

DERIVAÇÃO OU INJEÇÃO DE ENERGIA EM UMA LINHA DE
TRANSMISSÃO DE POUCO MAIS DE MEIO COMPRIMENTO DE ONDA
POR DISPOSITIVOS DE ELETRÔNICA DE POTÊNCIA

Robson Francisco da Silva Dias

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

Aprovada por:

Prof. Maurício Aredes, Dr.-Ing.

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

Prof. Carlos Manuel de Jesus Cruz de Medeiros Portela, D.Sc.

Prof. Edson Hirokazu Watanabe, D.Eng.

Prof. Pedro Gomes Barbosa, D.Sc.

Dr. Sergio Gomes Junior, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL
MARÇO DE 2008

DIAS, ROBSON FRANCISCO DA SILVA

Derivação ou Injeção de Energia em uma
Linha de Transmissão de Pouco mais de Meio
Comprimento de Onda por Dispositivos de
Eletrônica de Potência [Rio de Janeiro] 2008

XXII, 261 p. 29,7cm (COPPE/UFRJ,
D.Sc., Engenharia Elétrica, 2008)

Tese - Universidade Federal do Rio de
Janeiro, COPPE

1. Transmissão de Energia em Muito Longas
Distâncias
2. Otimização de Linhas de Transmissão
3. Eletrônica de Potência
4. Dispositivos *FACTS*
5. *Tap* de Corrente Alternada

I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

Dedico esse trabalho a minha família.

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus por ter me iluminado nessa caminhada árdua, que nos momentos mais difíceis me conduziu para a luz.

Aos meus pais, Dias e Dione, que moldaram o meu caráter e me apoiaram em todos os momentos de minha vida, sem eles as coisas seriam bem mais difíceis do que realmente foram. Aos meus irmãos, Raquel e Renato, que sempre estiveram próximos e que me dão orgulho de fazer parte dessa família tão maravilhosa.

À minha namorada Ana Karla, uma pessoa muito importante em minha vida, que teve muita paciência, compreendeu e dividiu o nosso escasso tempo com essa bendita tese.

Ao Prof. Maurício Aredes por ter acreditado em mim desde os meus primeiros dias na COPPE, pelas conversas e por ter me ajudado a ver vida por outro ângulo, dizendo que um título de Doutor vai muito além de fazer disciplinas e escrever uma tese, é uma lição de vida. Hoje, compreendo sua frase e concordo.

Ao Prof. Antonio Carlos Siqueira de Lima por ter me ajudado a entender um pouco mais de linhas de transmissão e ter se mostrado um excelente professor/orientador, além de um grande amigo.

Ao Prof. Carlos Portela por ter me “apresentado” ao *Mathematica* e a esse mundo maravilhoso do eletromagnetismo e das linhas de transmissão. Por ter dispensado diversas horas de seu valioso tempo em conversas não muito curtas e almoços agradabilíssimos, sempre com muita paciência e firmeza em suas explicações.

Ao Prof. Edson H. Watanabe por ter me contagiado com seu amor incontestável pela nossa universidade e, principalmente, pelo nosso laboratório de Eletrônica de Potência.

Ao meu amigo Júlio César por nossas conversas técnicas e, também, pelas nem tão técnicas assim. Ao longo desses anos se tornou quase um irmão para mim.

Aos meus amigos Antonio Carlos Borré, Eumir Salgado, Antonio Felipe de Aquino, Silvângela Liliam e Kleber Lima pelo apoio que cada um me deu e sempre, muito solícitos, estavam prontos a me ajudar.

Ao Dr. Sérgio Gomes Jr. por ter sanado algumas dúvidas sobre otimização e sempre ter demonstrado boa vontade em ajudar.

E, claro, como não podia faltar, o meu muito obrigado a toda família ELEPOT pelos inúmeros momentos de alegrias, estresses e descontrações, conforme deve ser uma família de verdade.

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

DERIVAÇÃO OU INJEÇÃO DE ENERGIA EM UMA LINHA DE
TRANSMISSÃO DE POUCO MAIS DE MEIO COMPRIMENTO DE ONDA
POR DISPOSITIVO DE ELETRÔNICA DE POTÊNCIA

Robson Francisco da Silva Dias

Março/2008

Orientadores: Maurício Aredes

Antonio Carlos Siqueira de Lima

Programa: Engenharia Elétrica

Esse trabalho apresenta uma análise do comportamento de linhas de transmissão cujos comprimentos são superiores a dois mil e quinhentos quilômetros (um pouco superior ao meio comprimento de onda). Propõe-se uma solução para realização de drenos e injeções de energia ao longo do circuito, eliminando-se, assim, as limitações de uma transmissão ponto-a-ponto.

Tais linhas apresentam-se como uma alternativa viável para o transporte de grande blocos de energia da bacia Amazônica aos grandes centro consumidores, localizados nas regiões Sudeste e Nordeste do Brasil. O comportamento elétrico de um circuito deste tipo não é uma simples extrapolação do comportamento elétrico de linhas longas convencionais. Pois, necessitam de nenhum, ou quase nenhum, tipo de compensação reativa e com sobretensões de manobras moderadas.

Para justificar o emprego desse tipo de circuito na transmissão da Amazônia, é imprescindível que a linha seja otimizada para transmitir a maior potência possível. Para tanto, implementou-se uma rotina de otimização baseada em conceitos físicos robustos, considerando-se os condicionantes (e.g., campo elétrico, coordenação de isolamento) como restrições.

Apresentou-se uma análise qualitativa da inserção de um tap ao longo do circuito para verificar o comportamento elétrico do conjunto. O *tap* foi modelado tanto como elemento passivo quanto como ativo, indicando a possibilidade de drenar/fornecer energia à linha. Todos os resultados obtidos com a análise qualitativa foram consolidados com os resultados obtidos nas simulações com programa de transitórios.

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

POWER ELECTRONICS DEVICES FOR INJECTING OR DRAINING
ENERGY IN VERY LONG TRANSMISSION LINES

Robson Francisco da Silva Dias

March/2008

Advisors: Maurício Aredes

Antonio Carlos Siqueira de Lima

Department: Electrical Engineering

This work presents an analysis of the electrical behavior of very long overhead transmission lines, with length above two and a half thousands kilometers (above half wavelength). A feasible solution for draining or injecting energy along the circuit is also presented, this allows to overcome the limitations found in point-to-point operation.

The aforementioned lines are a feasible solution to bulk power transmission from the Amazon Basin to the large load centers found in the Southeast and Northeast regions in Brazil. The electrical performance of very long transmission lines is different from the one found in conventional lines, presenting a low level, if any, of reactive power compensation and mild switching overvoltages.

It is of paramount importance to optimize the circuit configuration to allow the larger power transmission. Therefore, optimization criteria based on the limits found in electrical field and isolation coordination were implemented to increase the power transmission capability.

The energy drain or injection was implemented via a power electronics device either in series or in shunt with the transmission line. An analytical model assuming the tap either as passive element or as voltage/current source was carried out. The results found in this analysis were confirmed against simulation results carried out in an electromagnetic transients program.

Sumário

1	Introdução	1
1.1	Considerações Gerais	1
1.2	Identificação do Problema	4
1.3	Motivação	6
1.4	Estrutura do Texto	8
1.5	Trabalhos resultantes desta pesquisa	9
2	Alguns Aspectos de Transmissão a Muito Longas Distâncias	11
2.1	Aspectos Gerais de Linhas de Transmissão	11
2.1.1	Cálculo de Parâmetros de Linhas de Transmissão	18
2.2	Linha de Pouco mais de Meio Comprimento de Onda	26
2.2.1	Relações de Potências e Perfil de Tensão	26
2.2.2	Compensação Reativa de Linhas	39
2.2.3	Sobretensões de Manobra em Linhas de Pouco mais de Meio Comprimento de Onda	44
2.3	Conclusões parciais	52
3	CrITÉRIOS de Otimização de Linhas de Transmissão	55
3.1	Introdução	55
3.2	Princípios Básicos de otimização	56
3.2.1	Indicadores do comportamento da linha	58
3.2.2	Fator de utilização	60
3.2.3	Otimização dos Subcondutores	62
3.3	Restrições	64
3.3.1	Restrições de Campo Elétrico	65
	Campo Elétrico na Superfície dos Condutores – Efeito Corona	65
	Campo Elétrico no Solo	70

3.3.2	Restrições Geométricas	73
	Coordenação de Isolamento	74
	Restrições de Simetria e Forma	79
3.4	Formulação do Problema	82
3.5	Resultados	83
	Sem fixar as formas dos feixes	84
	Com as formas dos feixes fixas	87
3.6	Conclusões Parciais	91
4	Análise Qualitativa de <i>Tap</i> de Corrente Alternada (TCA)	93
4.1	Considerações Gerais	93
4.2	Análise do TCA como Elemento Passivo	94
	4.2.1 Impedância Série	94
	4.2.2 Admitância em Derivação	111
4.3	Análise do TCA como Elemento Ativo	132
	4.3.1 Fonte de Tensão em Série	132
	4.3.2 Fonte de Corrente em Derivação	141
4.4	Conclusões Parciais	148
5	Resultados de Simulação dos TCA	149
5.1	Considerações Gerais	149
5.2	TCA	151
	5.2.1 Topologia	151
	5.2.2 Modulação	153
	HE-PWM	153
	SPWM	157
	5.2.3 Filtros Harmônicos	162
	5.2.4 Transformadores	166
	5.2.5 Subsistema Local	167
5.3	Sistema Simulado	167
	5.3.1 Subsistema 1: Geração	170
	5.3.2 Subsistema 2: Equivalente do SIN	170
	5.3.3 Linha de Transmissão	171
5.4	Simulação do TCA Série	177
	5.4.1 Controle utilizando a modulação HE-PWM	178

Controle do Retificador	178
Controle do Inversor	186
5.4.2 Controle utilizando a modulação SPWM PD	192
Controle do Retificador	192
Controle do Inversor	195
5.4.3 Resultados de simulação do TCAS quanto a sua localização na linha	198
TCAS no meio da linha	199
TCAS no início da linha	203
TCAS no final da linha	205
5.5 Simulação do TCA em Derivação	209
5.5.1 Controle do TCAD	211
Controle do Retificador	211
Controle do Inversor	213
5.5.2 Resultados de simulação do TCAD quanto a sua localização na linha	214
TCAD no início da linha	215
TCAD no final da linha	217
TCAD no meio da linha	223
5.6 Conclusões Parciais	227
6 Considerações Finais e Propostas para Trabalhos Futuros	229
6.1 Considerações Finais	229
6.2 Propostas para Trabalhos Futuros	231
A Parâmetros de Propagação Modais	234
B Metodologia de Alocação dos Cabos Pára-raios	237
B.1 Modelo Eletrogeométrico	237
B.2 Alocação dos cabos pára-raios	245
Referências Bibliográficas	249

Lista de Figuras

2.1	Linha de transmissão monofásica.	11
2.2	Equivalente elétrico de um elemento infinitesimal de uma linha de transmissão.	12
2.3	Circuito π -equivalente de uma linha de transmissão.	17
2.4	Posição relativa de dois condutores m e n , num plano perpendicular ao eixo da linha.	21
2.5	Modelo considerando o solo a uma profundidade complexa.	23
2.6	Potência Transmitida.	28
2.7	Balanco de Potência Reativa.	28
2.8	Módulo da tensão no meio da linha em função de δ e Θ	29
2.9	Representação esquemática da LT.	30
2.10	Perfil de tensão em função do comprimento elétrico da linha.	32
2.11	Perfil de corrente em função do comprimento elétrico da linha.	33
2.12	Perfil de tensão para $\left \frac{Z_c}{Z_T} \right = 0.2$	34
2.13	Perfil de corrente para $\left \frac{Z_c}{Z_T} \right = 0.2$	34
2.14	Perfil de tensão para $\left \frac{Z_c}{Z_T} \right = 1$	35
2.15	Perfil de corrente para $\left \frac{Z_c}{Z_T} \right = 1$	35
2.16	Perfil de tensão para $\left \frac{Z_c}{Z_T} \right = 1.2$	36
2.17	Perfil de corrente para $\left \frac{Z_c}{Z_T} \right = 1.2$	36
2.18	Perfil de tensão em função do comprimento elétrico considerando as perdas.	38
2.19	Perfil de corrente em função do comprimento elétrico considerando as perdas	39
2.20	Variação dos parâmetros do circuito π -equivalente em função de Θ	40
2.21	Elasticidade da potência transmitida vs. comprimento elétrico, Θ	43

2.22	Variação dos fatores S_{max}^n e S_{max} em função do comprimento elétrico, Θ	47
2.23	Tensão em uma das fases no terminal 2 de uma linha.	48
2.24	Tensão em uma das fases no terminal 2 de uma linha.	49
2.25	Tensão em uma das fases no terminal 2 de uma linha.	49
2.26	Tensão em uma das fases no terminal 2 de uma linha.	50
2.27	Tensões de fase no terminal 2 da linha energizada a partir de um bar- ramento “infinito” (a) sem resistor de pré-inserção e (b) com resistor de pré-inserção.	51
2.28	Tensões de fase no terminal 2 da linha energizada a partir de um barramento “infinito”, em condições mais severas, (a) sem resistor de pré-inserção e (b) com resistor de pré-inserção.	52
3.1	Equipotenciais e linhas de forças para (a) um único condutor e para (b) um feixe convencional de 4 subcondutores.	57
3.2	Equipotenciais e linhas de forças para um feixe elíptico composto por 12 subcondutores.	58
3.3	Definição das variáveis envolvidas para cálculo do campo elétrico na superfície do condutor i	69
3.4	Distâncias de isolamento entre fases para uma linha de 1000 kV . . .	78
3.5	Distâncias de isolamento entre fases para uma linha de 765 kV	79
3.6	Simetria das fases externas em relação ao plano vertical central da linha.	80
3.7	Linha de 765 kV com 8 subcondutores por fase e $P_c = 4.8$ GW. . . .	84
3.8	Linha de 765 kV com 10 subcondutores por fase e $P_c = 6.0$ GW. . . .	85
3.9	Linha de 1000 kV com 12 subcondutores por fase e $P_c = 9.35$ GW. . .	86
3.10	Linha de 1000 kV com 12 subcondutores por fase e $P_c = 9.35$ GW, alterando-se os valores iniciais.	87
3.11	Linha de 765 kV com 10 subcondutores por fase e $P_c = 4.8$ GW. . . .	88
3.12	Campo Elétrico no solo para a linha de 765 kV.	89
3.13	Linha de 1000 kV com 12 subcondutores por fase e $P_c = 8.0$ GW. . .	90
3.14	Campo Elétrico no solo para a linha de 1000 kV.	90
4.1	Circuito equivalente com o tap série.	95
4.2	Perfil de tensão, variando $ Z_{tap} $	97

4.3	Potência transmitida P_1 em função de δ	98
4.4	Balanco de reativos ΔQ em função de δ	98
4.5	Detalhes da (a) Potência transmitida e do (b) Balanco de reativos. . .	99
4.6	Detalhes da potência recebida P_2 em função de δ	100
4.7	Máxima tensão ao longo da linha (U_{max}) em função de δ , variando $ Z_{tap} $ com $\angle Z_{tap} = 0$, para $\Theta_x = 0.55 \pi$ (rad).	101
4.8	Perfil de tensão para $\delta = 3.29571$ rad (TCAS)	101
4.9	Perfil de tensão variando $\angle Z_{tap}$ em passos de 30° , com $ Z_{tap} =$ $0.2 p.u.$ e $\Theta_{tap} = 0.55 \pi$ (rad).	103
4.10	Potência transmitida, variando $\angle Z_{tap}$ em passos de 30° , com $ Z_{tap} = 0.2 p.u.$ e $\Theta_{tap} = 0.55 \pi$ (rad).	104
4.11	Potência recebida, variando $\angle Z_{tap}$ em passos de 30° , com $ Z_{tap} = 0.2 p.u.$ e $\Theta_{tap} = 0.55 \pi$ (rad).	104
4.12	Balanco de reativos, variando $\angle Z_{tap}$ em passos de 30° , com $ Z_{tap} = 0.2 p.u.$ e $\Theta_{tap} = 0.55 \pi$ (rad).	105
4.13	Potência transmitida P_1 , variando Θ_{tap} de uma impedância pura- mente reativa, com $ Z_{tap} = 0.2 p.u.$	106
4.14	Balanco de reativos ΔQ , variando Θ_{tap} de uma impedância puramente reativa, com $ Z_{tap} = 0.2 p.u.$	106
4.15	Perfil de tensão variando Θ_{tap} em passos de 0.1Θ	107
4.16	Varição da defasagem angular δ em função de Θ_{tap} , mantendo P_1 igual a $1.0 p.u.$, variando $ Z_{tap} $ e com $\angle Z_{tap} = 0$	109
4.17	Varição da defasagem angular δ em função de Θ_{tap} , mantendo P_2 igual a $1.0 p.u.$, variando $ Z_{tap} $ e com $\angle Z_{tap} = 0$	109
4.18	Perfil de tensão quando $\Theta_{tap} = 0.6 \pi$ rad, variando $ Z_{tap} $ com (a) $\angle Z_{tap} = 0$ e (b) $\angle Z_{tap} = 180^\circ$	110
4.19	Perfil de tensão quando $\Theta_{tap} = 0.5 \pi$ rad, variando $ Z_{tap} $ com (a) $\angle Z_{tap} = 0$ e (b) $\angle Z_{tap} = 180^\circ$	111
4.20	Circuito equivalente para análise do TCAD passivo.	112
4.21	Perfil de tensão ao longo da linha	113
4.22	Perfil de tensão ao longo da linha	114
4.23	Potência transmitida P_1 em função de δ	115
4.24	Balanco de reativos ΔQ em função de δ	116
4.25	Detalhes da (a) Potência transmitida e do (b) Balanco de reativos. . .	117

4.26	Perfil de tensão para $\delta = 4.0$ rad	118
4.27	Potência recebida P_2 em função de δ	119
4.28	Perfil de tensão variando $\angle Y_{tap}$	120
4.29	Potências transmitidas nos terminais 1 e 2 quando se varia a fase da admitância	122
4.30	Balanco de reativos variando $\angle Y_{tap}$	123
4.32	Balanco de reativos ΔQ , variando-se a posição de uma admitância puramente reativa	124
4.31	Potência transmitida P_1 , variando-se a posição de Y_{tap}	124
4.33	Perfil de tensão ao longo da linha, quando se varia a posição do tap , Θ_{tap} , em passos de 0.1Θ , para $Y_{tap} = 0.2 \angle 0$ p.u.	125
4.34	Potência transmitida no terminal 1, variando-se Θ_{tap}	126
4.35	Potência recebida no terminal 2, variando Θ_{tap} , em passos de 0.1Θ , para $Y_{tap} = 0.2 \angle 0$ p.u.	126
4.36	Variação da defasagem angular δ em função de Θ_{tap}	127
4.37	Variação da defasagem angular δ em função de Θ_{tap}	128
4.38	Potências transmitida nos terminais 1 e 2 quando se varia a fase da admitância	129
4.39	Potências transmitida nos terminais 1 e 2 quando se varia a fase da admitância	130
4.40	Balanco de reativos, variando Θ_{tap} , em passos de 0.1Θ , para $Y_{tap} = 0.2 \angle 0$ p.u..	131
4.41	Circuito equivalente para análise do TCAS ativo.	133
4.42	Perfis de tensão ao longo da linha, quando uma fonte de tensão é conectada em série no meio da linha	134
4.43	Perfis de tensão ao longo da linha, quando uma fonte de tensão é conectada em série no ponto $\Theta_{tap} = 0.6 \pi$ rad	135
4.44	Perfis de tensão ao longo da linha, quando uma fonte de tensão é conectada em série no ponto $\Theta_{tap} = 0.5 \pi$ rad	136
4.45	Potência transmitida e balanço de reativos de acordo com a variação do tap ativo no meio da linha	137
4.46	Perfil de tensão ao longo da linha, para um tap localizado no meio da linha, em função da fase da tensão U_{tap}	138

4.47	Potência transmitida no terminal 1 da linha em função da localização de uma fonte com fase $\pm 90^\circ$	139
4.48	Diagrama fasorial da tensão e corrente quando uma fonte com fase igual a -90° é inserida no (a) terminal 2 e no (b) terminal 1.	140
4.49	Potência transmitida no terminal 1 da linha em função da localização de uma fonte com fase $\pm 90^\circ$ em relação ao ponto de inserção do <i>tap</i> , e $ U_{tap} = 0.2 \text{ p.u.}$	140
4.50	Circuito equivalente para análise do TCAD ativo.	141
4.51	Perfis de tensão, quando uma fonte de corrente é inserida no meio da linha	143
4.52	Perfil de tensão quando uma fonte de corrente é conectada em $\Theta_{tap} = 0.1 \pi \text{ rad}$	144
4.53	Perfil de tensão quando uma fonte de corrente é conectada em $\Theta_{tap} = \pi \text{ rad}$	145
4.54	Perfil de tensão ao variar a fase da fonte de corrente	146
4.55	Variação da potência transmitida e do balanço de reativos, variando a posição de uma carga reativa	147
5.1	Sistema simulado.	150
5.2	Topologia NPC <i>back-to-back</i>	152
5.3	Definição dos ângulos de comutação.	154
5.4	Variação dos ângulos de chaveamento em função de m_a	155
5.5	(a) Padrão de chaveamento para uma das fases do conversor e seu respectivo (b) espectro harmônico.	156
5.6	(a) Tensão de fase-fase (HE-PWM) e seu (b) espectro harmônico. . .	157
5.7	Definição dos SPWM	158
5.8	Espectro harmônico da tensão de fase para as modulações (a) POD e (b) PD.	159
5.9	(a) Tensão de fase-fase para a modulação PD e seu respectivo (b) espectro harmônico.	160
5.10	(a) Tensão de fase-fase para a modulação POD e seu respectivo (b) espectro harmônico.	161
5.11	(a) Tensão de fase-fase para a modulação PD, com $m_f = 21$, e seu respectivo (b) espectro harmônico.	162

5.12	Filtro harmônico RLC (Topologia 1).	163
5.13	Tensão na saída do Filtro RLC	164
5.14	Filtro harmônico RLC (Topologia 2).	165
5.15	Tensão na saída do Filtro RLC	166
5.16	Subsistema Local.	167
5.17	Distâncias do complexos de Belo Monte aos grandes centros consumidores do país.	168
5.18	Distâncias do complexos do rio Madeira aos grandes centros consumidores do país.	169
5.19	Geometria da linha simulada.	172
5.20	Implementação da linha não convencional no PSCAD.	173
5.21	(a) esquema de transposição em cada trecho de 150 km e (b) implementação no PSCAD.	174
5.22	Comparação da energização de uma linha de 2700 km a partir de um barramento infinito trifásico	175
5.23	Comparação da energização de uma linha de 2700 km a partir de um barramento infinito monofásico	176
5.24	Convenção adotada para designar os conversores do TCAS.	177
5.25	Diagrama de blocos do controle da tensão do elo CC.	179
5.26	Diagrama de blocos do controle de balanço das tensões dos capacitores	180
5.27	Diagrama de blocos para geração do HE-PWM.	180
5.28	Síntese do HE-PWM.	181
5.29	Geração de três triangulares a partir do sinal de sincronismo.	181
5.30	Leitura de tabelas no PSCAD.	182
5.31	Síntese do HE-PWM no PSCAD.	183
5.32	Tensão de linha sintetizada pelo retificador (HE PWM) e a tensão após o filtro passivo.	184
5.33	Espectros harmônicos da tensão sintetizadas pelo retificador e da tensão após o filtro.	184
5.34	Tensões sobre os capacitores do elo CC.	185
5.35	Tensão fase-terra e corrente na saída do retificador.	185
5.36	Espectro harmônico da tensão fase-terra na saída do retificador.	185
5.37	Circuito equivalente monofásico do subsistema local e do inversor.	187
5.38	Diagrama Fasorial.	188

5.39	Diagrama de blocos do controle do inversor.	189
5.40	Síntese do HE-PWM no inversor.	189
5.41	Potências ativas instantâneas no PCC do lado do inversor.	190
5.42	Potências reativas instantâneas no PCC do lado do inversor.	190
5.43	Potências nos terminais emissor e receptor, (a) LT1 e (b) LT2.	191
5.44	Controle do retificador utilizando a estratégia de modulação SPWM PD.	193
5.45	Tensão e corrente na saída do retificador, utilizando a modulação SPWM PD	194
5.46	Tensões sobre os capacitores do elo CC.	194
5.47	Controle do inversor utilizando a estratégia de modulação SPWM PD.	196
5.48	Tensão de linha sintetizada pelo inversor (SPWM) e a tensão após o filtro passivo.	197
5.49	Espectros harmônicos da tensão sintetizadas pelo retificador e da ten- são após o filtro.	197
5.50	Potências ativas instantâneas no PCC do lado do inversor.	198
5.51	Potências reativas instantâneas no PCC do lado do inversor.	198
5.52	Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAS inserido na região central da LT #1	200
5.53	Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAS inserido na região central da LT #1	201
5.54	Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAS inserido na região central da LT #1	202
5.55	Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAS inserido na região central da LT #1	203
5.56	Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAS inserido na região inicial da LT #1	204
5.57	Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAS inserido na região inicial da LT#1	205
5.58	Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAS inserido na região final da LT #1	206
5.59	Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAS inserido na região final da LT #1	207

5.60	Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAS inserido na região final da LT #1	208
5.61	Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAS inserido na região final da LT #1	209
5.62	Convenção adotada para designar os conversores do TCAD.	210
5.63	Controle do retificador do TCAD.	212
5.64	Tensões sobre os capacitores do elo CC.	213
5.65	Potências ativas instantâneas no PCC.	213
5.66	Potências reativas instantâneas no PCC.	214
5.67	Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAD inserido na região inicial da LT #1	216
5.68	Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAD inserido na região inicial da LT #1	217
5.69	Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAD inserido na região final da LT #1	218
5.70	Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAD inserido na região final da LT #1	219
5.71	Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAD inserido na região final da LT #1	220
5.72	Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAD inserido na região final da LT #1	221
5.73	Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAD inserido na região final da LT #1	222
5.74	Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAD inserido na região final da LT #1	223
5.75	Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAD inserido na região central da LT #1	224
5.76	Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAD inserido na região central da LT #1	225
5.77	Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAD inserido na região central da LT #1	226
5.78	Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAD inserido na região central da LT #1	227

A.1	Velocidades de Propagação Modais.	236
B.1	Regiões de exposição.	239
B.2	Regiões de atração para quatro valores de r_s	240
B.3	Distância de salto limite ($r_{s\text{ lim}}$).	241
B.4	Região de proteção oferecida por um cabo pára-raios.	241
B.5	Região de proteção oferecida por dois cabos pára-raios.	242
B.6	Idealização da origem das ondas de corrente após a incidência da descarga em um condutor genérico.	242
B.7	Círculos de raios $r_{s\text{ cri}}$ correspondentes aos condutores mais expostos.	246
B.8	Regiões onde os cabos pára-raios podem ser alocados.	246
B.9	Alocação de um dos cabos pára-raios.	247
B.10	Região de atração para descargas com distância de salto crítica, con- siderando todos os condutores e o solo.	248

Lista de Tabelas

2.1	Tensões terminais em cada intervalo de tempo T	45
2.2	Valores de $\psi(t)$ para cada intervalo de tempo T	46
3.1	Fatores de superfície típicos.	68
3.2	Valores de k_m	76
5.1	Valores dos componentes (Topologia 1).	164
5.2	Valores dos componentes (Topologia 2).	165

Lista de Símbolos

CA	Corrente Alternada
CC	Corrente Contínua
CCAT	Corrente Contínua em Alta Tensão
EAT	Extra Alta Tensão
EPE	Empresa de Pesquisa Energética
SIN	Sistema Interligado Nacional
<i>FACTS</i>	Flexible AC Transmission System
<i>NPC</i>	<i>Neutral Point Clamped</i>
<i>PLL</i>	<i>Phase Locked Loop</i>
PCC	<i>Ponto de Conexão Comum</i>
<i>PWM</i>	<i>Pulse Width Modulation</i>
<i>HE-PWM</i>	<i>Harmonic Elimination Pulse Width Modulation</i>
<i>SPWM</i>	<i>Sine Pulse Width Modulation</i>
<i>PD</i>	<i>Phase Disposition</i>
<i>POD</i>	<i>Phase Opposition Disposition</i>
<i>APOD</i>	<i>Alternative Phase Opposition Disposition</i>
<i>THD</i>	<i>Total Harmonic Distortion</i>
TCA	<i>Tap de CAAT</i>
TCAD	<i>Tap de CAAT em Derivação</i>
TCAS	<i>Tap de CAAT em Série</i>
A	Matriz A
A	Número complexo A
E_{max}	Campo elétrico máximo na superfície de um condutor
E_{cr}	Campo elétrico crítico
f	Frequência
k_u	Fator de utilização da linha de transmissão

L	Comprimento físico da linha de transmissão
m_a	Índice de modulação em amplitude
m_f	Índice de modulação em frequência
n_f	Número de fase
n_s	Número de subcondutores por fase
q_1	Carga de seqüência positiva da linha
q_{ad}	Carga admissível de um condutor
i	Corrente no domínio do tempo
u	Tensão do domínio do tempo
r	Raio do condutor
I	Corrente no domínio da frequência
I_{tap}	Corrente no <i>tap</i> em derivação
U	Tensão do domínio da frequência
U_{tap}	Tensão do <i>tap</i> série
Z_c	Impedância característica de uma linha de transmissão
Z_u	Impedância por unidade de comprimento
Z_{tap}	Impedância equivalente do <i>tap</i> série
Y_u	Admitância por unidade de comprimento
Y_{tap}	Admitância equivalente do <i>tap</i> em derivação
P_c	Potência característica de uma linha de transmissão
P_1	Potência transmitida do terminal emissor
P_2	Potência recebida do terminal receptor
ΔQ	Balanco de reativos de uma linha de transmissão
J_c	Densidade de corrente característica de uma linha de transmissão
\mathcal{C}	Capacitância por unidade de comprimento
\mathcal{G}	Condutância por unidade de comprimento
\mathcal{L}	Indutância por unidade de comprimento
\mathcal{R}	Resistência por unidade de comprimento
b	Pressão atmosférica
m	Fator de superfície do condutor
t_c	Temperatura da região próxima à superfície do condutor
α	Constante de atenuação, parte real da constante de propagação (γ)
β	Constante de fase, parte imaginária da constante de propagação (γ)
γ	Constante de propagação

δ	Ângulo de potência, defasagem angular entre as tensões terminais da linha
λ	Comprimento elétrico equivalente da linha de transmissão
$\lambda/2^+$	Um pouco mais de meio comprimento de onda, meia onda mais
ω	Frequência angular
v	Velocidade de fase da onda eletromagnética
ξ_d	Índice de compensação em derivação
ξ_s	Índice de compensação série
χ	Fator de preenchimento de um condutor
Θ	Comprimento elétrico equivalente da linha de transmissão
Θ_{tap}	Ponto de inserção do TCA (em radianos)
Θ_x	Ponto de observação (em radianos)

Capítulo 1

Introdução

1.1 Considerações Gerais

O Brasil passa por um momento de reestruturação de seu setor elétrico, o crescimento do país fez com que a demanda por energia aumentasse. Contudo, este crescimento não é uniforme, estando mais concentrado nas regiões Sul e Sudeste. Regiões estas que representam o maior consumo de energia. Nas últimas duas décadas, o consumo de energia elétrica apresentou índices de crescimento superiores ao do Produto Interno Bruto [1], e a fim de atender a esta demanda, o governo federal tem investido em novos projetos para expansão da matriz energética do país, que é predominantemente hidroenergética.

O potencial hidroenergético total do Brasil é da ordem de 260 GW ¹, sendo que apenas 25% deste total é efetivamente utilizado para geração de energia elétrica. A Região Norte possui o maior potencial para a geração hidráulica, aproximadamente, 114 GW ou 44% [3]. Contudo, encontra-se muito distante dos grandes centros consumidores, localizados nas regiões mais desenvolvidas. As distâncias entre estes novos potenciais hidroenergéticos e os grandes centros consumidores, seja na região Sudeste, ou até mesmo na região Nordeste é da ordem de dois mil e quinhentos quilômetros. Portanto, a construção de novas usinas na região Amazônica traz um

¹O potencial hidrelétrico brasileiro é composto pela soma da parcela estimada (remanescente + individualizada) com a parcela inventariada, sendo esta última da ordem de 177.5 GW [2].

novo desafio tecnológico, a transmissão de grandes blocos de energia por longas distâncias, em torno de 2500 km.

Historicamente, para distâncias superiores a 600 km tem sido considerado apenas os sistemas de transmissão em corrente contínua em alta tensão (CCAT) [4][5]. Para essa faixa de distância, esses sistemas possuem custos mais competitivos do que os sistemas convencionais de transmissão em corrente alternada em extra-alta tensão (EAT). Porém, para distâncias da ordem de 2500 km uma nova solução, não-convencional, apresenta-se com uma possibilidade factível, trata-se da transmissão em corrente alternada por uma linha de transmissão, sem compensação, e cujo comprimento elétrico equivalente encontra-se na faixa ligeiramente superior ao meio comprimento de onda², para frequência industrial de 60 Hz [6]–[11].

O problema de se transmitir energia por longa distância não é um desafio exclusivo para o Brasil. Ao redor do mundo pode-se citar alguns exemplos, como o caso da interconexão do sudoeste do continente africano cujo objetivo é transmitir 4 GW por 3000 km, conectando a subestação de Inga na República Democrática do Congo à subestação de Omega na África do Sul [12]. Um exemplo similar é encontrado na Rússia onde a principal fonte de geração está localizada na parte asiática enquanto que os grandes centros consumidores estão na parte europeia, neste caso a distância a ser vencida ultrapassa os 3000 km. Com respeito à interconexão de subsistemas de potência existem os exemplos da conexão entre a Rússia e a Alemanha, que será um elo de 4 GW de potência [13][14], e a interconexão do Nordeste asiático, que conectará Rússia, China, Mongólia, Coreia do Sul e Japão [15][16].

Atualmente, existem três grandes projetos em estudo para a ampliação da matriz energética do Brasil:

- O complexo do Rio Madeira, que contará com duas usinas hidrelétricas, Jirau e Santo Antônio, que no período de chuvas terá a capacidade de gerar aproximadamente 6.4 GW³ e, no período de seca a potência assegurada poderá ser

²O comprimento de uma onda eletromagnética senoidal, no vácuo, para a frequência industrial de 60 Hz, é aproximadamente igual a 5000 km.

³Para manter a coerência entre os gráficos gerados pelos programas utilizados nos cálculos dos resultados, que são baseados na língua inglesa, neste trabalho será utilizada a mesma nomenclatura de números decimais, i.e., o separador decimal definido por (“.”). Não será utilizado nenhum

inferior a um quinto desse valor⁴;

- O complexo de Belo Monte, que será construído no rio Xingu, no trecho dentro do estado do Pará, chamado Volta Grande do Rio Xingu, que está previsto para iniciar sua motorização a partir de 2014 ($1 \times 550 \text{ MW}$ a cada 3 meses a partir de janeiro/2014) [1]. Finalizada sua construção, disponibilizará um total de 11 GW no período das cheias [17]–[19];
- E, por fim, em fase incipiente, existe os estudos para se utilizar o potencial hidráulico da bacia do rio Tapajós.

Somando-se o potencial hidrelétrico dessas três bacias (Madeira, Xingu e Tapajós) chega-se a algo em torno de 61 GW, praticamente igual ao total instalado atualmente, o que demonstra a importância de se estudar novas possibilidades para se transmitir uma boa parte desse montante para outras regiões como Sul, Sudeste e Nordeste.

O assunto da transmissão da Amazônia está em voga, diversas instituições e órgãos governamentais estão estudando o tema visando a melhor solução⁵. Muito se tem discutido em transmitir por linhas de corrente contínua. Um relatório preliminar da Empresa de Pesquisa Energética (EPE) aponta como solução, para interligar o Complexo Madeira ao Sistema Interligado Nacional (SIN), a transmissão por dois bipólos CCAT de $\pm 600 \text{ kV}$ [1]. Porém, existem outras soluções a serem estudadas como já foi citado anteriormente, e mesmo que os sistemas CCAT sejam a solução adotada, no futuro quando a ampliação da capacidade de geração for necessária, o sistema ora implantado não terá capacidade de atender ao aumento da demanda. Assim, ressalta-se a importância de se analisar outras possibilidades e averiguar suas vantagens, limitações e critérios de operação face aos sistemas de CCAT ou EAT convencionais, com vistas a futuras ampliações do sistema de transmissão da Amazônia.

separador de minhar, com o intuito de evitar qualquer tipo de confusão com o separador de milhar (“.”) utilizado na nomenclatura adotada pelo Brasil.

⁴Valor calculado baseado nos níveis caudais mensais médios, medidos no período de Janeiro de 1931 a Dezembro de 2001.

⁵Por melhor solução deve-se entender como aquela que atende aos requisitos técnicos e possui o menor custo.

1.2 Identificação do Problema

Em sistemas de transmissão convencionais, com linhas de transmissão de comprimentos de algumas centenas de quilômetros, é comum se utilizar compensação reativa para reduzir o comprimento elétrico equivalente das linhas a comprimentos muito inferiores a um quarto de comprimento de onda. A compensação serve para ajustar a potência característica, o perfil de tensão ao longo da linha, sobretensões de manobra e a potência reativa absorvida pelo circuito de transmissão [7].

Neste trabalho, emprega-se a classificação de linhas de acordo com a utilizada por Kundur [20], tendo como parâmetro o comprimento elétrico da linha na frequência industrial de 60 Hz. Como será visto na seção 2.1, a relação entre o comprimento físico da linha, L , e seu comprimento elétrico equivalente, Θ , é dado por $\Theta = \beta L$, onde β é a parte imaginária da constante de propagação (γ) de ondas eletromagnéticas no meio em questão. Desta maneira, em tal classificação tem-se:

- Linhas Curtas — Linhas de até 80 km ($\Theta < 0.032 \pi$);
- Linhas Médias — Linhas cujos comprimentos estão na faixa de 80 km a 200 km ($0.032 \pi < \Theta < 0.081 \pi$);
- Linhas Longas — Linhas cujos comprimentos são superiores a 200 km ($\Theta > 0.081 \pi$).

Neste documento nomeia-se linhas de transmissão cujos comprimentos estejam na faixa de 2000 a 3000 km ($0.81 \pi < \Theta < 1.21 \pi$), como linhas muito longas. Diferenciando-as, assim, das linhas de comprimentos convencionais.

Técnicas de transmissão de energia a distâncias muito longas não estão muito bem desenvolvidas. A prática convencional de reduzir o comprimento elétrico do circuito de transmissão através da compensação de reativos, quando aplicada a linhas de transmissão muito longas, acarreta em níveis de compensação de reativos elevados, podendo haver severas sobretensões (transitórias ou sustentadas), ressonância, instabilidade de tensão e um aumento considerável no custo da instalação do circuito de transmissão, bem como significativos impactos ambientais [8]. Soma-se a isso o fato da necessidade de subestações intermediárias, à medida que as distân-

cias tornam-se muito elevadas. Um exemplo disso, são as linhas de transmissão que interligam os subsistemas das regiões Norte e Sul/Sudeste, a chamada interligação Norte-Sul, com um comprimento total de 1020 km e foram projetadas com 100% de compensação reativa em derivação, através de doze reatores de 136 Mvar (total de 1632 Mvar), e 60% de compensação série, em seis bancos de capacitores de 161 Mvar (total de 966 Mvar), e para suprimir oscilações eletromecânicas de baixa frequência foram instalados um Capacitor Série Controlado a Tiristores (TCSC – *Thyristor Controlled Series Capacitor*) em ambas as extremidades de cada linha. Não obstante, para que seja possível se transmitir 1000 MW de potência, é necessário adicionar uma compensação reativa de 2313 Mvar em ambas as redes [8].

Contudo, uma possível solução para transmissão a distâncias muito longas foi proposta por Portela e Gomes Jr. [6], na qual se trabalharia com linhas cujos comprimentos elétricos equivalentes estariam em uma região ligeiramente acima do meio comprimento de onda. Tal solução evitaria a necessidade de altos níveis de compensação para redução do comprimento elétrico, além de suprimir a necessidade de subestações intermediárias, obtendo-se sistemas de transmissão de custos mais baixos quando comparado com os sistemas de transmissão CA convencionais. O motivo de se ter um comprimento acima do meio comprimento de onda, e não exatamente de meio comprimento de onda, está no fato de que neste ponto a estabilidade eletrodinâmica é baixa, pois a derivada da potência em função do ângulo de carga (defasagem entre as tensões terminais) é muito instável podendo haver mudança do sinal por qualquer motivo. Isto exigiria um controle extremamente complexo com altos custos para operar a linha e, mesmo assim, não se garantiria sua operação adequada, assim, para se evitar isso e garantir a estabilidade natural do sistema, a linha de comprimento um pouco maior do que meio comprimento de onda foi proposta por Portela e Gomes Jr. [6]. No entanto, no caso do comprimento físico da linha não atender a este “comprimento mínimo”, é possível “sintonizar” seu comprimento elétrico através da inserção de reatores, ou capacitores, em série, no caso de se desejar aumentar, ou diminuir, o comprimento elétrico equivalente, reactivamente.

A solução de se transmitir em corrente alternada por meio de linhas de transmissão de pouco mais de meio comprimento de onda, $\lambda/2^+$, torna-se interessante quando o objetivo é conectar dois grandes subsistemas cuja distância entre eles está na ordem de 2500 a 3000 km. Um circuito $\lambda/2^+$ apresenta diversas vantagens em re-

lação aos sistemas de transmissão CA convencionais. Por exemplo, considere-se um sistema de transmissão com 2800 km usando a metodologia $\lambda/2^+$. Diferentemente do que se imagina, o custo por quilômetro é da ordem do custo de uma linha de 400 km compensada, e as sobretensões de energização são equiparadas a um sistema de transmissão de 300 km convencional [21]. Todavia, um circuito $\lambda/2^+$ é indicado para transmissão ponto-a-ponto. Por questões sócio-políticas, é interessante realizar derivações ao longo da linha, de forma a fornecer energia elétrica às comunidades que se encontram nas cercanias do corredor de transmissão. O que torna uma tarefa complicada, pois a simples instalação de uma subestação, pode descaracterizar o comprimento elétrico da linha e afastá-la do seu ponto de operação, podendo prejudicar a estabilidade do sistema como um todo [7],[22] e [23].

1.3 Motivação

Tendo em vista o que foi exposto e identificada a linha de transmissão de pouco mais de meio comprimento de onda como uma possível solução para a transmissão da Amazônia, surge a necessidade de se explorar mais detalhadamente esse assunto. Um outro ponto importante é o dreno de energia ao longo de um circuito $\lambda/2^+$ sem que haja a Dessa forma, a presente tese visa analisar mais detalhadamente o descaracterização do mesmo, evitando-se assim problemas de operação. comportamento elétrico de um sistema $\lambda/2^+$ contendo um dispositivo de eletrônica de potência para drenar/injetar energia em pontos específicos do circuito sem que isso prejudique a operação normal da linha de transmissão.

Para alcançar o objetivo de drenar/injetar energia em circuito $\lambda/2^+{}^6$, analisou-se, duas soluções: um **Tap CAAT Série (TCAS)** e um **Tap CAAT em Derivação (TCAD)**.

⁶Como foi já mencionado, a linha com comprimento elétrico equivalente exatamente igual a meio comprimento de onda, apresenta inconvenientes que impossibilitam sua operação [7][23]. Por esse motivo, neste trabalho a linha de transmissão, ou o tronco de transmissão, sempre terá um comprimento um pouco maior do que meio comprimento de onda. E, para simplificar e encurtar o termo designado para identificá-la, optou-se por se utilizar o termo *meio onda mais* ou então o símbolo $\lambda/2^+$, para sempre lembrar que o comprimento elétrico equivalente da linha é ligeiramente superior a meio comprimento de onda.

Um estudo qualitativo sobre o comportamento da linha de transmissão diante da utilização desses dispositivos fez-se necessário, bem como simulações digitais em programas de transitórios eletromagnéticos.

Além disso, para justificar o emprego da linha $\lambda/2^+$ na transmissão da Amazônia, o tronco de transmissão deverá ter uma elevada capacidade de transmissão, dessa forma é imprescindível que a linha seja otimizada para que sua potência característica seja elevada. Pois, como será visto na Seção 2.2, uns dos fatores que limitam a transmissão de energia são as sobretensões existentes quando se está transmitindo além de suas potências características. Com o objetivo de aumentar a capacidade de transmissão das linhas estudadas, foram empregadas técnicas de otimização baseadas em modelos físicos robustos, e os resultados são apresentados com maiores detalhes no Capítulo 3.

Definidos então os principais aspectos do comportamento elétrico de uma linha muito longa, e realizada sua otimização, faz-se necessário analisar o seu comportamento quando um *tap* é conectado em algum ponto de sua extensão. Para tanto, considerou-se duas abordagens para se analisar de forma qualitativa os efeitos causados pela inserção do *tap*. A primeira considerando o equipamento como um elemento passivo e, a segunda, considerando-o como um elemento ativo, i.e., fonte de tensão ou de corrente. Essas análises e as principais conclusões são feitas no Capítulo 4.

A contribuição deste trabalho é apresentar soluções não convencionais para possíveis configurações de linhas de pouco mais de meio comprimento de onda com potência característica da ordem de 4.8 GW, para uma tensão nominal de 765 kV, e 8.0 GW, para uma uma tensão de 1000 kV. Além disso, propõe-se uma solução para drenar energia ao longo do circuito de transmissão quando isso for primordial. Os resultados obtidos mostraram que existem regiões ao longo da linha que são mais favoráveis para se utilizar um *tap* série, e outras que são mais favoráveis para um *tap* em derivação. Além disso mostra-se que, dependendo da capacidade de transmissão da linha, é possível inserir um *tap* (série ou derivação) para drenar uma potência da ordem de 1 GW.

1.4 Estrutura do Texto

O texto desta tese está dividido em seis capítulos, considerando-se esse capítulo de introdução e o de conclusão. Nos dois capítulos seguintes são abordados assuntos relacionados às linhas de transmissão e, no terceiro e quarto capítulo são abordados assuntos relacionados aos dispositivos de eletrônica de potência, com ênfase nos TCA (*Tap* em Corrente Alternada).

No Capítulo 1, foi feita uma breve introdução do problema correlacionando-o com o cenário brasileiro, e identificando os problemas da utilização de linhas muito longas e ainda, a necessidade de derivações ao longo das mesmas.

A parte inicial é composta pelos Capítulos 2 e 3, no primeiro, são apresentados alguns aspectos de linhas longas de uma forma geral, dando maior ênfase às linhas $\lambda/2^+$. No Capítulo 3 são apresentados alguns critérios sobre otimização de linhas de transmissão. Como será visto, a metodologia aqui empregada permite obter configurações não convencionais de linhas de transmissão, por usar modelos mais abrangentes, com relação às simplificações não adotadas para alguns aspectos físicos.

Os capítulos da segunda parte são o 4 e o 5. O quarto capítulo abrange um estudo qualitativo do *tap*, de forma a identificar a viabilidade técnica de sua utilização e os tipos de conexão, série ou em derivação, tanto quando se considera o *tap* como um elemento passivo como quando o modela como uma elemento ativo, i.e., uma fonte de corrente ou de tensão. No quinto capítulo, são apresentados o TCAS e o TCAD com topologia três níveis, mostrando os resultados de simulação obtidos, e a comparação entre tipos de modulações para os disparos dos conversores. Além disso, é apresentada uma análise do desempenho da linha quanto à localização dos TCA ao longo da mesma.

Finalmente, no último capítulo são apresentadas as principais conclusões oriundas deste trabalho e propostas para trabalhos futuros.

