{gq} - \\ &\quad - (Z_{gd} + Z_{ld})I_g \sin(\phi_g) - (Z_{gq} + Z_{lq})I_g \cos(\phi_g)]I_g \sin(\phi_g) \\ p_s &= V_{gd}I_g \cos(\phi_g) - I_g^2[(Z_{gd} + Z_{ld}) \cos^2(\phi_g) + (Z_{gd} + Z_{ld}) \sin^2(\phi_g)] + V_{gq}I_g \sin(\phi_g) - \\ &\quad - p_s + I_g[V_{gd} \cos(\phi_g) + V_{gq} \sin(\phi_g)] + I_g^2[-(Z_{gd} + Z_{ld})] \end{aligned}$$

Que pode ser reescrita da seguinte forma:

$$I_g^2[(Z_{gd} + Z_{ld})] - I_g[V_{gd} \cos(\phi_g) + V_{gq} \sin(\phi_g)] + p_s = 0 \quad (\text{A.6})$$

A equação de segundo grau [A.6](#) define a solução para o módulo da corrente I_g (ou I_l), no domínio dos números reais positivos, sendo conhecidos o ângulo da corrente ϕ_g e a potência ativa do compensador p_s . A solução, então, é dada por:

$$\begin{aligned} \Delta &= (V_{gd} \cos(\phi_g) + V_{gq} \sin(\phi_g))^2 - 4(Z_{gd} + Z_{ld})p_s \\ I_g &= \frac{V_{gd} \cos(\phi_g) + V_{gq} \sin(\phi_g) \pm \sqrt{\Delta}}{2(Z_{gd} + Z_{ld})} \quad (\text{A.7}) \end{aligned}$$

B

Dedução das equações de controle em malha aberta

Neste apêndice é apresentada a dedução das equações do filtro ativo série usadas na definição do controle em malha aberta da seção 2.3.1. Estas equações são obtidas a partir da análise de regime permanente do circuito.

Do circuito série da fig. 2.1, tem-se:

$$\begin{aligned}\widehat{V}_s &= \widehat{V}_g - Z_g \widehat{I}_l - \widehat{V}_l \\ \widehat{V}_s &= \widehat{V}_g - Z_g \frac{\widehat{V}_l}{Z_l} - \widehat{V}_l \\ \widehat{V}_s &= \widehat{V}_g - \widehat{V}_l \left(1 + \frac{Z_g}{Z_l}\right)\end{aligned}\tag{B.1}$$

Para simplificação, faz-se $1 + \frac{Z_g}{Z_l} = G_d + jG_q$ na eq. B.1:

$$\begin{aligned}\widehat{V}_s &= \widehat{V}_g - \widehat{V}_l (G_d + jG_q) \\ V_{sd} + jV_{sq} &= V_{gd} + jV_{gq} - (V_{ld} + jV_{lq})(G_d + jG_q) \\ V_{sd} + jV_{sq} &= V_{gd} + jV_{gq} - V_{ld}G_d - jV_{ld}G_q - jV_{lq}G_d + V_{lq}G_q \\ V_{sd} + jV_{sq} &= V_{gd} - V_{ld}G_d + V_{lq}G_q + j(V_{gq} - V_{ld}G_q - V_{lq}G_d)\end{aligned}\tag{B.2}$$

Da parte real da igualdade complexa da eq. B.2, obtem-se:

$$V_{sd} = V_{gd} - V_{ld}G_d + V_{lq}G_q\tag{B.3}$$

E da parte complexa:

$$V_{sq} = V_{gq} - V_{ld}G_q - V_{lq}G_d\tag{B.4}$$

Para corrente da carga tem-se:

$$\begin{aligned}\widehat{I}_l &= \frac{\widehat{V}_l}{\widehat{Z}_l} \\ \widehat{I}_l &= \widehat{V}_l Y_l \\ \widehat{I}_l &= (V_{ld} + jV_{lq})Y_l \\ I_{ld} + jI_{lq} &= V_{ld}Y_{ld} + jV_{ld}Y_{lq} + jV_{lq}Y_{ld} - V_{lq}Y_{ld} \\ I_{ld} + jI_{lq} &= V_{ld}Y_{ld} - V_{lq}Y_{lq} + j(Y_{ld}Y_{lq} + V_{lq}Y_{ld})\end{aligned}\quad (\text{B.5})$$