1.5 Trabalhos resultantes desta pesquisa

No início desta pesquisa, tinha-se como objetivo o controle do fluxo principal de energia na linha de pouco mais de meio comprimento de onda, por este motivo o autor iniciou seus trabalhos seguindo esta linha de raciocínio, participando de dois trabalhos que tratavam deste assunto:

- M. Aredes, E. Emmerik, R. Dias, C. Portela - Facts Applied to Very Long Distance Transmission Lines - Proceedings 2003 International Conference on AC Power Delivery at Long and Very Long Distances, pp. 395-403, Novosibirsk, Rússia, Setembro 2003.
- M. Aredes, C. Portela, E. L. van Emmerik e R. F. da Silva Dias, Static series compensators applied to very long distance transmission lines, *Electrical Engineering (Archiv fur Elektrotechnik)*, 2004, 86, 69 - 76.;

Em seguida, o autor deu continuidade aos estudos a fim de modelar de forma mais precisa e robusta o dispositivo *FACTS* escolhido na época, o GCSC (*Gate Controlled Series Capacitor*), e para isso utilizou ferramentas matemáticas para modelar no domínio da frequência para análise linear do dispositivo, denominadas por Portela [24] de tensores:

- R. F. S. Dias, F. D. Jesus, M. Aredes e E. H. Watanabe, Modelagem Tensorial do Capacitor Série Controlado a GTO (GCSC), Congresso Brasileiro de Automática – (CBA), Gramado, RG, 2004.
- F. D. Jesus, R. F. d. S. Dias, M. Aredes e E. H. Watanabe, Tensorial analysis of GCSC in a very long 750 kV transmission line, 2004 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition: Latin America, 2004, 809 - 814.

Porém, verificou-se que no modelo atual de comercialização de energia elétrica no país, o que é mais importante não é o fluxo de energia que passa na linha e sim a disponibilidade da mesma, além disso, os artigos citados acima não tratavam da questão de derivação de energia e nem do fato da necessidade de se otimizar a linha. Por esse motivo, decidiu-se modificar o foco principal da pesquisa para o dreno de

energia na linha de pouco mais de meio comprimento de onda. Assim, dois novos trabalhos foram publicados com esse enfoque:

- R. Dias, G. Santos Jr., M. Aredes, Compensation Requirements for HVAC Taps in Half-Wavelength Transmission Lines, Congresso Brasileiro de Eletrônica de Potência – COBEP, Recife-PE, 2005.
- R. Dias, G. Santos Jr. e M. Aredes, Analysis of a series tap for half-wavelength transmission lines using active filters, PESC Record - IEEE Annual Power Electronics Specialists Conference, pp. 1894 - 1900, Recife-PE, 2005.

E, atualmente, está em fase de submissão um artigo a ser publicado em uma revista internacional, apresentando os principais resultados deste trabalho para apreciação da comunidade científica internacional.

Além dos trabalhos citados acima, que são diretamente relacionados com o assunto desta tese, o autor também contribuiu em um capítulo de um livro [29], e em outros trabalhos desenvolvidos no Laboratório de Eletrônica de Potência da COPPE/UFRJ relacionados à Eletrônica de Potência.

Capítulo 2

Alguns Aspectos de Transmissão a Muito Longas Distâncias

2.1 Aspectos Gerais de Linhas de Transmissão

Uma linha de transmissão consiste em dois ou mais condutores elétricos separados por um dielétrico com a finalidade de transmitir energia elétrica *ou dados*, que ocorre por meio de propagação de ondas eletromagnéticas. No caso da *transmissão de energia* por linhas aéreas, trata-se de um fenômeno de propagação “guiado” pelos condutores e pelo solo. Para o desenvolvimento das equações que regem o comportamento elétrico de uma linha de transmissão, toma-se como base o exemplo de uma linha de transmissão monofásica aérea (Figura 2.1).

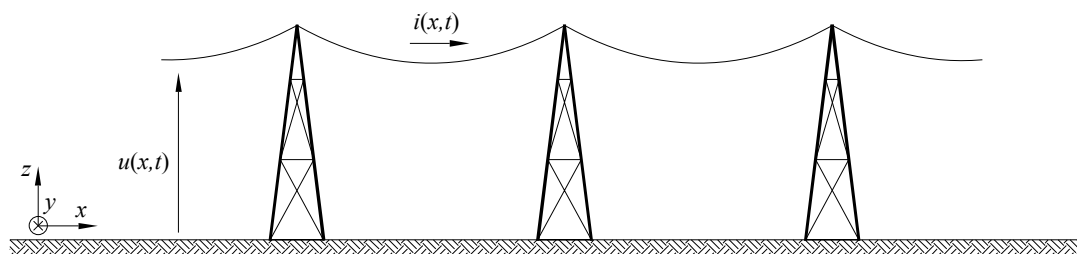


Figura 2.1: Linha de transmissão monofásica.

A existência de cargas elétricas nos condutores e no solo dá origem ao campo elétrico, e tomando o sistema “condutor + solo” surge uma capacitância distribuída ao longo de toda a linha. Para se ter um parâmetro independente do comprimento da linha é comum definir uma capacitância por unidade de comprimento, \mathcal{C} usualmente expressa em farad por metro (F/m).

Do movimento destas cargas surgem dois efeitos, o primeiro é a queda de tensão ao longo do condutor devido à resistência elétrica do condutor, que pode ser representada por uma resistência série, \mathcal{R} , cuja unidade é ohm por metro (Ω/m). O segundo é o fluxo magnético que surge devido à corrente que flui pelo condutor, seu efeito pode ser representado por uma indutância longitudinal por unidade de comprimento, \mathcal{L} (H/m). Existe, ainda, as perdas oriundas das imperfeições dos isoladores, as quais podem ser representadas por uma condutância paralela por unidade de comprimento, \mathcal{G} , expressa em siemens por metro (S/m).

Para condição quase estacionária de campo eletromagnético, supondo solo plano e homogêneo, os condutores paralelos entre si, e em relação ao solo, a uma altura constante do solo, a linha de transmissão pode ser representada por uma rede de circuitos equivalentes, que representam trechos infinitesimais, conforme ilustrado na Figura 2.2.

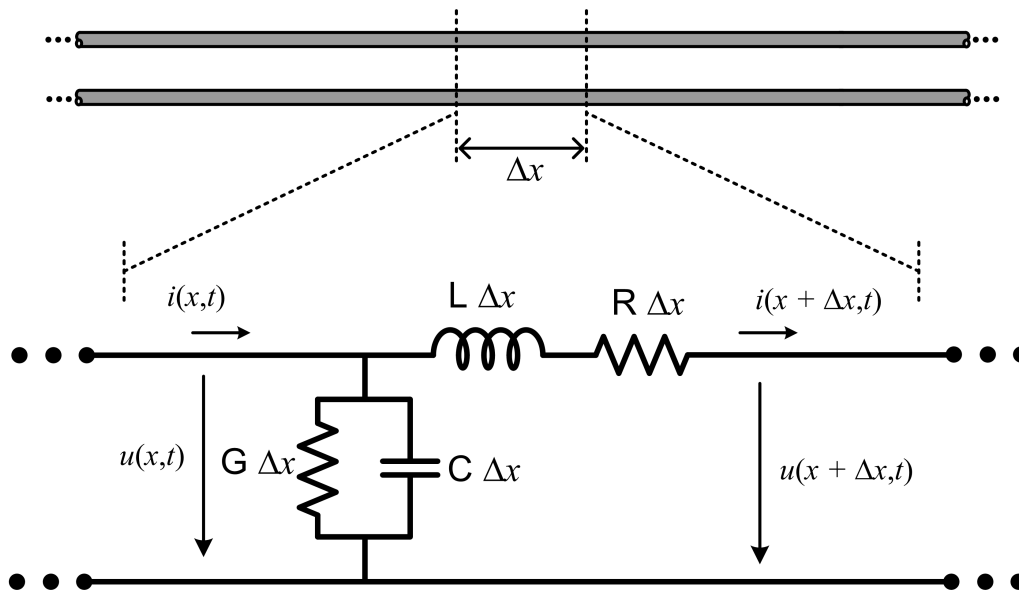


Figura 2.2: Equivalente elétrico de um elemento infinitesimal de uma linha de transmissão.

Analisando-se apenas um trecho de comprimento Δx , relativamente afastado das extremidades do vão e considerando a altura média dos condutores ao longo do vão, tomando-se u e i como tensão transversal fase-terra e corrente longitudinal, respectivamente, tem-se:

corrente longitudinal: $i(x + \Delta x, t)$;

corrente transversal: $i(x, t) - i(x + \Delta x, t)$;

então:

$$u(x, t) = \mathcal{R} \Delta x i(x + \Delta x, t) + \mathcal{L} \Delta x \frac{\partial i(x + \Delta x, t)}{\partial t} + u(x + \Delta x, t) . \quad (2.1)$$

Isolando-se a tensão, tem-se:

$$\frac{-u(x + \Delta x, t) + u(x, t)}{\Delta x} = \left[\mathcal{R} + \mathcal{L} \frac{\partial}{\partial t} \right] i(x + \Delta x, t) . \quad (2.2)$$

Repetindo o mesmo procedimento para a corrente, tem-se:

$$i(x + \Delta x, t) = i(x, t) - \mathcal{G} \Delta x u(x, t) - \mathcal{C} \Delta x \frac{\partial u(x, t)}{\partial t} \quad (2.3)$$

Isolando-se a corrente, tem-se:

$$\frac{-i(x + \Delta x, t) + i(x, t)}{\Delta x} = \left[\mathcal{G} + \mathcal{C} \frac{\partial}{\partial t} \right] u(x, t) \quad (2.4)$$

Fazendo o comprimento tender a zero¹, obtém-se as equações diferenciais de uma linha de transmissão monofásica no domínio do tempo:

$$-\frac{\partial u(x, t)}{\partial x} = \mathcal{R} i(x, t) + \mathcal{L} \frac{\partial i(x, t)}{\partial t} , \quad (2.5)$$

$$-\frac{\partial i(x, t)}{\partial x} = \mathcal{G} u(x, t) + \mathcal{C} \frac{\partial u(x, t)}{\partial t} , \quad (2.6)$$

Aplicando-se a transformada de Fourier em (2.5) e (2.6), tem-se as equações diferenciais no domínio da frequência, para uma dada frequência angular ω_0 ($\omega_0 = 2\pi f_0$), i.e.:

$$-\frac{dU(x, \omega_0)}{dx} = Z_u I(x, \omega_0) , \quad (2.7)$$

$$-\frac{dI(x, \omega_0)}{dx} = Y_u U(x, \omega_0) , \quad (2.8)$$

¹Considera-se que o elemento infinitesimal não se encontra isolado no espaço, i.e., leva-se em consideração a presença dos outros elementos infinitesimais da rede de circuitos equivalentes.

onde os parâmetros Z_u e Y_u , ($Z_u = \mathcal{R} + j \omega \mathcal{L}$ e $Y_u = \mathcal{G} + j \omega \mathcal{C}$), são a impedância longitudinal por unidade de comprimento e a admitância transversal por unidade de comprimento para uma frequência angular ω_0 , respectivamente.

Derivando-se (2.7) e (2.8) em relação à distância x , tem-se:

$$\frac{d^2 U}{dx^2} = -Z_u \frac{dI}{dx}, \quad (2.9)$$

$$\frac{d^2 I}{dx^2} = -Y_u \frac{dU}{dx}. \quad (2.10)$$

Substituindo-se (2.7) em (2.10), e (2.8) em (2.9), obtém-se as equações de onda no domínio da frequência tanto para a tensão fase-terra quanto para corrente longitudinal, i.e.:

$$\frac{d^2 U}{dx^2} = Z_u Y_u U, \quad (2.11)$$

$$\frac{d^2 I}{dx^2} = Y_u Z_u I. \quad (2.12)$$

Apesar de (2.11) e (2.12) terem sido desenvolvidas para o caso de uma linha monofásica, elas podem ser generalizadas para o caso de uma linha polifásica. Neste caso, substitui-se U por \mathbf{U} , passando a ser o vetor de tensões transversais entre as fases e o terra, e I por \mathbf{I} que será o vetor de correntes longitudinais, e \mathbf{Z}_u será a matriz de impedâncias longitudinais por unidade de comprimento e \mathbf{Y}_u será a matriz de admitâncias transversais por unidade de comprimento para uma frequência angular ω_0 , i.e.:

$$\frac{d^2 \mathbf{U}}{dx^2} = \mathbf{Z}_u \mathbf{Y}_u \mathbf{U}, \quad (2.13)$$

$$\frac{d^2 \mathbf{I}}{dx^2} = \mathbf{Y}_u \mathbf{Z}_u \mathbf{I}. \quad (2.14)$$

onde

$$\mathbf{U} = \begin{bmatrix} U_1(x, \omega_0) \\ U_2(x, \omega_0) \\ \vdots \\ U_n(x, \omega_0) \end{bmatrix} \quad \text{e} \quad \mathbf{I} = \begin{bmatrix} I_1(x, \omega_0) \\ I_2(x, \omega_0) \\ \vdots \\ I_n(x, \omega_0) \end{bmatrix}.$$

Ainda considerando-se o caso monofásico, uma solução para as tensões e correntes em (2.11) e (2.12) será:

$$U = U'^+ e^{-\gamma x} + U'^- e^{+\gamma x} , \quad (2.15)$$

$$I = I'^+ e^{-\gamma x} - I'^- e^{+\gamma x} . \quad (2.16)$$

Os termos $U_n'^{\pm}$ e $I_n'^{\pm}$ são constantes, geralmente complexos, que são determinadas pelas condições de contorno nos terminais da linha. A relação entre essas constantes é dada por:

$$\frac{U'^{\pm}}{I'^{\pm}} = \pm Z_c , \quad (2.17)$$

onde Z_c é a impedância característica da linha monofásica, definida por:

$$Z_c = \sqrt{\frac{Z_u}{Y_u}} , \quad (2.18)$$

para o caso polifásico, tem-se:

$$\mathbf{Z}_c = \sqrt{\mathbf{Z}_u \mathbf{Y}_u} \mathbf{Y}_u^{-1} . \quad (2.19)$$

O expoente γ é um número complexo que determina a forma pela qual as ondas de tensão e de corrente se propagam ao longo da linha. Apesar de nem sempre ser constante, é comum denominá-lo como constante de propagação da linha e sua definição é:

$$\gamma = \sqrt{Z_u Y_u} . \quad (2.20)$$

Analisando-se as exponenciais de (2.15) e (2.16) pode se ter uma interpretação melhor da importância da constante de propagação. Considerando a representação cartesiana de γ , é possível decompor as exponenciais em duas outras exponenciais, ou seja:

$$e^{\pm\gamma x} = e^{\pm(\alpha+j\beta)x} = e^{\pm\alpha x} e^{\pm j\beta x} , \quad (2.21)$$

sendo α e β constantes reais.

A primeira exponencial é real e responsável pela variação das amplitudes de tensão e de corrente ao longo da linha, e a parte real de γ , α , é denominada **constante**

de atenuação, cuja unidade é nepper/metro. A outra exponencial é responsável pela mudança de fase das ondas de tensão e de corrente ao longo da linha. A parte imaginária da constante de propagação, β , é denominada de **constante de fase** e sua unidade é radianos/metro.

A partir do valor de β determina-se o comprimento de onda, a velocidade de fase e o comprimento elétrico da linha. O comprimento de onda (λ) é a distância ao longo da linha entre dois pontos da onda cujas fases diferem de 2π radianos, assim:

$$\lambda = \frac{2\pi}{\beta} . \quad (2.22)$$

A velocidade de fase de uma onda é o produto do comprimento de onda pela frequência (f), ou:

$$v = \lambda f = \frac{\omega}{\beta} = \frac{2\pi f}{\beta} . \quad (2.23)$$

O comprimento elétrico equivalente da linha é a relação entre o comprimento físico da linha (L) em radianos e o comprimento de onda, ou seja:

$$\Theta = \frac{2\pi L}{\lambda} = \beta L , \quad (2.24)$$

ou

$$\Theta = \frac{\omega}{v} L . \quad (2.25)$$

A partir das condições de contorno nos terminais da linha e de (2.15) e (2.16), pode-se determinar as relações impostas para tensões e correntes em qualquer ponto da linha. Considerando U_1 e I_1 os valores de tensão e corrente no terminal $x = 0$ e, U_2 e I_2 os valores de tensão e corrente para o outro terminal ($x = L$, comprimento da linha), tem-se:

$$U_1 = U'^+ + U'^- \quad (2.26)$$

$$I_1 = \frac{U'^+}{Z_c} - \frac{U'^-}{Z_c} . \quad (2.27)$$

Resolvendo-se para U'^+ e U'^- :

$$U'^+ = \frac{U_1 + Z_c \cdot I_1}{2} \quad (2.28)$$

$$U'^- = \frac{U_1 - Z_c \cdot I_1}{2} . \quad (2.29)$$

Substituindo-se em (2.15) e (2.16), e usando funções hiperbólicas, obtém-se:

$$U = U_1 \cosh(\gamma x) - Z_c I_1 \sinh(\gamma x) \quad (2.30)$$

$$I = -\frac{U_1}{Z_c} \sinh(\gamma x) + I_1 \cosh(\gamma x) . \quad (2.31)$$

Observa-se que, conhecendo as tensões e correntes no terminal 1, pode-se determinar as tensões e correntes em qualquer ponto da linha. Para a representação da linha utilizando a teoria de circuitos elétricos, aplica-se (2.30) e (2.31) no ponto $x = L$, obtendo a função de transferência entre as grandezas terminais:

$$\begin{bmatrix} U_2 \\ I_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cosh(\gamma L) & -Z_c \sinh(\gamma L) \\ -\frac{1}{Z_c} \sinh(\gamma L) & \cosh(\gamma L) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_1 \\ I_1 \end{bmatrix} . \quad (2.32)$$

Um circuito que possui a mesma função de transferência de (2.32) é apresentado na Figura 2.3. Este circuito é denominado π -equivalente e seus elementos são definidos da seguinte forma:

$$Z_\pi = Z_c \sinh(\gamma L) \quad (2.33)$$

$$\frac{Y_\pi}{2} = \frac{1}{Z_c} \tanh\left(\frac{\gamma L}{2}\right) \quad (2.34)$$

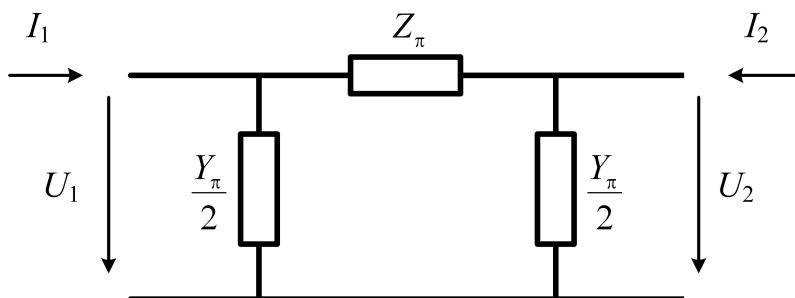


Figura 2.3: Circuito π -equivalente de uma linha de transmissão.

Trata-se de um modelo adequado no domínio da frequência. No caso da linha ser submetida a tensões não senoidais, aplica-se a **Transformada Direta de Fourier**, resolve-se (2.32) para cada frequência e utiliza-se o **Princípio da Superposição** e a **Transformada Inversa de Fourier** para o retorno ao domínio do tempo [30].

Quando a linha for polifásica, (2.32) será reescrita da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{U}_2 \\ \mathbf{I}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cosh(\sqrt{\mathbf{Z}_u \mathbf{Y}_u} L) & -\mathbf{Z}_c \sinh(\sqrt{\mathbf{Z}_u \mathbf{Y}_u} L) \\ -\mathbf{Z}_c^{-1} \sinh(\sqrt{\mathbf{Z}_u \mathbf{Y}_u} L) & \cosh(\sqrt{\mathbf{Z}_u \mathbf{Y}_u} L) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{U}_1 \\ \mathbf{I}_1 \end{bmatrix}, \quad (2.35)$$

neste caso, \mathbf{U}_1 , \mathbf{I}_1 , \mathbf{U}_2 e \mathbf{I}_2 representam as matrizes das tensões fase-terra e das correntes longitudinais de fases nos terminais 1 e 2 da linha, respectivamente. A dimensão do sistema de equações será igual a $2 \times n_f$, onde n_f é o número de fases da linha. O sistema matricial pode ser resolvido diretamente no domínio das fases ou por decomposição modal (vide Apêndice A).

2.1.1 Cálculo de Parâmetros de Linhas de Transmissão

O comportamento e o desempenho de uma linha de transmissão dependem quase que exclusivamente dos parâmetros unitários (impedância longitudinal e admitância transversal, ambos por unidade de comprimento). Esta seção apresenta um breve resumo de como esses parâmetros podem ser calculados para uma linha aérea.

O cálculo exato desses parâmetros não é uma tarefa simples, pois existem muitos fatores que influenciam na determinação de seus valores. Contudo, com algumas hipóteses simplificativas é possível obter valores aproximados para os parâmetros de uma linha de transmissão para uma faixa de frequência de 0 – 2 MHz. Entre essas hipóteses, considerando o comportamento quase-estacionário do campo eletromagnético, supõem-se que:

- o solo é plano e homogêneo;
- os condutores são paralelos ao solo e entre si;
- os condutores estão a uma altura média em relação ao solo, ao longo do vão;

- é desprezível o efeito das estruturas das torres;
- a distância de um condutor para outro de fase diferente ou para solo é muito maior do que seu raio;
- a permeabilidade magnética do solo e dos condutores são constantes e igual a do ar (μ_0);
- o efeito corona é desprezível.

A partir dessas premissas pode-se desenvolver métodos para calcular os parâmetros unitários da linha de transmissão².

Impedância Longitudinal Unitária

Sejam m e n índices de dois condutores genéricos, variando m e n de 1 ao número máximo de condutores, n_{max} , e eventualmente $m = n$. Assumindo as hipóteses simplificativas apresentadas, tem-se que a matriz de impedâncias longitudinais por unidade de comprimento de uma linha é dada por:

$$\mathbf{Z}_u = \mathbf{Z}^0 + \mathbf{Z}^i + \mathbf{Z}^s = \mathbf{Z}^e + \mathbf{Z}^i, \quad (2.36)$$

onde:

$\mathbf{Z}^0 \Rightarrow$ parcela correspondente a impedância considerando que os condutores e o solo são perfeitos (condutividade infinita), neste caso tem-se uma linha ideal, sem perdas e sem dispersão;

$\mathbf{Z}^i \Rightarrow$ parcela adicional a \mathbf{Z}^0 que corresponde a uma correção ao considerar o efeito dos condutores não serem ideais, i.e. com condutividade finita;

$\mathbf{Z}^s \Rightarrow$ parcela adicional a \mathbf{Z}^0 que corresponde a uma correção ao considerar o efeito do solo não ideal;

²Para as hipóteses simplificativas adotadas, os parâmetros da linha por unidade de comprimento são considerados invariantes com relação a direção de propagação x . Para cálculos acurados de fenômenos rápidos, cuja frente de onda é da ordem de um microsegundo, e.g., descargas atmosféricas, deve-se considerar o modelo tridimensional da linha pois nesses casos o comprimento das ondas eletromagnéticas é da ordem das alturas dos condutores ao solo [31].

$\mathbf{Z}^e = \mathbf{Z}^0 + \mathbf{Z}^s \Rightarrow$ parcela de \mathbf{Z}_u associado ao campo eletromagnético externo aos cabos considerando condições não ideais.

Considerando o esquema da Figura 2.4, a matriz \mathbf{Z}^0 é definida por:

$$\mathbf{Z}^0 = \frac{\mu_0}{2\pi} j \omega \mathbf{M}, \quad (2.37)$$

sendo \mathbf{M} uma matriz que caracteriza a geometria da linha, de elemento genérico M_{mn} , definidos como:

$$M_{mm} = \log \left(\frac{2 h_m}{r_m} \right), \text{ para } (m = n) \quad (2.38)$$

$$M_{mn} = \log \left(\frac{D'_{mn}}{D_{mn}} \right), \text{ para } (m \neq n), \quad (2.39)$$

onde

r_m é o raio do condutor em questão;

D_{mn} Distância entre o condutor m e o condutor n , $D_{mn} = [(h_m - h_n)^2 + y_{mn}^2]^{\frac{1}{2}}$

D'_{mn} Distância entre o condutor m e a imagem do condutor n ,
 $D'_{mn} = [(h_m + h_n)^2 + y_{mn}^2]^{\frac{1}{2}}$.

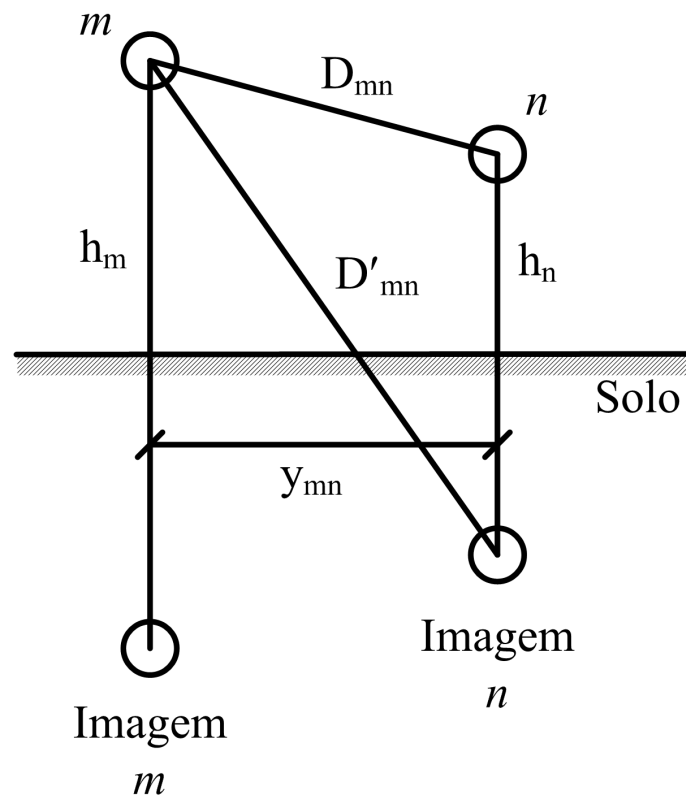


Figura 2.4: Posição relativa de dois condutores m e n , num plano perpendicular ao eixo da linha.

A parcela \mathbf{Z}^i é a impedância interna do condutores. Para o caso dos condutores de fase, que normalmente são condutores de alumínio com alma de aço (ACSR – *Aluminum Conductor Steel Reinforced*), considera-se que a corrente que passa no aço é desprezível comparada com a corrente que passa pelo alumínio, devido à alta impedância interna do aço, além disso, para altas frequências, existe ainda o efeito pelicular. A maior densidade de corrente fica na periferia do condutor, dessa forma, o condutor é modelado como uma coroa circular de raio externo r_1 , correspondendo a parte de maior densidade de corrente, e de raio interno r_0 , correspondendo ao núcleo de aço. Já os cabos pára-raios são condutores constituídos por ligas homogêneas e, por isso, considera-se que o raio interno é $r_0 = 0$.

A impedância interna por unidade de comprimento, definida como a relação entre o campo elétrico longitudinal na superfície exterior do condutor e a corrente, será:

$$Z_{nm}^i = \frac{\eta \rho}{2\pi r_1} \frac{I_0(\eta r_1) K_1(\eta r_0) + K_0(\eta r_1) I_1(\eta r_0)}{I_1(\eta r_1) K_1(\eta r_0) - I_1(\eta r_0) K_1(\eta r_1)}, \quad (2.40)$$

fazendo r_0 tender para zero, obtém-se a impedância interna para um condutor cilíndrico homogêneo de raio r_1 [30], i.e.,

$$Z_{nm}^i = \frac{\eta \rho}{2\pi r_1} \frac{I_0(\eta r_1)}{I_1(\eta r_1)}, \quad (2.41)$$

sabendo-se que:

$$\eta = \sqrt{j \omega \mu \sigma};$$

$\rho = 1/\sigma$ é a resistividade do condutor;

$I_0, I_1 \Rightarrow$ são funções de Bessel Modificadas de primeira espécie, de ordens zero e primeira, respectivamente;

$K_0, K_1 \Rightarrow$ são funções de Bessel Modificadas de segunda espécie, de ordens zero e primeira, respectivamente.

A parcela de correção do solo, \mathbf{Z}^s , devido à condutividade finita do solo pode ser obtida pelas fórmulas de Carson [32], definidas por (2.42), (2.43) e (2.44). As integrais de Carson podem ser representadas por séries de potência para as baixas frequências, e uma expansão assintótica para as altas frequências. Um inconveniente é a existência de descontinuidades nessas séries quando da transição entre a aproximação por série de potência para a expansão assintótica que ocorre para valores elevados de r (> 5), $\left(r = \sqrt{\text{Re}(J)^2 + \text{Im}(J)^2}\right)$. Atualmente, o emprego das séries não é mais necessário pois os programas de cálculos matemáticos já são capazes de calcular as integrais infinitas numericamente com boa precisão³ [33] e [34].

$$\mathbf{Z}^s = \omega \frac{\mu_0}{\pi} \mathbf{J} \quad (2.42)$$

com,

$$J_{mm} = \int_0^\infty \frac{e^{-2 h_m \xi}}{\xi + \sqrt{\xi^2 + \eta^2}} d\xi, \quad \text{para } (m = n) \quad (2.43)$$

$$J_{mn} = \int_0^\infty \frac{e^{-(h_m+h_n) \xi}}{\xi + \sqrt{\xi^2 + \eta^2}} \cos(y_{mn} \xi) d\xi, \quad \text{para } (m \neq n) \quad (2.44)$$

³A precisão é definida pelo programador, tendo como limite a precisão do computador em que se está fazendo os cálculos. Quanto maior a precisão definida, maior o número de iterações necessárias para alcançar a convergência e, por conseguinte, maior o tempo de cálculo.

Um modelo mais simples que leva a bons resultados, foi proposto por Dubanton e publicado por C. Gary [35]. Sua proposta era substituir o solo por um conjunto de condutores de retorno localizados diretamente sob a linha. O efeito do mesmo é, então, representado ao considerar que os condutores imagens estão em uma profundidade equivalente complexa. Como resultado, a impedância da linha pode ser escrita por uma fórmula analítica fechada. Mas este método não foi muito aceito no início, porque Gary não mostrou provas teóricas rigorosas. Em 1981, A. Deri et. al. [36], demonstrou a relação matemática entre o método de Carson com o de Dubanton, e provou que este era realmente uma formulação aproximada do primeiro. Por este método determina-se a impedância externa da linha, Z^e , considerando um solo ideal localizado a uma distância complexa do solo real, conforme esquematizado na Figura 2.5. Os elementos da matriz Z^e são definidos de acordo com (2.45) e (2.46).

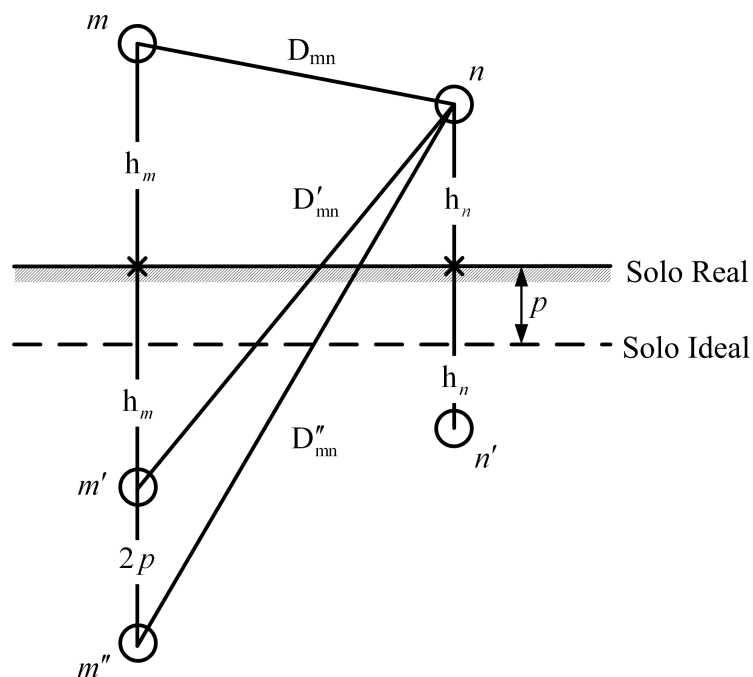


Figura 2.5: Modelo considerando o solo a uma profundidade complexa.

$$\mathbf{Z}_{\text{mm}}^e = j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} \log \frac{2(h_m + p)}{r_m}, \text{ para } (m = n) \quad (2.45)$$

$$\mathbf{Z}_{\text{mn}}^e = j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} \log \left(\sqrt{\frac{y_{mn}^2 + (h_m + h_n + 2p)^2}{y_{mn}^2 + (h_m - h_n)^2}} \right), \text{ para } (m \neq n), \quad (2.46)$$

onde, p é a profundidade complexa:

$$p = \frac{1}{\eta_{\text{solo}}} = \frac{1}{\sqrt{j \omega \mu_0 \sigma_{\text{solo}}}}. \quad (2.47)$$

O erro do método da profundidade complexa do retorno pelo solo aumenta à medida que a razão entre a distância horizontal dos condutores e a altura, (y/h) , cresce. Todavia, em geral, a razão (y/h) de uma linha é muito pequena (< 0.5), e o erro resultante é inferior a 0.5%. Mas, para razões (y/h) muito altas o erro pode chegar a 15% [36][37].

Alvarado e Betancourt [37] aperfeiçoaram as aproximações (2.45) e (2.46), de forma que o erro para razões (y/h) elevadas, (> 2), não superasse 2.5%.

Uma outra aproximação para a representação do solo, que introduz o conceito do duplo plano complexo, foi proposta por Noda *et. al.* [38]. Para razões (y/h) típicas de linhas de transmissão, o erro desta aproximação é da ordem de 1%, em faixas de frequências abaixo de 1 MHz.

Em todos esses métodos, a permissividade elétrica (ε) do solo é desprezada. Para considerá-la, substitui-se o parâmetro p por p' , i.e.:

$$p' = \frac{1}{\sqrt{j \omega \mu_0 (\sigma_{\text{solo}} + j \omega \varepsilon_{\text{solo}})}}. \quad (2.48)$$

Além disso, os parâmetros elétricos do solo, σ_{solo} e $\varepsilon_{\text{solo}}$, não são modelados dependentes com a frequência. Para se considerar a dependência desses parâmetros com a frequência pode-se utilizar os modelos desenvolvidos por Portela em [39], [40] e [22], onde a dependência com a frequência (f) dos parâmetros do solo é modelada de acordo com (2.49).

$$\sigma + j \omega \varepsilon = \sigma_0 + \Delta_i \left[\cot \left(\frac{\pi}{2} \alpha' \right) + j \right] \cdot \left(\frac{f}{1 \text{ MHz}} \right)^{\alpha'}, \text{ (S/m)} \quad (2.49)$$

sendo σ_0 a condutividade do solo para baixas frequências em (S/m); α' e Δ_i são parâmetros do modelo, que para os cálculos realizados neste trabalho, foram utilizados os valores medianos das distribuições estatísticas, obtidas por um número considerável de medições [22], isto é:

$$\begin{aligned}\alpha' &= 0.706 \\ \Delta_i &= 11.71 \cdot 10^{-3} \text{ S/m} . \\ \sigma_0 &= 1 \cdot 10^{-3} \text{ S/m}\end{aligned}\tag{2.50}$$

Admitância Transversal

Para efeitos transversais, considerando as hipóteses simplificativas anteriormente citadas, o solo pode ser considerado como um condutor perfeito, assim, a superfície do solo coincide com uma equipotencial. Esta última hipótese é válida quando a relação entre os parâmetros do solo é tal que $|\sigma + j \omega \varepsilon| \gg j \omega \varepsilon_0$, o que é válido para um boa parte dos casos estudados⁴. Dessa forma, é possível calcular a capacitância da linha diretamente da matriz dos coeficientes de Maxwell [41], definida como a matriz inversa de \mathbf{P} , onde:

$$P_{mm} = \frac{1}{2\pi\varepsilon} \log \left(\frac{2 h_m}{r_m} \right), \text{ para } (m = n), \tag{2.51}$$

$$P_{mn} = \frac{1}{2\pi\varepsilon} \log \left(\frac{D'_{mn}}{D_{mn}} \right), \text{ para } (m \neq n). \tag{2.52}$$

Assim, a admitância transversal da linha por unidade de comprimento, \mathbf{Y}_u , é dada por:

$$\mathbf{Y}_u = \mathcal{G} + j \omega \mathcal{C} = \mathcal{G} + j \omega \mathbf{P}^{-1}. \tag{2.53}$$

Devido à corrente de fuga causada pelas imperfeições dos isoladores ser muito pequena, é comum desprezar a matriz das condutâncias transversais (\mathcal{G}), ficando somente o termo referente às capacitâncias transversais na definição de (\mathbf{Y}_u). Entretanto, pode ser necessário, em alguns estudos, levar em conta a condutância das cadeias de isoladores [42].

⁴O fato de se considerar o solo como um bom condutor permite supor que a profundidade de penetração do campo seja pequena e que sua superfície é coincidente como o potencial de referência (zero) e, assim, desprezar a admitância entre a superfície do solo e o real plano de referência.

O método de cálculo de \mathbf{Y}_u com maiores detalhes, considerando o solo real, é apresentado em [43].

2.2 Linha de Pouco mais de Meio Comprimento de Onda

Para interconexão de grandes subsistemas separados por distâncias na ordem de 3000 km, uma solução é transmitir energia por linhas, em corrente alternada (CA) que possuam comprimentos elétricos ligeiramente superiores ao meio comprimento de onda. Nesta seção serão apresentados alguns argumentos que justifiquem esta afirmação, uma vez que não há muitos estudos sobre o assunto, tornando fundamental uma abordagem mais detalhada acerca do mesmo, não muito raro profissionais do setor descartam esta solução por não conhecê-la ou mesmo confundí-la com soluções anteriormente sugeridas utilizando o meio comprimento de onda exato, e como será visto adiante, esta solução realmente não possui a mesma robustez da aqui apresentada.

Uns dos aspectos que são influenciados pelo comprimento elétrico de uma linha, e por isso devem ser analisados, são: a **estabilidade eletromecânica** e o **perfil de tensão ao longo da linha**. O primeiro está relacionado com a transferência de potência ativa e o segundo está relacionado com a energia reativa presente na linha. Tal análise permite definir o melhor ponto de operação da linha, bem como a performance da mesma.

2.2.1 Relações de Potências e Perfil de Tensão

Para uma linha ideal, seu comportamento elétrico (a frequência industrial) é definido, com boa aproximação, pelo seu comprimento elétrico (Θ) e por sua impedância característica (Z_c). Considerando que as tensões terminais da linha possuam o mesmo módulo (U_0), mas defasadas de um ângulo δ , exceto por um fator proporcional à potência característica (P_c), a potência ativa transmitida e o balanço de potência reativa, dependem, basicamente, de Θ e de δ [22].

Supondo dois subsistemas interligados por uma linha de transmissão ideal, cujas tensões dos terminais 1 e 2 (emissor e receptor) são iguais a $U_1 = U_0 e^{j \delta_1}$ e $U_2 = U_0 e^{j \delta_2}$, respectivamente, as potências complexas em cada terminal, considerando os sentidos apresentados na Figura 2.3, são dadas por:

$$S_1 = U_1 I_1^* = P_1 + j Q_1 , \quad (2.54)$$

$$S_2 = U_2 I_2^* = P_2 + j Q_2 . \quad (2.55)$$

Como a linha não tem perdas, a potência transmitida do terminal 1 (P_1) é igual a potência recebida no terminal 2 (P_2), podendo deduzir que o fluxo de potência ativa ($P = P_1 = P_2$) é dado por:

$$P = \frac{U_0^2}{Z_c} \operatorname{sen}(\delta) \operatorname{cosec}(\Theta) , \quad (2.56)$$

onde δ é a defasagem angular ($\delta_1 - \delta_2$) entre as tensões terminais da linha.

Define-se como balanço de potência reativa, ou somente balanço de reativos, ΔQ , a soma das partes imaginárias de (2.54) e (2.55), i.e.:

$$\Delta Q = \operatorname{Im}(S_1) - \operatorname{Im}(S_2) = Q_1 + Q_2 = \frac{U_0^2}{Z_c} [\cot(\Theta) - \operatorname{cosec}(\Theta) \cos(\delta)] . \quad (2.57)$$

A seguir, serão apresentados alguns aspectos do comportamento elétrico de linhas ideais, no que tange o fluxo de potência, balanço de reativos e perfil de tensão, para diversos comprimentos elétricos, apresentados em [6]:

- a) $\Theta = 0.05 \pi$ ($\approx 124 \text{ km @ } 60 \text{ Hz}$)
- b) $\Theta = 0.10 \pi$ ($\approx 248 \text{ km @ } 60 \text{ Hz}$)
- c) $\Theta = 0.90 \pi$ ($\approx 2228 \text{ km @ } 60 \text{ Hz}$)
- d) $\Theta = 0.95 \pi$ ($\approx 2351 \text{ km @ } 60 \text{ Hz}$)
- e) $\Theta = 1.05 \pi$ ($\approx 2599 \text{ km @ } 60 \text{ Hz}$)
- f) $\Theta = 1.10 \pi$ ($\approx 2722 \text{ km @ } 60 \text{ Hz}$)

Os comprimentos elétricos equivalentes foram calculados supondo que a seqüência positiva da linha de transmissão pode ser representada pela combinação dos modos não-homopolares. Estes modos por sua vez apresentam, para a frequência industrial, uma velocidade de fase entre 96% a 99% da velocidade da luz no vácuo (vide Apêndice A). Para os cálculos em questão supôs-se que a velocidade de fase corresponde a 99% da velocidade da luz.

Na Figura 2.6 e na Figura 2.7 são apresentados a potência transmitida, o balanço de potência reativa para os diversos comprimentos elétricos acima, respectivamente.

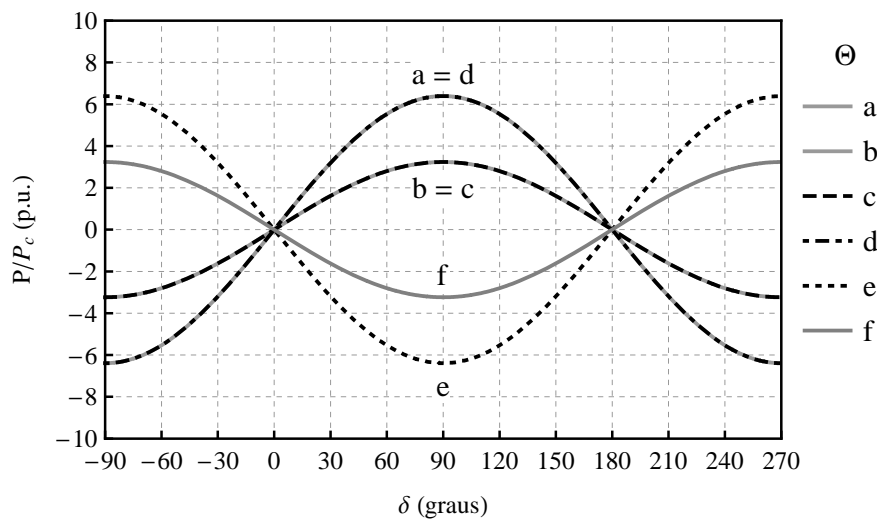


Figura 2.6: Potência Transmitida.

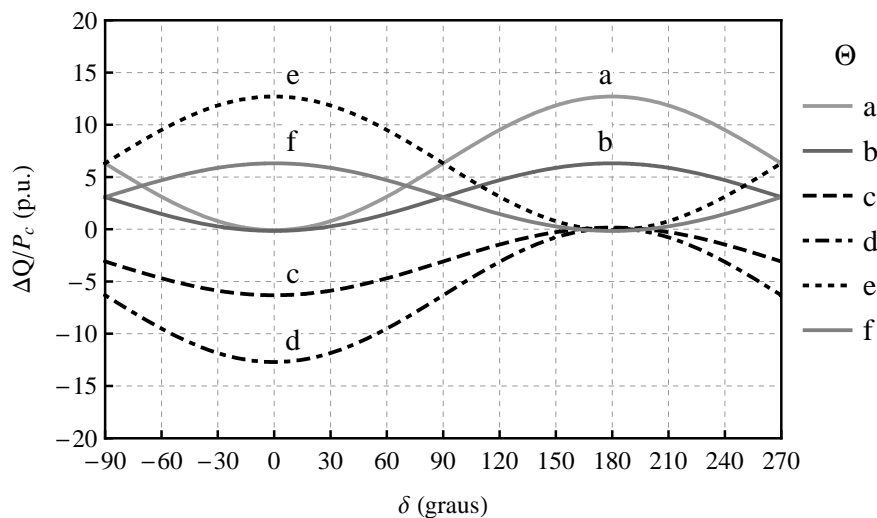


Figura 2.7: Balanço de Potência Reativa.

Um ponto que se deve observar é a amplitude da tensão no meio da linha. O módulo desta tensão normalizado em relação ao módulo das tensões terminais é dado por (2.58). A Figura 2.8 mostra sua variação em função da defasagem angular e do comprimento da linha.

$$\frac{|U_m|}{U_0} = \sqrt{\frac{1 + \cos(\delta)}{1 + \cos(\Theta)}}. \quad (2.58)$$

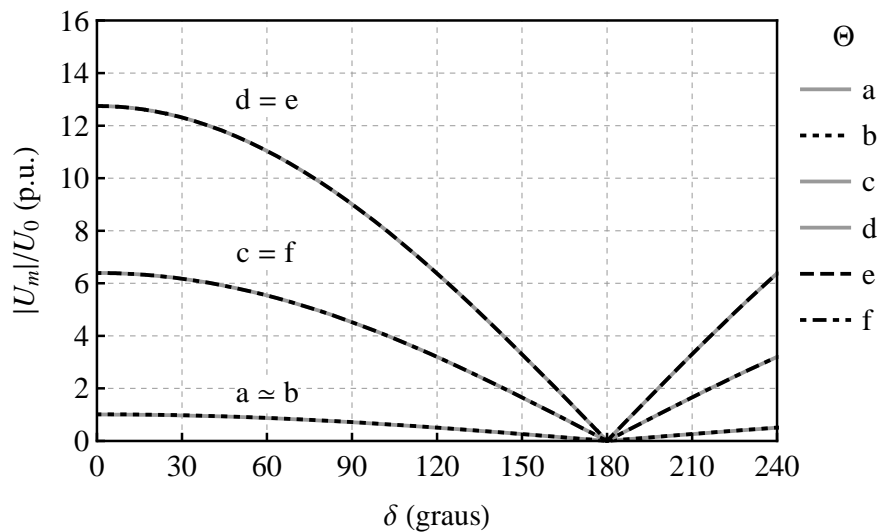


Figura 2.8: Módulo da tensão no meio da linha em função de δ e Θ .

Os exemplos **a** e **b** correspondem a comprimentos de linhas médias usualmente utilizadas, ao passo que os exemplos **c**, **d**, **e** e **f** correspondem a comprimentos de linhas muito longas, sendo que **c** e **d** são um pouco menores do que o meio comprimento de onda ($\frac{1}{2} \lambda = \pi$, $\simeq 2475$ km @60Hz) e **e** e **f** são um pouco maiores do que π .

As linhas curtas e/ou médias/longas compensadas devem operar na vizinhança do ponto $\delta = 0$, onde a derivada da potência ativa transmitida em relação a δ é positiva (estabilidade eletromecânica), podendo esta potência ultrapassar a potência característica da linha. Contudo, isto causa um aumento do balanço de potência reativa na linha, como pode ser observado na Figura 2.7.

No caso das linhas muito longas, observa-se na Figura 2.7 e na Figura 2.8 que, na vizinhança do ponto $\delta = 0$, o balanço de reativos e a tensão no meio da linha são

excessivamente elevados em relação à potência transmitida e às tensões nos terminais das linhas, respectivamente. O que torna esta região inviável para operação. Por outro lado, na região próxima ao ponto $\delta = \pi$ o mesmo não acontece, tornando-se uma região candidata para a operação de linhas muito longas. Para os exemplos **c** e **d**, na região próxima de $\delta = \pi$, a derivada da potência transmitida em relação a δ é negativa, não existindo, dessa forma, o efeito natural de estabilidade eletromecânica. Sendo assim, linhas cujos comprimentos elétricos equivalentes estão compreendidos na faixa entre um quarto e meio comprimento de onda ($\pi/2 \leq \Theta \leq \pi$) não são adequadas para operar, sem nenhum tipo de compensação ou controle. Já para os exemplos **e** e **f** a derivada é positiva na vizinhança de $\delta = \pi$, permitindo a estabilidade natural conforme acontece nos exemplos **a** e **b** na região próxima de $\delta = 0$.

Outro aspecto importante que se deve analisar é o perfil de tensão ao longo da linha de acordo com seu carregamento. Considerando que em um dos terminais de uma linha ideal seja conectada uma carga cuja impedância seja igual a Z_T , pode-se determinar a tensão em qualquer ponto da linha em função desta tensão terminal.

Supondo que a carga seja conectada no terminal 2 ($x = 0$), vide Figura 2.9, neste ponto vale a relação $I_2 = \frac{U_2}{Z_T}$, onde $U_2 = U_0 e^{-j\delta}$ é a tensão imposta no terminal 2.

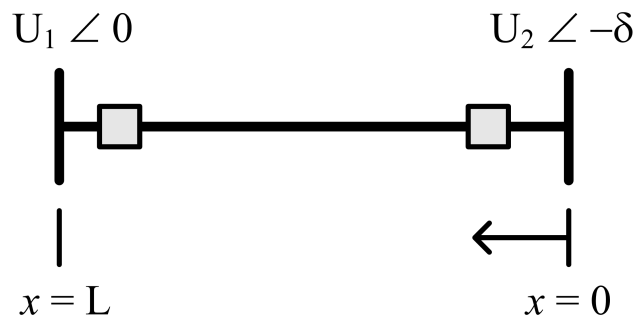


Figura 2.9: Representação esquemática da LT.

A tensão e a corrente em qualquer ponto da linha podem ser determinados por:

$$\begin{bmatrix} U_x \\ I_x \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cosh(\gamma x) & Z_c \sinh(\gamma x) \\ \frac{1}{Z_c} \sinh(\gamma x) & \cosh(\gamma x) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_2 \\ I_2 \end{bmatrix}. \quad (2.59)$$

Substituindo os respectivos valores de U_2 e I_2 em (2.59) e fazendo as devidas

simplificações, chega-se às equações que determinam o valor da tensão transversal fase-terra e da corrente longitudinal ao longo da linha em função do seu carregamento:

$$U_x = U_0 \left[\cos(\delta) \cosh(x \gamma) + \frac{Z_c}{Z_T} \sin(\delta) \sinh(x \gamma) \right] - j U_0 \left[\sin(\delta) \cosh(x \gamma) + \frac{Z_c}{Z_T} \sin(\delta) \sinh(x \gamma) \right], \quad (2.60)$$

$$I_x = \frac{U_0}{Z_c} \left[\frac{Z_c}{Z_T} \cos(\delta) \cosh(x \gamma) + \cos(\delta) \sinh(x \gamma) \right] - j \frac{U_0}{Z_c} \left[\sin(\delta) \sinh(x \gamma) + \frac{Z_c}{Z_T} \sin(\delta) \cosh(x \gamma) \right]. \quad (2.61)$$

Normalizando para a tensão nominal (U_0) e para a corrente característica da linha $I_c = \left(\frac{U_0}{Z_c}\right)$, respectivamente, e lembrando que se trata de uma linha ideal ($\gamma = j \beta$), obtém-se:

$$U_{x_{pu}} = \frac{U_x}{U_0} = \cos(\delta) \cos(\Theta) + \frac{Z_c}{Z_T} \sin(\delta) \sin(\Theta) - j \left[\sin(\delta) \cos(\Theta) - \frac{Z_c}{Z_T} \cos(\delta) \sin(\Theta) \right], \quad (2.62)$$

$$I_{x_{pu}} = \frac{I_x}{I_c} = \frac{Z_c}{Z_T} \cos(\delta) \cos(\Theta) + \sin(\delta) \sin(\Theta) + j \left[\cos(\delta) \sin(\Theta) - \frac{Z_c}{Z_T} \sin(\delta) \cos(\Theta) \right]. \quad (2.63)$$

Analisando (2.62) e (2.63), observa-se que os perfis de tensão e de corrente são funções do comprimento elétrico da linha (Θ), da defasagem angular entre as tensões terminais (δ) e da relação entre a impedância característica (Z_c) e a impedância da carga (Z_T). Como se está interessado em analisar os perfis de tensão e de corrente em linhas muito longas, escolheu-se como comprimento elétrico máximo o valor de 1.10π radianos, o ângulo de defasagem entre as tensões terminais também igual a 1.10π radianos, dessa forma quando a relação $\left(\frac{Z_c}{Z_T}\right)$ for igual a 1, a potência transmitida será igual à potência característica para qualquer comprimento de linha.

Na Figura 2.10 e na Figura 2.11 são apresentados os perfis de tensão e de corrente em função do comprimento elétrico da linha, para uma carga com fator de potência unitário e variando o módulo da relação $\left(\frac{Z_c}{Z_T}\right)$ desde 0 a 2 em intervalos de 0.5.

Observa-se que, quando esta relação é igual a unidade, ambos os perfis são constantes e igual a 1 p.u. para todos os comprimentos de linha. Para este valor a potência transmitida é igual à potência característica. Para uma relação igual a 0, o que significa que a linha está em aberto ($Z_T = \infty$), a tensão no meio de uma linha de 1.10π é igual a zero, ao passo que a corrente permanece igual a 1 p.u.. Por outro lado, à medida que a relação entre as impedâncias aumenta a tensão no ponto central se eleva proporcionalmente a este aumento, tendendo para infinito quando a linha está em curto ($\frac{Z_c}{Z_T} = \infty$), novamente observa-se que a corrente neste ponto é igual a 1 p.u.

É importante frisar que quando a relação ($\frac{Z_c}{Z_T}$) é maior do que a unidade, significa que a potência transmitida é maior do que a potência característica, e tal fato faz com que a tensão ao longo da linha alcance valores muito elevados para o caso de linha longas, o mesmo não acontece para linhas curtas. Isso se apresenta como um fator desfavorável em se optar por linhas muito longas, contudo pode-se otimizar a linha de forma a aumentar a potência característica e, por conseguinte, a potência máxima transmitida.

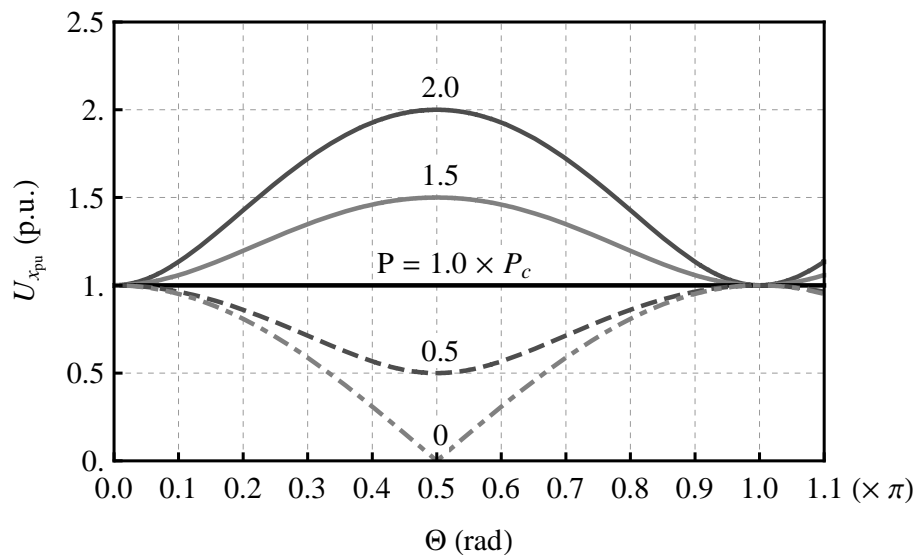


Figura 2.10: Perfil de tensão em função do comprimento elétrico equivalente da linha, variando-se $\left| \frac{Z_c}{Z_T} \right|$ de 0 a 2 e fator de potência unitário.

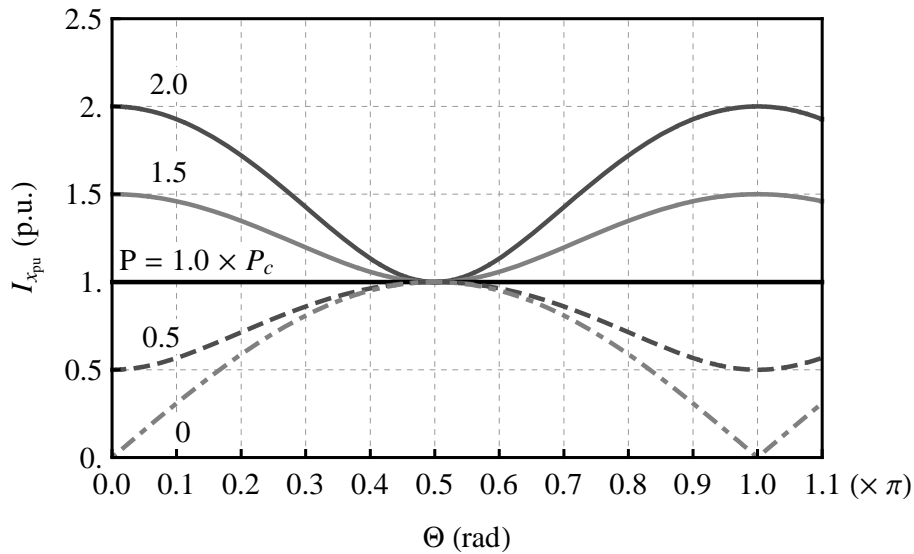


Figura 2.11: Perfil de corrente em função do comprimento elétrico equivalente da linha, variando-se $\left| \frac{Z_c}{Z_T} \right|$ de 0 a 2 e fator de potência unitário.

Os perfis de tensão e de corrente são fortemente influenciados pela impedância terminal quando esta é reativa, na Figura 2.12, Figura 2.13, Figura 2.14, Figura 2.15, Figura 2.16 e Figura 2.17, são mostrados os perfis de tensão e de corrente em função do comprimento elétrico, variando-se a fase da relação $\left(\frac{Z_c}{Z_T} \right)$ desde -90° a 90° , com passo de 30° , mantendo seu módulo constante e igual a 0.2, a 1 e a 1.2, respectivamente. As curvas tracejadas correspondem às cargas capacitivas $\left(\angle \frac{Z_c}{Z_T} > 0 \right)$ e as curvas contínuas correspondem às cargas indutivas $\left(\angle \frac{Z_c}{Z_T} < 0 \right)$, exceto a curva em preto que corresponde à carga puramente resistiva $\left(\angle \frac{Z_c}{Z_T} = 0 \right)$.

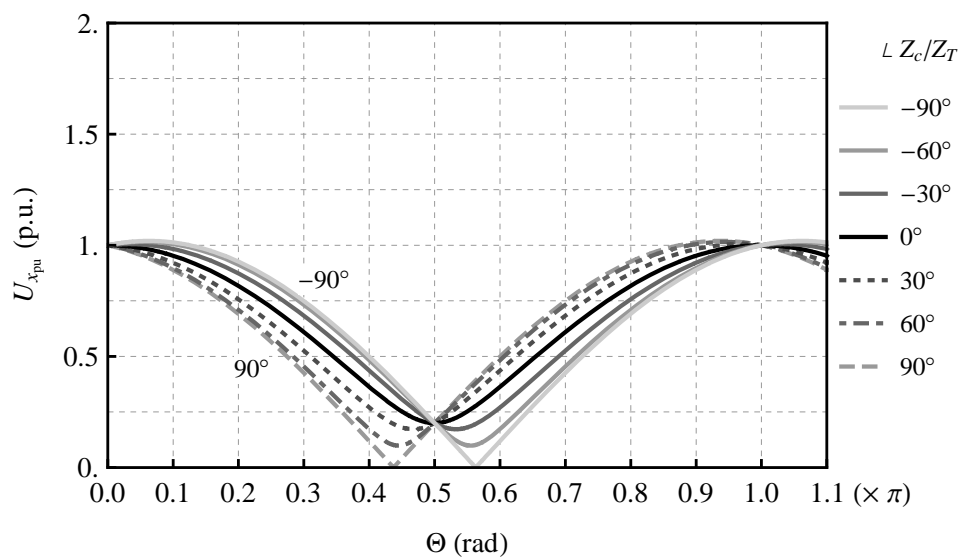


Figura 2.12: Perfil de tensão ao longo da linha, para $\left| \frac{Z_c}{Z_T} \right| = 0.2$ e variando $\angle \frac{Z_c}{Z_T}$ de -90° a 90° .

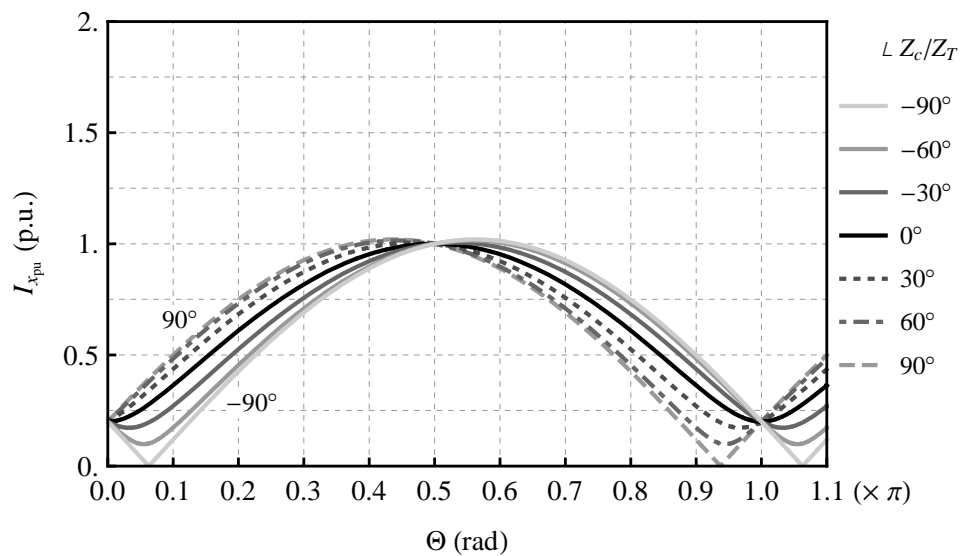


Figura 2.13: Perfil de corrente ao longo da linha, para $\left| \frac{Z_c}{Z_T} \right| = 0.2$ e variando $\angle \frac{Z_c}{Z_T}$ de -90° a 90° .

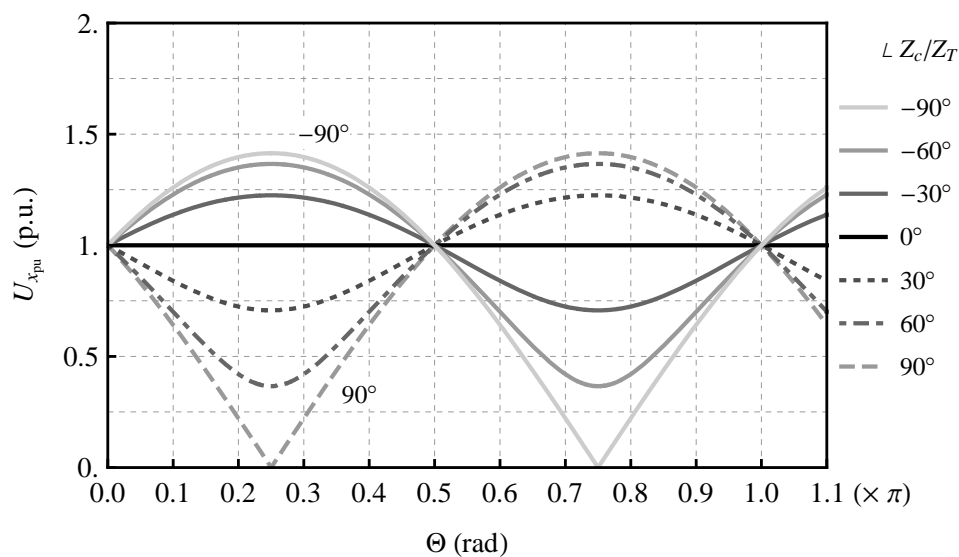


Figura 2.14: Perfil de tensão ao longo da linha, para $\left| \frac{Z_c}{Z_T} \right| = 1$ e variando $\angle \frac{Z_c}{Z_T}$ de -90° a 90° .

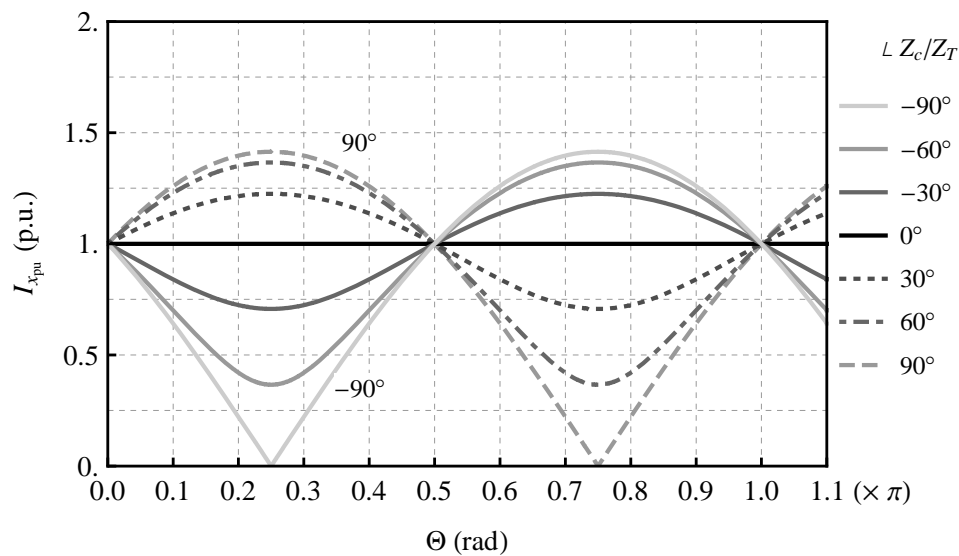


Figura 2.15: Perfil de corrente ao longo da linha, para $\left| \frac{Z_c}{Z_T} \right| = 1$ e variando $\angle \frac{Z_c}{Z_T}$ de -90° a 90° .

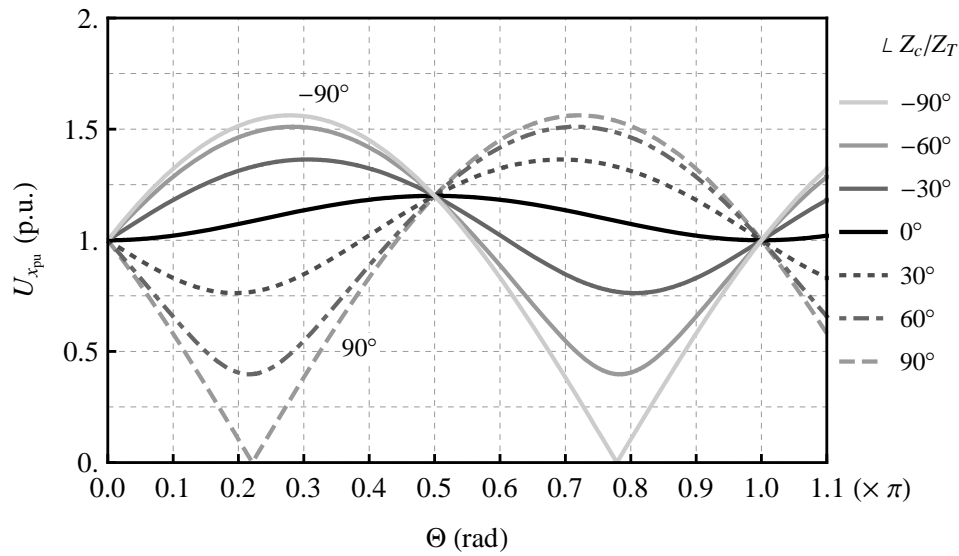


Figura 2.16: Perfil de tensão ao longo da linha, para $\left| \frac{Z_c}{Z_T} \right| = 1.2$ e variando $\angle \frac{Z_c}{Z_T}$ de -90° a 90° .

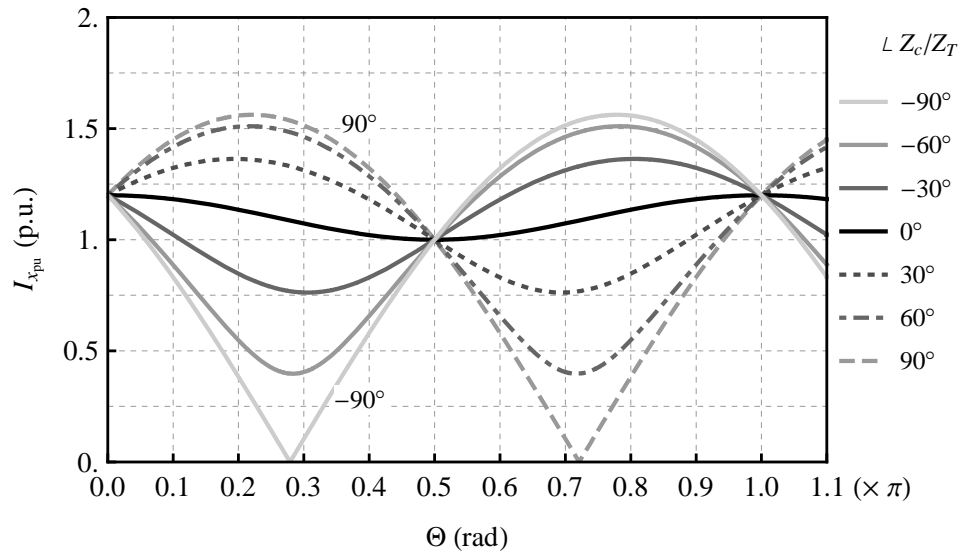


Figura 2.17: Perfil de corrente ao longo da linha, para $\left| \frac{Z_c}{Z_T} \right| = 1.2$ e variando $\angle \frac{Z_c}{Z_T}$ de -90° a 90° .

Analisando essas figuras é possível notar o efeito da carga reativa. Comparando os perfis de tensão para o caso em que a relação $\left(\frac{Z_c}{Z_T} \right)$ é menor do que 1, o aumento de tensão antes do um quarto de onda é atenuado pelas cargas indutivas. O contrário ocorre para o caso da relação ser maior do que 1, as cargas capacitivas elevam a tensão. Nota-se, ainda, a simetria dos perfis em relação ao quarto de onda, e que

os padrões dos perfis tanto de tensão quanto de corrente se repetem a cada meio comprimento de onda.

Percebe-se que, apesar dos perfis terem comportamentos bem diferentes de acordo com o carregamento da linha, na região de um quarto comprimento de onda (0.5π) o valor da corrente é sempre constante e igual a 1 *p.u.*

Ao se considerar as perdas na linha, seu comportamento elétrico não difere de maneira considerável do qual foi apresentado até o momento. Para exemplificar, tomou-se como base o circuito π -equivalente da linha, de acordo com os sentidos apresentados na Figura 2.9, e considerou-se que a parte real da impedância longitudinal por unidade de comprimento fosse igual a um fator f_p da parte imaginária. Além disso, manteve-se a hipótese de que as correntes de fugas são desprezíveis, de forma que se possa dizer que a condutância em derivação seja nula, i.e.:

$$Z'_u = (f_p + j) \omega \mathcal{L} , \quad (2.64)$$

$$Y'_u = j \omega \mathcal{L} . \quad (2.65)$$

Diante destas hipóteses, e utilizando a mesma metodologia aplicada para se obter (2.62) e (2.63), tem-se que os perfis de tensão e corrente em função de f_{perdas} e do comprimento elétrico equivalente da linha são dados por:

$$U'_{x_{pu}} = e^{-j\delta} \left[\cosh \left(\sqrt{-1 + j f_p} x_{pu} \Theta \right) + \frac{Z_c}{Z_T} \sqrt{1 - j f_p} \sinh \left(\sqrt{-1 + j f_p} x_{pu} \Theta \right) \right] , \quad (2.66)$$

$$I'_{x_{pu}} = e^{-j\delta} \left[\frac{Z_c}{Z_T} \cosh \left(\sqrt{-1 + j f_p} x_{pu} \Theta \right) + \frac{\sinh \left(\sqrt{-1 + j f_p} x_{pu} \Theta \right)}{\sqrt{1 - j f_p}} \right] . \quad (2.67)$$

onde Z_c e Θ são a impedância característica e o comprimento elétrico equivalente para o caso ideal, respectivamente. Foi utilizado o símbolo (*t*) para distinguir as grandezas aqui definidas com as que foram definidas anteriormente.

A Figura 2.18 e a Figura 2.19 mostram os perfis de tensão e corrente ao longo da linha de transmissão com perdas, respectivamente, para o caso de f_p igual a 10%.

Nota-se que há pouca diferença entre estes e os perfis mostrados anteriormente, Figuras 2.10 e 2.11. A diferença principal está no fato de haver a necessidade de se elevar a tensão do terminal emissor para se garantir a tensão nominal no terminal receptor, devido à queda tensão entre os terminais emissor e receptor causada pelas perdas resistivas da linha. Isto fica evidente quando a relação $\left| \frac{Z_c}{Z_T} \right|$ é igual a 1, neste caso, o balanço de reativos é relativamente equilibrado, e a queda de tensão se dá basicamente devido ao efeito resistivo adicionado pelas perdas.

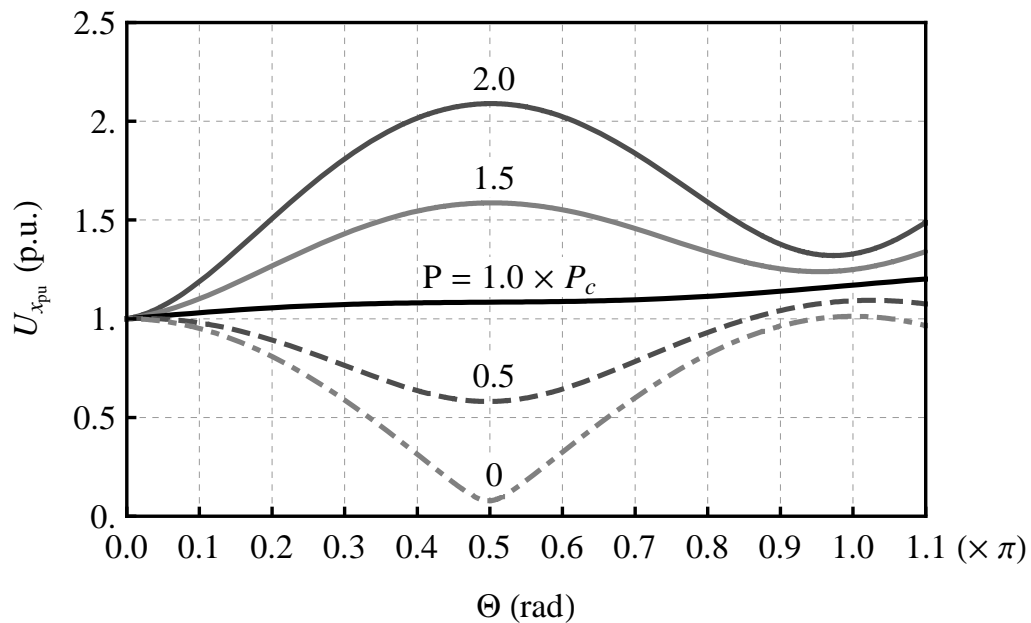


Figura 2.18: Perfil de tensão em função do comprimento elétrico para $f_p = 10\%$, variando $\left| \frac{Z_c}{Z_T} \right|$ de 0 a 2.

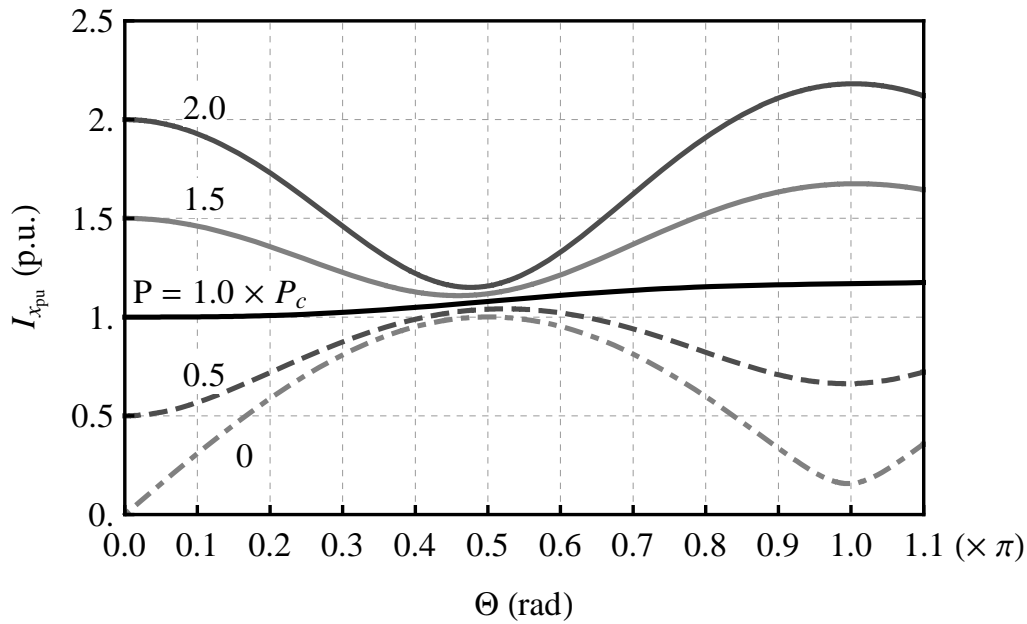


Figura 2.19: Perfil de corrente em função do comprimento elétrico para $f_p = 10\%$, variando $\left| \frac{Z_c}{Z_T} \right|$ de 0 a 2.

2.2.2 Compensação Reativa de Linhas

A compensação reativa de linhas de transmissão tem como objetivo principal reduzir seu comprimento elétrico, de forma que a linha compensada possa ter um comportamento elétrico similar ao de uma linha curta. A compensação reativa pode ser feita de duas formas: em série ou em derivação.

Um dos principais objetivos da compensação série é diminuir a impedância longitudinal permitindo ajustar a potência ativa transferida, enquanto que o da compensação em derivação é dar suporte de reativos para ajustar o perfil de tensão ao longo linha. A Figura 2.20 mostra a variação dos parâmetros longitudinais e transversais do circuito π -equivalente de acordo com o comprimento elétrico, Θ , para uma linha ideal, sem perdas.

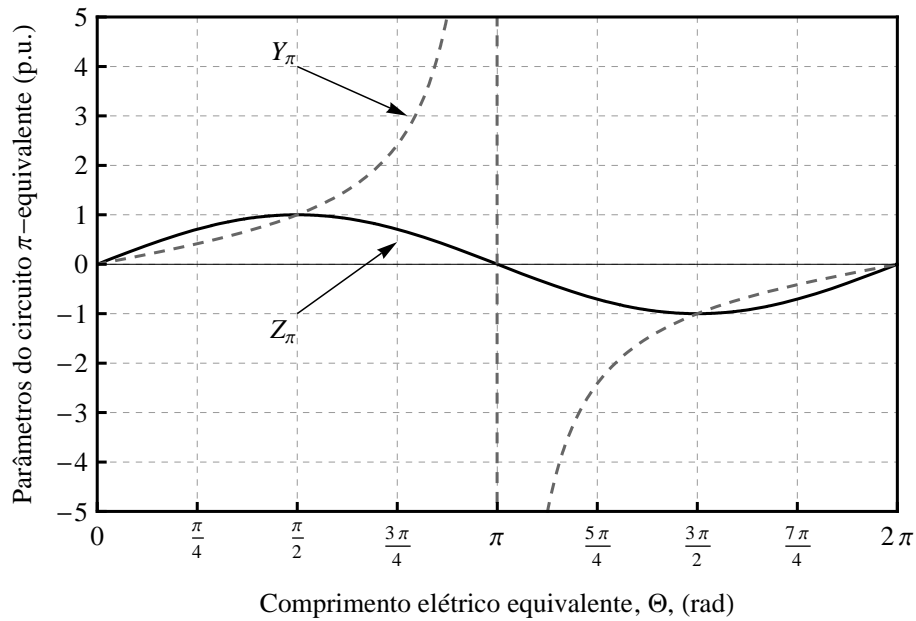


Figura 2.20: Variação dos parâmetros do circuito π -equivalente em função de Θ .

Como pode se verificar a impedância longitudinal varia proporcionalmente ao seno do comprimento elétrico, ao passo que admitância transversal possui uma variação proporcional à tangente de Θ . No caso de uma linha cujo comprimento elétrico encontra-se próximo de π , observa-se que a impedância longitudinal é igual, em módulo, a região próxima de zero ($\delta \leq \frac{\pi}{4}$), região onde se opera as linhas curtas. Enquanto que a admitância transversal possui valores bem diferentes, o que leva a concluir que o comportamento elétrico de linhas muito longas é bem diferente de uma simples extrapolação do comportamento elétrico de uma linha curta.

Supondo que uma linha ideal, de comprimento L , com compensação em série e em derivação distribuídas regularmente a uma distância relativamente pequena, muito menor que um quarto de comprimento de onda⁵, e definindo ξ_s e ξ_d como índices de compensação série e em derivação, respectivamente, os quais representam a relação entre os parâmetros da linha compensada e os parâmetros para a linha não compensada. Pode-se definir os parâmetro médios por unidade de comprimento da linha compensada como sendo:

$$X = \xi_s X_0, \quad (2.68)$$

$$Y = \xi_d Y_0, \quad (2.69)$$

⁵Em termos práticos, pode-se considerar essa distância igual ou inferior a 300 km.

onde o subíndice “0” indica os valores para a linha não compensada. Assim, neste caso, os índices de compensação são $\xi_s = 1$ e $\xi_d = 1$, respectivamente. O valor de compensação série é dado por $\eta_s = (1 \pm \xi_s) p.u.$, (-) para compensação capacitiva série e (+) para indutiva série. E, para compensação em derivação o valor é dado por $\eta_d = (1 \pm \xi_d) p.u.$, (+) para compensação capacitiva e (-) para indutiva em derivação.

Lembrando que o comprimento elétrico é definido por (2.25) e que a impedância característica por (2.18), pode-se verificar que esses parâmetros são modificados com a compensação da seguinte forma:

$$\Theta = \sqrt{\xi_s \xi_d} \Theta_0, \quad (2.70)$$

$$Z_c = \sqrt{\frac{\xi_s}{\xi_d}} Z_{c0}. \quad (2.71)$$

Tomando como referência a tensão nominal da linha, U_0 , pode-se definir a potência característica para a linha sem compensação, P_{c0} , como sendo:

$$P_{c0} = \frac{|U_0|^2}{Z_{c0}}. \quad (2.72)$$

No caso da linha compensada, a potência característica fica:

$$P_c = \sqrt{\frac{\xi_d}{\xi_s}} P_{c0}. \quad (2.73)$$

Como exemplo numérico, pode-se citar o exemplo apresentado em Watanabe *et al.* [8] para uma linha de 600 km ($\Theta_0 = 0.762$), com 40% de compensação capacitiva série ($\xi_s = 0.60$) e 65% de compensação indutiva em derivação ($\xi_d = 0.35$). Para esses valores tem-se que Θ é reduzido para 0.349 (equivalente a 275 km, em 60 Hz), a impedância característica é multiplicada por um fator de 1.31 e a potência característica por um fator de 0.76.

No caso de linhas de algumas centenas de quilômetros, a compensação reativa é usada para reduzir o comprimento elétrico para valores muito menores do que um quarto de comprimento de onda ($\frac{\pi}{2}$, equivalente a 1250 km a 60 Hz), e para adaptar a potência característica. Já para linhas muito longas (2000 a 3000 km),

a compensação reativa, com o objetivo de reduzir o comprimento, pode representar elevados custos para transmissão de energia se o objetivo for reduzir para valores muito menores do que um quarto de comprimento de onda.

A linha de meio comprimento de onda não é um conceito novo. Alguns estudos analisaram o emprego deste tipo de linha em sistemas de potência [44], [45] e [46]. Em 1965, foi publicado um estudo econômico comparativo [47] onde é mostrado que para comprimentos acima de 1450 km, a transformação da linha em uma linha de meio comprimento de onda é mais econômica do que se tentar reduzir seu comprimento para valores muito inferiores a um quarto de comprimento de onda.

Deve ser ressaltado que esses estudos consideram a linha com comprimento elétrico exatamente igual ao meio comprimento de onda, diferente da proposta de Portela e Gomes Jr. em [6], onde é proposto a operação da linha ligeiramente superior ao meio comprimento de onda, pois o meio comprimento de onda trata-se de uma singularidade, o que torna a operação neste ponto muito instável. A linha nessa região não necessita de quase nenhuma compensação reativa para operar, ou quando necessita é apenas uma pequena parcela para ajustar o comprimento elétrico da linha.

Um outro ponto interessante da linha muito longa é sua sensibilidade quanto à compensação reativa longitudinal (série), isto é verificado analisando a elasticidade da potência transmitida em relação ao índice de compensação série ξ_s .

Como visto, o fluxo de potência para uma linha ideal é dado por (2.56). Substituindo (2.71), (2.70) e (2.72) em (2.56), obtém-se:

$$\frac{P}{P_{c0}} = \sqrt{\frac{\xi_d}{\xi_s}} \frac{\text{sen}(\delta)}{\text{sen}(\sqrt{\xi_s \xi_d} \Theta_0)} . \quad (2.74)$$

E, derivando (2.74) em relação a ξ_s , tem-se:

$$\frac{\partial}{\partial \xi_s} \left(\frac{P}{P_{c0}} \right) = \frac{1}{\xi_s} \frac{P}{P_{c0}} \left[-\frac{1}{2} - \frac{1}{2} \sqrt{\xi_s \xi_d} \Theta \cot(\sqrt{\xi_s \xi_d} \Theta) \right] . \quad (2.75)$$

A elasticidade da potência transmitida em relação ao índice de compensação série

é definida como sendo:

$$\frac{E\left(\frac{P}{P_{c0}}\right)}{E\xi_s} = \frac{\xi_s}{\left(\frac{P}{P_{c0}}\right)} \frac{\partial\left(\frac{P}{P_{c0}}\right)}{\partial\xi_s} = -\frac{1}{2} - \frac{1}{2} \sqrt{\xi_s \xi_d} \Theta \cot\left(\sqrt{\xi_s \xi_d} \Theta\right). \quad (2.76)$$

A Figura 2.21 mostra a variação da elasticidade da potência transmitida de acordo com o comprimento elétrico da linha. Pode-se notar que, na região de operação das linhas curtas, o valor da elasticidade é em torno de -1 , o que significa que cada 1% de compensação série causa um aumento de aproximadamente 1% na potência transmitida. Para a região compreendida entre $1.05\pi \leq \Theta \leq 1.10\pi$ ($189^\circ \leq \Theta \leq 198^\circ$), a elasticidade varia desde -10.91 a -5.81 , respectivamente, significando que o aumento da potência transmitida pode chegar a aproximadamente 11% para cada 1% de compensação em série. Isto quer dizer que o efeito da compensação em série pode chegar a ser 11 vezes maior em linhas muito longas do que em linhas curtas, o que representa um menor custo para compensação desse tipo de linha. Comportamento similar da elasticidade pode ser observado em relação à compensação em derivação.

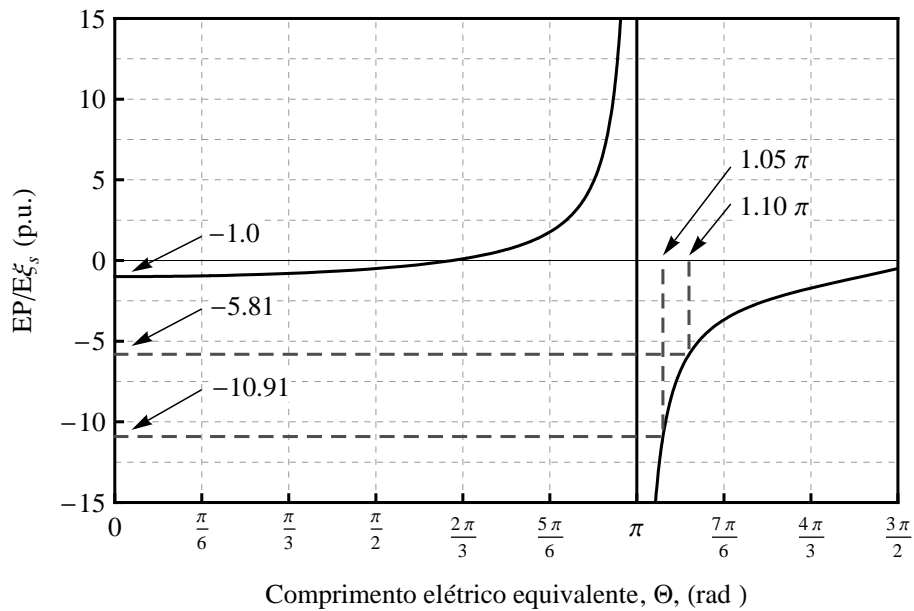


Figura 2.21: Elasticidade da potência transmitida vs. comprimento elétrico, Θ .

2.2.3 Sobretensões de Manobra em Linhas de Pouco mais de Meio Comprimento de Onda

Para se fazer uma análise qualitativa da relação entre as sobretensões de manobra e o comprimento elétrico da linha, pode-se tomar como base o modelo de uma linha ideal e analisar as sobretensões no terminal receptor, oriundas da energização da linha em aberto a partir de uma barra infinita [21].

Ao se energizar uma linha, parte do transmissor uma onda de tensão e de corrente, propagando-se com uma velocidade de fase constante e igual a v . Dá-se o nome de **Tempo de Propagação** (T) ao tempo que essa onda leva para percorrer toda a extensão da linha, sendo definido como $T = \frac{L}{v}$.

Quando essa onda incide no receptor dá origem a outra onda refletida, podendo ser positiva, negativa ou nula, dependendo da impedância terminal da linha, (Z_T). Pode-se definir a tensão em qualquer ponto da linha como sendo a soma algébrica de duas ondas, uma incidente ($u^+(t)$) e uma refletida ($u^-(t)$), propagando-se no sentido positivo e negativo de x , respectivamente. Nos terminais da linha se resume a:

$$\begin{aligned} u_1(t) &= u^+(t) + u^-(t) & i_1(t) &= \frac{1}{Z_c} [u^+(t) + u^-(t)] \\ u_2(t) &= u^+(t - T) + u^-(t + T) & i_2(t) &= \frac{1}{Z_c} [u^+(t - T) + u^-(t + T)] \end{aligned}$$

A relação entre as ondas trafegantes é dada por:

$$u^-(t) = \Gamma_u u^+(t), \quad (2.77)$$

onde Γ_u é o coeficiente de reflexão, que depende tanto da impedância terminal quanto da impedância característica da linha:

$$\Gamma_u = \frac{Z_T - Z_c}{Z_T + Z_c}. \quad (2.78)$$

No caso da linha em aberto ser energizada a partir de uma barra infinita (impedância da fonte, Z_s , nula), tem-se que $\Gamma_u = +1$ ($Z_T = \infty$) no terminal receptor e que $\Gamma_u = -1$ no terminal emissor ($Z_T = Z_s = 0$). E as grandezas terminais da linha são definidas como:

$$i_2 = 0 \longrightarrow u^-(t) = u^+(t - 2T)$$

$$u_1(t) = u^+(t) + u^+(t - 2T) \qquad i_1(t) = \frac{1}{Z_c} [u^+(t) - u^+(t - 2T)] \quad (2.79)$$

$$u_2(t) = 2 u^+(t - T) \quad (2.80)$$

Supondo que a tensão da fonte seja uma função do tempo genérica, $f(t)$, pode-se definir as tensões terminais da linha para cada intervalo de tempo T de acordo com a Tabela 2.1.

Tabela 2.1: Tensões terminais em cada intervalo de tempo T .

Intervalo de tempo	U_1	U_2
$0 < t < T$	$f(t)$	0
$T < t < 2T$	$f(t)$	$2 f(t - T)$
$2T < t < 3T$	$f(t) - f(t - 2T)$	$2 f(t - T)$
$3T < t < 4T$	$f(t) - f(t - 2T)$	$2 [f(t - T) - f(t - 3T)]$
$4T < t < 5T$	$f(t) - f(t - 2T) + f(t - 4T)$	$2 [f(t - T) - f(t - 3T)]$
$5T < t < 6T$	$f(t) - f(t - 2T) + f(t - 4T)$	$2 [f(t - T) - f(t - 3T) + f(t - 5T)]$

Assumindo que a tensão da fonte é $f(t) = \hat{U} \cos(\omega t + \delta_s)$, e utilizando a representação por números complexos, pode-se fazer as seguinte definições:

$$f(t) = \text{Re} [U e^{j \omega t}] \qquad U = \hat{U} e^{j \delta_s}$$

$$u_2(t) = \text{Re} [u_2^0(t) \psi(t) e^{j \omega t}] \qquad u_2^0(t) = 2 U e^{-j \omega T}$$

onde $u_2^0(t)$ é o valor de (2.80) para $t = 0$, e $\psi(t)$ é uma função que representa a propagação de onda em cada intervalo de tempo T , definida de acordo com a Tabela 2.2.

Tabela 2.2: Valores de $\psi(t)$ para cada intervalo de tempo T .

Intervalo de tempo	$\psi(t)$
$0 < t < T$	0
$T < t < 3 T$	1
$3 T < t < 5 T$	$1 - e^{-j \kappa}$
$5 T < t < 7 T$	$1 - e^{-j \kappa} + e^{-j 2 \kappa}$
$7 T < t < 9 T$	$1 - e^{-j \kappa} + e^{-j 2 \kappa} - e^{-j 3 \kappa}$

Lembrando que o comprimento elétrico é dado por:

$$\Theta = \frac{\omega L}{v} \longrightarrow \Theta = \omega T \quad (2.81)$$

Definindo $\kappa = 2 \omega T = 2 \Theta$, então para cada intervalo $[(2n - 1) T < t < (2n + 1) T]$, ψ é uma soma geométrica cuja razão é:

$$q = -e^{-j \kappa} = -e^{-j 2 \Theta}$$

assim,

$$\psi(t) = 1 + q + q^2 + q^3 + q^4 + q^5 + \dots + q^n . \quad n = 0, 1, 2, \dots$$

A soma dos n termos da progressão acima é dado:

$$S_n = \frac{1 - q^n}{1 - q} . \quad (2.82)$$

Considerando a energização da linha, a máxima sobretensão parcial no terminal 2 será o valor máximo de $u_2(t)$ ($\text{Max}_n[u_2(t)]$) obtido em cada intervalo de tempo. Para os intervalos $[(2n - 1) T < t < (2n + 1) T]$ este valor máximo será [21]:

$$\text{Max}_n[u_2(t)] = S_{max}^n \hat{U} = 2 \left| \frac{1 - q^n}{1 - q} \right| \hat{U} . \quad (2.83)$$

Em regime permanente ($n \longrightarrow \infty$), o máximo global é a envoltória dos máximos relativos para todos os valores de n , e é dado por [21]:

$$\text{Max}[u_2(t)] = S_{max} \hat{U} = \frac{4}{|1 + e^{-j 2 \Theta}|} \hat{U} = 2 |\sec(\Theta)| \hat{U} . \quad (2.84)$$

A Figura 2.22 apresenta a variação dos fatores de S_{max}^n e S_{max} em função do comprimento elétrico da linha, para alguns valores de n . Observa-se que o fator de sobretensão máxima global S_{max} para comprimentos elétricos pequenos é na ordem de 2, à medida que o comprimento aumenta este fator cresce, tendendo para infinito em um quarto de comprimento de onda ($\pi/2$). Após o quarto de onda, o fator volta a decrescer voltando a ser da ordem de 2 para comprimentos próximos a π . Cabe ressaltar que a atenuação das ondas eletromagnéticas foram desprezadas, para o caso de se considerar a atenuação em linhas longas, o valor do fator S_{max} para região próxima de π será menor do que $2 p.u.$

Ainda de acordo com a Figura 2.22, pode-se observar, por exemplo, que para um comprimento elétrico igual a $\Theta = \pi/3$ (≈ 825 km, @ 60 Hz e $v = 297 \cdot 10^3$ km/s), o fator de sobretensão máxima global é igual a 4.0, ao passo que para uma linha de pouco mais de meio comprimento de onda, 1.10π (≈ 2722 km, @ 60 Hz e $v = 297 \cdot 10^3$ km/s), este fator é aproximadamente igual a 2.10.