Da equação complexa acima, obtém-se:

$$I_{ld} = V_{ld}Y_{ld} - V_{lq}Y_{lq} \quad (\text{B.6})$$

$$I_{lq} = V_{ld}Y_{lq} + V_{lq}Y_{ld} \quad (\text{B.7})$$

Substituindo B.6 e B.7 em A.5 (pois $I_l = I_g$):

$$p_s = V_{sd}(V_{ld}Y_{ld} - V_{lq}Y_{lq}) + V_{sq}(V_{ld}Y_{lq} + V_{lq}Y_{ld}) \quad (\text{B.8})$$

E substituindo B.3 e B.4 em A.4 e sabendo-se que $V_{lq}^2 = V_l^2 - V_{ld}^2$, tem-se:

$$\begin{aligned}p_s &= (V_{gd} - V_{ld}G_d + V_{lq}G_q)(V_{ld}Y_{ld} - V_{lq}Y_{lq}) + (V_{gq} - V_{ld}G_q - V_{lq}G_d)(V_{ld}Y_{lq} + V_{lq}Y_{ld}) \\ p_s &= V_{ld}(V_{gd}Y_{ld} + V_{gq}Y_{lq}) + V_{lq}(V_{gq}Y_{ld} - V_{gd}Y_{lq}) - V_{ld}^2(G_dY_{ld} + G_qY_{lq}) - V_{lq}^2(G_qY_{lq} + G_dY_{ld}) \\ p_s &= V_{ld}(V_{gd}Y_{ld} + V_{gq}Y_{lq}) + V_{lq}(V_{gq}Y_{ld} - V_{gd}Y_{lq}) - V_{ld}^2(G_dY_{ld} + G_qY_{lq}) - (V_l^2 - V_{ld}^2)(G_qY_{lq} + G_dY_{ld}) \\ p_s &= V_{ld}(V_{gd}Y_{ld} + V_{gq}Y_{lq}) + V_{lq}(V_{gq}Y_{ld} - V_{gd}Y_{lq}) - V_l^2(G_dY_{ld} + G_qY_{lq}) \\ p_s + V_l^2(G_dY_{ld} + G_qY_{lq}) &= V_{ld}(V_{gd}Y_{ld} + V_{gq}Y_{lq}) + V_{lq}(V_{gq}Y_{ld} - V_{gd}Y_{lq})\end{aligned}\quad (\text{B.9})$$

Definindo-se constantes k_1 e k_2 , que dependem da carga Z_l e da tensão da rede V_g , de forma que:

$$k_1 = V_{gd}Y_{ld} + V_{gq}Y_{lq} \quad (\text{B.10})$$

$$k_2 = V_{gq}Y_{ld} - V_{gd}Y_{lq} \quad (\text{B.11})$$

E para $p'_s = p_s + V_l^2(G_dY_{ld} + G_qY_{lq})$, simplifica-se a eq. B.9:

$$V_{ld}k_1 + V_{lq}k_2 = p'_s \quad (\text{B.12})$$

Sabendo-se que $V_{Id} = V_l \cos(\theta_l)$ e $V_{Iq} = V_l \sin(\theta_l)$, pode-se escrever a equação acima da seguinte forma:

$$\begin{aligned} p'_s &= V_l \cos(\theta_l) k_1 + V_l \sin(\theta_l) k_2 \\ p'_s &= V_l (\sqrt{k_1^2 + k_2^2}) \cos(\theta_l) \frac{k_1}{\sqrt{k_1^2 + k_2^2}} + V_l (\sqrt{k_1^2 + k_2^2}) \sin(\theta_l) \frac{k_2}{\sqrt{k_1^2 + k_2^2}} \\ p'_s &= V_l (\sqrt{k_1^2 + k_2^2}) \left[\cos(\theta_l) \frac{k_1}{\sqrt{k_1^2 + k_2^2}} + \sin(\theta_l) \frac{k_2}{\sqrt{k_1^2 + k_2^2}} \right] \end{aligned} \quad (\text{B.13})$$