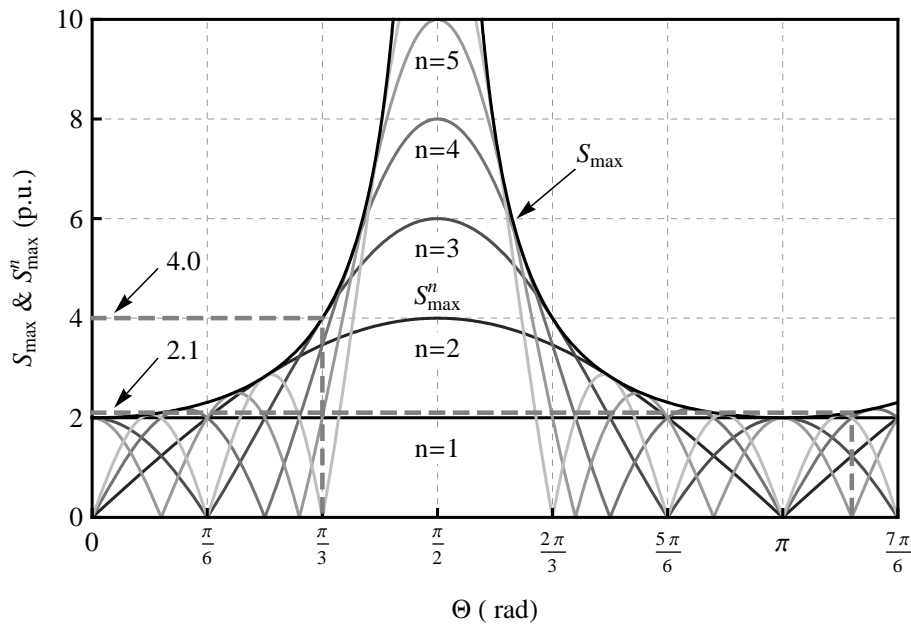


Figura 2.22: Variação dos fatores S_{max}^n e S_{max} em função do comprimento elétrico, Θ .

Como exemplo numérico de energização de uma linha $\lambda/2^+$, considerou-se uma linha de 2700 km, otimizada para uma tensão de 1000 kV fase-fase⁶, energizada a

⁶Os procedimentos e critérios de otimização são mostrados no Capítulo 3.

partir de uma fonte trifásica ideal, cujas tensões fase-terra são iguais a $u_{1a}(t) = 1.0 \times \text{sen}(2\pi 60 t)$ p.u., $u_{1b}(t) = 1.0 \times \text{sen}(2\pi 60 t - \frac{2\pi}{3})$ p.u. e $u_{1c}(t) = 1.0 \times \text{sen}(2\pi 60 t + \frac{2\pi}{3})$ p.u., respectivamente. Na Figura 2.23 é mostrada a tensão na fase a no terminal 2 (i.e., u_{2a}), quando a fonte é conectada à linha em $t = 0$ por meio de um disjuntor trifásico sem resistor de pré-inserção. Neste caso, a máxima tensão nesta fase é de 1.92 p.u. e nas outras fases são iguais a $u_{2b\text{max}} = 2.09$ p.u. e $u_{2c\text{max}} = 1.91$ p.u., resultados coerentes com os valores teóricos apresentados acima (vide Figura 2.22).

No entanto, esses valores podem ser reduzidos com a utilização de resistores de pré-inserção, conforme mostrado na Figura 2.24 para a fase a , onde foi utilizado um resistor de pré-inserção de 77.5Ω em cada fase, por um tempo igual à duas vezes ao tempo de propagação das ondas eletromagnéticas na linha. Para este caso, as máximas tensões são iguais a $u_{2a\text{max}} = 1.22$ p.u., $u_{2b\text{max}} = 1.29$ p.u. e $u_{2c\text{max}} = 1.20$ p.u., respectivamente.

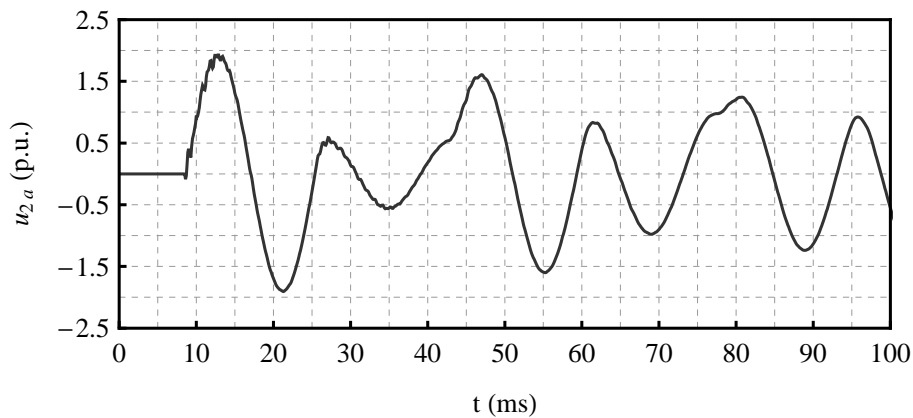


Figura 2.23: Tensão em uma das fases no terminal 2 de uma linha energizada a partir de um barramento “infinito”, em $t = 0$, sem resistor de pré-inserção.

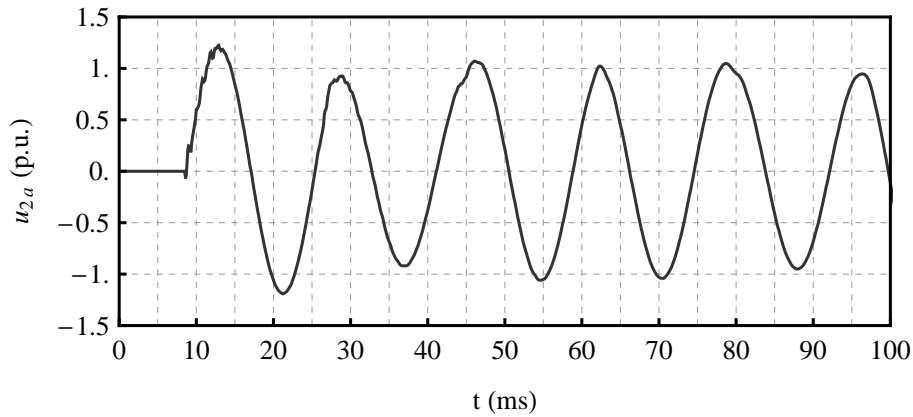


Figura 2.24: Tensão em uma das fases no terminal 2 de uma linha energizada a partir de um barramento “infinito”, em $t = 0$, com resistor de pré-inserção.

Mesmo quando a linha é energizada a partir de uma condição mais severa, por exemplo, quando as tensões fase-terra são iguais a $u_{1a}(t) = 1.0 \times \cos(2\pi 60 t) p.u.$, $u_{1b}(t) = 1.0 \times \cos(2\pi 60 t - \frac{2\pi}{3}) p.u.$ e $u_{1c}(t) = 1.0 \times \cos(2\pi 60 t + \frac{2\pi}{3}) p.u.$, e supondo que a linha é energizada em $t = 0$, as sobretensões são moderadas, mesmo para o caso sem resistor de pré-inserção. Conforme mostrado na Figura 2.25 para a fase a , em que o máximo valor atingido é igual a $u_{2a\max} = 2.18 p.u.$, e para as outras fase os valores máximos são $u_{2b\max} = 1.97 p.u.$ e $u_{2c\max} = 1.99 p.u.$, respectivamente. No caso de se utilizar um resistor de pré-inserção de mesmo valor do anterior (77.5Ω), os valores máximos reduzem para $u_{2a\max} = 1.34 p.u.$, $u_{2b\max} = 1.23 p.u.$ e $u_{2c\max} = 1.24 p.u.$, respectivamente. A Figura 2.24 mostra a tensão na fase a para este caso.

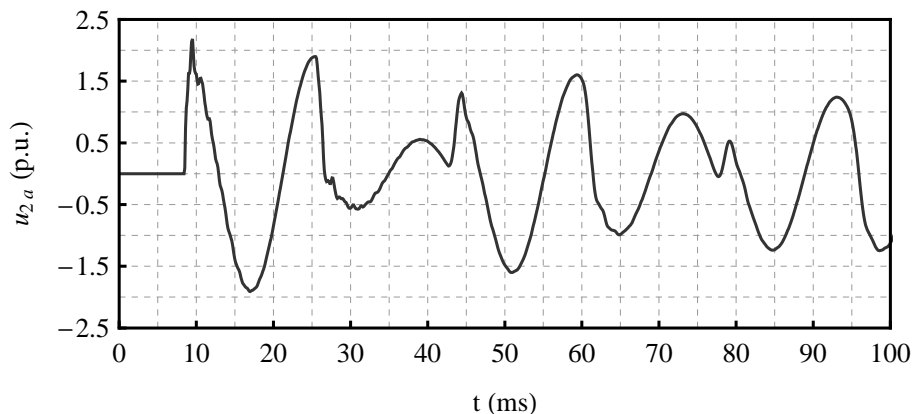


Figura 2.25: Tensão em uma das fases no terminal 2 de uma linha energizada a partir de um barramento “infinito”, em $t = 0$, sem resistor de pré-inserção, em condições mais severas.

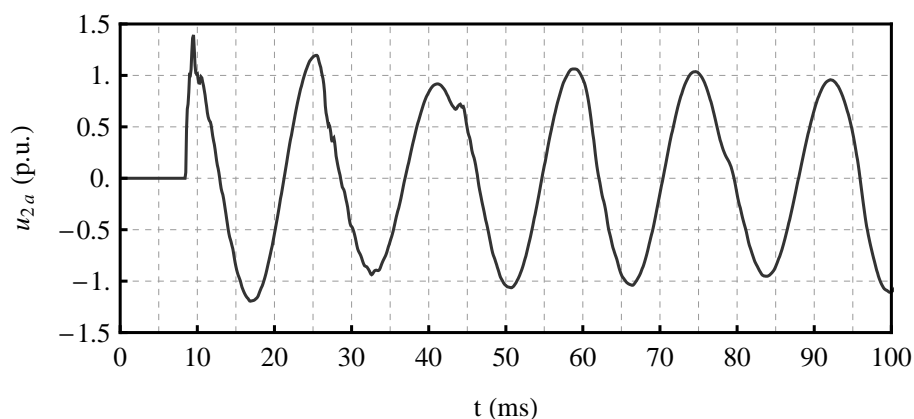
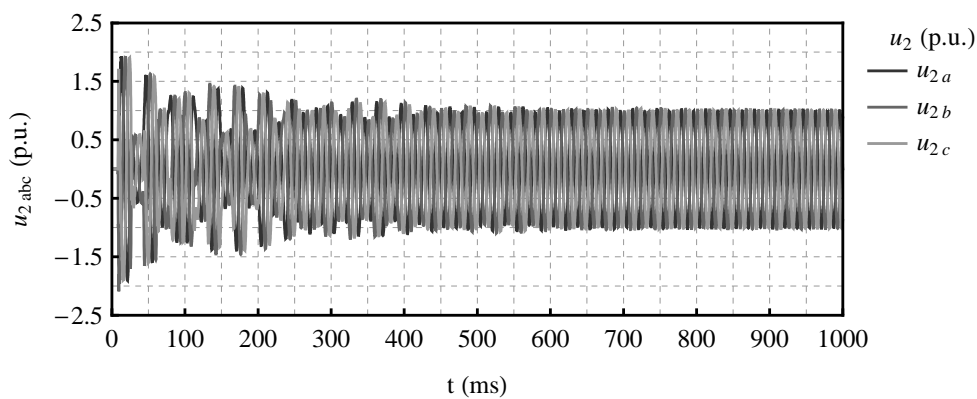
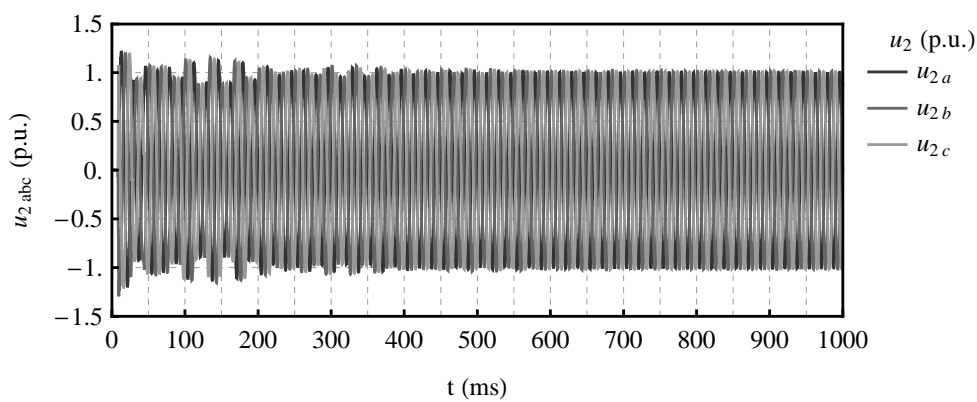


Figura 2.26: Tensão em uma das fases no terminal 2 de uma linha energizada a partir de um barramento “infinito”, em $t = 0$, com resistor de pré-inserção, em condições mais severas.

Além disso, pelo fato de que com o resistor de pré-inserção as tensões transitórias são menores, a tensão em regime permanente é alcançada em um tempo menor do que no caso de não se utilizar o resistor, conforme observado pelas envoltórias das tensões mostradas na Figura 2.27. E o valor da tensão a vazio, em regime permanente, é de aproximadamente 1.018 *p.u.*. E, na Figura 2.28 mostra para o caso de se energizar a partir de uma condição mais severa, conforme apresentado acima.

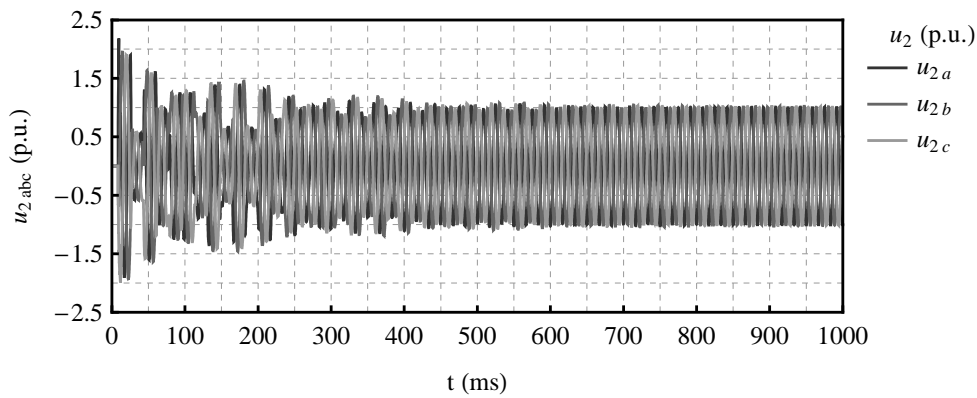


(a)

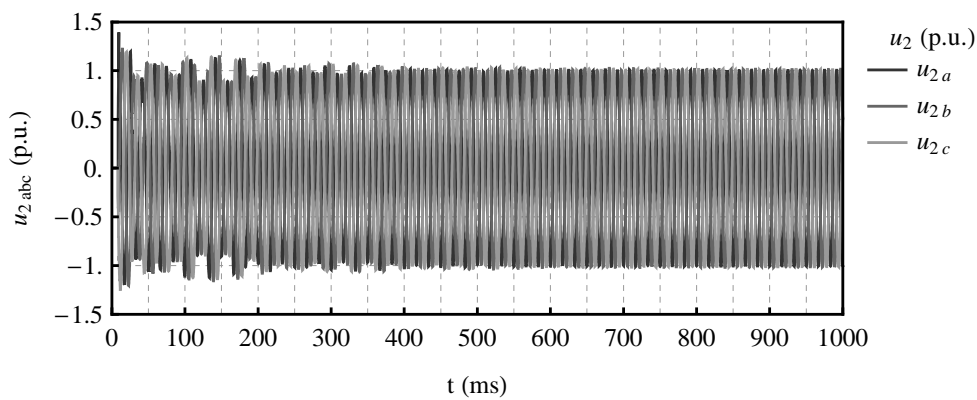


(b)

Figura 2.27: Tensões de fase no terminal 2 da linha energizada a partir de um barramento “infinito” (a) sem resistor de pré-inserção e (b) com resistor de pré-inserção.



(a)



(b)

Figura 2.28: Tensões de fase no terminal 2 da linha energizada a partir de um barramento “infinito”, em condições mais severas, (a) sem resistor de pré-inserção e (b) com resistor de pré-inserção.

Conclui-se assim que linhas cujo comprimento elétrico está na faixa próxima ao meio comprimento de onda possuem sobretensões moderadas, mesmo sem nenhum tipo de compensação, conforme uma linha de transmissão curta e/ou médias compensadas. Em Portela [21], é apresentado um estudo aprofundado acerca do assunto.

2.3 Conclusões parciais

Neste Capítulo foram apresentados alguns aspectos sobre linha de transmissão, dividido em duas partes.

Na primeira parte, foram apresentados os aspectos gerais como: as relações entre as grandezas elétricas na linha, seu modelo equivalente e a metodologia para se calcular os parâmetros elétricos da linha.

Na segunda parte, enfatizou-se a linha de pouco mais de meio comprimento de onda, mostrando as relações de potências, o perfil de tensão ao longo da linha de acordo com seu carregamento, o efeito da compensação reativa. Além disso, fez-se uma breve explanação das sobretensões quando se energiza a linha a partir de um barramento infinito.

Apesar da maioria dos exemplos apresentados ter como base o modelo de linha ideal, as principais conclusões qualitativas aqui obtidas são válidas de maneira geral. Como principais inferências acerca da linha de pouco mais de meio comprimento de onda, cita-se:

- O seu comportamento elétrico não é uma simples extrapolação do comportamento elétrico de linhas longas convencionais. Seu comportamento aproxima-se muito mais do comportamento de uma linha média ($80 < L < 200$ km) compensada do que de uma linha longa ($200 \leq L \leq 1000$ km);
- O perfil de tensão é altamente influenciado pelo carregamento da linha. Quando se transmite uma potência superior à potência característica podem surgir elevadas sobretensões. Para evitar este problema, as linhas devem ser otimizadas de forma a possuírem uma potência natural elevada;
- Apesar da influência do carregamento sobre os perfis de tensão e de corrente, a magnitude da corrente no meio da linha permanece sempre constante e igual a 1.0 p.u.;
- Necessitam de nenhum, ou quase nenhum, tipo de compensação. Por esse motivo, o custo por quilômetro da transmissão é menor. Segundo Portela [21], o custo por quilômetro de uma linha de 2800 km é menor do que o custo para uma linha de 400 km;
- A elasticidade de potência transmitida em relação ao fator de compensação é muito maior em linhas muito longas do que em linhas curtas/médias. Permitindo aumentar a potência transmitida com o mínimo de compensação;

- As sobretensões de manobras são moderadas. De acordo com Portela [21], sobretensões originadas a partir da energização de uma linha de 2800 km, sem compensação, são menores ou equivalentes das originadas em uma linha de 300 km compensada.

Linhas de muito longas distâncias são indicadas para transmissão ponto-a-ponto de grandes blocos de energia — por exemplo, interconexão de grandes subsistemas. A simples derivação da linha por meio de um transformador pode descaracterizar o comprimento elétrico da linha, prejudicando o seu desempenho. Uma solução para realizar uma derivação da linha é por meio de um **TCA** (Tap de Corrente Alternada), baseado em eletrônica de potência, que será apresentado nos próximos capítulos deste trabalho.

Capítulo 3

Critérios de Otimização de Linhas de Transmissão

3.1 Introdução

Como foi visto no Capítulo 2, a potência transmitida em uma linha $\lambda/2^+$ não deve ultrapassar sua potência característica (i.e., $-P_c \leq P \leq P_c$), caso contrário as tensões ao longo da mesma podem atingir valores que inviabilizam sua operação. Por este motivo, é interessante que a capacidade de transmissão da linha seja maximizada. Para tanto, recorre-se a procedimentos de otimização que possibilitam a se chegar a configurações de feixes de subcondutores que minimizam a impedância característica e, por conseguinte, maximizam a potência característica, e dessa forma aumentando os limites de transmissão.

Matematicamente, otimização é uma técnica de análise utilizada para resolver problemas de tomadas de decisão, através da minimização, ou maximização, de uma função que quantifica a qualidade da decisão, chamada de função objetivo [48].

Procedimentos de otimização são usados em diversos campos da engenharia elétrica, como por exemplo: na melhoria da operação de sistemas elétricos; na minimização do consumo de combustível em centrais termelétricas; no controle do nível de água dos reservatórios das hidrelétricas [49], [50] e [51]; ou, ainda, auxiliando no planejamento da expansão desses sistemas [52]. Eles podem também ser usados para

reduzir os custos da transmissão [53] e [54].

Neste trabalho serão apresentados procedimentos de otimização distintos dos citados acima, que busca a maximização da potência característica de uma linha de transmissão através da determinação do número e do raio dos subcondutores, além da configuração geométrica ótima dos mesmos. Respeitando-se as restrições impostas pelo campo elétrico superficial em cada subcondutor e as distâncias de isolamento, entre outras.

A otimização global da linha é uma tarefa árdua, que envolve diversos fatores e parâmetros, sendo quase impossível de ser realizada em tempo aceitável. Porém, muitos desses parâmetros possuem elevada correlação entre si, seja físico, de desempenho ou, mesmo, de custo [55] e [23], o que permite realizar subotimizações parametrizadas com um conjunto moderado de variáveis, que reflete na otimização global. Isto é, escolhendo as variáveis corretamente é possível se chegar ao um ponto próximo ao ótimo global, porém, percorrendo um caminho mais curto e mais rápido.

Nas seções que se seguem, serão apresentados os conceitos fundamentais para a realização da otimização da linha, bem como, as restrições impostas para que não sejam violadas as distâncias de isolamentos e os limites de efeito corona.

3.2 Princípios Básicos de otimização

Os critérios de otimização que serão apresentados são baseados nos trabalhos de Aleksandrov [56], [57] e [58], e, também, servem como uma extensão dos trabalhos de Salari Filho [59] e de Gomes Jr. [48]. Com a complementação que, aqui, não são utilizadas as equações simplificadas, que utilizam os conceitos do raio médio geométrico (RMG) e das distâncias médias geométricas (DMG). E, sim, as equações completas que foram apresentadas no capítulo anterior.

Ao se adotar as equações simplificadas está se supondo que o feixe possui uma geometria regular circunscrita em um círculo, de tal forma, que seja possível substituir o feixe por um condutor equivalente. Por que, a partir de uma distância pequena do feixe, as equipotenciais são circulares, o que permite se supor que seja equivalente às equipotenciais de um único condutor. As limitações estão nos fatos

de que esta simplificação não vale para o caso dos feixes não possuírem uma geometria circunscrita em um círculo e/ou quando as dimensões do feixes são não são desprezíveis em relação as distâncias entre fase e/ou a altura da torre. E, ao se utilizar as equações completas, os conceitos físicos continuam a ser representados nos cálculos dos parâmetros da linha.

Para clarificar o que foi exposto, na Figura 3.1 são mostradas as equipotenciais e linhas de forças do campo elétrico para o caso de um condutor simples e para um feixe convencional de quatro subcondutores, posicionados nos vértices de um quadrado de lado 45 cm. E, na Figura 3.2 são mostradas para o caso de um feixe não convencional elíptico de 12 subcondutores. Facilmente, é possível perceber que, a partir de um distância pequena, os dois primeiros exemplos possuem equipotenciais circulares, o que permite o feixe convencional ser representado por um único condutor equivalente. Porém, no terceiro exemplo, nota-se que as linhas de forças são elípticas, e a representação por um único condutor equivalente pode não representar corretamente os fenômenos físicos envolvidos. Vale frisar também que as dimensões dos feixes para linhas não-convencionais normalmente são maiores do que os de linhas convencionais, o que também contribui para degenerar o conceito de condutor equivalente.

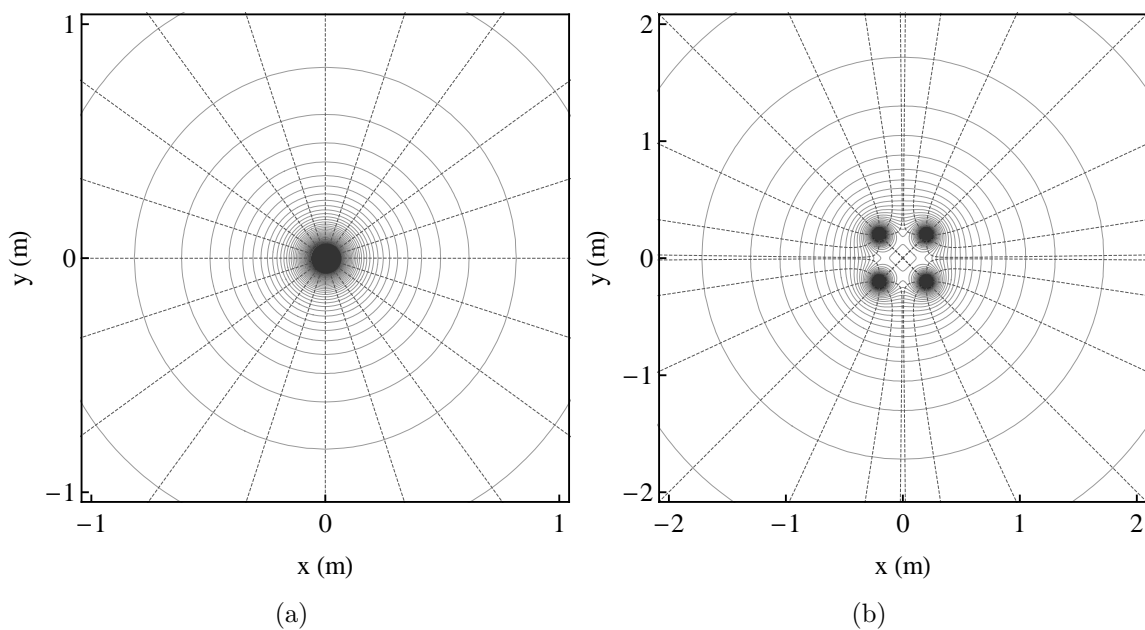


Figura 3.1: Equipotenciais e linhas de forças para (a) um único condutor e para (b) um feixe convencional de 4 subcondutores.

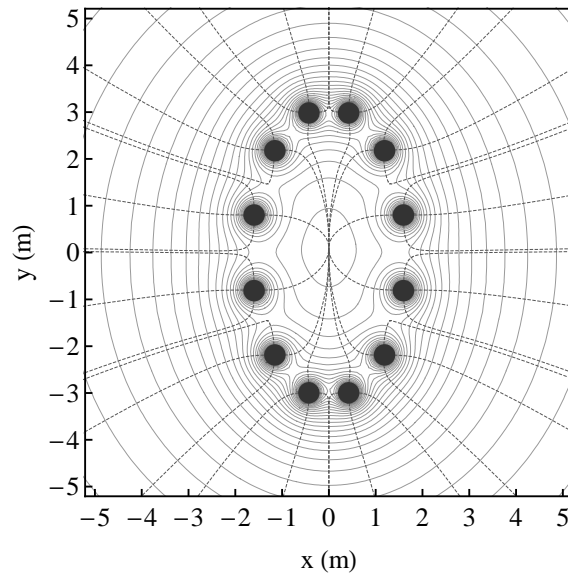


Figura 3.2: Equipotenciais e linhas de forças para um feixe elíptico composto por 12 subcondutores.

3.2.1 Indicadores do comportamento da linha

Como já foi dito, a otimização global depende de diversos parâmetros, por esse motivo a escolha correta das variáveis envolvidas no problema é fundamental. Neste trabalho o foco principal da otimização é o aumento da capacidade de transmissão da linha, que está diretamente relacionado com os parâmetros elétricos da mesma. Para isso, é importante se determinar funções que caracterizam o comportamento elétrico da linha, de maneira que seja possível com um número moderado de variáveis realizar uma análise paramétrica comparativa entre as possíveis soluções subotimizadas.

Em condições de sistema balanceado, a frequência industrial, o comportamento elétrico de uma linha é definido, basicamente, por seus parâmetros de seqüência positiva (\mathcal{R}_1 , \mathcal{C}_1 e \mathcal{L}_1) e por seu comprimento (L). A seguir serão apresentadas duas funções que estão diretamente relacionadas com os parâmetros elétricos, que são a potência característica (P_c) e a densidade de corrente característica da linha (J_c). Estas funções servem como indicadores do comportamento elétrico da linha [48].

A potência característica é definida por

$$P_c = \frac{U_1^2}{Z_c} = \frac{U_1^2}{\sqrt{\frac{\mathcal{L}_1}{\mathcal{C}_1}}}. \quad (3.1)$$

E, pode ser reescrita como

$$P_c = n_f v_1 \mathcal{C}_1 U_1^2 = \frac{n_f U_1^2}{v_1 \mathcal{L}_1}, \quad (3.2)$$

onde U_1 é a tensão nominal de seqüência positiva da linha, n_f é o número de fases, v_1 é a velocidade de propagação das ondas eletromagnéticas no meio, \mathcal{L}_1 é a indutância de seqüência positiva por unidade de comprimento e \mathcal{C}_1 é a capacitância de seqüência positiva por unidade de comprimento. Como se pode perceber variando qualquer um desses parâmetros varia-se a potência característica da linha.

O nível de tensão e o número de fases têm influência direta no número de subcondutores por feixe e no nível de isolamento da linha, por conseguinte, no custo da mesma. Mais adiante será apresentado como é determinado o número de subcondutores por fase e como a coordenação de isolamento da linha é inserida no processo de otimização. Trata-se de um processo iterativo e, por isso, inicialmente, é estipulado um valor para a tensão e para número de fase. Em seguida, o número dos subcondutores e as distâncias de isolamento são calculados. Essas informações são inseridas no problema de otimização, e influenciarão na geometria final da linha. Feito este processo, os resultados são avaliados se são factíveis e viáveis, ou não. Caso não sejam, novos valores devem ser determinados para a tensão e o número de fases da linha, e o processo se dá novamente. Por este motivo, nesta seção o nível de tensão e o número de fases são considerados constantes.

A velocidade de propagação, v_1 , é praticamente independente dos parâmetros construtivos da linha, variando em faixa de 0.96 a 0.99 da velocidade de fase das ondas eletromagnéticas no vácuo [8]. Aqui, também, v_1 é considerada constante¹.

Diante do fato que U_1 , n_f e v_1 serem considerados constantes, conclui-se que, neste caso, a potência característica da linha é determinada, aproximadamente, pela

¹Pode se definir um fator de velocidade, dado por: $k_v = \frac{v_1}{v_0}$, onde v_0 é a velocidade de fase das ondas eletromagnéticas no vácuo. E, este fator ser incluído como variável a ser otimizada também. Porém, dada sua pequena faixa de variação, isto não foi adotado, foi assumido que a velocidade de fase das ondas é constante e igual a $v_1 = 0.99 v_0$.

capacitância e a indutância por unidade de comprimento de seqüência positiva, i.e.:

$$P_c \propto C_1 \propto \frac{1}{L_1}.$$

Já a densidade de corrente é definida como sendo o quociente entre a corrente característica da linha (I_c) pela seção de condução equivalente total da fase (A), i.e.:

$$J_c = \frac{I_c}{A}, \quad (3.3)$$

lembrando que $I_c = \frac{P_c}{n_f U_1}$, tem-se que

$$J_c = \frac{P_c}{n_f U_1 A}. \quad (3.4)$$

A resistência equivalente por unidade de comprimento dos cabos de fase (\mathcal{R}_1) é aproximadamente inversamente proporcional à seção de condução, ou seja:

$$\mathcal{R}_1 \simeq \frac{\rho}{A},$$

onde ρ é a resistividade da seção condutora. Logo a densidade de corrente característica é inversamente proporcional à resistência de seqüência positiva:

$$J_c \propto \frac{1}{\mathcal{R}_1}.$$

Dessa forma, pode-se concluir que linhas de mesmo comprimento L e de P_c e J_c iguais, terão comportamentos elétricos semelhantes, demonstrando que as funções escolhidas são bons indicadores para a análise paramétrica.

3.2.2 Fator de utilização

O próximo passo no processo de otimização é definir a função objetivo que deverá ser maximizada, para que o resultado final seja uma linha com elevada capacidade de transmissão. Segundo Aleksandrov *et. al.* [58], a melhor maneira de se aumentar a capacidade de transmissão de uma linha é aumentando sua potência característica. Então, para se chegar a função objetivo, (3.2) será reescrita em função da carga elétrica de seqüência positiva (q_1), i.e.:

$$P_c = n_f v_1 q_1 U_1, \quad (3.5)$$

onde q_1 é definida por:

$$q_1 = \frac{1}{n_f} \sum_{j=1}^{n_s \cdot n_f} q_j \frac{U_j}{|U_j|}, \quad (3.6)$$

lembrando que $q_1 = \mathcal{C}_1 U_1$.

O campo elétrico na superfície de cada subcondutor do feixe é proveniente de sua carga, e é influenciado pelo campo elétrico dos outros subcondutores, tanto os do próprio feixe quanto os das outras fases. Além disso, existe um limite para este campo, acima do qual, a probabilidade de ocorrer efeito corona aumenta consideravelmente. Para determinar o limite do campo elétrico, define-se a máxima carga elétrica admissível (q_{ad}) para um condutor isolado de raio r :

$$q_{ad} = 2 \pi \varepsilon r E_{max}. \quad (3.7)$$

Esta carga corresponde a um valor máximo de campo elétrico (E_{max}), como foi utilizada a hipótese de que o condutor está isolado, este campo E_{max} é igual em toda a superfície do condutor. Trata-se de um valor teórico e de uma hipótese também teórica, pois a simples presença de outros condutores, seja do próprio feixe seja das outras fases, faz com que o campo elétrico não seja igual em toda a superfície do condutor. Neste caso, o campo máximo será atingido em um único ponto da superfície do condutor, porém, este valor deve ser menor do que E_{max} . O cálculo de E_{max} será apresentado adiante na Subseção 3.3.1, pois a definição deste campo pode ser interpretada como uma restrição no processo de otimização da linha.

É possível, então, definir um fator que exprime o quão próximo do limite teórico de carga admissível, e por conseguinte de campo elétrico máximo, está a carga elétrica de seqüência positiva da linha, i.e.:

$$k_u = \frac{q_1}{n_s q_{ad}}, \quad (3.8)$$

onde k_u é chamado de fator de utilização da linha.

Substituindo (3.8) em (3.5), tem-se

$$P_c = n_f n_s q_{ad} v_1 U_1 k_u. \quad (3.9)$$

O valor máximo idealizado de k_u , sem que haja efeito corona, é igual a unidade, o que ocorreria quando as cargas nos subcondutores estivessem uniformemente distribuídas. Logo, o valor máximo teórico da potência característica de uma linha é

igual a

$$P_{cmax} = n_f n_s q_{ad} v_1 U_1 .$$

Diante disso, o fator de utilização pode ser interpretado, também, como um fator que indica o quanto a linha está próxima do limite de efeito corona. E, a conclusão que se chega é que quanto mais próximo deste limite maior será a capacidade de transmissão da linha.

Então, maximizando o fator k_u , estará se maximizando a capacidade de transmissão da linha de transmissão — considerando os outros parâmetros de (3.9) constantes. Dessa forma, o fator de utilização pode ser escolhido como a função objetivo a ser maximizada no processo de otimização.

A seguir será apresentado a metodologia para otimização do número de subcondutores e seus raios.

3.2.3 Otimização dos Subcondutores

A seleção do raio e do número de subcondutores é feita tomando-se como ponto de partida (3.4) e (3.9). Substituindo a segunda na primeira, tem-se

$$J_c = \frac{n_s q_{ad} v_1 k_u}{A} , \quad (3.10)$$

como foi visto, A é a seção de condução equivalente total da fase, e pode ser escrita em função do raio externo do condutor, da seguinte forma:

$$A = n_s \chi \pi r^2 , \quad (3.11)$$

onde χ é o fator de preenchimento, e é definido como sendo a relação entre a área de condução efetiva do condutor pela sua seção circular externa (πr^2). Substituindo (3.11) em (3.10), q_{ad} por sua definição e rearrumando os termos, chega-se a

$$r = \frac{2 \pi \varepsilon v_1 E_{max} k_u}{J_c \chi} . \quad (3.12)$$

Definido o raio, o número de subcondutores é obtido diretamente de (3.9), i.e.:

$$n_s = \frac{P_c}{2 \pi \varepsilon v_1 n_f r E_{max} k_u} . \quad (3.13)$$

Observa-se que o raio e o número de subcondutores de uma linha podem ser determinados de acordo com a potência e densidade de corrente características desejadas, que, como foi visto, caracterizam de forma muito aproximada o comportamento elétrico da mesma. Além, é claro, de dependerem de outros parâmetros como tensão, características do meio — que são considerados constantes — e do campo elétrico máximo permitido na superfície dos condutores. A definição deste último será vista mais adiante.

Somente a aplicação de (3.12) e de (3.13) não é suficiente para a seleção final dos condutores, pois, vale lembrar que este último deve ser um número inteiro. E, que o condutor definido pelo raio deve existir comercialmente. Assim, é necessário corrigir os valores de r e de n_s para que essas exigências sejam atendidas, sem contudo, alterar significativamente os valores da potência e da densidade de corrente característica originalmente desejadas.

De acordo com a definição da potência característica,

$$P_c = 2 \pi \varepsilon v_1 E_{max} n_f U_1 k_u n_s r , \quad (3.14)$$

e supondo, nesta etapa de correção, o campo elétrico fixo, os parâmetros que podem variar são o fator de utilização, o número de subcondutores e o raio. A potência característica é então proporcional ao produto destes parâmetros, i.e., $P_c \propto k_u n_s r$.

Adotando metodologia semelhante para a densidade de corrente, (3.15), tem-se que esta é proporcional ao quociente do fator de utilização pelo produto entre fator de preenchimento e o raio, i.e., $J_c \propto \frac{k_u}{\chi r}$.

$$J_c = \frac{2 \varepsilon v_1 E_{max} k_u}{\chi r} \quad (3.15)$$

Como o objetivo é corrigir os valores de n_s e de r mantendo os valores de P_c e de J_c iguais aos originais, então, as seguintes igualdades devem ser mantidas:

$$k'_u n'_s r' = k_u n_s r$$

$$\frac{k'_u}{\chi' r'} = \frac{k_u}{\chi r} ,$$

onde as variáveis com o índice (') são as variáveis corrigidas. Dividindo uma pela outra, tem-se

$$\chi' n'_s r'^2 = \chi n_s r^2 ,$$

o que quer dizer que na correção de n_s e de r , a área de condução equivalente total (A) não deve ser alterada, i.e.:

$$A' = A.$$

Assim, o condutor a ser selecionado será aquele cuja seção de condução equivalente for igual a

$$S = \frac{A}{n'_s},$$

claro que, dentro de uma tolerância pré-definida.

O fator de utilização corrigido será:

$$k'_u = \frac{k_u n_s r}{n'_s r'}$$

E, caso a seção do condutor selecionado (S') seja diferente da desejada (S), a densidade de corrente será corrigida de acordo com

$$J'_c = J_c \frac{S}{S'}.$$

Maiores detalhes sobre o processo de otimização dos cabos podem ser encontrados em [48].

Até aqui, já foi visto que a potência característica e a densidade de corrente são bons indicadores do comportamento da linha, e podem ser usados para comparar linhas de mesmo comprimento. Viu-se também que o fator de utilização pode ser usado como função objetiva no processo de otimização. E, finalmente, foi mostrado como a seleção dos subcondutores é feita, bem como a definição do número necessário de acordo com a potência desejada. Entretanto, falta ainda determinar a localização de cada subcondutor para se chegar na geometria final da linha, que será visto adiante.

3.3 Restrições

A partir da otimização do fator k_u é possível determinar a localização de cada subcondutor, de forma que o objetivo de elevar a potência característica seja alcançado. Porém, é necessário levar em conta algumas limitações de ordem física,

que impõem certas restrições na localização dos mesmos. Essas restrições incluem fatores como o campo elétrico máximo na superfície de cada subcondutor, as distâncias mínimas entre as fases, e destas para a estrutura, a altura mínima em relação ao solo, e, também, é desejado que as cargas nos condutores sejam equalizadas — o que minimiza as perdas na linha. E, tudo isso deve ser traduzido em linguagem matemática, de forma que o problema possa ser resolvido por meio de equações. Assim, nas seções subseqüente serão mostrados os critérios que definem as principais restrições na otimização da linha, bem como, o equacionamento das mesmas. Para que, finalmente, o problema de otimização possa ser resolvido.

3.3.1 Restrições de Campo Elétrico

As restrições de campo elétrico se devem, basicamente, ao efeito corona, que está relacionado com o campo elétrico na superfície dos condutores, e às questões como os efeitos fisiológicos e de segurança das pessoas, que podem ser relacionadas com o campo elétrico no solo.

Existem ainda restrições com relação ao campo magnético, porém será analisado apenas as restrições de campo elétrico, pois é este que aumenta consideravelmente quando o nível de tensão é elevado. Além do mais, para critérios de otimização, ao se otimizar o campo elétrico atendendo todas as restrições impostas, os valores do campo magnético ficam dentro de uma faixa aceitável, necessitando apenas cálculos expeditos para simples conferência.

Campo Elétrico na Superfície dos Condutores – Efeito Corona

O efeito corona é a ionização sustentada do ar que em torno do condutor pelo campo elétrico, podendo ocorrer um fenômeno tipo avalanche iniciado pela ação do campo sobre uma partícula. Este efeito ocorre quando o campo elétrico na superfície dos condutores excede um valor crítico, causando inúmeros inconvenientes como ruído audível, radio interferência, vibração dos condutores, produção de ozônio e outros, e ainda causa dissipação de energia que deve ser suprida pela linha.

Não é objetivo aqui estudar o mecanismo de ignição do efeito corona, nem as

conseqüências de sua ocorrência, cujas descrições e análises podem ser encontradas na literatura especializada. O objetivo aqui é determinar o campo elétrico máximo permitido na superfície dos condutores, de forma que o efeito corona não ocorra, ou seja, se está interessado em se determinar o limite em que o campo pode alcançar, este limite é chamado de campo elétrico crítico (E_{cr}).

Um dos pioneiros na determinação do campo elétrico crítico foi F. W. Peek [60]. Através de seus experimentos, Peek determinou que o campo crítico na superfície de condutores cilíndricos lisos de raios da ordem de alguns milímetros, em condições de pressão ao nível do mar e a uma temperatura ambiente de 20°C, é dado, de forma aproximada, por:

$$E_{cr} = 2.16 \left(1 + \frac{0.0301}{\sqrt{r}} \right) [\text{MV}_{\text{rms}}/\text{m}], \quad (3.16)$$

onde r é o raio do condutor.

Entretanto, na fórmula de Peek existe uma inconsistência, trata-se do fato de que à medida que se aumenta o valor do raio, o resultado obtido pela fórmula tende para um valor assintótico ($r \rightarrow \infty$) igual a $E_{cr} = 3.1 \text{ MV/m}$ (valor de pico). Este valor, na verdade, deveria tender para $E_{cr} \rightarrow E_0 \simeq 2.43 \text{ MV/m}$, que corresponde à ruptura do ar para campos uniformes, ou seja, o campo crítico para eletrodos planos paralelos.

Mais recentemente, Portela e Santiago [61] desenvolveram uma formulação que descreve melhor o fenômeno, mesmo para raios maiores. O campo crítico é obtido por:

$$\frac{1}{r} = -A_0 (k_f - 1)^2 + A_1 E_{cr} [k_f - 1 - \ln(k_f)] \quad (3.17)$$

onde $k_f = \frac{E_{cr}}{E_0}$ e $E_0 = 2.438 \text{ MV/m}$. Os parâmetros A_0 e A_1 foram ajustados de acordo com os dados experimentais de Peek, sendo $A_0 = 829.70 \text{ m}^{-1}$ e $A_1 = 781.53 \text{ MV}^{-1}$.

A determinação do campo elétrico crítico depende de diversos fatores como a umidade relativa do ar, a altitude em que se encontra o condutor, a rugosidade da superfície do mesmo, a temperatura ambiente e da superfície dos condutores, proximidade do condutor com a estrutura da linha, entre outros fatores de menor relevância. Esses fatores podem ser levados em conta, corrigindo-se os valores de

E_{cr} e r em (3.17), de modo a compensar o erro que se comete quando as condições de referências não são atendidas, i.e.:

$$r' = r \delta \quad (3.18)$$

$$E'_{cr} = \frac{E_{cr}}{\delta m}, \quad (3.19)$$

onde E'_{cr} e r' são as grandezas corrigidas, δ é a densidade relativa do ar e m é o fator de superfície do condutor.

A densidade relativa é função da temperatura da região próxima à superfície do condutor (t_c , em °C) e da pressão atmosférica (b , em milibar), como é mostrado em [62]:

$$\delta = \frac{0.28924 b}{t_c + 273} \quad (3.20)$$

sendo que a pressão se relaciona com altitude (h , em km, a partir do nível do mar), aproximadamente, por:

$$b = 1013 e^{-0.116 h}. \quad (3.21)$$

O fator m indica as condições da superfície do condutor e aplica correções ao campo crítico, reduzindo as condições de referências. Os valores para m foram determinados tanto por Peek quanto por outros pesquisadores [60], e os valores típicos utilizados são mostrados na Tabela 3.1 (retirada integralmente de [60]).

Tabela 3.1: Fatores de superfície típicos.

Condições superficiais dos condutores	Fatores de superfície
Condutores cilíndricos, polidos e secos	1.00
Cabos novos, secos, limpos e sem abrasão	0.92
Cabos de cobre expostos ao tempo em atmosfera limpa	0.82
Cabos de cobre expostos ao tempo em atmosfera agressiva	0.72
Cabos de alumínio novos, limpos e secos, com condições de superfícies decorrentes do grau de cuidado com que foram estendidos nas linhas (médias 0.60)	0.53 a 0.73
Cabos molhados, novos ou usados	0.16 a 0.25

Pode-se, ainda, aplicar um fator de correção (s) a fim de incorporar o aumento de campo nas proximidades da estrutura e as flutuações de tensão, além de quaisquer outras variações que não foram consideradas [48]. Assim, o campo crítico será:

$$E'_{cr} = \frac{E_{cr}}{\delta m s}. \quad (3.22)$$

Um valor típico para este fator é $s = 0.90$.

Definido o campo elétrico crítico, agora, é necessário calcular o campo em toda a superfície do condutor e, garantir que o valor máximo alcançado não ultrapasse o valor máximo permitido, E_{max} , que será o campo crítico multiplicado por um fator menor que a unidade.

A presença do plano de terra, bem como, a de outros condutores, faz com que a carga elétrica não seja igualmente distribuída entre os subcondutores do feixe, por conseguinte, o campo elétrico na superfície do condutor sofre alterações devido à presença desses elementos. Para representar este efeito, são simuladas cargas imagens de sinal oposto à carga cujo efeito deseja-se compensar e, assim, sucessivamente. Então, o campo elétrico na superfície do condutor pode ser calculado utilizando o método das sucessivas imagens [63], [64], [59] e [48]. De acordo com o método, o

campo elétrico total na superfície do condutor i é dado por:

$$E_i(\gamma) = \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^n \frac{q_j}{2\pi \varepsilon r_i} \sum_{h=1}^{h_{mx}} \left\{ \left(\frac{r_i}{D'_{ij}} \right)^h \cos [h(\gamma - \alpha_{D'_{ij}})] - \left(\frac{r_i}{D_{ij}} \right)^h \cos [h(\gamma - \alpha_{D_{ij}})] \right\} + \frac{q_i}{2\pi \varepsilon r_i} \left\{ 1 + \sum_{h=1}^{h_{mx}} 2 \left(\frac{r_i}{D'_{ii}} \right)^h \cos [h(\gamma - \alpha_{D'_{ii}})] \right\} \quad (3.23)$$

sendo γ o ângulo em que o ponto (P) onde se está calculando o campo na superfície do condutor faz com a semi-reta paralela ao solo, a direita do condutor e com origem do centro do mesmo. As outras variáveis são definidas de acordo com a Figura 3.3.

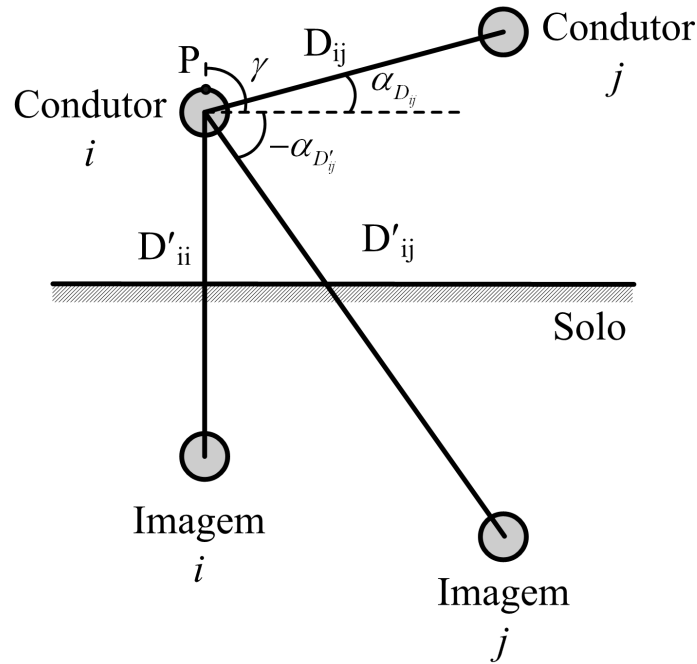


Figura 3.3: Definição das variáveis envolvidas para cálculo do campo elétrico na superfície do condutor i .

O limite h_{mx} é número de imagens simuladas no interior do condutor para representar cada um dos outros condutores, que para o caso de linhas de transmissão, duas imagens por condutor leva a resultados satisfatórios. E, n é o número total de condutores, incluindo os cabos pára-raios, se for o caso.

O próximo passo é definir o ponto em que ocorre o valor máximo em cada um dos condutores. Para proceder com esta tarefa, inicialmente, transformou-se o problema

em um subproblema de otimização, i.e., o que se deseja na verdade é se determinar o máximo global do módulo da função (3.23), dentro da faixa de variação $0 \leq \gamma \leq 2\pi$. Como a função do campo elétrico é suave, é garantido que exista apenas um único ponto de máximo global e bem definido [48]. Além disso, o campo é apenas função da posição ao longo da superfície, definido por γ , pois todas as outras variáveis são calculadas *a priori*. Isto permite utilizar os algoritmos existentes no programa *Mathematica*, através da função `FindMaximum`, que utiliza métodos já bem consagrados para a solução deste tipo de problema, como o método do “gradiente conjugado”, baseado no método de Newton-Raphson, dentre outros [65], [66] e [67].

A resposta do subproblema de otimização é o ângulo em que ocorre o campo elétrico máximo, i.e. γ_{max} , em cada um dos condutores, que substituído em (3.23) obtém-se os valores máximos do campo nos mesmos ($E_{max\ cond_i}$). Finalmente, esta informação entra no processo de otimização da linha como uma restrição, através das inequações:

$$E_{max\ cond_i} \leq E_{max}, i = 1, 2, 3, \dots, n. \quad (3.24)$$

Campo Elétrico no Solo

Outra restrição de campo é o valor do campo elétrico no solo. Esta restrição está relacionada, principalmente, à saúde e segurança das pessoas, e, também, à minimização do impacto ao meio ambiente. Um campo elétrico excessivamente ($> 10\text{ kV}_{\text{rms}}$) pode causar mau estar nas pessoas e induzir correntes parasitas em objetos condutores, e caso o objeto esteja isolado, podem induzir tensão e causar choques elétricos ao serem tocados por alguém [68].

A corrente de choque elétrico pode ser classificada de acordo com a severidade do choque nas pessoas. Correntes que causem danos fisiológicos diretos são classificadas como correntes de choque primárias. Correntes que não causem danos fisiológicos diretos mas podem produzir reação muscular involuntária são classificadas como correntes de choque secundárias. Correntes de um miliampère ou mais, mas menor do que seis miliampères são, normalmente, classificadas como correntes de choque secundárias. Correntes maiores dos que seis miliampères são consideradas de correntes de choque primárias. É virtualmente impossível causar corrente de choque primárias

com tensão menores do que 25 V por causa da resistência natural do corpo humano. A consequência mais danosa possível de correr por causa de um choque elétrico é a fibrilação ventricular, uma vez iniciada é praticamente impossível o processo parar espontaneamente [69] e [70].

Supondo os parâmetros do solo constantes e independentes da frequência, com a permeabilidade magnética igual a do ar (μ_0), então, o campo elétrico em um ponto p qualquer, de coordenadas (x_p, y_p) no ar, devido às cargas existentes nos n condutores de uma linha de transmissão, e suas respectivas imagens, é definido por [71]:

$$\mathbf{E}_{\text{solo}} = E_{x \text{ solo}} + j E_{y \text{ solo}}, \quad (3.25a)$$

sendo,

$$E_{x \text{ solo}} = \sum_{i=1}^n \frac{q_i}{2 \pi \varepsilon} \left\{ \frac{x_p - x_i}{(x_i - x_p)^2 + (y_i - y_p)^2} - \frac{x_p - x_i}{(x_i - x_p)^2 + (y_i + y_p)^2} \right\}, \quad (3.25b)$$

e

$$E_{y \text{ solo}} = \sum_{i=1}^n \frac{q_i}{2 \pi \varepsilon} \left\{ \frac{y_p - y_i}{(x_i - x_p)^2 + (y_i - y_p)^2} - \frac{y_p - y_i}{(y_i + x_p)^2 + (y_i + y_p)^2} \right\}, \quad (3.25c)$$

onde q_i é a carga no i -ésimo condutor de coordenada (x_i, y_i) . No caso, para se calcular o campo elétrico no solo, sem considerar a presença da pessoa ou qualquer outro objeto próximo, basta fazer $y_p = 0^2$.

Como se pode notar o campo elétrico no solo é função, basicamente, da geometria da linha. Então, os efeitos do campo podem ser minimizados modificando-se a geometria da linha, por exemplo: espaçamento entre fases; disposição dos condutores horizontal, vertical ou em delta; e, altura mínima em relação ao solo. Porém, a alteração mais efetiva para minimizar o campo no solo é elevando a altura mínima dos condutores em relação ao solo ³ [71]. Inclusive, em [71] é apresentada uma

²É comum se calcular o campo elétrico a uma altura um pouco acima do solo, e.g. $y_p = 1.80$ m, isto porque as pessoas são mais sensibilizadas pelo campo na altura da cabeça.

³O campo elétrico no solo também pode ser minimizado adicionando cabos de blindagem aterrados, dispostos em paralelos aos cabos de fases e situados nos pontos de maiores magnitudes de campo. Ou, no caso de linha de circuito duplo pode-se alterar o “faseamento” para reduzir os valores do campo. Porém, essas alternativas não foram analisadas porque o objetivo do trabalho é otimizar a linha através da otimização de sua configuração geométrica.

fórmula empírica para expressar a relação entre a altura dos condutores e o campo elétrico do solo:

$$\left(\frac{|E_{solo 1}|}{|E_{solo 2}|} \right) = \left(\frac{H_1}{H_2} \right)^\kappa, \quad (3.26)$$

onde $E_{solo 1}$ e $E_{solo 2}$ são os campos elétricos no solo correspondentes para as alturas mínimas, H_1 e H_2 , das estruturas, respectivamente. κ é uma constante que depende da geometria da linha, que para uma linha com as fases dispostas horizontalmente $\kappa = 1.4$.

No entanto, a metodologia adotada para impor a restrição de campo elétrico no solo foi determinar a altura mínima dos condutores (h_{min}) em relação ao solo, a partir de uma configuração inicial adequada para a linha, de forma que o limite de campo elétrico no solo ($|E_{solo max}|$) não fosse ultrapassado. Então, a restrição imposta no processo de otimização é definida pela inequação:

$$h_i \geq h_{min}, \quad (3.27)$$

onde h_i é a altura do i -ésimo condutor.

Depois de se obter um resultado preliminar para a geometria da linha, o valor de h_{min} é atualizado, e, um novo resultado subotimizado é obtido. Este processo é repetido duas ou três vezes, não necessitando de mais repetições porque neste ponto já se está próximo da solução final desejada, e a altura mínima dos condutores sofre pouca variação. Dessa forma, evita-se incluir restrições não lineares no problema de otimização, i.e., o cálculo do campo elétrico no solo diretamente, em vez disso, utiliza-se restrições simples como mostrado em (3.27), trazendo vantagens no tempo de cálculo e simplificando a programação do problema.

Não existe um estudo conclusivo quanto ao valor máximo permitido para o campo elétrico no solo, porém, um campo elétrico no solo inferior a $10 \text{ kV}_{\text{rms}}/\text{m}$ pode ser perfeitamente tolerado por uma pessoa — desde que o tempo de exposição não seja muito longo [72], caso contrário este valor deve ser menor. Porém, em regiões em que são pouco povoadas este valor pode ser superior, como exemplo, cita-se o caso da Rússia em que para regiões povoadas adota $5 \text{ kV}_{\text{rms}}/\text{m}$, para regiões pouco povoadas e reservadas, basicamente, para agricultura este limite sobe para $15 \text{ kV}_{\text{rms}}/\text{m}$. Já, para regiões pouco povoadas em que o maquinário da agricultura não tem acesso,

o limite é elevado para $20 \text{ kV}_{rms}/\text{m}$ ⁴ [73]. No Brasil, FURNAS adotou os limites 5/10/15 kV_{rms}/m para esses três tipos de regiões, povoada, pouco povoada com agricultura e pouco povoada sem maquinário, respectivamente [73].

Neste trabalho, no processo de otimização, adotou-se para limite de campo elétrico no solo o valor de ($E_{solo \text{ max}}$), i.e.,

$$|\mathbf{E}_{\text{solo}}| \leq E_{\text{solo max}}. \quad (3.28)$$

Foi adotado o valor de $10 \text{ kV}_{rms}/\text{m}$ para o valor máximo de campo elétrico no solo. Cabe ressaltar, é claro, que o comprimento da linha aqui analisado supera os 2500 km e, dependendo da região atravessada, este valor de campo pode ser alterado, servindo como base para garantir uma segurança mínima. Além disso, os resultados obtidos para a configuração geométrica da linha não serão profundamente afetados com a alteração de $E_{\text{solo max}}$, basicamente, isto afetará a altura das estruturas.

3.3.2 Restrições Geométricas

Somente a maximização do fator de utilização e o atendimento das restrições de campo elétrico, na superfície dos condutores e no solo, não são garantias de que o resultado obtido será uma configuração geométrica factível de ser construída na prática.

Em busca de aumentar o campo elétrico nas superfícies dos condutores, por conseguinte, as cargas nos mesmos e, então, o fator de utilização, a solução do problema podem ser resultados em que as distâncias de isolamento sejam violadas — compactação excessiva da linha —, o que tornaria impraticável sua operação. É necessário ainda impor outras restrições que limitem a região em que os condutores podem ser posicionados, além disso, restrições quanto à simetria e a forma dos feixes são importantes, pois permitem que as formas finais das fases sejam possíveis de serem construídas.

A seguir, serão apresentados alguns critérios que foram utilizados na determinação de algumas das restrições citadas acima, como critérios de coordenação de

⁴Na Rússia, para regiões não povoadas como o deserto gélido da Sibéria, ou regiões montanhosas, não existe um limite para o campo elétrico no solo [73].

isolamento, de simetria e de forma do feixe.

Coordenação de Isolamento

Não é objetivo aqui fazer uma análise extensa sobre coordenação de isolamento, o principal objetivo desta subseção é apresentar alguns critérios de coordenação de isolamento ligados à determinação das distâncias mínimas de isolamento, e mostrar como essas informações são inseridas no problema de otimização como restrições. Para aprofundamento no assunto de coordenação de isolamento, e desempenho de linha frente às descargas atmosférica, existe uma vasta literatura científica [62], [71], [74]– [78].

Pode-se entender por coordenação de isolamento um conjunto de critérios que conduz à definição de materiais, equipamentos de redes, distâncias de isolamento e procedimentos de operação, de tal forma que a probabilidade de falha do sistema pela ruptura do dielétrico do isolamento seja inferior a um limite que se julgue aceitável.

Para linha de extra alta tensão, as condições mais severas que os isoladores são submetidos são devidas às sobretensões de manobra. Para este tipo de linha, a blindagem oferecida pelos cabos pára-raios é suficiente para que descargas atmosféricas não atinjam diretamente os condutores de fase⁵. E, quando isto ocorre, a amplitude da corrente de descarga não é suficientemente elevada a ponto de acarretar sobretensões que superem a tensão de suportabilidade dos isoladores. Por este motivo, nesta subseção será apresentado somente o cálculo de coordenação de isolamento considerando sobretensões de manobra.

A proteção de linha quanto à descargas atmosféricas consiste em localizar o cabos pára-raios com o objetivo destes oferecerem uma blindagem para os condutores de fase, isto foi feito aplicando o modelo eletrogeométrico [48], [62] e [71], e os resultados

⁵Para o caso de descargas de correntes elevadas atingirem os cabos pára-raios sem que haja escorvamento de tensão, são calculadas as alturas mínimas entre estes e os cabos de fase e, supõe-se que os aterramentos de “pé de torre” são adequados, projetado criteriosamente aplicando metodologias baseadas em conceitos robusto, de base física, e, se possível, avaliando a resistividade do solo para uma ampla gama de frequências.

são apresentados mais adiante, na seção 3.5.

Os procedimentos de coordenação de isolamento aqui empregados consistem, então, em:

- determinar através de métodos estatísticos a tensão crítica em que ocorre a ruptura, ou escorvamento de arco, no isolamento analisado;
- determinar às distâncias de isolamento de forma que a probabilidade de falha de um elemento, dentre n isoladores considerados (submetidos à mesma sobretensão), seja inferior a um limite pré-estabelecido.

Para isolamentos autoregenerativos como o ar, é, em geral, suficiente considerar que a distribuição de probabilidade de ocorrer escorvamento de arco é aproximadamente uma gausseana em função da tensão aplicada U . Exceto para valores muito pequenos de U , em que não se verifica escorvamento, ou para valores muito elevados de tensão, em que sempre se verifica escorvamento.

Defini-se por $U_{0.5}$ a tensão crítica em que a probabilidade de ocorrência de escorvamento é igual a 0.5, i.e. o valor médio da gausseana, e a distribuição de probabilidade, no intervalo que se possa considerá-la gausseana, pode ser caracterizada ainda por seu desvio quadrático médio, σ . Para sobretensões com frente de onda lenta ⁶, do tipo associadas à sobretensão de manobra, o desvio quadrático médio é, em geral:

$$\sigma \simeq 0.05 U_{0.5} .$$

A tensão crítica de escorvamento — considerando ondas de polaridades positivas, ar seco e condições normais de referência ⁷ — pode ser definida por:

$$U_{0.5} = 0.50 k_m d^{0.6} , \quad (3.29)$$

onde d é a distância entre os eletrodos, sendo da ordem de 2 m ou superior, e k_m é um fator que depende da forma do eletrodo e definido de acordo com a Tabela 3.2.

⁶Pode se entender como tensão de frente de onda lenta como sendo um impulso unidirecional, caracterizado por um valor máximo de tensão, U_m , pelo tempo de frente de onda, $t_1 = 250 \mu s$, e pelo tempo de duração de meia onda, $t_2 = 2500 \mu s$.

⁷Segundo a CEI (*Commission Electrotechnique Internationale*), as condições de referências correspondem a uma pressão de 1013 mb (760 mmHg), a 20°C, com umidade absoluta de 11 g/m³ [62].

Tabela 3.2: Valores de k_m .

Eletrodos	k_m
Condutor – plano paralelo ao condutor	1.15
Condutor – estrutura metálica inferior	1.30
Haste – haste inferior com 3 m	1.30
Haste – haste inferior com 6 m	1.40
Condutor – estrutura metálica superior ou lateral	1.35
Condutor – haste vertical inferior com 3 m	1.65
Condutor – haste vertical inferior com 6 m	1.95
Condutor – janela de torre quadrada	1.20
Peças metálicas suspensas de isolador rígido-estrutura	1.20

A tensão crítica de escorvamento é afetada pelas condições meteorológicas, como a densidade do ar, umidade absoluta e existência, ou não, de chuva. Esta última tem efeito reduzido na tensão de escorvamento, pode-se considerar que a tensão de escorvamento sob chuva é 5% inferior para a tensão sem chuva, para incluir os efeitos das outras condições meteorológicas são aplicados fatores de correção em $U_{0.5}$. Assim, a tensão de escorvamento corrigida é dada por:

$$U'_{0.5} = 0.95 U_{0.5} (\delta)^\alpha (\gamma)^\alpha, \quad (3.30a)$$

sendo,

$$\gamma = 0.0118 u + 0.87 \quad (3.30b)$$

e

$$\alpha = \begin{cases} 1 & , \text{ para } d \leq 1.5 \text{ m} \\ -0.1428 d + 1.2143 & , \text{ para } 1.5 < d < 3.6 \text{ m} \\ 0.7 & , \text{ para } d \geq 3.6 \text{ m} \end{cases}, \quad (3.30c)$$

onde δ é a densidade relativa do ar, definida por (3.20), γ é o fator de correção associado à umidade absoluta e α é um fator definido empiricamente.

A partir da determinação da tensão de escorvamento, é possível se determinar a probabilidade acumulada, p_1 , de haver escorvamento em um único isolador, por conseguinte, a probabilidade de não ocorrer escorvamento em um único elemento é dada por:

$$\bar{p}_1 = 1 - p_1 . \quad (3.31)$$

Porém, sobretensões de manobra sofrem pouca atenuação ao longo da linha, logo, não é suficiente determinar somente a probabilidade de falhar um elemento, é necessário determinar a probabilidade de não ocorrer escorvamento em nenhum dos n elementos que estão em paralelo sob a mesma sobretensão.

A probabilidade de não ocorrer escorvamento em nenhum dos n elementos em paralelo, sob a mesma tensão, é igual a $(1 - p_1)^n$. Logo a probabilidade acumulada de haver escorvamento em pelo menos um dos isolamentos é dada por:

$$p_n = 1 - (1 - p_1)^n , \quad (3.32)$$

assim, conclui-se que para que o conjunto de n elementos em paralelo tenha uma probabilidade acumulada de escorvamento p_n , é necessário que a probabilidade de escorvamento de um único elemento seja de:

$$p_1 = 1 - (1 - p_n)^{\frac{1}{n}} . \quad (3.33)$$

Dessa forma, é possível se determinar a distância mínima de isolamento, d , entre dois eletrodos de forma que a probabilidade de ocorrer falha de isolamento seja p_1 , quando n elemento estão sob a máxima sobretensão esperada U_{max} .

Vale ressaltar que apesar de distribuição de probabilidade de haver escorvamento em um único elemento ser gaussiana, a probabilidade de haver escorvamento em um dos n elementos em paralelo não é uma distribuição do mesmo tipo.

Para uma linha de mais de 2500 km, considerando as perdas, a máxima sobretensão de manobra a ser considerada está na faixa de 1.8 a 1.9 vezes a tensão nominal da linha (vide Figura 2.22). Na Figura 3.4 são mostradas as distâncias mínimas de isolamento em função da probabilidade acumulada de ocorrer escorvamento em 150 elementos em paralelo, em uma linha cuja tensão nominal é igual a 1000 kV. Nota-se

que para uma tensão máxima de 1.9 p.u. e uma probabilidade p_{150} igual a 0.01, é necessário que a distância mínima entre os condutores de fases diferentes seja igual a $d = 9$ m, aproximadamente.

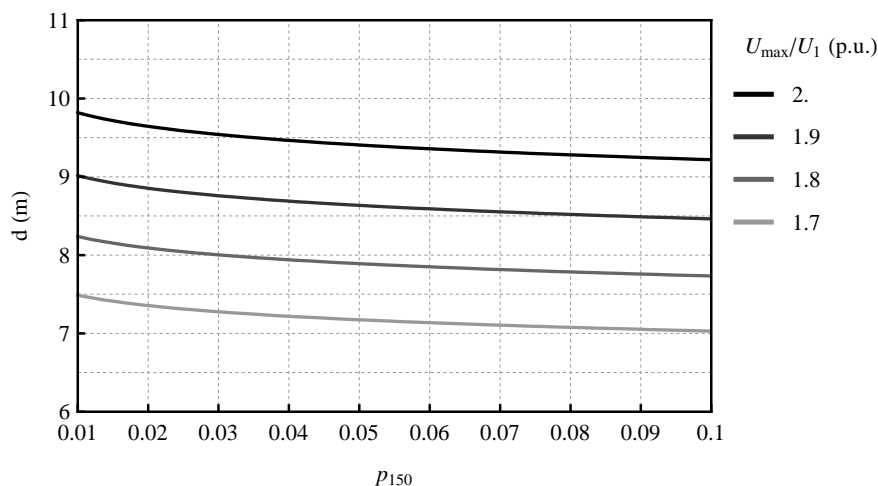


Figura 3.4: Distâncias de isolamento entre fases para uma linha de 1000 kV e 2700 km, considerando probabilidade acumulada para 150 elementos em paralelo. Com temperatura ambiente de 45°C , altitude de 1000 m e fator $k_m = 1.2$.

Na Figura 3.5 são mostradas as distâncias mínimas em função da probabilidade p_{150} para o caso da tensão nominal da linha ser $U_1 = 765$ kV. Neste caso, a distância mínima entre fase, considerando uma máxima sobretensão de 1.9 p.u., é igual a $d = 5.8$ m, aproximadamente.

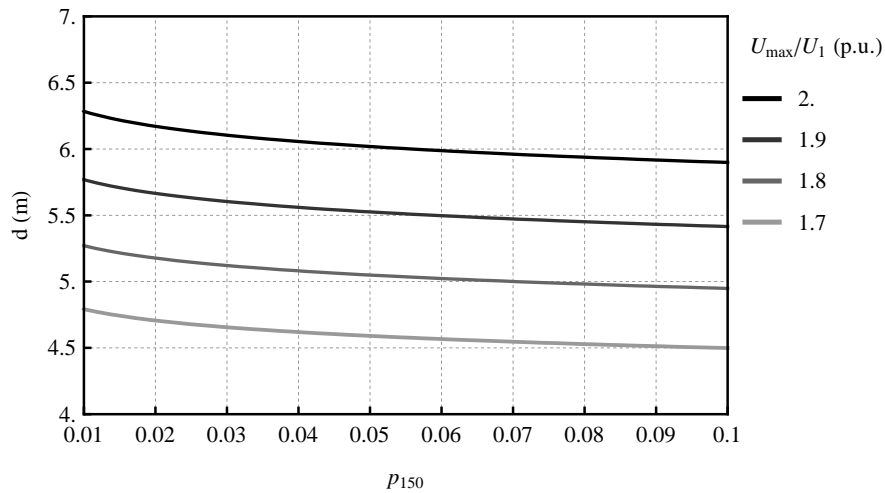


Figura 3.5: Distâncias de isolamento entre fases para uma linha de 765 kV e 2700 km, considerando probabilidade acumulada para 150 elementos em paralelo. Com temperatura ambiente de 45°C, altitude de 1000 m e fator $k_m = 1.2$.

Obtidas essas informações, é então imposta a restrição de que nenhum subcondutor de uma fase pode ter uma distância inferior a d , em relação ao subcondutor da fase vizinha. Tem-se que as restrições são expressas matematicamente por:

$$\sqrt{(x_{i,1} - x_{j,2})^2 + (y_{i,1} - y_{j,2})^2} \leq d \quad (3.34a)$$

e,

$$\sqrt{(x_{i,2} - x_{j,3})^2 + (y_{i,2} - y_{j,3})^2} \leq d, \quad (3.34b)$$

onde $(x_{i,k}, y_{i,k})$ são as coordenadas do subcondutor i , ou j , da fase k , sendo que $i = j = 1, 2, 3 \dots n_s$ e $k = 1, 2, 3$. Neste trabalho foi considerado somente disposição horizontal das fases, por esse motivo, apenas as distâncias entre subcondutores de fases vizinhas foram consideradas, supondo que a fase 2 é a fase central.

Restrições de Simetria e Forma

Para que as soluções do problema de otimização sejam restringidas às configurações que sejam exequíveis na prática, algumas restrições, quanto à simetria e às formas dos feixes, devem ser incluídas na formulação do problema. Além dos feixes, é desejável também que as fases externas sejam equidistantes da fase central, e

esta, por sua vez, seja localizada na linha central vertical da torre. Essas restrições refletem em questões mecânicas da linha, e.g., quando se considera um feixe com número par de subcondutores, e este feixe é simétrico em relação à sua linha vertical central, cada subcondutor de um lado serve de contrapeso para o subcondutor do outro lado, o que minimiza problemas de vibrações. Isso também se pode dizer para o caso das fases externas serem simétricas em relação à central, existe um equilíbrio de forças que minimizam esforços na estrutura. Dessa forma, indiretamente, pode-se incluir restrições relacionadas às questões mecânicas no processo de otimização, além disso, questões relacionadas à manutenção da linha também podem ser consideradas e incluídas de forma indireta.

Assim, uma das restrições de simetria imposta foi a simetria entre as fases externas, equidistantes do plano vertical central da torre, conforme mostrado na Figura 3.6. Isto é, a altura de cada subcondutor de uma fase é igual à altura do subcondutor simétrico correspondente da outra fase, e a média das abscissas dos mesmos é igual a abscissa do plano central [48].

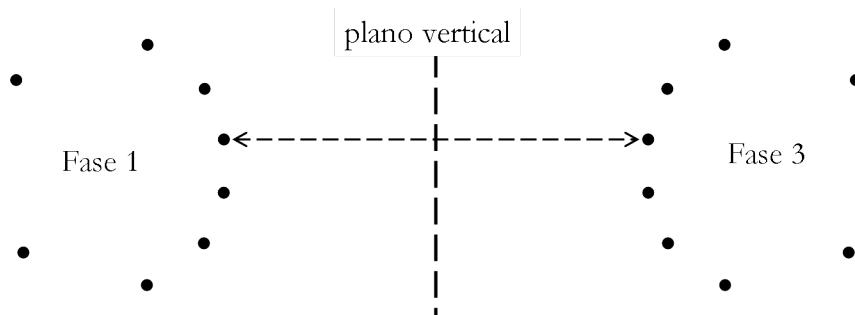


Figura 3.6: Simetria das fases externas em relação ao plano vertical central da linha.

Com relação aos feixes das fases, pode-se impor restrições que garantam que a forma final seja regular. No caso deste trabalho, determinou-se que a forma final dos feixes fossem elípticas, o que já inclui o caso convencional que é a forma circular. Para isto, as coordenadas dos subcondutores dos feixes devem atender a equação da elipse, i.e.:

$$\frac{(x_i - x_{c \text{ ext}})^2}{R_{x \text{ ext}}^2} + \frac{(y_i - y_{c \text{ ext}})^2}{R_{y \text{ ext}}^2} = 1, \quad (3.35a)$$

para as fases externas, e

$$\frac{(x_i - x_{c \text{ int}})^2}{R_{x \text{ int}}^2} + \frac{(y_i - y_{c \text{ int}})^2}{R_{y \text{ int}}^2} = 1, \quad (3.35b)$$

para a fase central, onde $(x_{c \text{ ext}}, y_{c \text{ ext}})$ e $(x_{c \text{ int}}, y_{c \text{ int}})$ são as coordenadas dos centros das elipses das fases externas e central, respectivamente; $R_{x \text{ ext}}$ e $R_{y \text{ ext}}$ são os raios das elipses externas, nas direções x e y , respectivamente; e, $R_{x \text{ int}}$ e $R_{y \text{ int}}$ são os raios da elipse interna, nas direções x e y , respectivamente. Rearrumando (3.35), tem-se:

$$(x_i - x_{c \text{ ext}})^2 + K_{\text{ext}} (y_i - y_{c \text{ ext}})^2 = R_{x \text{ ext}}^2, \quad (3.36a)$$

e

$$(x_i - x_{c \text{ int}})^2 + K_{\text{int}} (y_i - y_{c \text{ int}})^2 = R_{x \text{ int}}^2, \quad (3.36b)$$

onde $K_{\text{ext}} = \frac{R_{x \text{ ext}}^2}{R_{y \text{ ext}}^2}$ e $K_{\text{int}} = \frac{R_{x \text{ int}}^2}{R_{y \text{ int}}^2}$. Para garantir que as elipses dos feixes possuam o eixo vertical (direção x) maior do que o eixo horizontal (direção y), deve-se incluir as restrições:

$$K_{\text{ext}} \leq 1 \quad (3.37a)$$

$$K_{\text{int}} \leq 1. \quad (3.37b)$$

Contudo, a aplicação somente de (3.36) e de (3.37) não é garantia de que os subcondutores são distribuídos regularmente espaçados ao longo do feixe, pois, pode ocorrer que os subcondutores fiquem mais agrupados em umas regiões da elipse do que em outras. Além disso, não é suficiente impor apenas simetria dos subcondutores em relação ao eixo vertical da elipse, pois, o mesmo pode ocorrer, por exemplo, todos os subcondutores localizados acima do eixo horizontal. Então, para evitar que isto ocorra, deve-se incluir mais uma equação que deve ser atendida, i.e.:

$$y_i = y_c - R_y \cos \left(\frac{\pi}{n_s} + \frac{2(i-1)\pi}{n_s} \right), \quad (3.38a)$$

para o caso de n_s ser par, e

$$y_i = y_c - R_y \cos \left(\frac{2(i-1)\pi}{n_s} \right), \quad (3.38b)$$

para o caso de n_s ser ímpar, onde y_i é a ordenada do subcondutor i , y_c é a ordenada do centro do feixe que o subcondutores pertence e R_y é o raio na direção vertical

do mesmo. Nota-se que apenas foi imposta restrição para a distribuição vertical, no caso da direção horizontal, não é necessário porque impõe-se simetria em relação ao eixo vertical. Com isso, a coordenada do subcondutor, ao atender a equação da elipse, (3.36), e da distribuição vertical, (3.38), a equação de distribuição na direção x passa ser redundante, podendo, assim, ser omitida.

Além dessas restrições que foram apresentadas, outras podem ser incluídas, como a região em que os condutores de uma fase podem ocupar e/ou outras formas de feixes [48]. Contudo, estes tipos de restrições não foram apresentados porque não foram utilizadas no processo de otimização em questão.

3.4 Formulação do Problema

Após a determinação da função objetivo a ser maximizada e de todas as restrições do problema, o passo seguinte é, então, reunir todas as equações em um problema de otimização estática, i.e.:

$$\begin{aligned}
 i. \quad & \max F_{\text{obj}} = \mathbf{F}(\mathbf{x}, \mathbf{y}) \\
 ii. \quad & l_1 \leq \psi(\mathbf{x}, \mathbf{y}) \leq u_1 \\
 iii. \quad & l_2 \leq \mathbf{A}_1 \mathbf{x} + \mathbf{A}_2 \mathbf{y} \leq u_2 \quad , \\
 iv. \quad & l_3 \leq \mathbf{x} \leq u_3 \\
 v. \quad & l_4 \leq \mathbf{y} \leq u_4
 \end{aligned} \tag{3.39}$$

onde a função $\mathbf{F}(\mathbf{x}, \mathbf{y})$ é a função objetiva que se deseja maximizar, definida por (3.8); as linhas de *ii.* a *v.* representam as restrições do problema, não-lineares (*ii.*), lineares (*iii.*) e relações de desigualdades (*iv.* e *v.*).

Definida a formulação do problema, é possível, então resolvê-lo utilizando programação não-linear, por meio de algumas funções existentes no programa *Mathematica*, [65], [67] e [66].

O procedimento adotado consiste em estimar os valores iniciais das coordenadas de todos os condutores, exceto os pára-raios. Após um resultado preliminar da configuração da linha, os cabos pára-raios são calculados para oferecer a blindagem necessária, através dos modelos eletrogeométrico (vide Apêndice B). Então, os resultados preliminares obtidos, juntamente com os cabos pára-raios, servem de valores

iniciais para um novo cálculo. Em seguida, verifica se há necessidade realocar os cabo pára-raios, em caso afirmativo, o processo é repetido, caso contrário, considera-se a solução da iteração como o resultado desejado. Esta metodologia de localizar os cabos pára-raios através de um procedimento externo ao da otimização, não necessita de muitas repetições, pois os cabos de blindagem têm pouco influência da maximização da carga de seqüência positiva da linha. Eles alteram, basicamente, os campos elétricos nas superfícies dos condutores, contudo após a primeira repetição do processo, pouco influenciam nestes também.

3.5 Resultados

A seguir serão apresentados alguns dos resultados obtidos de configurações geométricas para linhas de 765 kV e 1000 kV. Os resultados foram divididos em duas subseções, na primeira são mostrados resultados para o caso de não fixar as formas dos feixes, e, na segunda, são mostrados os resultados para o caso de se incluir todas as restrições apresentadas anteriormente.

Vale ressaltar que o fato das fases serem compostas por feixes de subcondutores, o fator de utilização sempre será menor do que o máximo teórico, além disso a existência das restrições limita ainda mais a maximização do fator de utilização, por este motivo, o seu valor final ainda menor. Para o caso de não fixar a forma dos feixes os valores alcançados para k_u maiores do que quando se fixa. Para o caso de se fixar a forma do feixe o máximo valor obtido para k_u não ultrapassou 0.83, trata-se de uma valor aceitável haja vista que linhas convencionais muitas vezes têm fator de utilização inferior a metade deste valor. Para todos os casos analisados o condutor comercial calculado foi o *bluejay* — resultado obtido pela metodologia apresentada na Subseção 3.2.3 —, lembrando ainda, que todos os cálculos foram feitos considerando uma altitude de 1000 m, temperatura ambiente de 45°C, temperatura na superfície do condutor igual a 65°C. Porém, não se considerou a ação do vento, nem a dilatação dos cabos com a temperatura. Isto porque, julgou-se que esses resultados servem como diretrizes a serem seguidas em busca da otimização final da linha. Em casos práticos, cálculos para o refinamento dos resultados devem ser aplicados para se chegar à solução final da linha $\lambda/2^+$.

Sem fixar as formas dos feixes

A Figura 3.7 apresenta a localização dos condutores para uma linha de 765 kV, com 8 condutores por fase, com potência característica igual a $P_c = 4.8$ GW. Neste caso, não foram considerados os cabos pára-raios. O fator de utilização desta linha é igual a $k_u = 0.98$, que é muito próximo do valor máximo teórico, para as condições de altitude e temperaturas considerados.

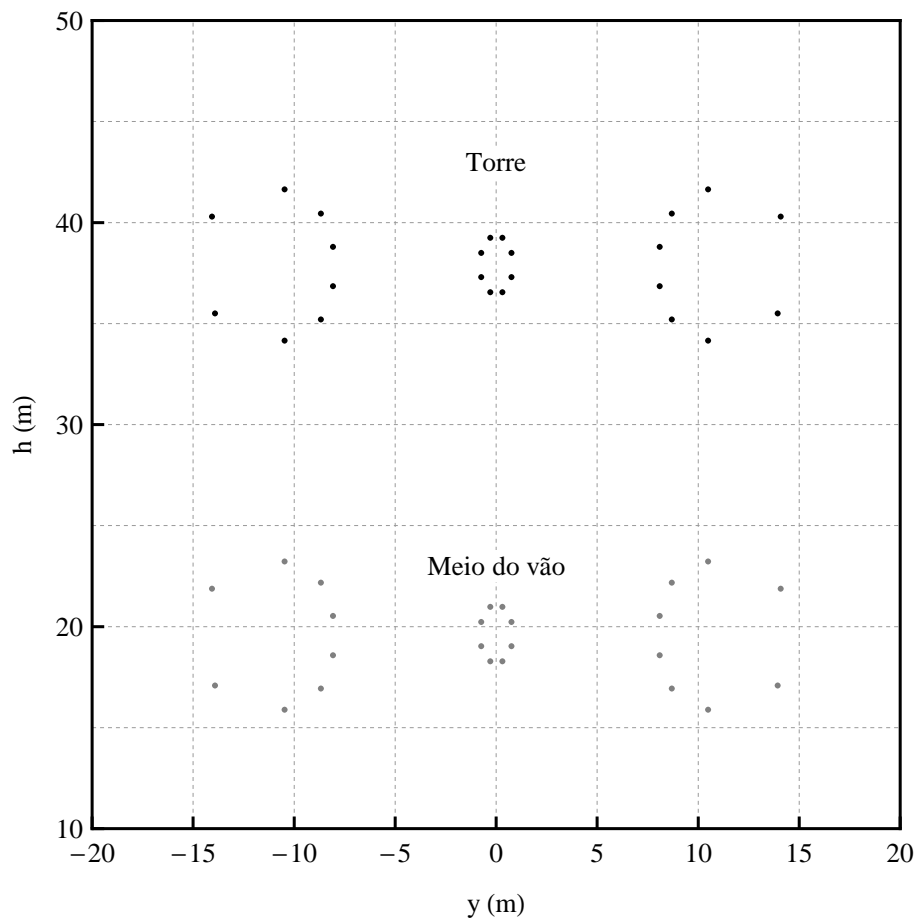


Figura 3.7: Linha de 765 kV com 8 subcondutores por fase e $P_c = 4.8$ GW.

Na Figura 3.8 são apresentados os resultados para um nível de tensão de 765 kV com 10 subcondutores por fase, para este caso o fator de utilização é igual a $k_u = 0.97$ e a potência característica é $P_c = 6.0$ GW.

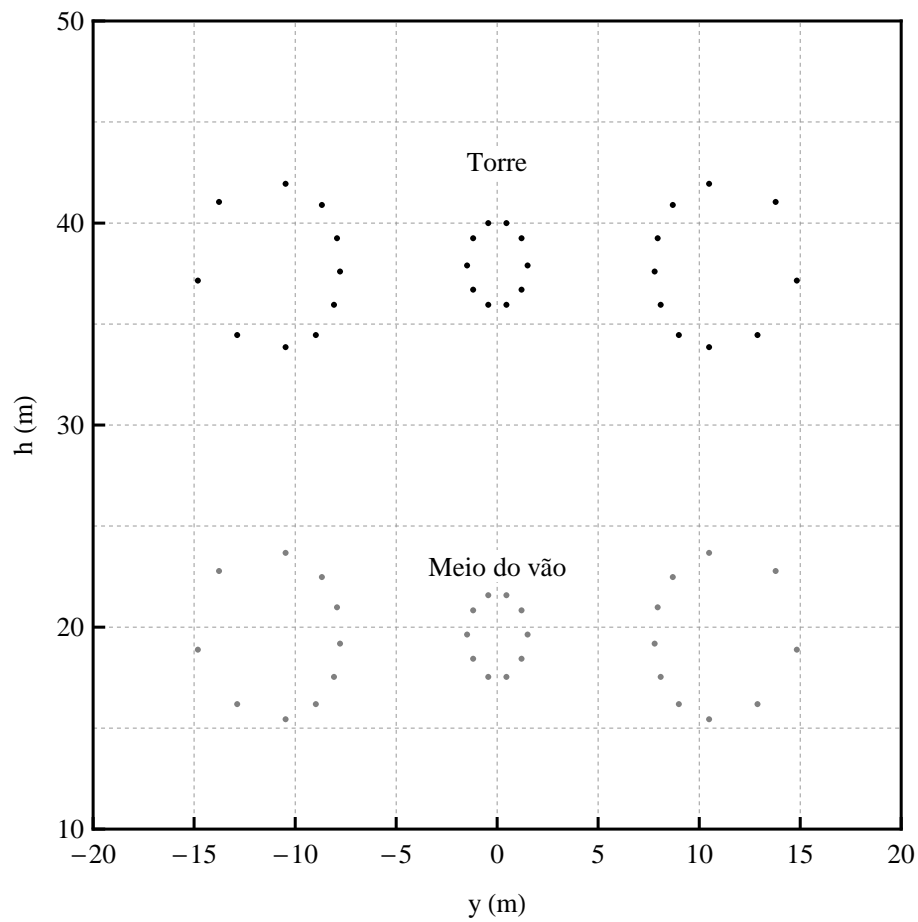


Figura 3.8: Linha de 765 kV com 10 subcondutores por fase e $P_c = 6.0$ GW.

Elevando-se o nível de tensão para 1000 kV, e o número de subcondutores por fase para 12, é possível se obter uma linha cuja potência característica é aproximadamente igual a $P_c = 9.35$, com um fator de utilização de $k_u = 0.97$, conforme mostrado na Figura 3.9.

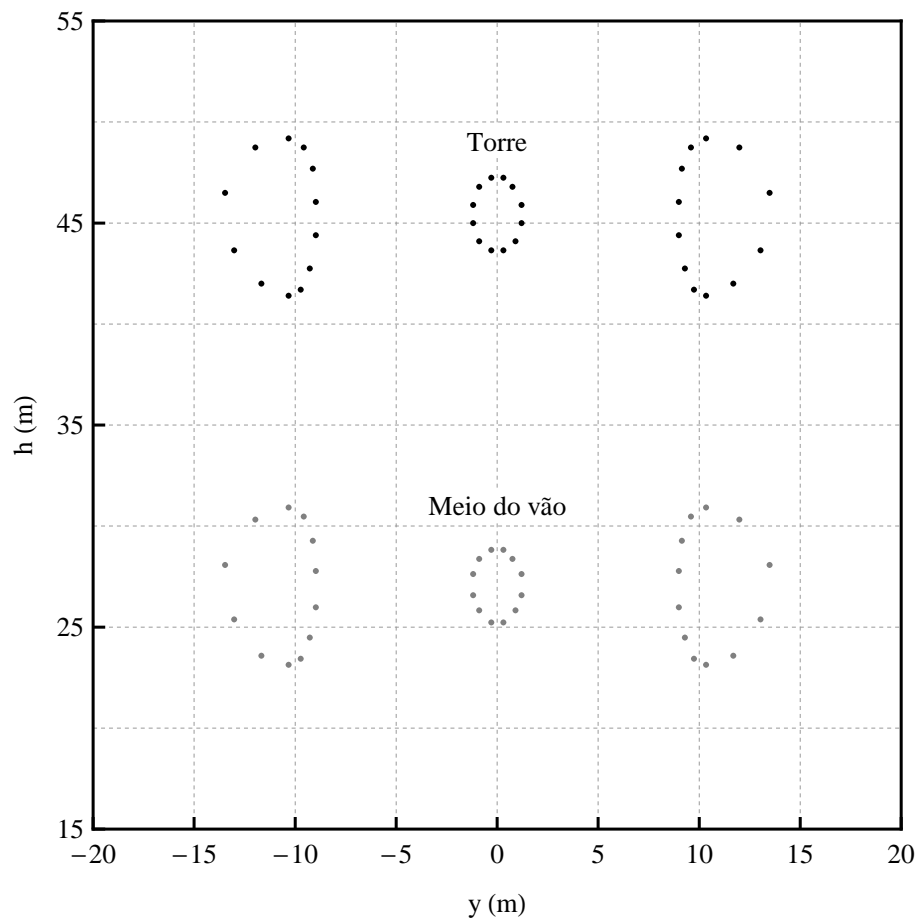


Figura 3.9: Linha de 1000 kV com 12 subcondutores por fase e $P_c = 9.35$ GW.

A Figura 3.10 mostra uma linha de 1000 kV com potência característica igual a $P_c = 9.35$ GW e $k_u = 0.97$, porém, para esta linha os valores iniciais são diferentes do que no caso anterior. O que demonstra que a solução de otimização da linha é um ótimo local, e não um ótimo global, mostrando assim que o problema tem inúmeras soluções, devendo-se então limitar as soluções existentes através das restrições, como será feito adiante.

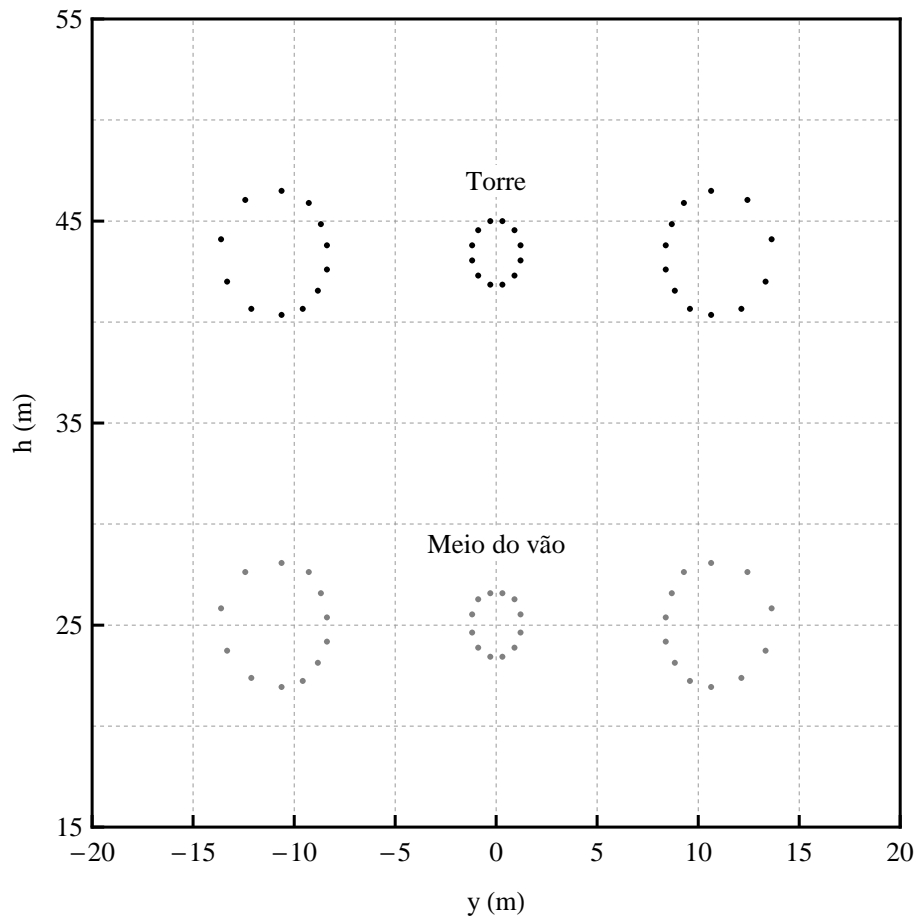


Figura 3.10: Linha de 1000 kV com 12 subcondutores por fase e $P_c = 9.35$ GW, alterando-se os valores iniciais.

Com as formas dos feixes fixas

Os resultados obtidos até aqui apresentam linhas com elevada capacidade de transmissão. Porém, são linhas muito complicadas de serem implementadas na prática, que apresentam, aparentemente, feixes com pouca robustez mecânica, propensos a apresentarem problemas de vibrações mecânicas.

Por isso, há a necessidade de incluir todas as restrições vistas na Seção 3.3, a inclusão dessas restrições faz com que a máxima potência característica alcançada seja inferior àquela obtida anteriormente.

Pode se compensar esta redução de P_c , elevando-se o número de subcondutores por fase⁸, como é mostrado na Figura 3.11, em que se obteve para uma linha de

⁸Outra forma de compensar a redução em P_c é elevando o nível de tensão, e.g. para 800 kV,

765 kV uma potência característica de $P_c = 4.8$ GW ($k_u = 0.8$), o mesmo valor anterior para o caso de se ter 8 condutores por fase. Na Figura 3.12 é mostrado o campo elétrico no solo, observa-se que está abaixo do limite estabelecido de 10 kV_{rms}/m, atendendo às restrições de campo, simetria e de forma para cada fase.