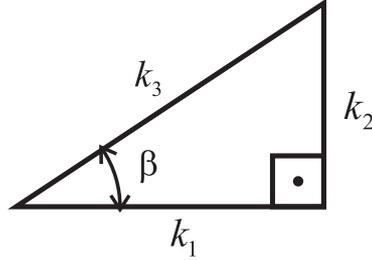


Figura B.1: Relação entre as constantes k_1, k_2 e k_3

Admitindo-se que as constantes k_1 e k_2 constituem os catetos de um triângulo retângulo, conforme ilustrado na figura B.1, das equações B.10 e B.11 tem-se para a hipotenusa:

$$k_3 = \sqrt{k_1^2 + k_2^2} \quad (\text{B.14})$$

$$k_3 = \frac{V_g}{|Z_l|} \quad (\text{B.15})$$

E relações trigonométricas:

$$\cos(\beta) = \frac{k_1}{\sqrt{k_1^2 + k_2^2}} \quad (\text{B.16})$$

$$\sin(\beta) = \frac{k_2}{\sqrt{k_1^2 + k_2^2}} \quad (\text{B.17})$$

$$\beta = \text{tg}^{-1}\left(\frac{k_2}{k_1}\right) \quad (\text{B.18})$$

Substituindo as equações B.14, B.16 e B.17 em B.13, obtem-se então:

$$\begin{aligned} p'_s &= V_l k_3 [\cos(\theta_l) \cos(\beta) + \sin(\theta_l) \sin(\beta)] \\ p'_s &= V_l k_3 \cos(\theta_l - \beta) \end{aligned} \quad (\text{B.19})$$

Resolvendo-se a equação trigonométrica B.19, tem-se, para condição $|\frac{p'_s}{V_l k_3}| \leq 1$:

$$\theta_l = \pm \arccos\left(\frac{p'_s}{V_l k_3}\right) + \beta \quad (\text{B.20})$$

E por fim, das equações B.3 e B.4, a tensão do compensador é calculada por:

$$V_{sd} = V_{gd} - V_l^* \cos(\theta_l) G_d + V_l^* \sin(\theta_l) G_q \quad (\text{B.21})$$

$$V_{sq} = V_{gq} - V_l^* \cos(\theta_l) G_q - V_l^* \sin(\theta_l) G_d \quad (\text{B.22})$$

Referências Bibliográficas

- Chiang, H.-K.; Lin, B.-R. e Wu, K.-W. (2005) Series active power filter for current harmonic and load voltage compensation, In: *TENCON 2005 IEEE Region 10*, pp. 1–6.
- D.A.Fernandes (2008) Um restaurador dinâmico de tensão para correções de variações de tensão de curta duração em redes elétricas trifásicas, Tese de Doutorado, Universidade Federal de Campina Grande.
- Dixon, J.; Venegas, G. e Moran, L. (1995) A series active power filter based on a sinusoidal current controlled voltage source inverter, In: *Industrial Electronics, Control, and Instrumentation, 1995., Proceedings of the 1995 IEEE IECON 21st International Conference on*, vol. 1, pp. 639–644 vol.1.
- E.H.Watanabe e Aredes, M. (1999) Teoria de potência ativa e reativa instantânea e aplicações: Filtros ativos e facts.
- Eletróbrás (2000) Conservação da Energia, Eletróbrás.
- Ghandehari, R. e Jalilian, A. (2004) Economical impacts of power quality in power systems, In: *Universities Power Engineering Conference, 2004. 39th International*, vol. 2, pp. 893–897 vol. 1.
- Ghosh, A. e Ledwich, G. (2002) Compensation of distribution system voltage using dvr, Power Delivery, IEEE Transactions on, **17**(4):1030–1036.
- dSPACE GmbH (2003a) ControlDesk Reference, release 3.5 edic..
- dSPACE GmbH (2003b) Hardware Reference, release 3.5 edic..
- dSPACE GmbH (2003c) RTLib Reference, release 3.5 edic..
- Grigsby, L. (1994) An overview of power quality, In: *Industrial Technology, 1994. Proceedings of the IEEE International Conference on*, pp. O14–.