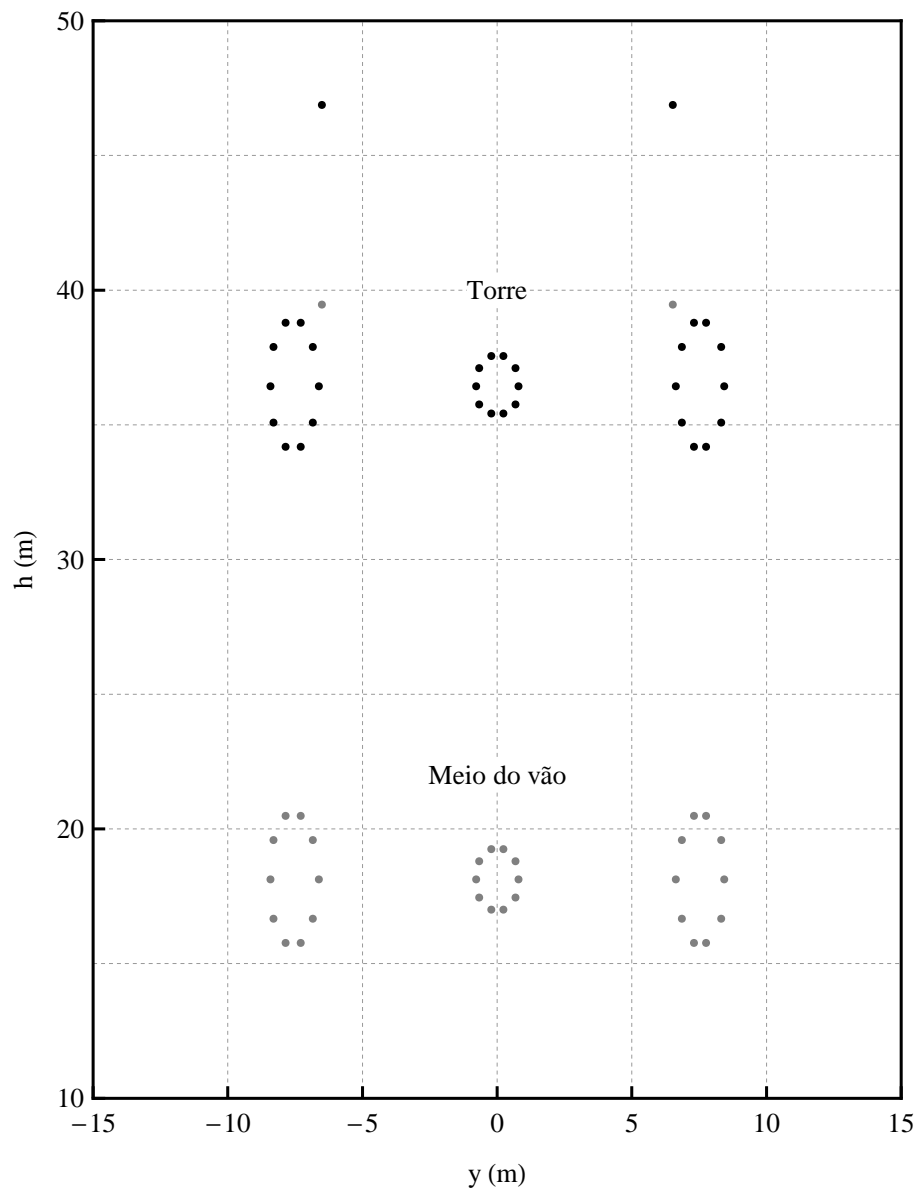


Figura 3.11: Linha de 765 kV com 10 subcondutores por fase e $P_c = 4.8$ GW.

como foi apresentado em [23], em que se obteve uma potência característica de 4.8 GW com 8 condutores por fase.

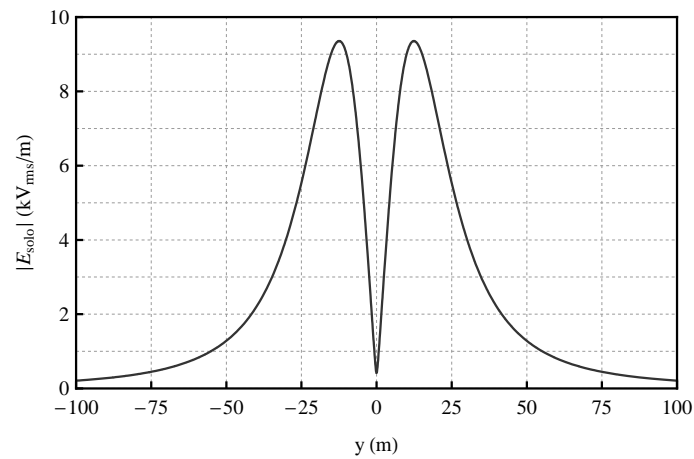


Figura 3.12: Campo Elétrico no solo para a linha de 765 kV.

Para uma linha de 1000 kV, como 12 condutores por fase, a máxima potência característica obtida foi de $P_c = 8.0$ GW — para as condições de temperatura e altitude consideradas. Neste caso o fator de utilização obtido é aproximadamente igual a $k_u = 0.83$, e o campo elétrico no solo é mostrado na Figura 3.14, em que seu valor máximo é de aproximadamente $8 \text{ kV}_{\text{rms}}/\text{m}$.

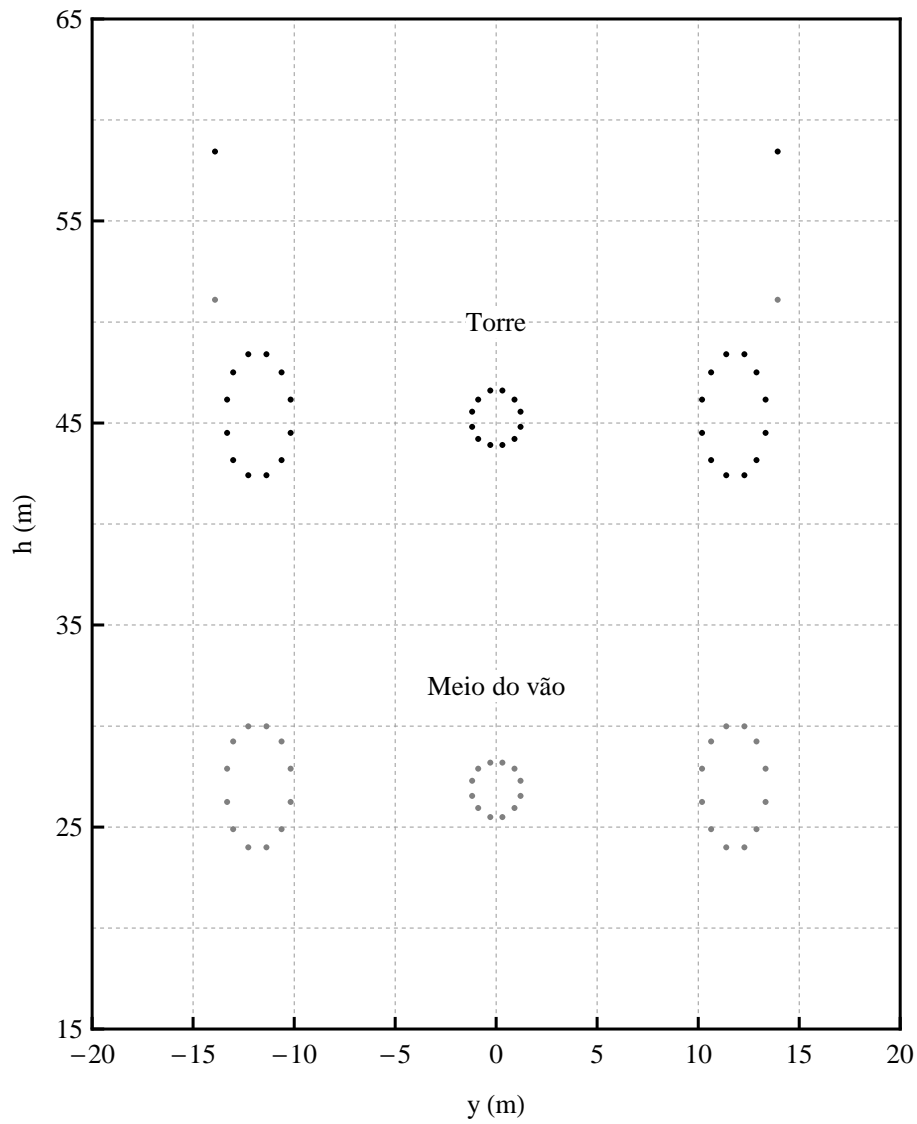


Figura 3.13: Linha de 1000 kV com 12 subcondutores por fase e $P_c = 8.0$ GW.

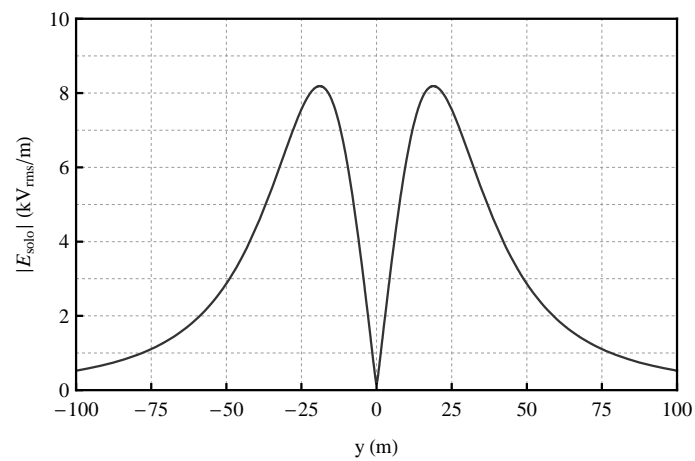


Figura 3.14: Campo Elétrico no solo para a linha de 1000 kV.

Este último resultado foi o escolhido para proceder nas análises dos capítulos seguintes da tese.

As condições meteorológicas e a altitude exercem grande influência sobre o limite máximo que se pode alcançar para P_c , isto porque, influenciam diretamente no campo elétrico crítico (limite do corona) e nas distâncias de isolamento, por conseguinte, na compactação da linha. Dependendo dos parâmetros escolhidos, pode-se chegar a potências mais elevadas mesmo para o caso de se considerar as restrições, como é mostrado em [55], onde é apresentada uma linha de transmissão de 1000 kV com 12 condutores por fase, porém com uma potência característica de 8.6 GW, 600 MW acima da potência característica da linha apresentada na Figura 3.13.

3.6 Conclusões Parciais

Neste capítulo foram vistos alguns procedimentos para aumentar a capacidade de transmissão da linha, que consiste em aumentar sua potência característica através da maximização do fator de utilização da mesma, por meio da otimização da configuração geométrica dos feixes.

Contudo, não se pode aumentar a potência da linha indefinidamente, existem restrições de ordem física que limitam a máxima potência que se pode alcançar. Como, por exemplo, o campo elétrico máximo na superfície de cada condutor, o campo elétrico no solo — que está diretamente relacionado à saúde das pessoas —, as distâncias mínimas de isolamento, além de restrições que buscam garantir a exequibilidade do resultado obtido, como forma do feixe e simetria da linha. Todas essas restrições foram identificadas, e mostrou-se com elas incluídas na otimização através de equações lineares, ou não.

Em seguida, alguns resultados foram apresentados, tanto para o caso em que não se leva em consideração algumas das restrições, como para o caso de se incluir todas elas. No primeiro conjunto, obteve-se linhas cujas potências características são da ordem de 4.8 GW, com 8 condutores por fase, e de 9.3 GW, com 12 condutores por fase, para os níveis de tensão de 765 kV e 1000 kV, respectivamente.

Para os resultados com todas as restrições, os valores para P_c foram menores. Com

objetivo de compensar a redução que as restrições acarretam, mostrou-se que se pode elevar o número de condutores por fase, como no caso da linha de 765 kV, obtendo os mesmos 4.8 GW, porém com 10 condutores por fase. Já, no caso da linha de 1000 kV, foram mantidos os 12 condutores por fase, e com isso, a potência característica final obtida foi reduzida para 8.0 GW.

Dessa forma, a utilização de uma linha $\lambda/2^+$, devidamente otimizada, pode ser uma alternativa para a transmissão de grandes blocos de energia por distâncias muito elevadas. E, como será visto adiante, a limitação por ser, basicamente, uma transmissão ponto-a-ponto pode ser superada pela utilização de um dispositivo *FACTS* para drenar, ou injetar, energia em qualquer ponto da linha.

Capítulo 4

Análise Qualitativa de *Tap* de Corrente Alternada (TCA)

4.1 Considerações Gerais

Para analisar o efeito devido à inserção do *tap* ao longo da linha $\lambda/2^+$, adotou-se duas abordagens. Na primeira, modelou-se o equipamento como um elemento passivo, *i.e.*, ou como uma impedância série ou como uma admitância em derivação (*shunt*), correspondendo a um *tap* série e a um *tap* em derivação, respectivamente. Na outra abordagem, considerou-se o *tap* como um elemento ativo, *i.e.*, uma fonte de corrente para o *tap* em derivação e uma fonte de tensão para o série. Com esta análise será possível delinear a definição da melhor topologia do TCA — série (TCAS) ou derivação (TCAD) — a ser proposta ao final da tese.

Para melhor definir o efeito da inserção do *tap*, considerou-se a inserção de uma impedância tanto com parte real positiva quanto negativa, representando um dreno ou uma injeção de energia ativa, respectivamente, analisando-se o efeito da variação da magnitude, da fase e da posição do elemento na linha. Fez-se o mesmo para o caso fonte de tensão/corrente, porém, o dreno/injeção de energia ativa é determinado pela fase da fonte.

A análise é feita para uma linha de transmissão ideal, de comprimento elétrico equivalente igual a 1.1π radianos, com cada extremidade conectada a um barra-

mento “infinito”. As tensões terminais possuem módulos iguais a U_0 , e a diferença de fases entre elas é igual a δ . Para o caso de $\delta = 1.1\pi$, na ausência do *tap*, a potência transmitida entre os dois sistemas será igual a potência característica da linha.

4.2 Análise do TCA como Elemento Passivo

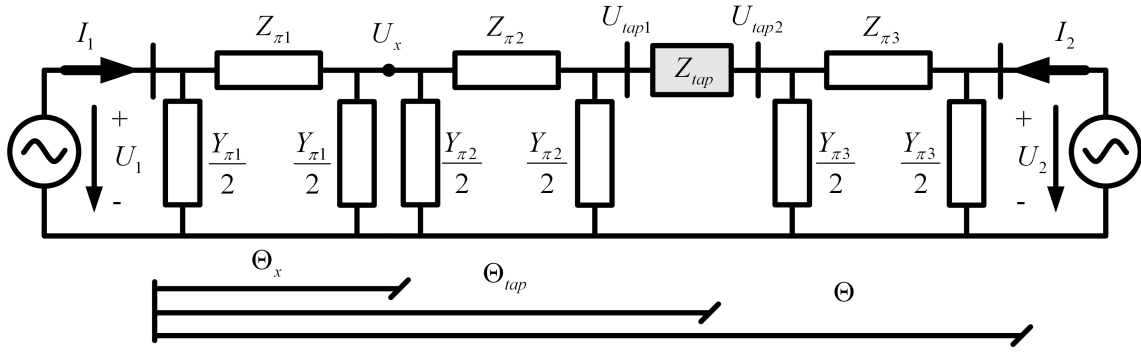
Nas duas subseções seguintes são apresentadas as análises para o caso de se inserir um elemento passivo ao longo da linha, tanto em série quanto em derivação¹. Esta abordagem, pode ser interpretada como o caso de conectar uma subestação ao longo da linha, porém, um caso hipotético, onde é possível controlar a fase e amplitude da impedância equivalente da subestação.

Na Subseção 4.2.1, o *tap* é considerado como um elemento passivo conectado em série na linha, por conveniência para o equacionamento, ele é modelado como uma impedância série. Pelo mesmo motivo, na Subseção 4.2.2, o elemento passivo, conectado em derivação na linha, é modelado como uma admitância em derivação.

4.2.1 Impedância Série

Como o interesse é identificar as conseqüências de se inserir um *tap* na linha, seja por meio de elementos passivos ou por meio de conversores de eletrônica de potência, definiu-se a impedância série do *tap* como Z_{tap} , disposta a uma distância x_{tap} , equivalente a um comprimento elétrico Θ_{tap} , do terminal 1 da linha. O sistema analisado está representado pelo circuito equivalente de seqüência positiva mostrado na Figura 4.1 — para o caso do ponto de observação estar localizado antes do *tap*.

¹Para evitar eventuais mal entendimentos, será utilizado o termo “*tap* passivo” para o *tap* que foi modelado como um elemento passivo, seja como impedância ou como admitância, conforme mostrado nesta seção. E, para seguir a mesma linha de raciocínio, será utilizado o termo “*tap* ativo” quando o *tap* for modelado como um elemento ativo, *i.e.*, fonte de corrente ou de tensão, conforme mostrado adiante.

Figura 4.1: Circuito equivalente com o *tap* série.

Supondo que as tensões terminais sejam iguais a $U_1 = U_0 e^{j\delta}$ e $U_2 = U_0 e^{j0}$, e que os sentidos das correntes sejam considerados conforme apresentados na Figura 4.1, aplicando-se então a Lei dos Nós nos pontos em que o *tap* está inserido, e no ponto de observação, chega-se ao seguinte sistema de equações:

$$\begin{bmatrix} U_x \\ U_{tap1} \\ U_{tap2} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} Y'_{11} & Y'_{12} & Y'_{13} \\ Y'_{21} & Y'_{22} & Y'_{23} \\ Y'_{31} & Y'_{32} & Y'_{33} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} -\frac{1}{Z_{\pi1}} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{Z_{\pi3}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_1 \\ U_2 \end{bmatrix}, \quad (4.1)$$

onde,

$$Y'_{11} = \frac{1}{Z_{\pi1}} + \frac{1}{Z_{\pi2}} + \frac{Y_{\pi1}}{2} + \frac{Y_{\pi2}}{2} \quad (4.2a)$$

$$Y'_{21} = Y'_{12} = -\frac{1}{Z_{\pi2}} \quad (4.2b)$$

$$Y'_{31} = Y'_{13} = 0 \quad (4.2c)$$

$$Y'_{22} = \frac{1}{Z_{\pi2}} + \frac{Y_{\pi2}}{2} + \frac{1}{Z_{tap}} \quad (4.2d)$$

$$Y'_{32} = Y'_{23} = -\frac{1}{Z_{tap}} \quad (4.2e)$$

$$Y'_{33} = \frac{1}{Z_{\pi3}} + \frac{Y_{\pi3}}{2} + \frac{1}{Z_{tap}} \quad (4.2f)$$

$$(4.2g)$$

sendo, Z_{π} e $\frac{Y_{\pi}}{2}$ os elementos do circuito π -equivalente, que para o caso da linha ideal,

tem-se:

$$Z_{\pi 1} = j Z_c \operatorname{sen}(\Theta_x) \quad (4.3a)$$

$$Z_{\pi 2} = j Z_c \operatorname{sen}(\Theta_{tap} - \Theta_x) \quad (4.3b)$$

$$Z_{\pi 3} = j Z_c \operatorname{sen}(\Theta - \Theta_{tap}) \quad (4.3c)$$

$$\frac{Y_{\pi 1}}{2} = j \frac{1}{Z_c} \tan(\Theta_x) \quad (4.3d)$$

$$\frac{Y_{\pi 2}}{2} = j \frac{1}{Z_c} \tan(\Theta_{tap} - \Theta_x) \quad (4.3e)$$

$$\frac{Y_{\pi 3}}{2} = j \frac{1}{Z_c} \tan(\Theta - \Theta_{tap}) . \quad (4.3f)$$

com $Z_c = \sqrt{\frac{\mathcal{L}_1}{\mathcal{C}_1}}$.

Substituindo (4.3) em (4.2) e, em seguida, em (4.1), obtém-se a tensão no ponto x . Utilizando o mesmo procedimento para quando o ponto de observação encontra-se depois da posição do tap , tem-se que a tensão ao longo da linha, normalizada em relação à tensão nominal, é dada por:

$$\frac{U_x}{U_0} = \begin{cases} \frac{1}{\Delta} \left\{ e^{j\delta} \left[\frac{Z_{tap}}{Z_c} \cos(\Theta - \Theta_{tap}) \cos(\Theta_{tap} - \Theta_x) + j \operatorname{sen}(\Theta - \Theta_x) \right] + j \operatorname{sen}(\Theta_x) \right\} & , \Theta_x < \Theta_{tap} \\ \frac{1}{\Delta} \left\{ \frac{Z_{tap}}{Z_c} \cos(\Theta_{tap}) \cos(\Theta_{tap} - \Theta_x) + j \left[e^{j\delta} \operatorname{sen}(\Theta - \Theta_x) + \operatorname{sen}(\Theta_x) \right] \right\} & , \Theta_x > \Theta_{tap} \end{cases} \quad (4.4)$$

onde: Θ é o comprimento da linha; Θ_{tap} é a posição do tap ; Z_{tap} é a impedância equivalente do tap ; e:

$$\Delta = \frac{Z_{tap}}{Z_c} \cos(\Theta - \Theta_{tap}) \cos(\Theta_{tap}) + j \operatorname{sen}(\Theta) .$$

Considerando-se uma impedância série localizada no meio da linha e variando sua amplitude em passos de $0.1 Z_c$ ($\angle Z_{tap} = 0$), pode-se verificar pela Figura 4.2 que à medida em que se aumenta a amplitude da impedância série, as máximas tensões aumentam proporcionalmente no meio da linha. A brusca variação da tensão corresponde exatamente à queda de tensão sobre o tap série, sendo tanto maior quanto maior for sua amplitude, e para $Z_{tap} = 0$ o perfil de tensão é constante em toda a extensão da linha, pois corresponde a ausência de tap .

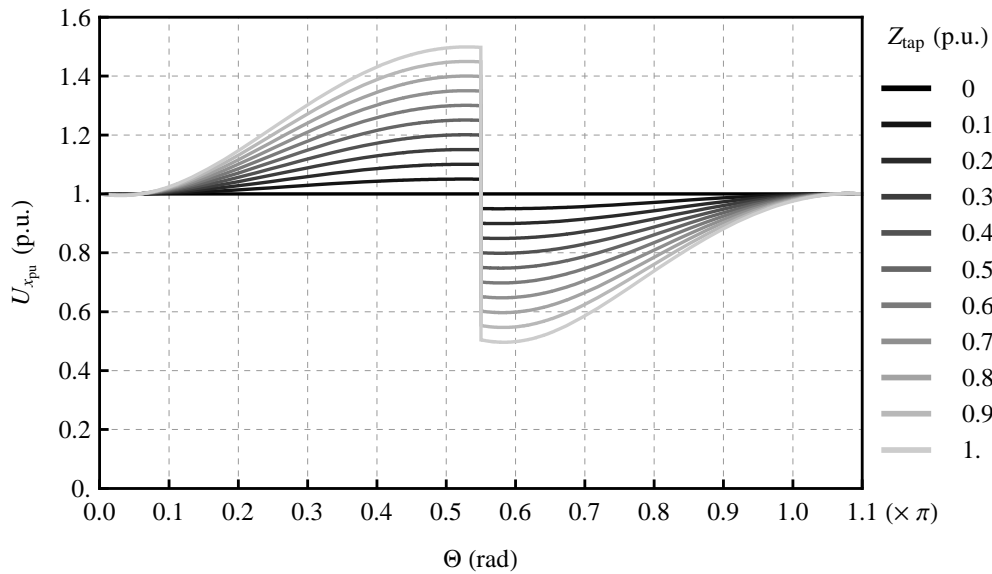


Figura 4.2: Perfil de tensão, variando $|Z_{tap}|$ com $\angle Z_{tap} = 0$, para $\Theta_x = 0.55 \pi$ (rad).

As potências complexas nos terminais 1 e 2, normalizadas em relação à potência característica da linha, são dadas por:

$$\frac{S_1}{P_c} = \frac{U_1 \bar{I}_1}{P_c} = \frac{[-e^{j\delta} + \cos(\Theta)] - j \frac{\bar{Z}_{tap}}{Z_c} \sin(\Theta_{tap}) \cos(\Theta - \Theta_{tap})}{\frac{\bar{Z}_{tap}}{Z_c} \cos(\Theta - \Theta_{tap}) \cos(\Theta_{tap}) - j \sin(\Theta)} \quad (4.5)$$

$$\frac{S_2}{P_c} = \frac{U_2 \bar{I}_2}{P_c} = \frac{[-e^{-j\delta} + \cos(\Theta)] - j \frac{\bar{Z}_{tap}}{Z_c} \cos(\Theta_{tap}) \sin(\Theta - \Theta_{tap})}{\frac{\bar{Z}_{tap}}{Z_c} \cos(\Theta_{tap}) \cos(\Theta - \Theta_{tap}) - j \sin(\Theta)}, \quad (4.6)$$

onde \bar{Z}_{tap} é o conjugado complexo de Z_{tap} e, como, Z_c é sempre real para uma linha ideal, não foi considerado seu conjugado complexo.

Na Figura 4.3 e na Figura 4.4 é possível observar a potência transmitida referida ao terminal emissor e o balanço de reativos² em função da abertura angular δ , respectivamente, variando-se a amplitude da impedância Z_{tap} , localizada no meio da linha, em passos de $0.1 Z_c$. Para uma melhor visualização dos resultados, são mostrados na Figura 4.5 maiores detalhes das figuras anteriores, onde nota-se que o balanço de reativos é pouco afetado com a inserção do *tap* série no meio da linha. Percebe-se também que, com o aumento da amplitude da impedância, a potência transmitida sofre um aumento proporcional à tensão imediatamente antes do *tap*, para o caso

²Entende-se por balanço de reativos a soma das partes imaginárias das potências complexas nos terminais 1 e 2, de acordo com (2.57).

do mesmo estar no meio da linha. Em geral, é desejável que a potência transmitida seja igual a 1.0 p.u. , e para isso deve-se diminuir a abertura angular entre as tensões terminais à medida que se aumenta a impedância inserida, aumentando a estabilidade eletromecânica e amenizando as sobretensões ao longo da linha. Porém, como será visto adiante, isso implica em uma redução da potência recebida no terminal 2.

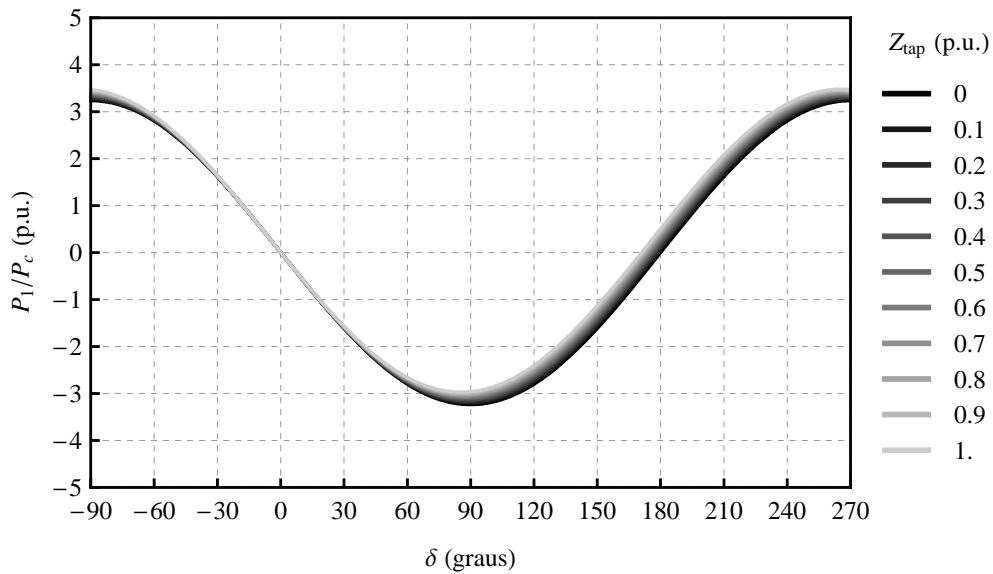


Figura 4.3: Potência transmitida P_1 em função de δ , variando $|Z_{tap}|$ com $\angle Z_{tap} = 0$, para $\Theta_x = 0.55 \pi$ (rad).

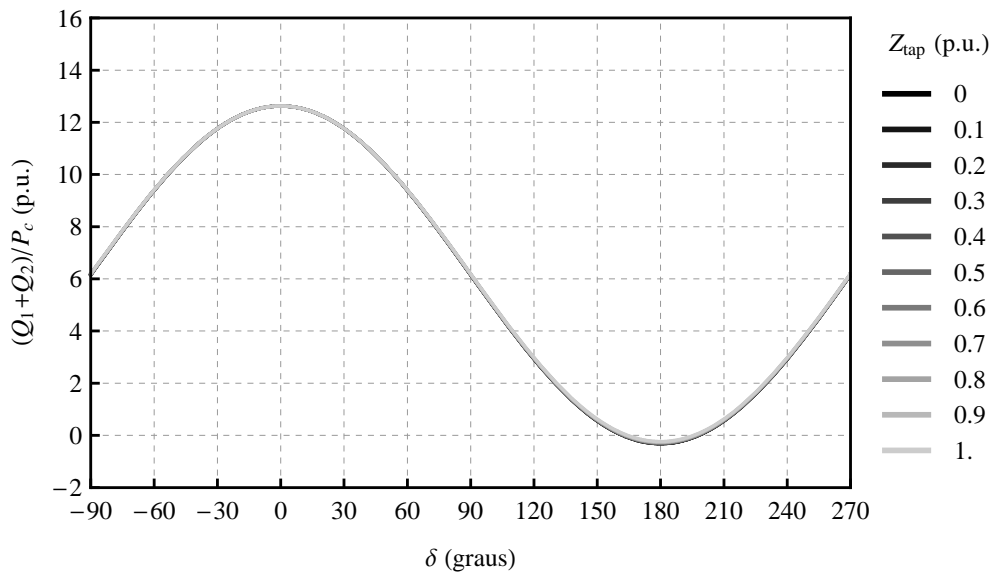
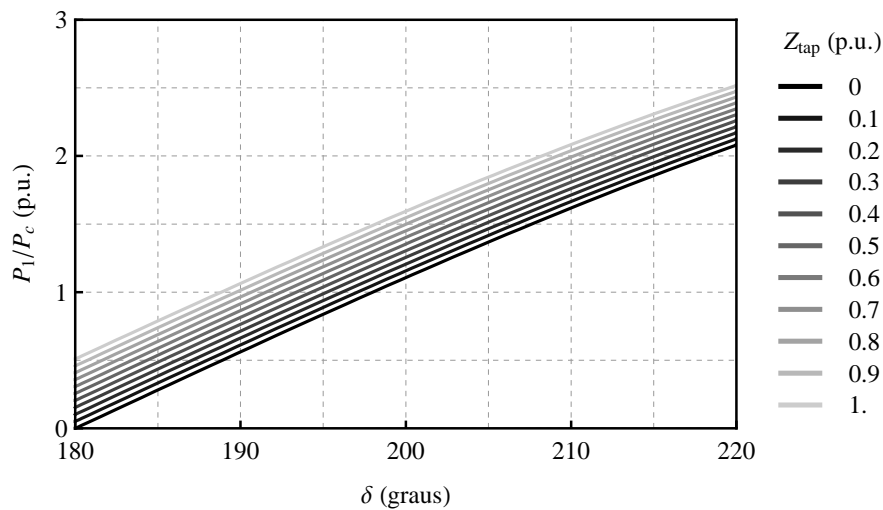
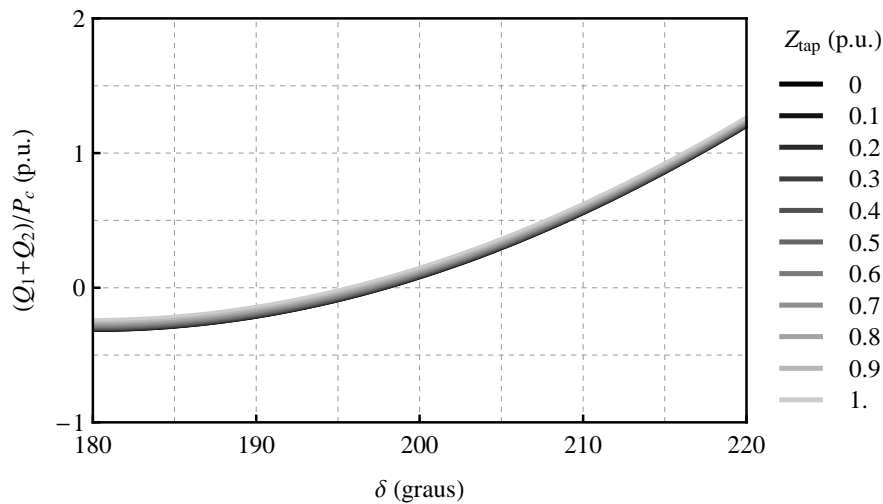


Figura 4.4: Balanço de reativos ΔQ em função de δ , variando $|Z_{tap}|$ com $\angle Z_{tap} = 0$, para $\Theta_x = 0.55 \pi$ (rad).



(a)



(b)

Figura 4.5: Detalhes da (a) Potência transmitida e do (b) Balanço de reativos.

Por outro lado, a inserção do *tap* afeta a potência recebida no terminal 2, conforme pode ser observado na Figura 4.6, diminuindo-a proporcionalmente à tensão imediatamente após o *tap*, para o caso deste estar posicionado no meio da linha. Por exemplo, quando a impedância série for igual a 1.0 p.u., a tensão logo após o mesmo é igual a 0.5 p.u. e a potência no terminal receptor é, também, igual a 0.5 p.u.. Neste caso, como a potência transmitida é igual a 1.5 p.u. significa que o *tap* está drenando 1.0 p.u. de potência e apenas 0.5 p.u. está sendo entregue ao terminal receptor.

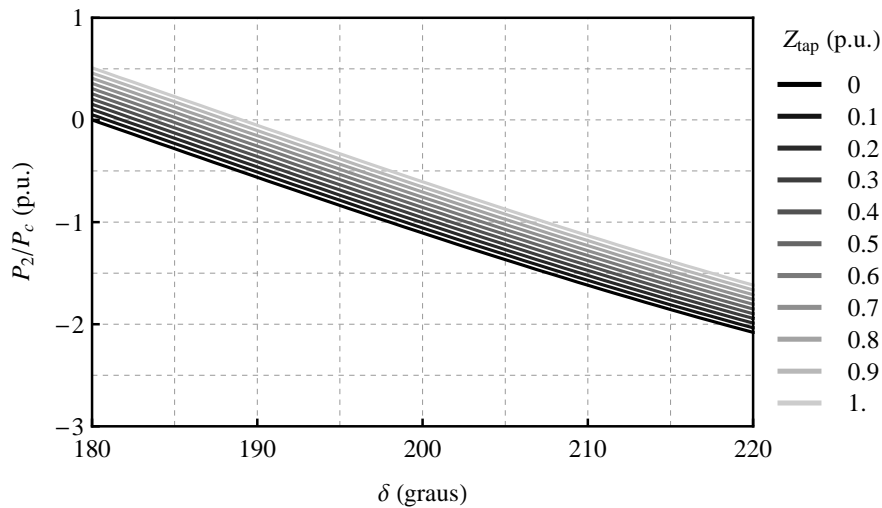


Figura 4.6: Detalhes da potência recebida P_2 em função de δ , variando $|Z_{tap}|$ com $\angle Z_{tap} = 0$, para $\Theta_x = 0.55 \pi$ (rad).

A Figura 4.7 apresenta a máxima tensão ao longo da linha em função do ângulo de abertura entre as tensões terminais (δ), com a amplitude de Z_{tap} variando em passos de $0.1 p.u.$. Nota-se que quando a linha está sem o *tap*, $Z_{tap} = 0$, para ângulos menores que 198° ($\simeq 1.1 \pi$) a máxima tensão é igual a $1.0 p.u.$, que são as próprias tensões terminais, haja vista que nesta situação a linha transmite abaixo de sua potência característica. A partir desse ângulo o valor da potência transmitida aumenta e, por conseguinte, as tensões ao longo da linha se elevam proporcionalmente. Com a inserção do *tap*, as sobretensões aparecem para valores inferiores a $\delta = 198^\circ$, conforme mostrado na Figura 4.2. Para se evitar essas sobretensões, deve-se reduzir o ângulo de abertura entre as tensões terminais à medida que se aumenta o valor de Z_{tap} .

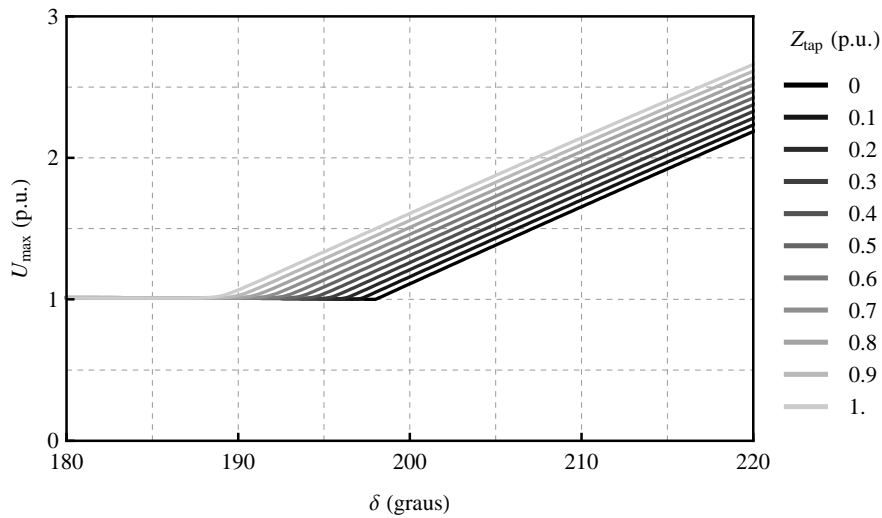


Figura 4.7: Máxima tensão ao longo da linha (U_{max}) em função de δ , variando $|Z_{tap}|$ com $\angle Z_{tap} = 0$, para $\Theta_x = 0.55 \pi$ (rad).

Para o caso extremo, quando $|Z_{tap}| = 1.0$ p.u., o ângulo de abertura deve ser igual a $\delta \simeq 3.29571$ rad ($\delta \simeq 188.83^\circ$) para se transmitir 1.0 p.u. de potência no terminal emissor. O perfil de tensão para este valor de δ , variando a amplitude da impedância desde 0 até 1.0 p.u., é apresentado na Figura 4.8, onde pode ser observado que as tensões ao longo da linha praticamente não ultrapassam a tensão nominal. Sendo o valor máximo obtido, para o pior caso, aproximadamente igual a 102% da tensão nominal U_0 .

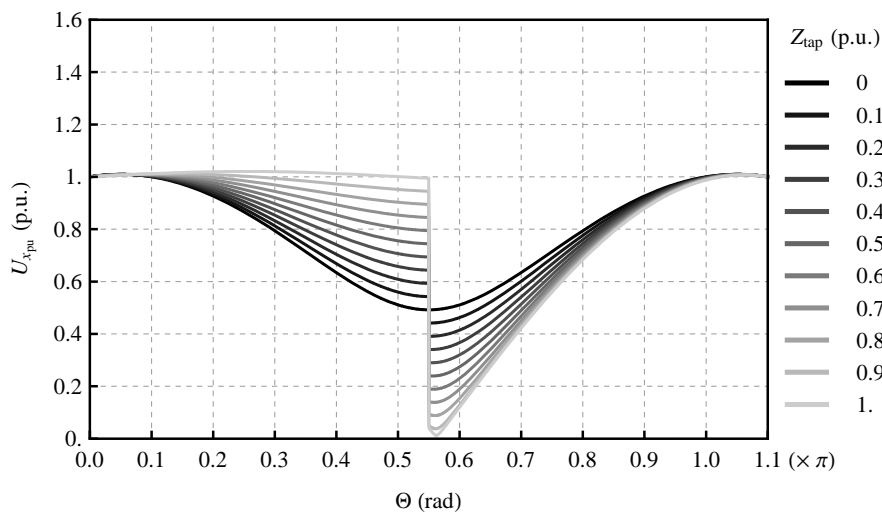


Figura 4.8: Perfil de tensão para $\delta = 3.29571$ rad, variando $|Z_{tap}|$ com $\angle Z_{tap} = 0$, para $\Theta_x = 0.55 \pi$ (rad).

Surge, então, um limite operacional quanto à abertura angular δ , pois para receber 1.0 p.u. de potência no terminal 2, é necessário aumentar a defasagem entre as tensões terminais, aumentando as sobretensões ao longo da linha e diminuindo a estabilidade eletromecânica do sistema. Em contrapartida, para se transmitir 1.0 p.u. de potência no terminal 1 deve-se diminuir a abertura angular, melhorando o perfil de tensão em detrimento da potência recebida do terminal 2. Como solução para este impasse, baseado nos resultados analisados até este ponto, conclui-se que a impedância equivalente do *tap* não deve ser muito elevada, de forma a não comprometer o perfil de tensão e a potência no terminal receptor.

Até o momento, analisou-se o caso da inserção de uma impedância série puramente resistiva simulando um dreno de energia na linha. Para o caso de uma injeção de energia (resistência negativa), o perfil de tensão é simétrico em relação à posição do *tap*, e as curvas das relações de potências são simétricas em relação à curva de quando não se tem o *tap* inserido ($Z_{tap} = 0$).

Contudo, falta analisar o efeito quanto à posição e quanto à fase da impedância. Para proceder essas análises considerou-se a impedância do *tap* igual a $|Z_{tap}| = 0.2$ p.u. e variou-se tanto sua fase quanto sua posição ao longo da linha.

Primeiramente, analisou-se o efeito causado quando a impedância localizada no meio da linha não é puramente resistiva. Para tanto, variou-se a fase da impedância desde puramente capacitiva ($\angle Z_{tap} = -90^\circ$) à puramente indutiva ($\angle Z_{tap} = +90^\circ$) em passos de 30° . As sobretensões no meio da linha são tanto maiores quanto maior for a parte real da impedância. Contudo, quando a impedância é puramente imaginária (capacitiva ou indutiva), a tensão central sofre uma ligeira variação quando comparada às tensões terminais. Para o caso indutivo a tensão sofre uma elevação até um quarto da linha e volta a reduzir até o meio da linha, acontecendo o mesmo entre o meio e o final da linha. Comportamento simétrico ocorre para o caso capacitivo (Figura 4.9).

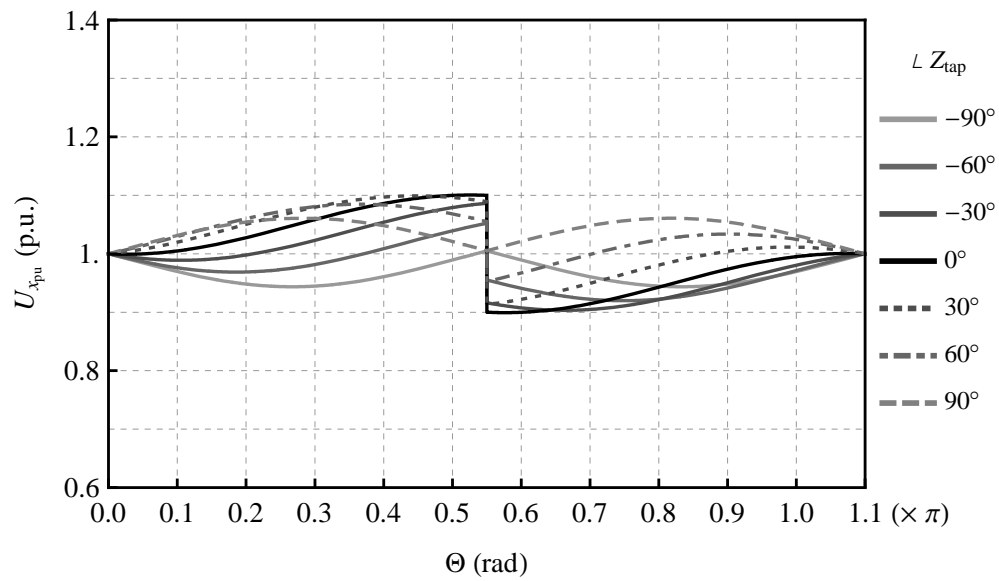


Figura 4.9: Perfil de tensão variando $\angle Z_{tap}$ em passos de 30° , com $|Z_{tap}| = 0.2 \text{ p.u.}$ e $\Theta_{tap} = 0.55 \pi$ (rad).

A potência transmitida no terminal 1, a potência recebida no terminal 2 e o balanço de reativos são apresentados na Figura 4.10, na Figura 4.11 e na Figura 4.12, respectivamente. Onde se observa que nenhuma das três grandezas sofre grandes variações quando se modifica a fase da impedância, já que a impedância está localizada no meio da linha.

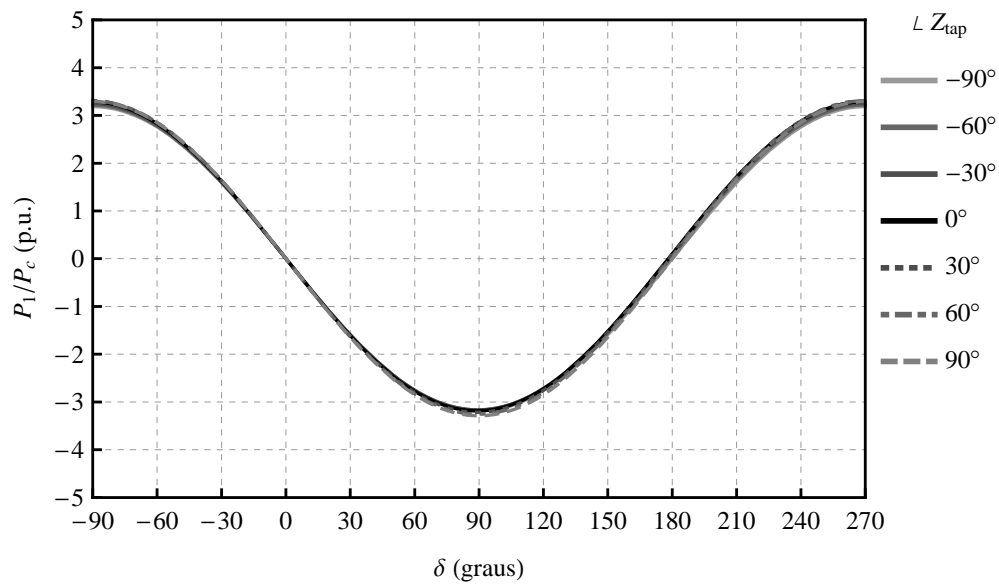


Figura 4.10: Potência transmitida, variando $\angle Z_{tap}$ em passos de 30° , com $|Z_{tap}| = 0.2 \text{ p.u.}$ e $\Theta_{tap} = 0.55 \pi$ (rad).

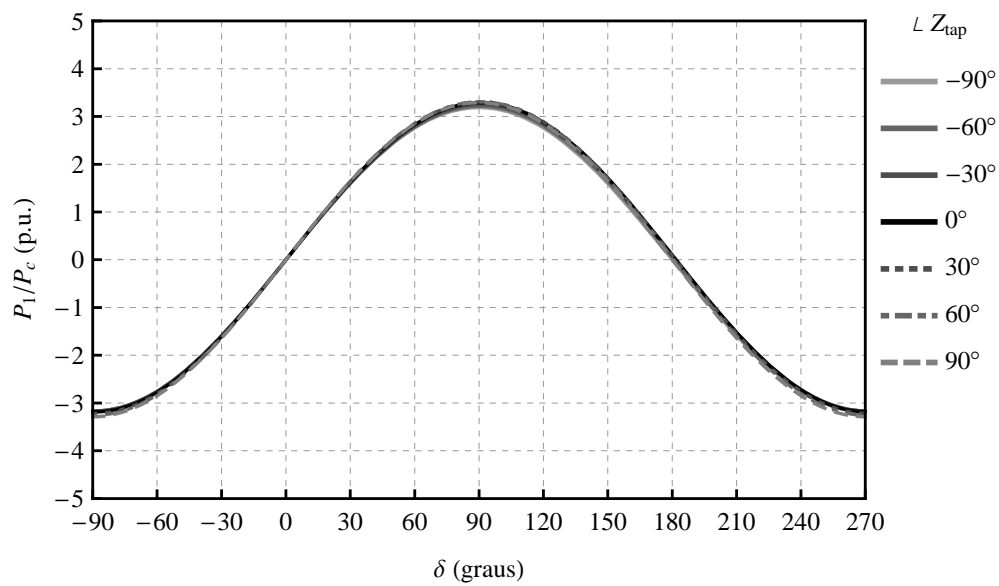


Figura 4.11: Potência recebida, variando $\angle Z_{tap}$ em passos de 30° , com $|Z_{tap}| = 0.2 \text{ p.u.}$ e $\Theta_{tap} = 0.55 \pi$ (rad).

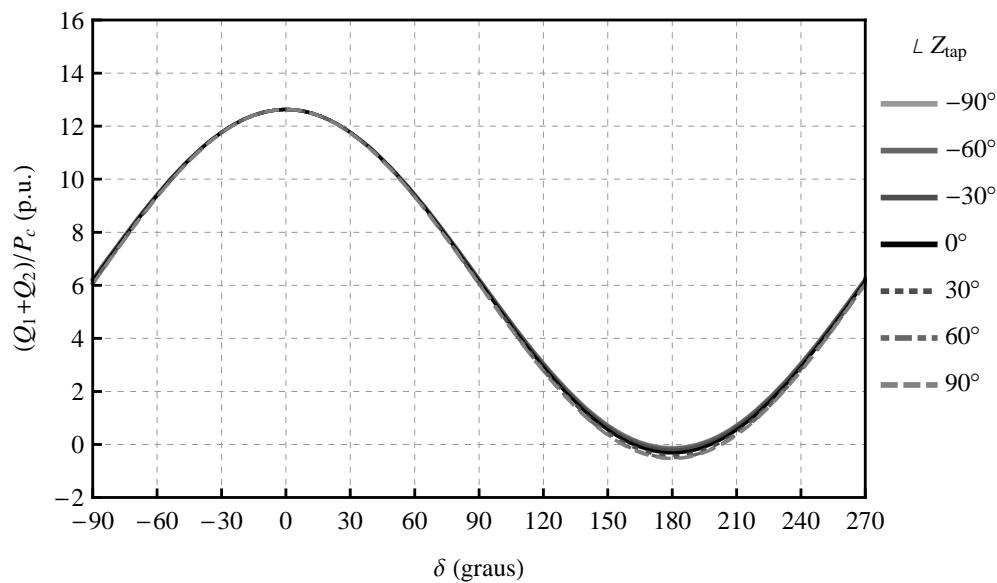


Figura 4.12: Balanço de reativos, variando $\angle Z_{tap}$ em passos de 30° , com $|Z_{tap}| = 0.2 \text{ p.u.}$ e $\Theta_{tap} = 0.55 \pi$ (rad).

Conclui-se que o controle do fluxo de potência depende da posição em que a impedância série é inserida, tanto para o caso da impedância ser capacitiva quanto indutiva. Na Figura 4.13 e na Figura 4.14 são mostrados a potência transmitida no terminal 1 e o balanço de reativos em função da posição do *tap*, respectivamente. É notório que a sensibilidade tanto da potência transmitida quanto do balanço de reativos é maior quando o *tap* série localiza-se próximo às extremidades da linha, sendo maiores para o caso da impedância ser capacitiva. Esta afirmação está de acordo com os resultados obtidos em estudos anteriores, quando se buscava controlar o fluxo de potência em uma linha longa através de um dispositivo *FACTS*, no caso, o GCSC (*Gate Controlled Series Capacitor*) [9] e [11]. O equipamento foi inserido, de forma intuitiva, na extremidade da linha, tendo-se a idéia que o *FACTS* teria o mesmo desempenho se fosse inserido em qualquer ponto da linha. Agora, no entanto, tem-se a comprovação matemática que de fato esta é a melhor região para se instalar um *FACTS* em série, quando o objetivo é controlar o fluxo de potência na linha.

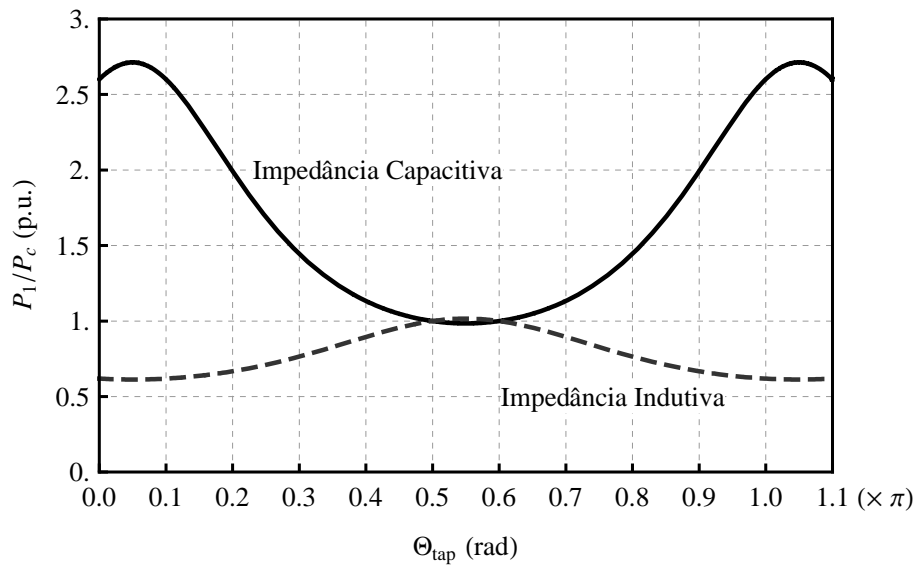


Figura 4.13: Potência transmitida P_1 , variando Θ_{tap} de uma impedância puramente reativa, com $|Z_{tap}| = 0.2 \text{ p.u.}$.

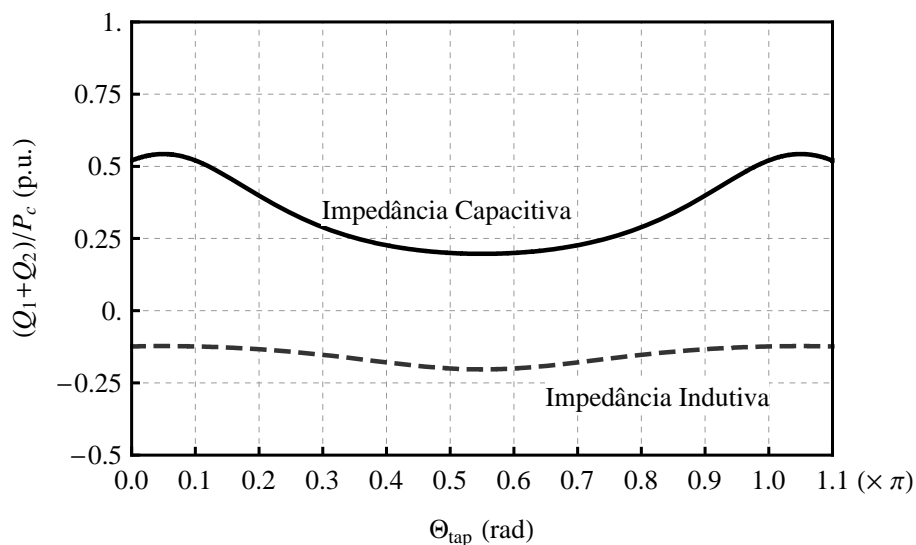
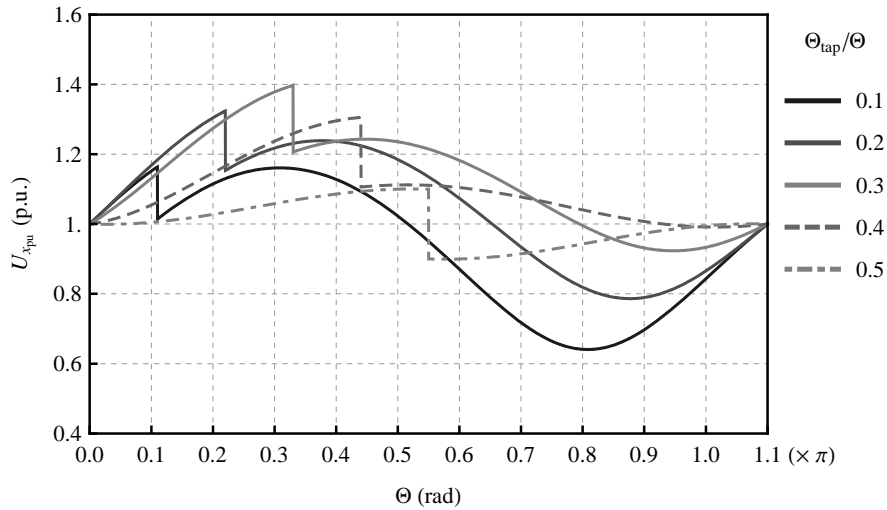


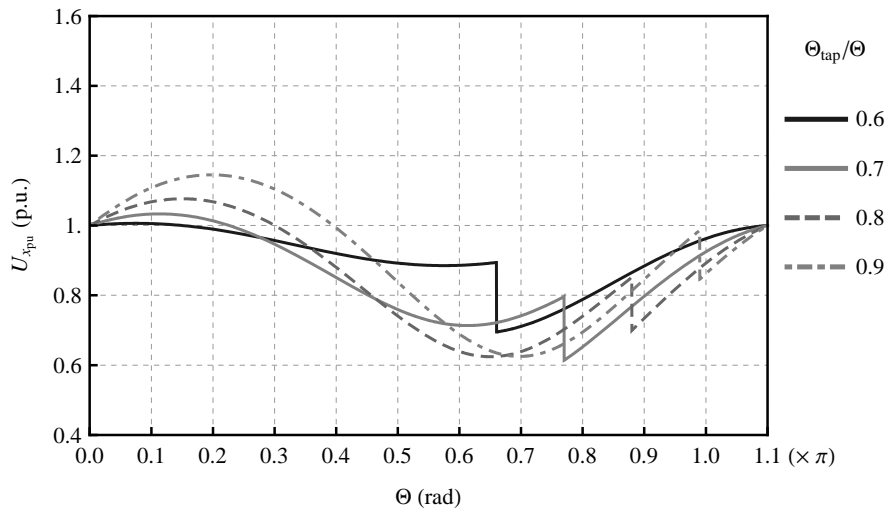
Figura 4.14: Balanço de reativos ΔQ , variando Θ_{tap} de uma impedância puramente reativa, com $|Z_{tap}| = 0.2 \text{ p.u.}$.

Como será visto adiante na Subseção 4.2.2, este comportamento é dual ao que foi observado para o tap em derivação, permitindo concluir que para o controle do fluxo de potência por meio de um tap série é conveniente inseri-lo próximo às extremidades, enquanto que para drenar energia, a região central da linha é a mais indicada porque causa menos impacto à potência transmitida e ao perfil de tensão ao longo da linha.

Continuando a análise quanto à posição do *tap*, a Figura 4.15 apresenta o perfil de tensão ao longo da linha quando se varia a posição (Θ_{tap}) de uma impedância resistiva, desde 0 até Θ em passos de 0.1Θ . Para facilitar a visualização, a figura foi dividida em dois gráficos. Pode-se notar que as tensões são mais elevadas quando o *tap* encontra-se na região próxima de $\frac{\pi}{3}$, e quando o mesmo se encontra após o meio da linha, as tensões são as mais baixas.



(a)



(b)

Figura 4.15: Perfil de tensão variando Θ_{tap} em passos de 0.1Θ .

Para cada valor de Θ_{tap} e de $|Z_{tap}|$ existe um valor para a abertura angular δ em que se mantém a potência transmitida constante e igual a $1.0 p.u.$, e analogamente,

existe um valor para o caso de se desejar manter a potência recebida constante. Os valores de δ para manter $P_1 = 1.0 p.u.$ ou $P_2 = 1.0 p.u.$ são mostrados na Figura 4.16 e na Figura 4.17, respectivamente. Onde se mostra que no ponto $\Theta_{tap} = 0.6 \pi$ rad ($\simeq 1483$ km) é possível manter a potência transmitida constante independente da amplitude do *tap*, sem precisar alterar a abertura angular. E no ponto $\Theta_{tap} = 0.5 \pi$ rad ($\simeq 1236$ km), consegue-se manter a potência recebida constante. Esses pontos apresentam-se como pontos notáveis e, aparentemente, ideais para se inserir o *tap* série com a função de drenar/fornece energia. A existência destes pontos pode ser explicada analisando as equações de uma linha de transmissão. Para o caso em questão se está considerando que as tensões nos terminais emissor e receptor são impostas, i.e.as tensões nos terminais são definidas pelas fontes de tensão, então, como visto no Capítulo 2, a tensão e corrente em qualquer ponto da linha podem ser definidas a partir das condições de contorno em um dos terminais. Considerando inicialmente o caso de se determinar a tensão a partir do terminal emissor, então de acordo com (2.30) e (2.31), a tensão e a corrente no ponto x para uma linha ideal é dado por:

$$U_x = U_1 \cos(\Theta_x) - j Z_c I_1 \sin(\Theta_x) \quad (4.7)$$

$$I_x = -j \frac{U_1}{Z_c} \sin(\Theta_x) + I_1 \cos(\Theta_x) , \quad (4.8)$$

onde Θ_x é a distância em radianos do terminal emissor. Nota-se que para $\Theta_x = \frac{\pi}{2}$ a corrente neste ponto é constante, uma vez que a impedância característica e a tensão U_1 são constantes, isto é:

$$I_{\frac{\pi}{2}} = -\frac{U_1}{Z_c} . \quad (4.9)$$

O mesmo acontece para o ponto $\Theta_x = 0.6 \pi$ quando se define a tensão e a corrente ao longo da linha em função da tensão do terminal 2. Assim, U_x e I_x em função de U_2 , mantendo-se a referência para Θ_x , são definidos por:

$$U_x = U_2 \cos(\Theta - \Theta_x) + j Z_c I_2 \sin(\Theta - \Theta_x) \quad (4.10)$$

$$I_x = j \frac{U_2}{Z_c} \sin(\Theta - \Theta_x) + I_2 \cos(\Theta - \Theta_x) . \quad (4.11)$$

Neste caso, a corrente será constante quando a diferença entre o comprimento elétrico total da linha e o ponto Θ_x for igual a $\frac{\pi}{2}$, e para uma linha de 1.1π isto ocorre quando

$\Theta_x = 0.6\pi$, sendo a corrente neste ponto igual a $I_{0.6\pi} = \frac{U_2}{Z_c}$. Dessa forma os pontos em que o *tap* série não interfere ou na potência transmitida ou na potência recebida são os pontos em que a corrente da linha é constante e é definida somente por umas das tensões terminais, ou do receptor ou do emissor, respectivamente.

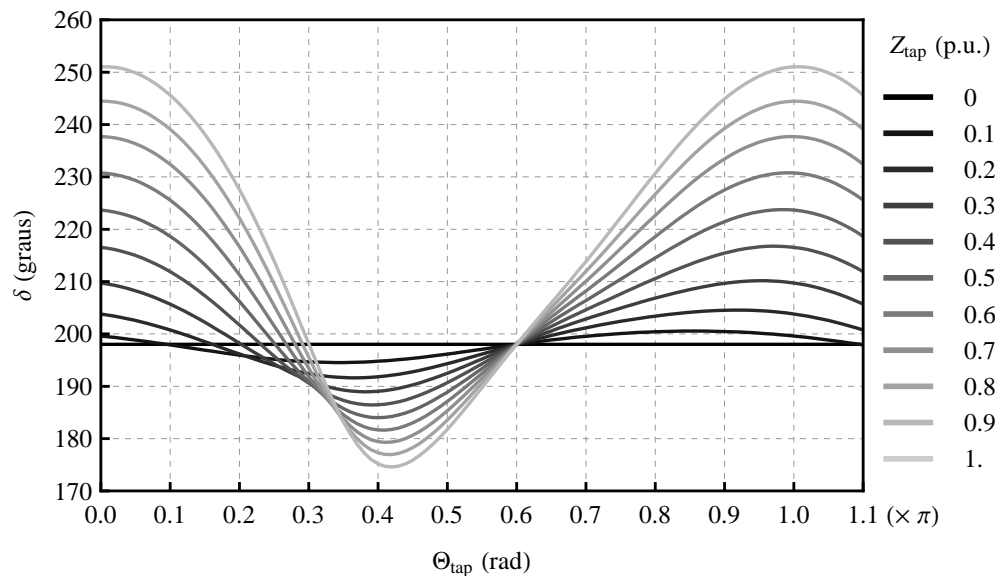


Figura 4.16: Variação da defasagem angular δ em função de Θ_{tap} , mantendo P_1 igual a 1.0 p.u., variando $|Z_{tap}|$ e com $\angle Z_{tap} = 0$.

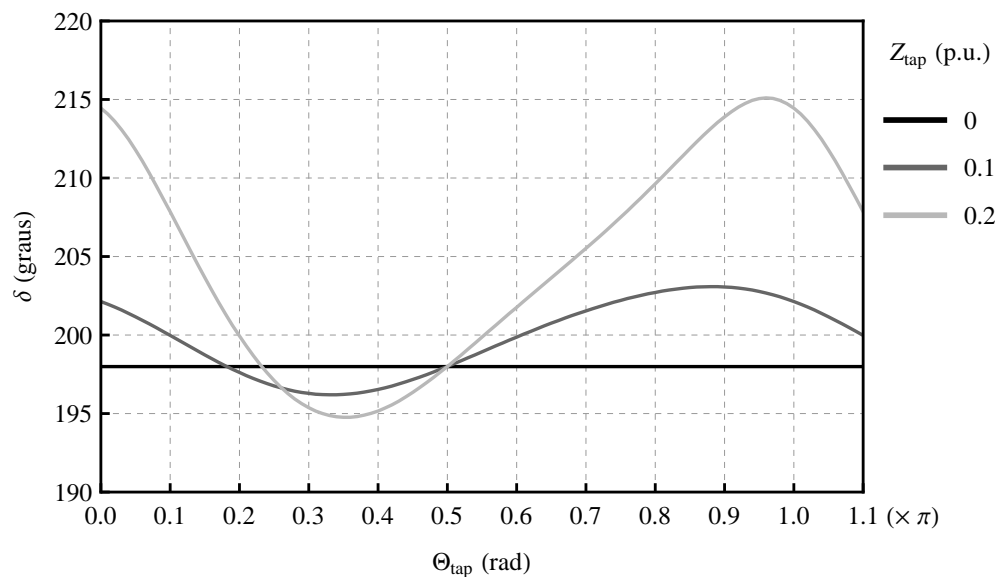
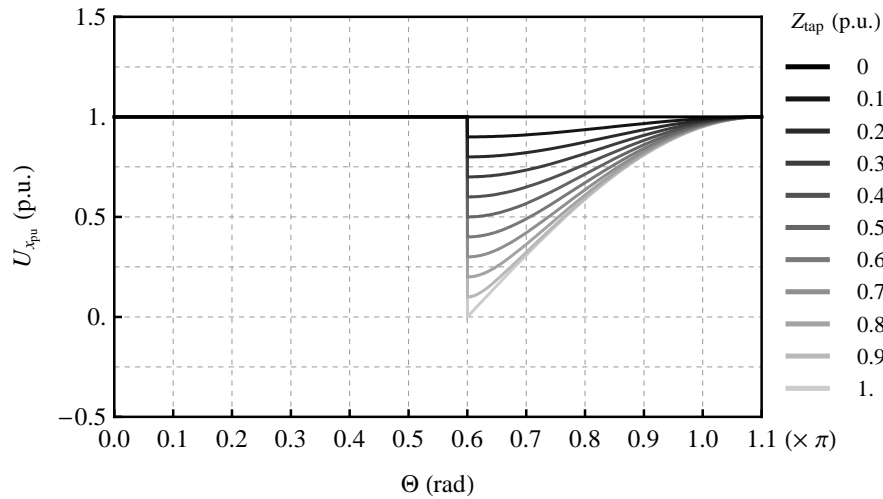
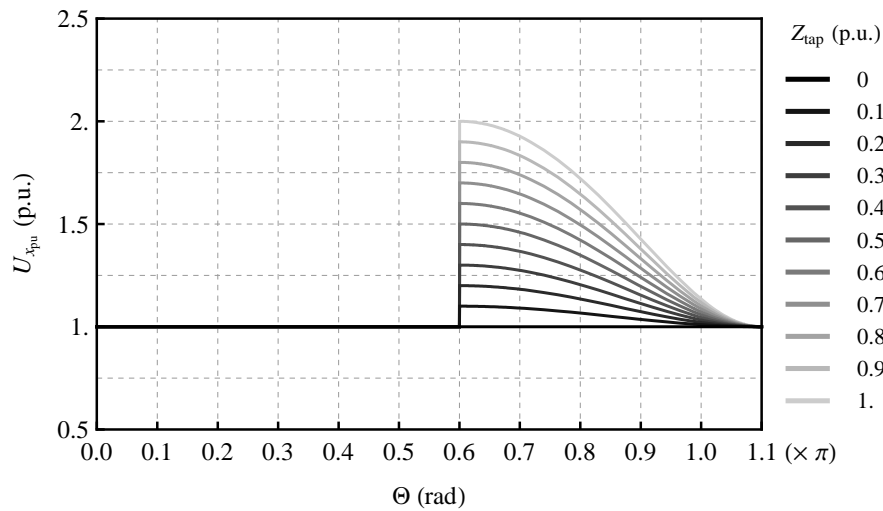


Figura 4.17: Variação da defasagem angular δ em função de Θ_{tap} , mantendo P_2 igual a 1.0 p.u., variando $|Z_{tap}|$ e com $\angle Z_{tap} = 0$.

Analisando o perfil de tensão (vide Figura 4.18 e Figura 4.19) quando o *tap* é inserido nos pontos indicados acima, tanto para drenar (resistência positiva) quanto para injetar energia (resistência negativa), percebe-se que o ponto $\Theta_{tap} = 0.6 \pi$ rad é indicado para a inserção de um *tap* que drene energia, pois nesse caso não existem sobretensões ao longo da linha, ao passo que o ponto $\Theta_{tap} = 0.5 \pi$ rad é indicado para inserir uma fonte de energia, pelo mesmo motivo.

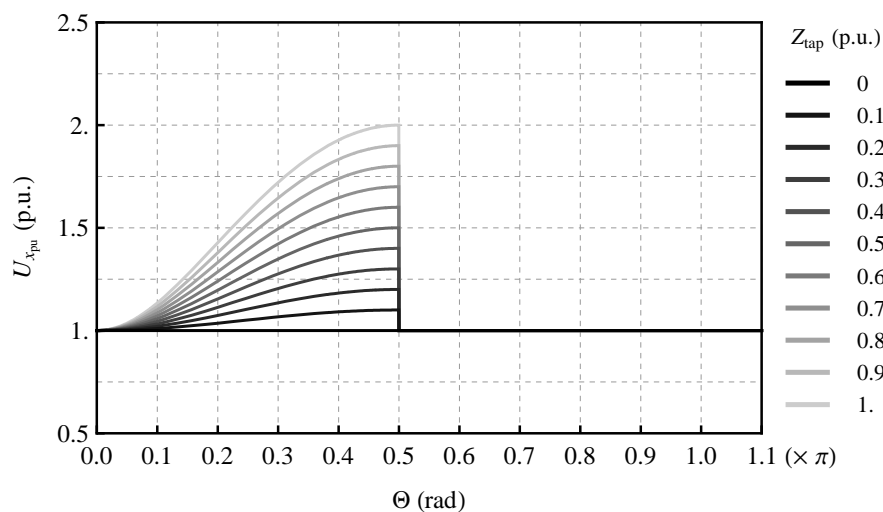


(a)

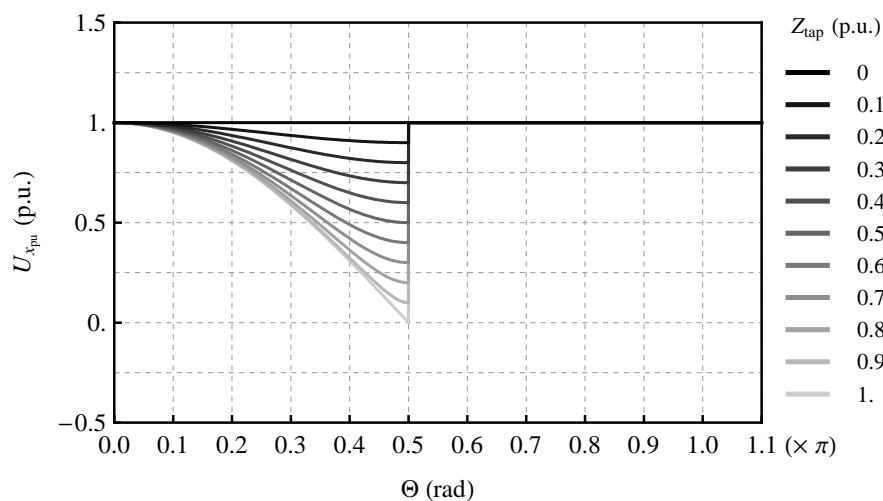


(b)

Figura 4.18: Perfil de tensão quando $\Theta_{tap} = 0.6 \pi$ rad, variando $|Z_{tap}|$ com (a) $\angle Z_{tap} = 0$ e (b) $\angle Z_{tap} = 180^\circ$.



(a)



(b)

Figura 4.19: Perfil de tensão quando $\Theta_{tap} = 0.5 \pi$ rad, variando $|Z_{tap}|$ com (a) $\angle Z_{tap} = 0$ e (b) $\angle Z_{tap} = 180^\circ$.

4.2.2 Admitância em Derivação

De forma análoga ao que foi feito para a *tap* série, será feita uma análise qualitativa da inserção de uma admitância em derivação, permitindo dimensionar as conseqüências da inserção de um *tap* em derivação na linha, analisando os efeitos no perfil de tensão, potência transmitida e balanço de reativos, em função da amplitude, da fase e da posição desta admitância.

A Figura 4.20 apresenta o circuito de seqüência positiva do sistema idealizado, para o caso do ponto de observação encontrar-se antes da posição do *tap*, sendo U_x a tensão no ponto de observação (Θ_x) e U_{tap} a tensão na posição do *tap* (Θ_{tap}).

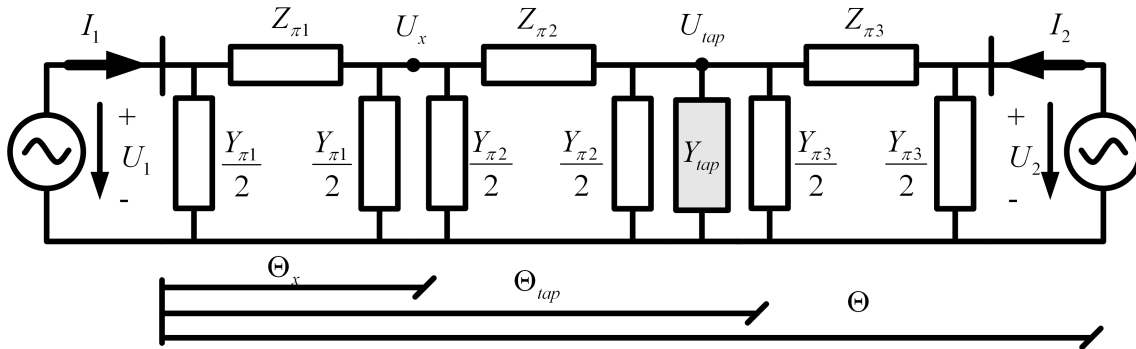


Figura 4.20: Circuito equivalente para análise do TCA passivo.

Seguindo os mesmos passos da Subseção 4.2.1, isto é, supondo que as tensões terminais sejam iguais a $U_1 = U_0 e^{j\delta}$ e $U_2 = U_0 e^{j0}$, e que os sentidos das correntes sejam considerados conforme apresentados na Figura 4.20, aplicando-se então a Lei dos Nós nos pontos em que o *tap* está inserido e no ponto de observação, chega-se ao seguinte sistema de equações:

$$\begin{bmatrix} U_x \\ U_{tap} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} Y'_{11} & Y'_{12} \\ Y'_{21} & Y'_{22} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} -\frac{1}{Z_{\pi 1}} & 0 \\ 0 & -\frac{1}{Z_{\pi 3}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_1 \\ U_2 \end{bmatrix}, \quad (4.12)$$

onde,

$$\begin{bmatrix} Y'_{11} & Y'_{12} \\ Y'_{21} & Y'_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{Z_{\pi 1}} \frac{1}{Z_{\pi 2}} + \frac{Y_{\pi 1}}{2} + \frac{Y_{\pi 2}}{2} & -\frac{1}{Z_{\pi 2}} \\ -\frac{1}{Z_{\pi 2}} & \frac{1}{Z_{\pi 2}} + \frac{1}{Z_{\pi 3}} + \frac{Y_{\pi 2}}{2} + \frac{Y_{\pi 3}}{2} + Y_{tap} \end{bmatrix}, \quad (4.13)$$

sendo, Z_{π} e $\frac{Y_{\pi}}{2}$ os elementos do circuito π -equivalente, em (Ω) e (S) respectivamente, dados por (4.3).

Substituindo (4.3) em (4.13) e em seguida em (4.12), obtém-se a tensão no ponto x . Utilizando o mesmo procedimento para quando o ponto de observação encontra-se depois da posição do *tap*, tem-se que a tensão ao longo de toda a extensão da

linha, normalizada em relação à tensão nominal (U_0), é definida por:

$$\frac{U_x}{U_0} = \begin{cases} \frac{1}{\Delta} \left\{ e^{j\delta} [\text{sen}(\Theta - \Theta_x) + \right. \\ \left. j \frac{Y_{tap}}{Y_c} \text{sen}(\Theta - \Theta_{tap}) \text{sen}(\Theta_{tap} - \Theta_x)] + \text{sen}(\Theta_x) \right\} & , \Theta_x < \Theta_{tap} \\ \frac{1}{\Delta} \left\{ e^{j\delta} \text{sen}(\Theta - \Theta_x) - \right. \\ \left. j \frac{Y_{tap}}{Y_c} \text{sen}(\Theta_{tap}) \text{sen}(\Theta_{tap} - \Theta_x) + \text{sen}(\Theta_x) \right\} & , \Theta_x > \Theta_{tap} \end{cases} \quad (4.14)$$

onde, $Y_c = \frac{1}{Z_c}$ é a admitância característica da linha, em (S), e:

$$\Delta = \text{sen}(\Theta) + j \frac{Y_{tap}}{Y_c} \text{sen}(\Theta - \Theta_{tap}) \text{sen}(\Theta_{tap}) ,$$

sendo Θ o comprimento elétrico equivalente da linha, em radianos.

A Figura 4.21 apresenta o perfil de tensão, considerando o *tap* posicionado no meio da linha ($\Theta_x = \Theta/2 = 1.728$ rad, $\simeq 1361$ km), para a amplitude da admitância Y_{tap} variando de 0 a 1.0 *p.u.*, em passos de 0.1 *p.u.* e com fase igual a 0 — o que corresponde ao dreno de energia ativa da linha. Para o caso em que a fase da relação $\frac{Y_{tap}}{Y_c}$ seja igual a 180° — correspondente a uma condutância negativa, por conseguinte, fornecendo energia — existe um efeito simétrico ao caso anterior, em relação ao meio da linha, como observado na Figura 4.22.

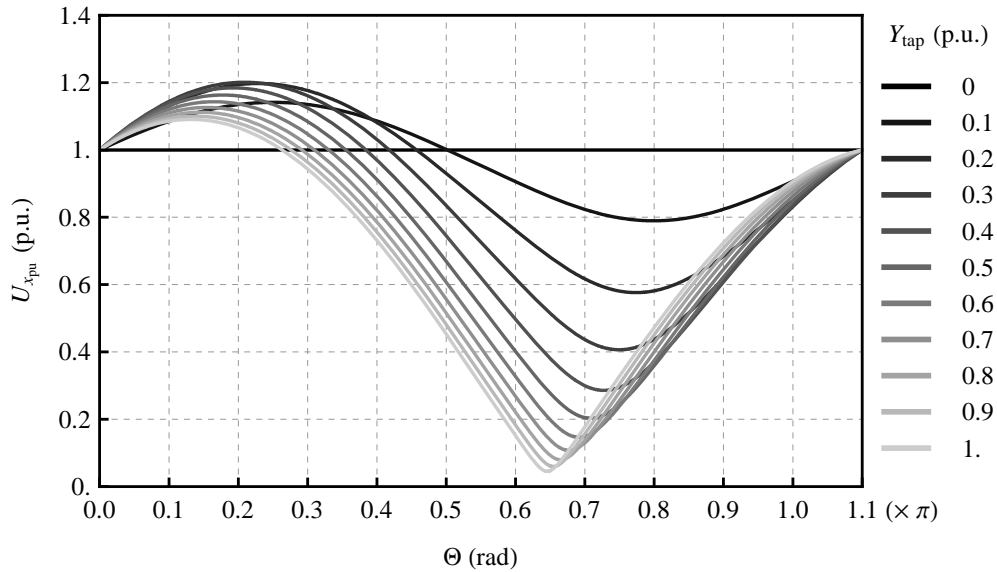


Figura 4.21: Perfil de tensão ao longo da linha, variando $|Y_{tap}|$ em passos de 0.1 *p.u.* e com $\angle Y_{tap} = 0$, para $\Theta_x = 0.55 \pi$ (rad).

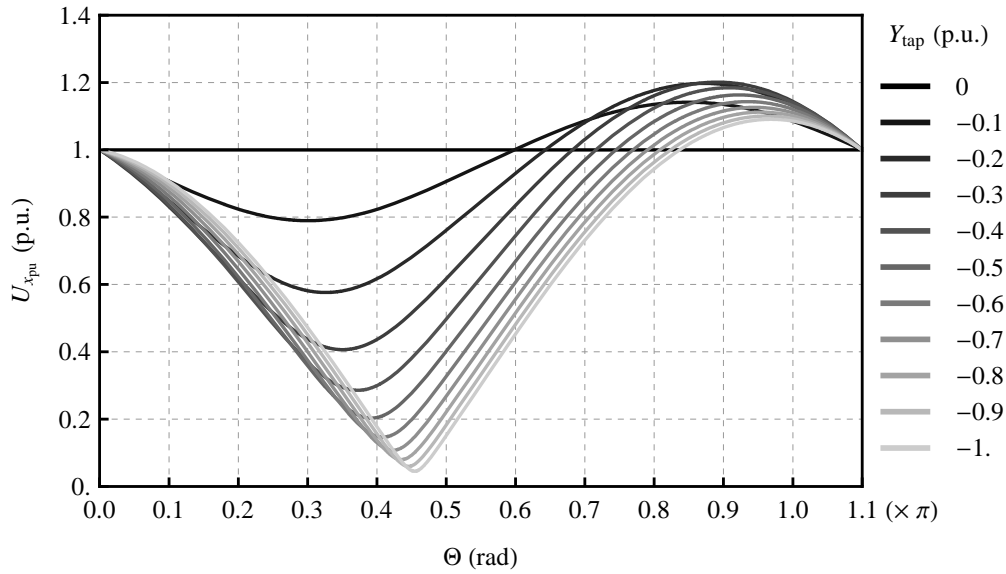


Figura 4.22: Perfil de tensão ao longo da linha, variando $|Y_{tap}|$ em passos de $0.1 p.u.$ e com $\angle Y_{tap} = 180^\circ$, para $\Theta_x = 0.55 \pi$ (rad).

É possível observar que a presença de uma admitância na linha causa sobretensões que, dependendo da magnitude desta admitância, podem ser consideradas muito elevadas, em se tratando de uma análise de regime permanente. As sobretensões mais elevadas ocorrem quando a magnitude da admitância é igual 0.2 e $0.3 p.u.$, ao passo que a sobretensão mais baixa, quando $|Y_{tap}| = 1.0 p.u.$. Não foi considerado o caso no qual a admitância é igual 0 porque corresponde à ausência de *tap* ($Z_{tap} = \infty$) e, como esperado, o perfil de tensão é constante em toda a extensão da linha.

Definida a tensão no ponto de inserção do *tap*, U_{tap} (4.12), pode-se determinar as correntes I_1 e I_2 (vide Figura 4.20), da seguinte forma:

$$I_1 = j \frac{1}{Z_c} \left[\tan(\Theta_{tap}) - \frac{1}{\sin(\Theta_{tap})} \right] U_1 + j \frac{1}{Z_c} \frac{1}{\sin(\Theta_{tap})} U_{tap} \quad (4.15)$$

$$I_2 = j \frac{1}{Z_c} \left[\tan(\Theta - \Theta_{tap}) - \frac{1}{\sin(\Theta - \Theta_{tap})} \right] U_2 + j \frac{1}{Z_c} \frac{1}{\sin(\Theta - \Theta_{tap})} U_{tap}. \quad (4.16)$$

Além da análise do perfil de tensão, é importante analisar a influência da admitância do *tap* nas potências transmitidas e o efeito sobre o balanço de reativos. A partir de (4.15), (4.16) e das tensões U_1 e U_2 , obtém-se as potências complexas

nos terminais emissor e receptor da linha (terminais 1 e 2, respectivamente), de acordo com (4.17) e (4.18), respectivamente — normalizadas em relação à potência característica, em valores por unidade.

$$\frac{S_1}{P_c} = \frac{U_1 \bar{I}_1}{P_c} = \frac{e^{j\delta} - \cos(\Theta) + j \frac{\bar{Y}_{tap}}{Y_c} \cos(\Theta_{tap}) \operatorname{sen}(\Theta - \Theta_{tap})}{\frac{\bar{Y}_{tap}}{Y_c} \operatorname{sen}(\Theta - \Theta_{tap}) \operatorname{sen}(\Theta_{tap}) + j \operatorname{sen}(\Theta)} \quad (4.17)$$

$$\frac{S_2}{P_c} = \frac{U_2 \bar{I}_2}{P_c} = \frac{e^{-j\delta} - \cos(\Theta) + j \frac{\bar{Y}_{tap}}{Y_c} \cos(\Theta - \Theta_{tap}) \operatorname{sen}(\Theta_{tap})}{\frac{\bar{Y}_{tap}}{Y_c} \operatorname{sen}(\Theta - \Theta_{tap}) \operatorname{sen}(\Theta_{tap}) + j \operatorname{sen}(\Theta)}, \quad (4.18)$$

onde \bar{Y}_{tap} é o conjugado complexo de Y_{tap} . Como a linha é ideal sua admitância característica é sempre real, por isso não foi considerado o conjugado complexo de Y_c .

As potências ativas nos terminais 1 e 2 são as partes reais de (4.17) e (4.18), respectivamente. E o balanço de reativos é dado pela soma de suas partes imaginárias, o que significa a energia reativa “consumida” pela linha. É possível então analisar o efeito causado pela inserção do TCAD sobre as potência transmitidas e o balanço de reativos. A Figura 4.23 e a Figura 4.24 mostram a potência transmitida no terminal 1 e o balanço de reativos, respectivamente, para a mesma variação de amplitude $|Y_{tap}|$ considerada anteriormente e fase 0, para $\Theta_x = 0.55 \pi$ (rad).

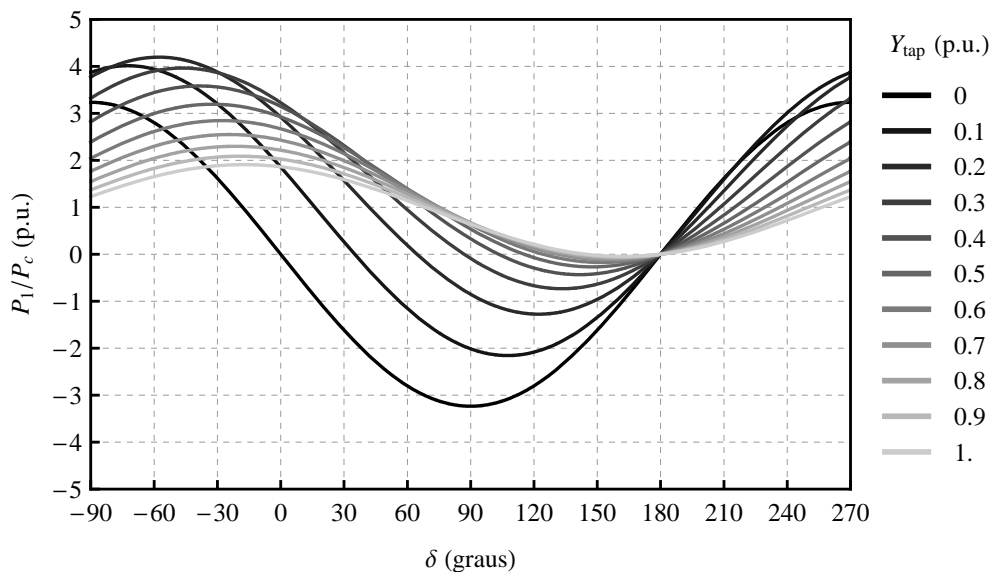


Figura 4.23: Potência transmitida P_1 em função de δ , variando $|Y_{tap}|$ em passos de 0.1 p.u. com $\angle Y_{tap} = 0$, para $\Theta_x = 0.55 \pi$ (rad).

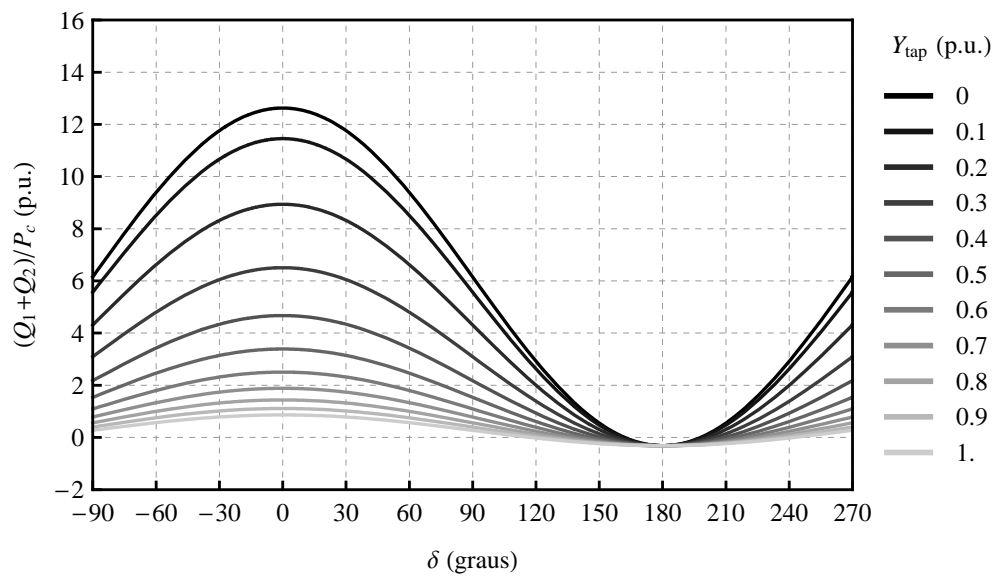
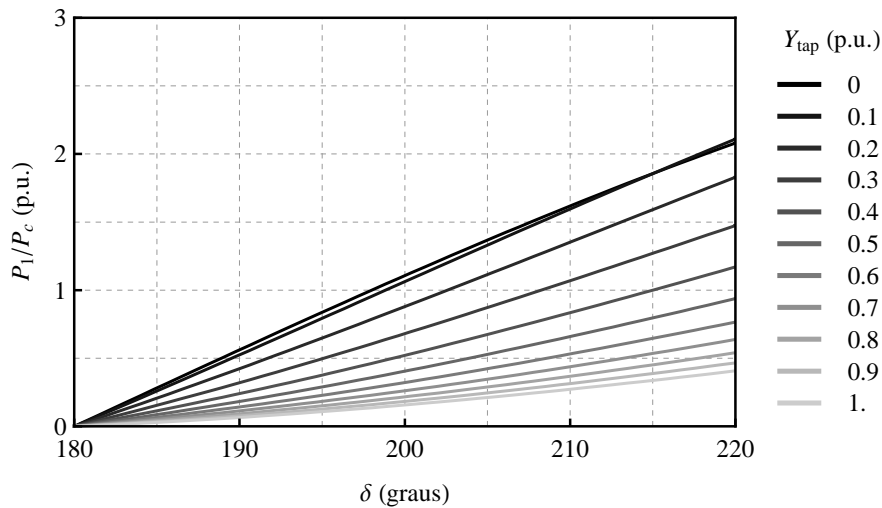


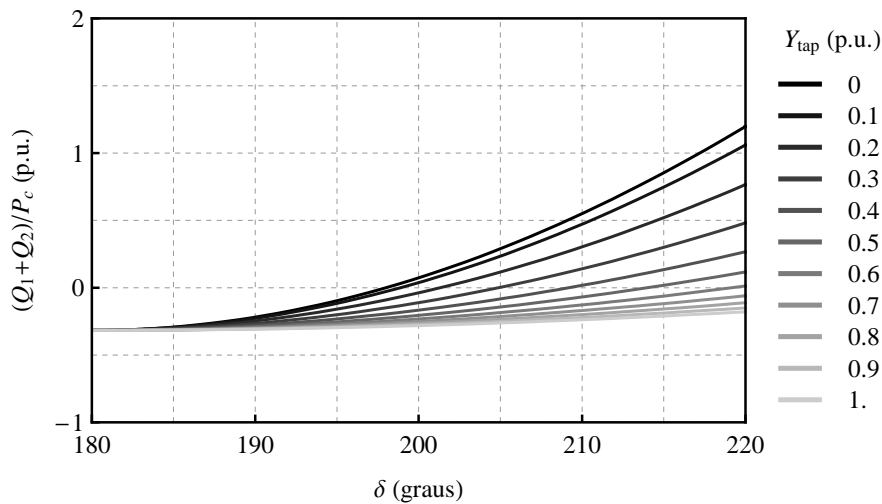
Figura 4.24: Balanço de reativos ΔQ em função de δ , variando $|Y_{tap}|$ em passos de 0.1 p.u. com $\angle Y_{tap} = 0$, para $\Theta_x = 0.55 \pi$ (rad).

Para uma melhor visualização dos resultados, a Figura 4.25 mostra as figuras anteriores em maiores detalhes. Onde, observa-se que à medida que se aumenta a admitância, tanto a potência transmitida quanto o balanço de reativos diminuem. Como linhas muito longas são indicadas para interligar grandes subsistemas e transmitir a máxima potência possível³, é então desejável que se transmita 1.0 p.u. de potência no terminal 1 da linha. Para tanto, de acordo com as figuras apresentadas, é necessário aumentar a defasagem angular entre as tensões terminais, o que, por sua vez, diminui a estabilidade eletromecânica do sistema e ainda, tem como conseqüência elevar as sobretensões ao longo da linha.

³Não foi considerada nenhuma limitação na capacidade de geração do sistema.



(a)



(b)

Figura 4.25: Detalhes da (a) Potência transmitida e do (b) Balanço de reativos.

Tomando o caso extremo apresentado, $|Y_{tap}| = 1.0 \text{ p.u.}$, o valor da abertura angular para transmitir 1.0 p.u. deve ser igual a $\delta \cong 4.476 \text{ rad}$, ou $\delta \simeq 256.4^\circ$. Esse valor de abertura angular é muito elevado, o que pode causar instabilidade ao sistema [20]. Por esse motivo, considerou o caso em que a admitância do *tap* fosse igual a 0.6 p.u. , e a abertura angular necessária para garantir a potência desejada é aproximadamente $\delta = 4.0 \text{ rad}$, ou $\delta \simeq 229.3^\circ$ — correspondendo a um ângulo de carga de $(\delta - 1.1 \pi) = 0.546 \text{ rad}$, i.e., 31.3° , que é um valor mais aceitável. Para este valor de δ , as sobretensões ao longo da linha são elevadas como mostrado na Figura 4.26, onde se considerou o TCAD no meio da linha, variando-se a amplitude

de Y_{tap} de 0 a 1.0 p.u., em passos de 0.1 p.u..