- Jacobina, C.; Oliveira, A.; Matias, R. e Queiroz, A. (2008) Three-phase series active power filter without dc voltage source, In: *Power Electronics Specialists Conference, 2008. IEEE*, pp. 880–884.
- Jacobina, C.; Oliveira, A.; Rocha, N.; Matias, R.; Santos, W. e Correa, M. (2009) Three-phase series active power filter without isolation transformer and active dc source, In: *Applied Power Electronics Conference and Exposition, 2009. Twenty-Fourth Annual IEEE*, pp. 1596–1601.
- L. Michels, R.F.Camargo, F. B. e Pinheiro, H. (2005) Metodologia de projeto de filtros de segunda ordem para inversores de tensão com modulação pwm digital, *Revista Controle e Automação*, **16**(2):221–242.
- N.Mohan, T. e W.P.Robbins (2003) *Power Electronics: Converters, Applications and Design*, Wiley.
- Oudalov, A.; Cherkaoui, R. e Beguin, A. (2007) Sizing and optimal operation of battery energy storage system for peak shaving application, In: *Power Tech, 2007 IEEE Lausanne*, pp. 621–625.
- Pan, Z.; Peng, F. e Wang, S. (2005) Power factor correction using a series active filter, *Power Electronics, IEEE Transactions on*, **20**(1):148–153.
- Perez, J.; Cardenas, V.; Pazos, F. e Ramirez, S. (2002) Voltage harmonic cancellation in single-phase systems using a series active filter with a low-order controller, In: *Power Electronics Congress, 2002. Technical Proceedings. CIEP 2002. VIII IEEE International*, pp. 270–274.
- Pomílio, J. (2007) *Eletrônica de Potência*, FEEC.
- Ren, H.; Watts, D.; Mi, Z.; Lu, J.; Mi, Z. e Lu, J. (2009) A review of facts' practical consideration and economic evaluation, In: *Power and Energy Engineering Conference, 2009. Asia-Pacific*, pp. 1–5.
- Ribeiro, E. e Barbi, I. (2006) Harmonic voltage reduction using a series active filter under different load conditions, *Power Electronics, IEEE Transactions on*, **21**(5):1394–1402.
- Ribeiro, P.; Johnson, B.; Crow, M.; Arsoy, A. e Liu, Y. (2001) Energy storage systems for advanced power applications, *Proceedings of the IEEE*, **89**(12):1744–1756.

- R.R.Matias (2007) Compensadores Estáticos de Potência para Sistemas Trifásicos, Dissert. de Mestrado, Universidade Federal de Campina Grande.
- Santos, W. (2006) Compensador Estático Ativo Monofásico Universal, Dissert. de Mestrado, Universidade Federal de Campina Grande.
- Singh, B.; Al-Haddad, K. e Chandra, A. (1999) A review of active filters for power quality improvement, *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, **46**(5):960–971.
- Sullivan, M.; Vardell, T. e Johnson, M. (1997) Power interruption costs to industrial and commercial consumers of electricity, *Industry Applications, IEEE Transactions on*, **33**(6):1448–1458.
- Zeng, J.; Zhang, B.; Mao, C. e Wang, Y. (2006) Use of battery energy storage system to improve the power quality and stability of wind farms, In: *Power System Technology, 2006. International Conference on*, pp. 1–6.



Diagramas elétricos da bancada de inversores