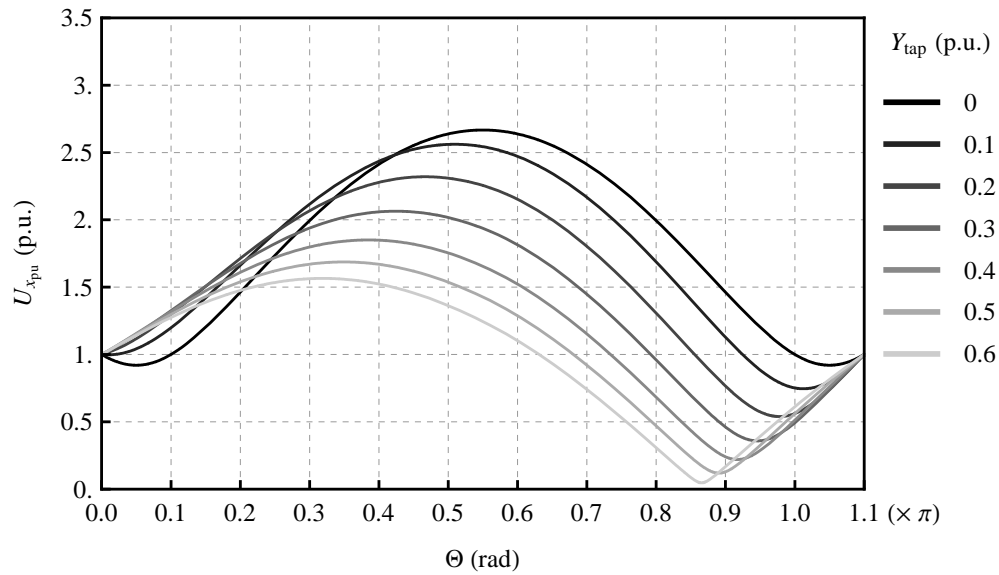


Figura 4.26: Perfil de tensão para $\delta = 4.0$ rad, variando $|Y_{tap}|$ em passos de 0.1 p.u. com $\angle Y_{tap} = 0$, para $\Theta_x = 0.55 \pi$ (rad).

Existe ainda o efeito na potência entregue no terminal 2 decorrente da inserção do *tap* em derivação. A Figura 4.27 apresenta a variação da potência recebida neste terminal. De acordo com a convenção de sentidos adotada para as correntes (vide Figura 4.20), a potência no terminal 2 é negativa quando o fluxo de energia segue do terminal 1 para o 2, isto é, quando recebe energia, e positiva no caso contrário, i.e., transmitindo energia para o terminal 1. Observa-se que o aumento da admitância do *tap* faz com que a potência no terminal 2 diminua. Nos casos mais extremos, a fonte do terminal receptor chega a fornecer energia para linha ($P_2 > 0$).

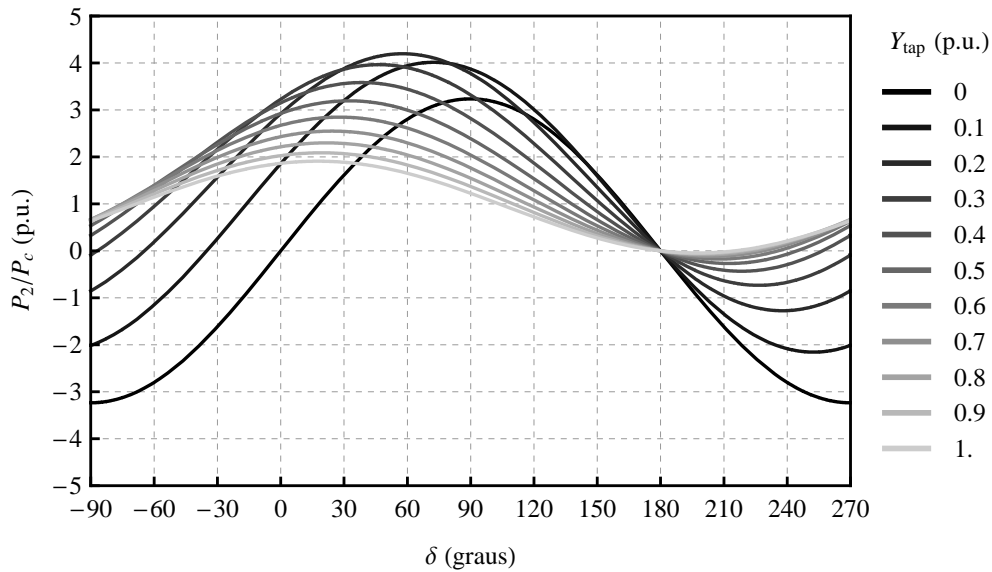


Figura 4.27: Potência recebida P_2 em função de δ , variando $|Y_{tap}|$ em passos de 0.1 p.u. com $\angle Y_{tap} = 0$, para $\Theta_x = 0.55 \pi$ (rad).

Até o presente momento, foi verificado apenas o efeito da variação da admitância do *tap* em derivação, considerando-o puramente resistivo e localizado no meio da linha. Cabe analisar agora, o efeito do *tap* quando este é posicionado em outros pontos da linha e o que acontece quando se varia a fase de sua admitância equivalente, ou seja, quando ele não corresponde somente a uma condutância. A partir dos resultados obtidos acima, pode-se afirmar que não é viável inserir um TCAD cuja admitância equivalente seja muito elevada. Por esse motivo, as análises subsequentes do TCAD são baseadas em uma admitância igual a 20% da admitância característica da linha, que, em se tratando do caso ideal, corresponde a 20% da potência característica da linha.

Diferentemente do que ocorre quando se insere uma admitância puramente capacitiva ($\angle Y_{tap} = +90^\circ$) no meio de uma linha média — cujo efeito é elevar a tensão nesse ponto —, a inserção de uma admitância capacitiva numa linha de pouco mais de meio comprimento causa um efeito contrário, a inserção do *tap* capacitivo em derivação causa uma redução na tensão no meio da linha. E de forma dual, a inclusão de uma admitância indutiva causa uma elevação da tensão no ponto em que foi inserido. Isto pode ser explicado analisando os parâmetros longitudinais e transversais do circuito π -equivalente (vide Figura 2.20), onde se observa que a impedância

longitudinal é capacitiva e a admitância transversal é essencialmente indutiva. Assim, supondo um circuito formado por uma impedância indutiva ($Z_{ind} = j \omega L_{ind}$) em paralelo com uma impedância capacitiva ($Z_{cap} = -j \frac{1}{\omega C_{cap}}$), a impedância equivalente do circuito é dada por:

$$Z_{eq} = j \frac{\omega L_{ind}}{1 - C_{cap} L_{ind} \omega^2}.$$

Nota-se que, o efeito do capacitor em paralelo é aumentar a amplitude da impedância equivalente, refletindo em uma redução na tensão no caso da linha de transmissão. Raciocinando para o caso de um indutor em paralelo com outro indutor, percebe-se que o efeito é a redução da amplitude da impedância equivalente, elevando assim a tensão no ponto de inserção. O que pode ser confirmado na Figura 4.28, onde é mostrado o perfil de tensão para uma admitância posicionada no meio da linha com amplitude de 0.2 p.u. e variando a fase desde puramente indutiva ($\angle Y_{tap} = -90^\circ$) a puramente capacitiva ($\angle Y_{tap} = +90^\circ$), em passos de 30° .

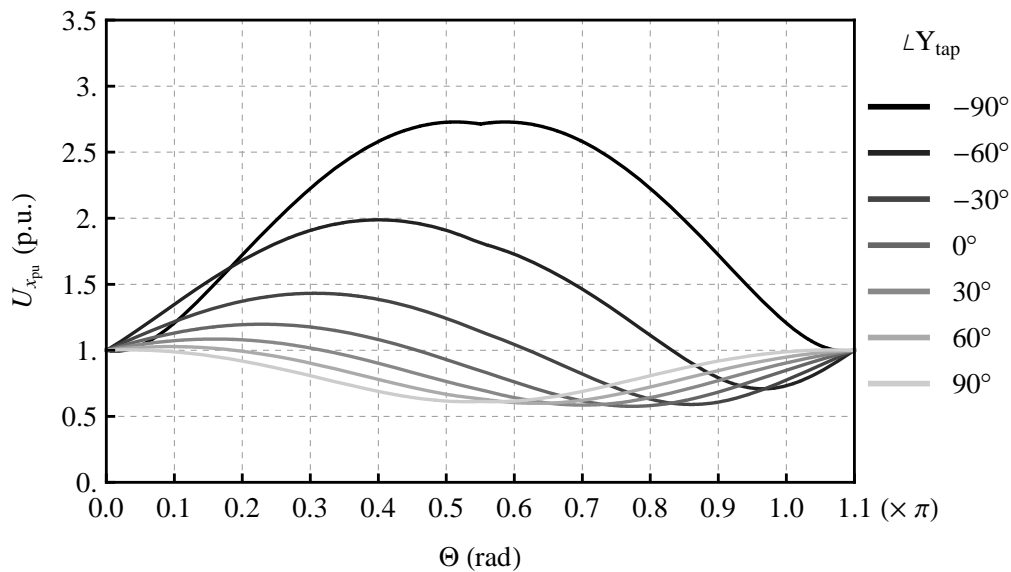
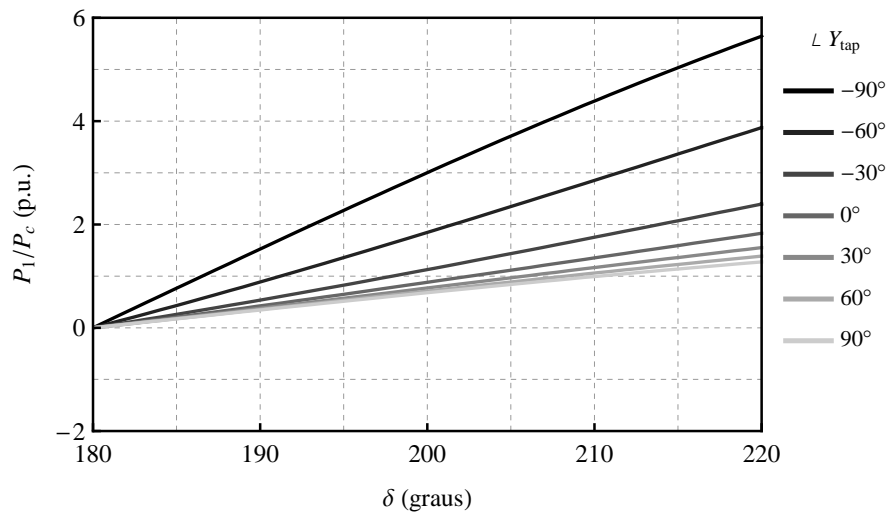


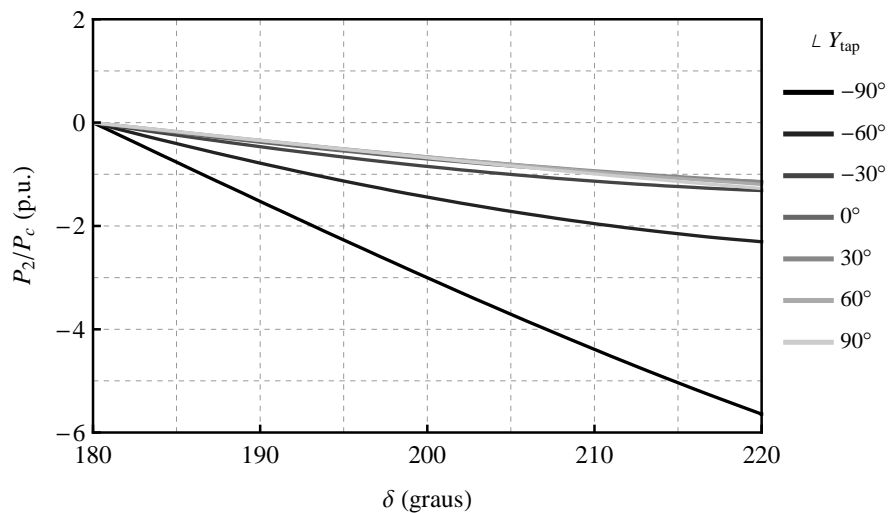
Figura 4.28: Perfil de tensão variando $\angle Y_{tap}$ de -90° a 90° em passos de 30° , para $|Y_{tap}| = 0.2 \text{ p.u.}$

O efeito da variação da fase da admitância do *tap* se reflete nas potências transmitida e recebida. A Figura 4.29 mostra o efeito sobre essas potências quando se varia a fase da admitância localizada no meio da linha e de amplitude igual a $|Y_{tap}| = 0.2 \text{ p.u.}$, desde puramente indutiva ($\angle Y_{tap} = -90^\circ$) a puramente capacitiva

($\angle Y_{tap} = +90^\circ$), em passos de 30° . Nota-se que a inserção de uma admitância indutiva no meio da linha faz aumentar tanto a potência transmitida no terminal 1 quanto a potência recebida no terminal 2. Vale ressaltar que os ângulos das tensões terminais estão fixos. Para o caso analisado, este aumento foi de aproximadamente 2.713 vezes, para ambas as potências (uma vez que neste caso não existem perdas). Ao passo que no caso da inserção de uma admitância capacitiva acontece o inverso, uma vez que para este caso as potências diminuiriam de um fator de 0.613. Vale ressaltar que a magnitude da admitância considerada é de 0.2 p.u. , e que para esta magnitude, é possível aumentar o fluxo de potência em mais de duas vezes a potência característica da linha (no caso indutivo). Este fato vai de encontro ao que foi apresentado na Seção 2.2.2 a respeito da alta “elasticidade” da linha de pouco mais de meio comprimento de onda em relação à compensação de reativos. Entretanto, sabe-se que não é recomendado transmitir além da potência característica, tratando-se apenas de um caso teórico.



(a)



(b)

Figura 4.29: Potências transmitidas no (a) terminal 1 e no (b) terminal 2, variando $\angle Y_{tap}$ de -90° a 90° , em passos de 30° , para $|Y_{tap}| = 0.2 \text{ p.u.}$

O balanço de reativos em função da fase da admitância inserida no meio da linha comporta-se conforme mostrado na Figura 4.30. Nesta figura, pode ser observado que a inserção da admitância indutiva faz com que o balanço de reativos aumente, haja vista que a tensão ao longo da linha cresce quando um indutor é inserido. Isto está fortemente relacionado com o balanço de reativos, sendo que o inverso acontece para uma admitância capacitiva. O valor do balanço de reativos obtido com a inserção da admitância indutiva foi 0.543 p.u. , enquanto que para a admitância capacitiva foi de -0.123 p.u. , refletindo na tensão ao longo da linha como subtensões.

No entanto, os valores apresentados acima não são válidos quando o *tap* encontra-se posicionado em outro ponto da linha.

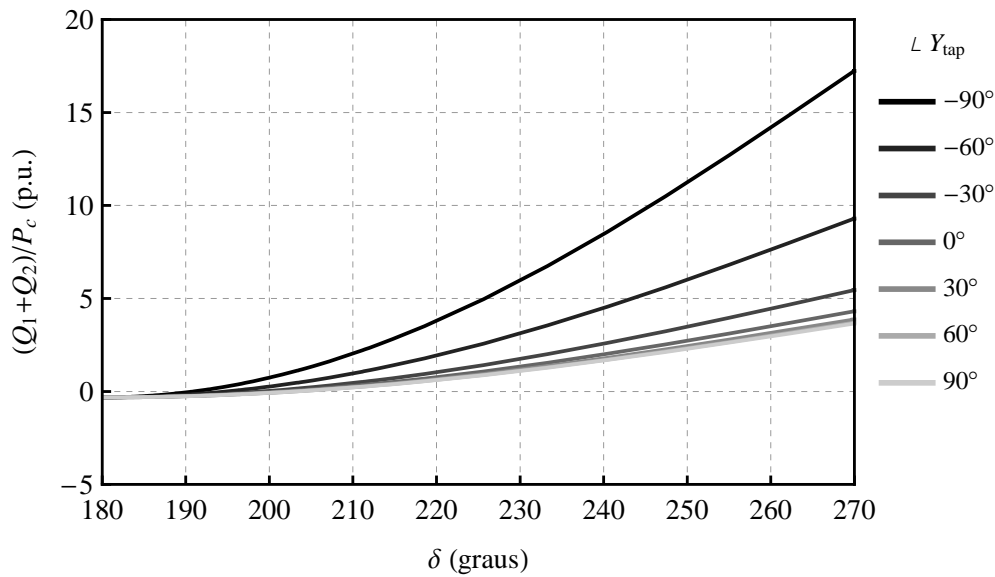


Figura 4.30: Balanço de reativos variando $\angle Y_{tap}$ de -90° a 90° , em passos de 30° , para $|Y_{tap}| = 0.2 \text{ p.u.}$

O controle sobre o fluxo de potência por meio de uma admitância puramente reativa varia de acordo com o ponto em que ela é inserida. Para proceder com a análise do controle do fluxo de potência, foram considerados dois casos: um para admitância puramente capacitiva e outro para puramente indutiva, com amplitudes iguais a 0.2 p.u. e, analisou-se a potência transmitida e o balanço de reativos quando se varia a posição do *tap*.

A Figura 4.31 mostra a potência transmitida em função da posição do *tap*, quando este é uma admitância ou puramente indutiva ou capacitiva. Observa-se que quando o *tap* se aproxima da região central da linha, o fluxo de potência aumenta quando indutivo, e, quando capacitivo sofre uma redução. Como será apresentado mais adiante, existem dois pontos, um em que a potência transmitida na entrada e outro em que a potência recebida na saída não variam, independente da admitância do *tap*, esses pontos são exatamente os pontos de intersecção das duas curvas, em $\Theta_{tap} = 0.1 \pi \text{ rad}$ ($\simeq 247.5 \text{ km}$) e em $\Theta_{tap} = \pi \text{ rad}$ ($\simeq 2475 \text{ km}$).

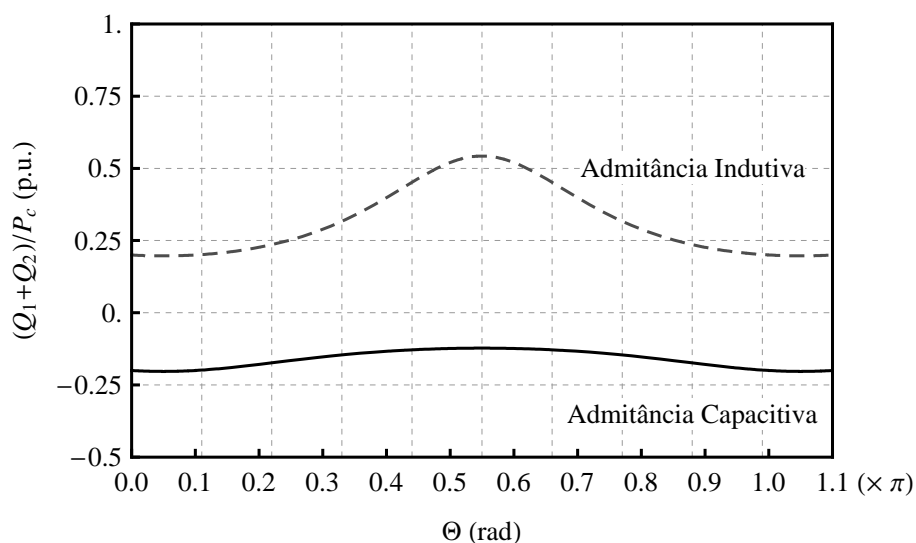


Figura 4.32: Balanço de reativos ΔQ , variando-se a posição de uma admitância puramente reativa (indutiva ou capacitiva), de amplitude $|Y_{tap}| = 0.2 p.u.$

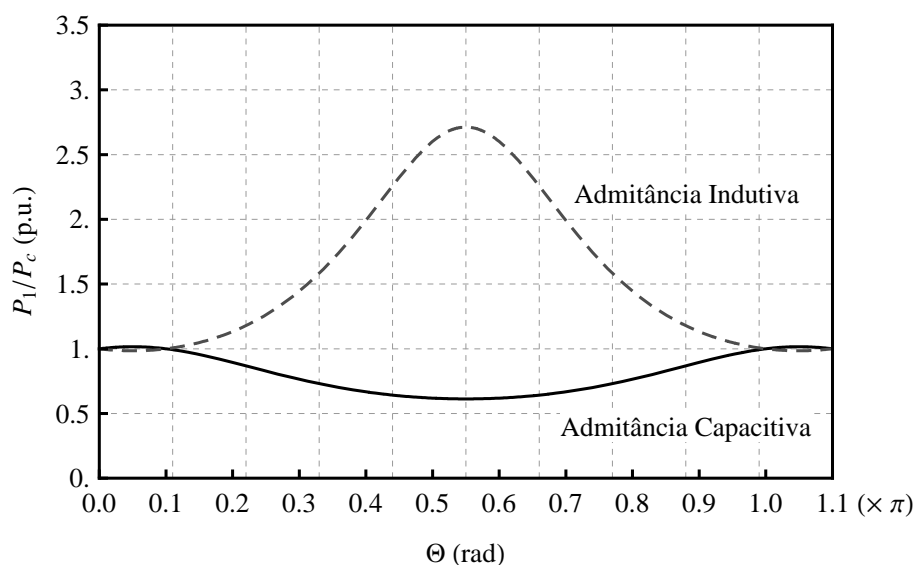


Figura 4.31: Potência transmitida P_1 , variando-se a posição de uma admitância puramente reativa (indutiva ou capacitiva), de amplitude $|Y_{tap}| = 0.2 p.u.$

Na Figura 4.32 é apresentado o balanço de reativos para ambos os casos de admitâncias. Percebe-se que o balanço de reativos é tanto menor, em módulo, quanto mais próximo das extremidades da linha o *tap* estiver localizado. Na região central o balanço atinge os maiores valores — máximo para a admitância indutiva e mínimo para o caso capacitivo.

Portanto, dependendo do objetivo do *tap*, drenar/fornecer energia ou controlar o fluxo de potência, este deve ser inserido próximo das extremidades ou próximo da região central da linha, respectivamente. Assim, pode-se controlar o fluxo de potência através de um SVC (*Static Var Compensator*) conectado na região central da linha.

Continuando a análise quanto à posição do *tap* na linha, a Figura 4.33 mostra o perfil de tensão, quando se varia a posição de uma admitância real, com $|Y_{tap}| = 0.2 \text{ p.u.}$, em passos de 0.1Θ . Dependendo da posição do *tap* a tensão ao longo da linha pode chegar a valores (elevados) de até 1.4 p.u. , sendo que as sobretensões menos severas acontecem quando o *tap* está posicionado antes do meio da linha, considerando o sentido do fluxo de energia do terminal 1 para o 2.

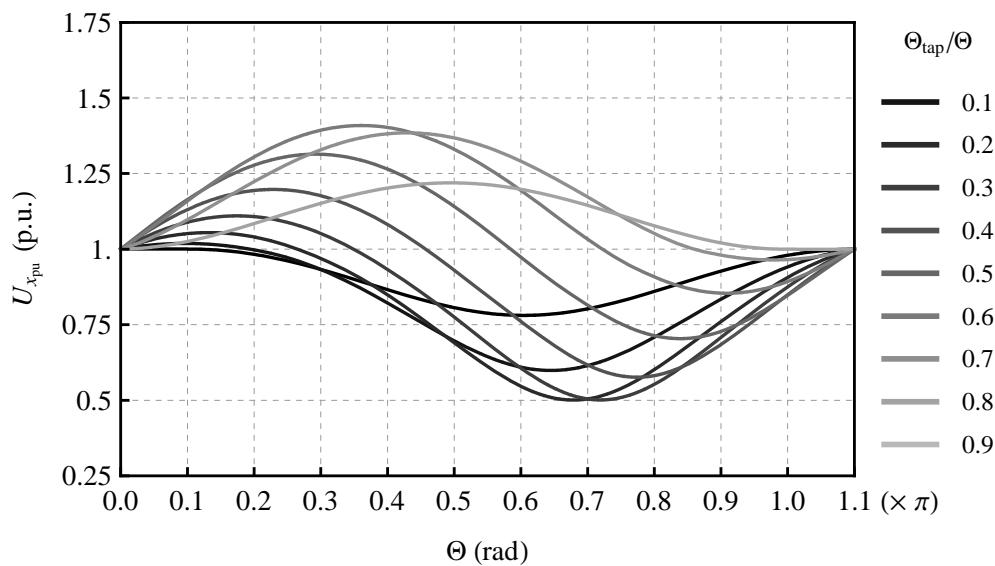


Figura 4.33: Perfil de tensão ao longo da linha, quando se varia a posição do *tap*, Θ_{tap} , em passos de 0.1Θ , para $Y_{tap} = 0.2 \angle 0 \text{ p.u.}$

A potência transmitida do terminal 1 e a recebida no terminal 2 para o caso de se variar a posição do *tap* são apresentadas na Figura 4.34 e na Figura 4.35, respectivamente, onde é mostrado que, para cada posição do *tap*, o ângulo de abertura entre as tensões terminais são diferentes, tanto para se transmitir 1.0 p.u. quanto para se receber 1.0 p.u. de potência.

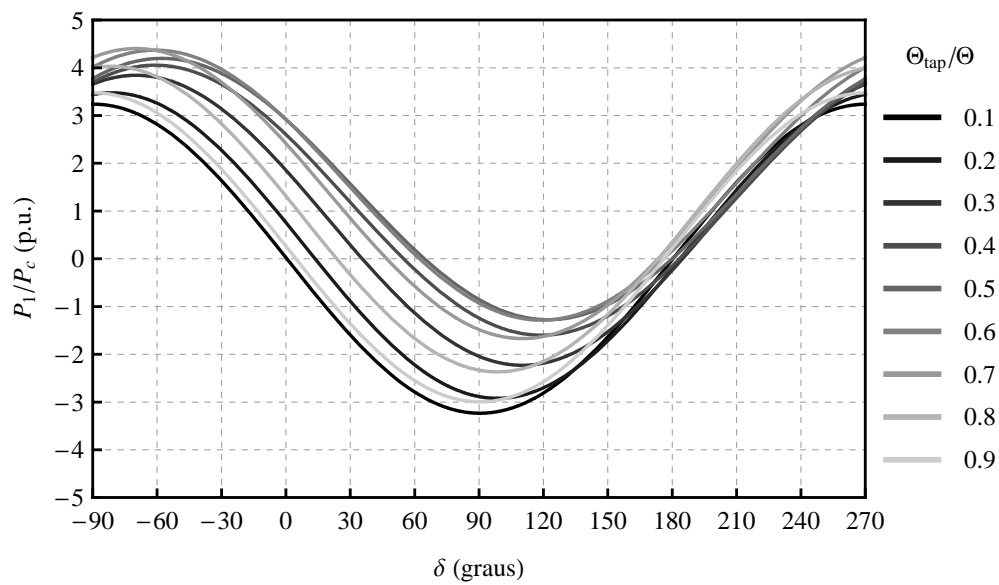


Figura 4.34: Potência transmitida no terminal 1, variando-se Θ_{tap} em passos de 0.1Θ , para $Y_{tap} = 0.2\angle 0$ p.u.

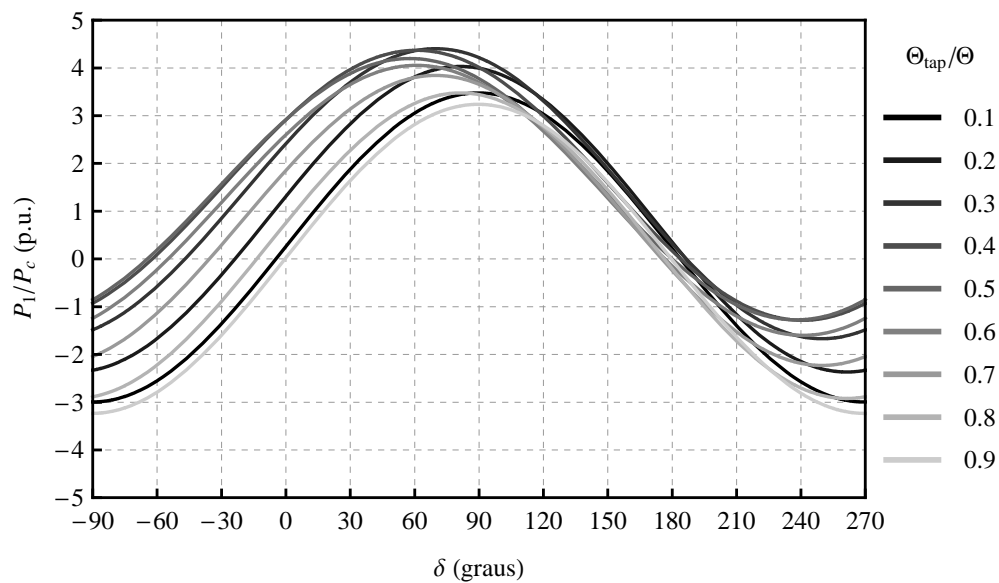


Figura 4.35: Potência recebida no terminal 2, variando Θ_{tap} , em passos de 0.1Θ , para $Y_{tap} = 0.2\angle 0$ p.u.

Caso o interesse seja transmitir a potência máxima permitida, a variação da abertura angular é tanto maior quanto maior for a amplitude da admitância, e possui uma variação não linear em função da posição do *tap*, como mostrado na Figura 4.36. De acordo com a figura, aparentemente existe um ponto ótimo de

inserção do TCAD que independentemente de sua amplitude, mantém-se a potência transmitida no terminal 1 igual a $1.0 p.u.$, sem precisar alterar a abertura angular δ . Este ponto é igual a $\Theta_{tap} = 0.1 \pi$ rad ($\simeq 247.5$ km), neste caso, somente a potência recebida no terminal 2 é afetada, de forma complementar à potência do *tap*. Então, é de se esperar que exista um ponto ótimo para inserção do *tap* que não afete a potência recebida, devendo apenas aumentar a potência transmitida para suprir energia ao *tap*.

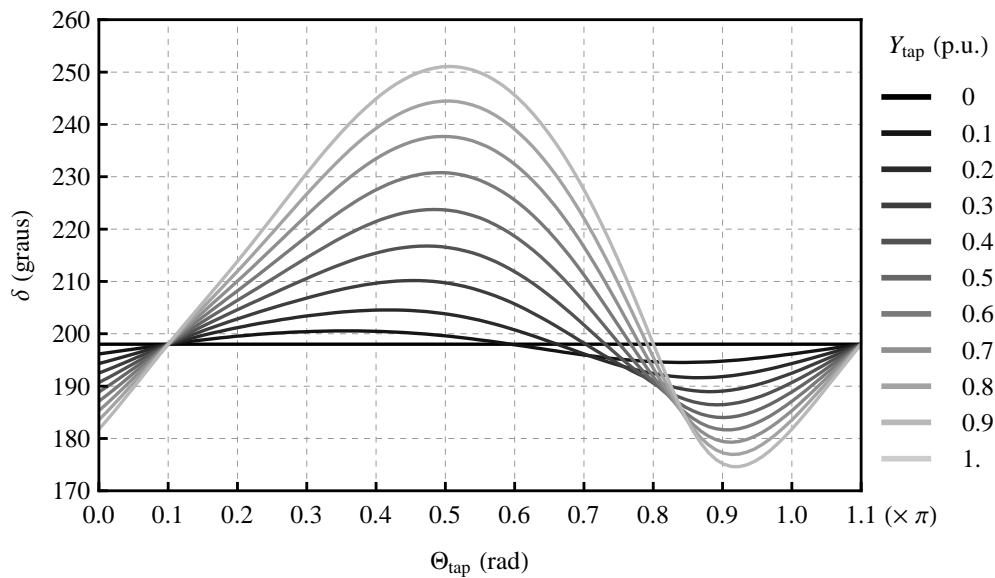


Figura 4.36: Variação da defasagem angular δ em função de Θ_{tap} , mantendo P_1 igual a $1.0 p.u.$, variando $|Y_{tap}|$ e com $\angle Y_{tap} = 0$.

Para manter a potência recebida sempre igual a $1.0 p.u.$, a defasagem angular δ varia conforme mostrado na Figura 4.36. Para valores de $|Y_{tap}|$ maiores do que $0.24 Y_c$, não é possível manter a potência recebida constante, por isso é mostrada a variação de δ somente para $|Y_{tap}| \leq 0.2 p.u.$

Existe um ponto para inserção do *tap* em derivação que mantém a potência recebida constante e igual a $1.0 p.u.$ sem precisar alterar a abertura angular, desde que sua amplitude não supere $0.2 p.u.$ Este ponto é igual a $\Theta_{tap} = \pi$ rad ($\simeq 2475$ km).

A justificativa para existência desses pontos é similar à apresentada para o caso do *tap* série, se deve ao fato de que a tensão nesses pontos é constante, uma vez que só depende de uma das tensões terminais. De acordo com (4.7) e (4.10), a tensão

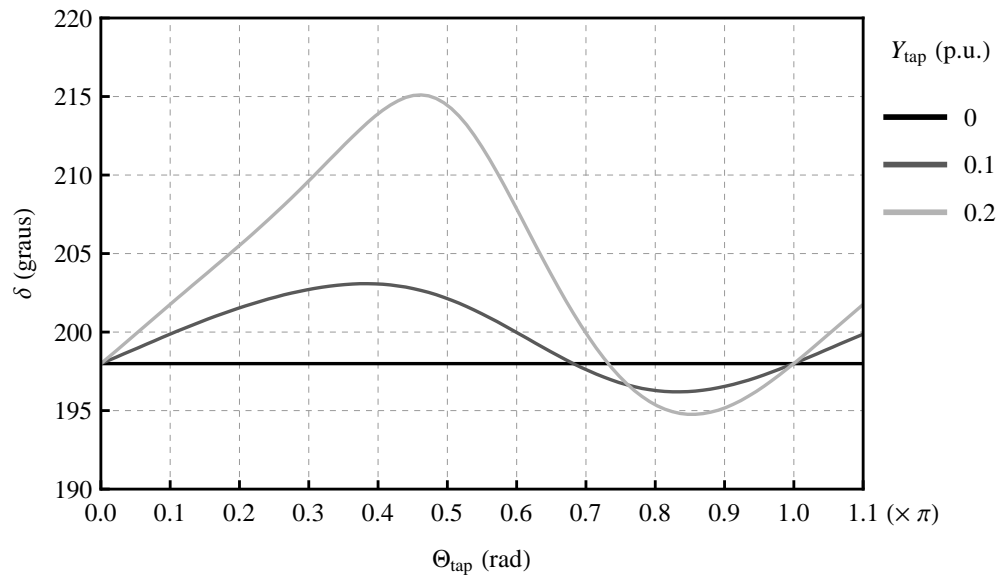
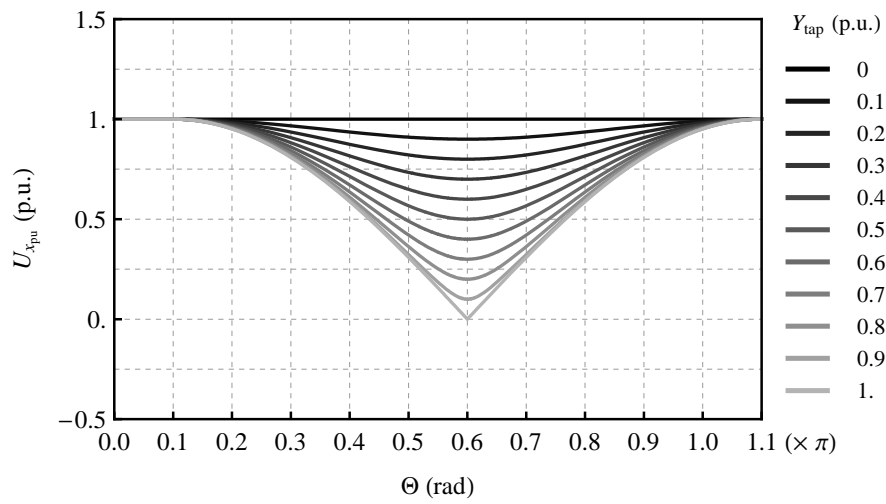


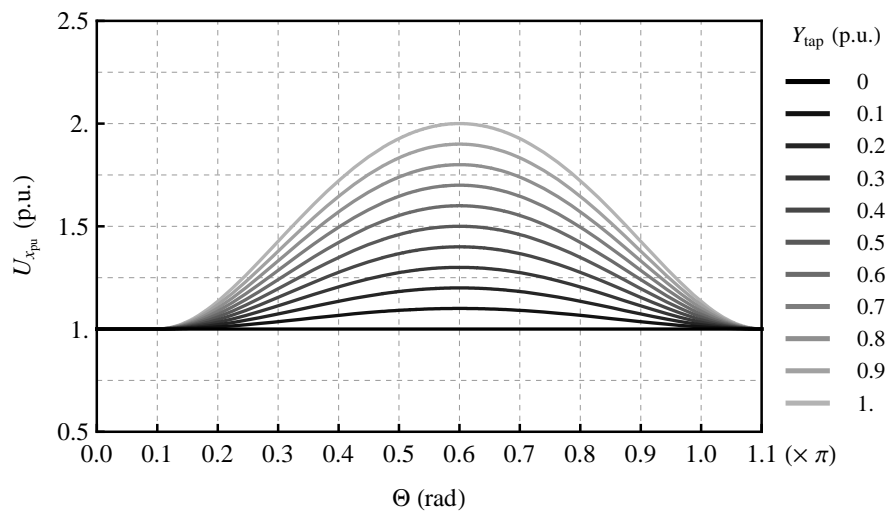
Figura 4.37: Variação da defasagem angular δ em função de Θ_{tap} , mantendo P_2 igual a 1.0 p.u., variando $|Y_{tap}|$ e com $\angle Y_{tap} = 0$.

no ponto $\Theta_x = \pi$ rad é igual a $U_{x=\pi} = -U_1$ e a tensão no ponto $\Theta_x = 0.1\pi$ rad é igual a $U_{x=0.1\pi} = -U_2$, respectivamente.

Para finalizar esta análise, será apresentado o perfil de tensão considerando o *tap* em ambas as posições previamente citadas, tanto para um dreno de energia (condutância positiva) quanto para uma injeção de energia (condutância negativa).

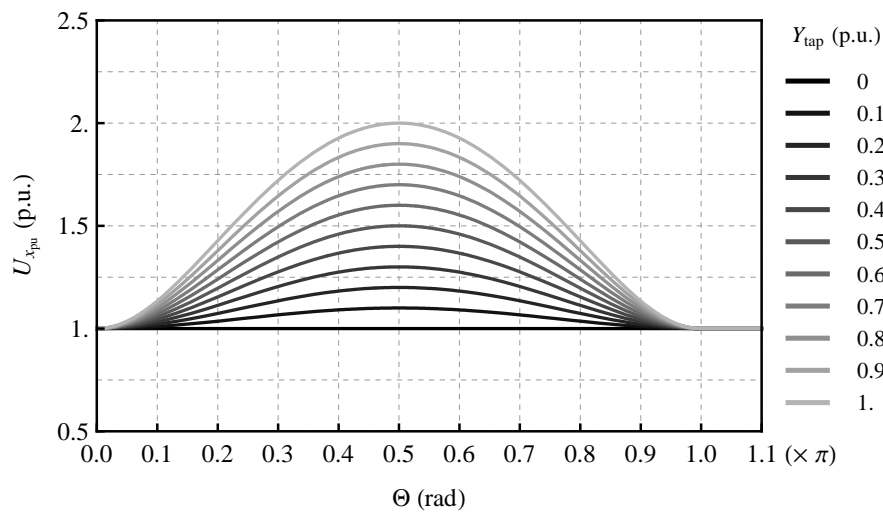


(a)

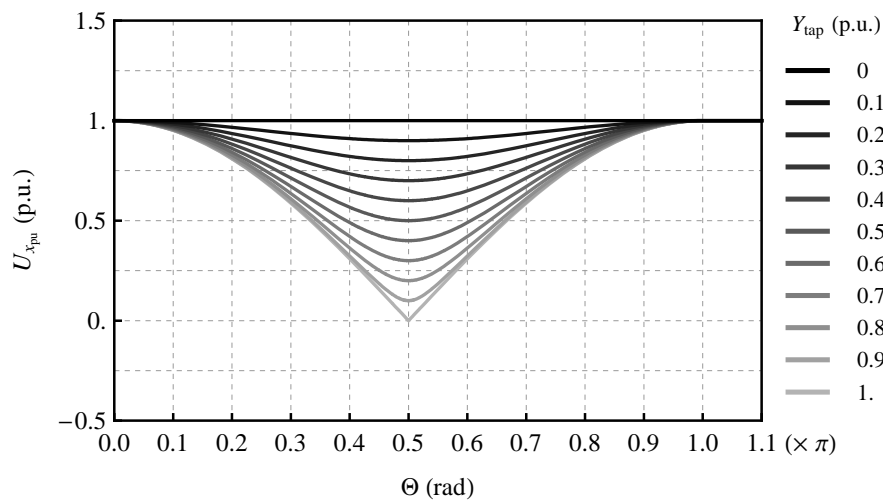


(b)

Figura 4.38: Perfil de tensão, quando $\Theta_{\text{tap}} = 0.1 \pi$ rad ($\simeq 247.5$ km), variando $|Y_{\text{tap}}|$ considerando (a) $\angle Y_{\text{tap}} = 0$ e (b) $\angle Y_{\text{tap}} = 180^\circ$.



(a)



(b)

Figura 4.39: Perfil de tensão variando-se $|Y_{tap}|$, para $\Theta_{tap} = \pi$ rad ($\simeq 2475$ km), considerando (a) $\angle Y_{tap} = 0$ e (b) $\angle Y_{tap} = 180^\circ$.

Como pode ser observado na Figura 4.38a a injeção de energia no ponto $\Theta_{tap} = 0.1\pi$ rad causa severas sobretensões, considerando a potência transmitida constante. Isso pode ser explicado pelo fato do ponto estar no início da linha e, como neste caso a potência transmitida no terminal 1 é igual a 1.0 p.u., toda energia fornecida pelo tap é somada à energia fornecida pela fonte terminal, fazendo com que a potência transmitida seja superior à potência característica na maior parte da linha. E, como visto na Subseção 2.1, quando a potência transmitida é superior à potência característica surgem sobretensões que são proporcionais à relação entre

essas potências. Ao passo que, a inserção de um dreno neste ponto significa uma diminuição na potência transmitida, fazendo com que ocorra subtensões ao longo da linha.

Analogamente, para o caso do *tap* ser inserido no ponto $\Theta_{tap} = \pi$ rad (Figura 4.39), o efeito é contrário ao caso anterior, pois, quando o *tap* é um dreno de energia significa que a potência transmitida na maior parte da linha é superior à potência característica, uma vez que este ponto foi calculado considerando a potência recebida constante e igual a 1.0 *p.u.* Então, surgem sobretensões proporcionais à relação entre a potência transmitida e a potência característica. Cabe ressaltar que mesmo que não exista solução para a defasagem angular δ para todas as posições do *tap* quando sua amplitude é superior a $|Y_{tap}| > 2.4 Y_c$, o ponto em questão é uma solução independente da amplitude da admitância do *tap*, por isso, foram consideradas amplitudes de valores maiores que 0.2 *p.u.* Quando o *tap* é uma injeção de energia, esta é subtraída da energia transmitida do terminal 1, fazendo com que a potência transmitida seja menor que a potência característica na maior parte da linha, explicando as subtensões que surgem ao longo da mesma.

Finalizando a análise qualitativa do *tap* passivo em derivação, verifica-se que o balanço de reativos sofre pequenas variações quando se modifica sua posição, considerando uma amplitude de $Y_{tap} = 0.2 \text{ p.u.}$, como pode ser observado na Figura 4.40.

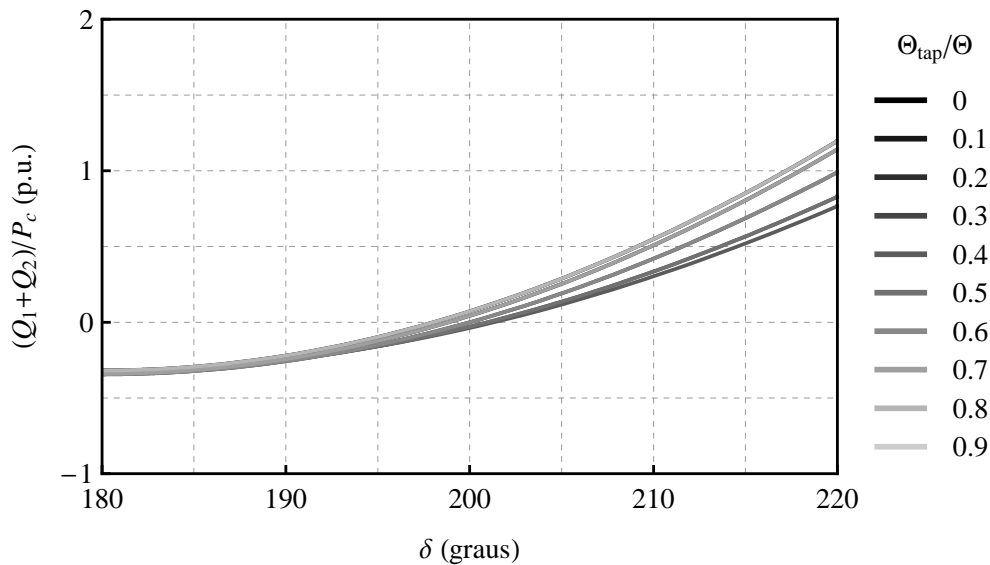


Figura 4.40: Balanço de reativos, variando Θ_{tap} , em passos de 0.1Θ , para $Y_{tap} = 0.2 \angle 0 \text{ p.u.}$

4.3 Análise do TCA como Elemento Ativo

Até o momento foi feita uma análise do comportamento da linha quando um elemento passivo é inserido para drenar ou fornecer energia, *i.e.*, uma impedância fixa, sujeita portanto às condições elétricas do ponto em que está inserida. Apesar da análise anterior ter esclarecido alguns pontos quanto à possibilidade de se inserir um *tap* passivo, julga-se importante que seja feita uma outra análise, considerando o *tap* como um elemento ativo, isto é, como uma fonte de energia seja de corrente ou de tensão.

A seguir é feita uma análise expedita do comportamento elétrico da linha quando uma fonte é inserida para drenar ou fornecer energia. Esta parte dos estudos servirá para expandir alguns resultados que foram obtidos para o caso de se considerar um elemento passivo.

Assim, para modelar o *tap* em derivação, optou-se por modelá-lo como uma fonte de corrente, o que facilita a formulação nodal e a interpretação dos resultados. Além disso, na simulação em programas de transitórios eletromagnéticos, o controle de um conversor sintetizando uma fonte de corrente em derivação é mais simples do que o controle de uma fonte de tensão em derivação. Isto porque, a fonte de tensão em derivação é muito mais sensível a variações de tensões nas proximidades do ponto em que está inserida. De forma dual, o *tap* série foi modelado como uma fonte de tensão.

4.3.1 Fonte de Tensão em Série

Nesta subseção será analisado o *tap* série como uma fonte de tensão. A Figura 4.41 apresenta o modelo do circuito analisado.

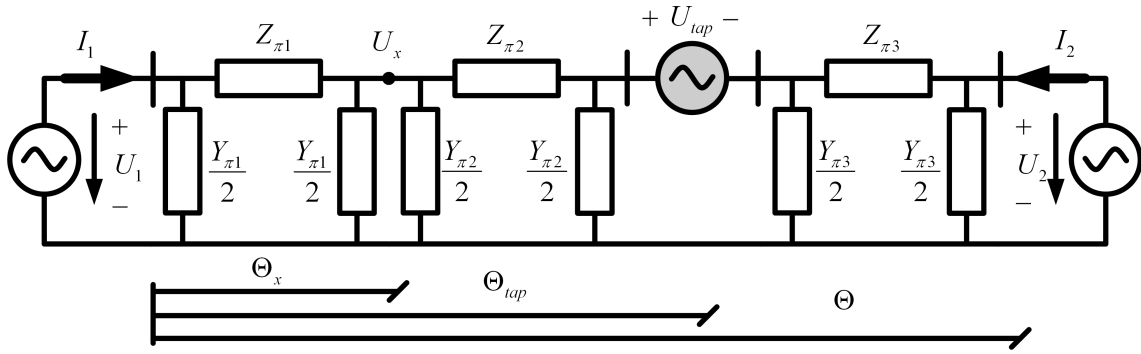


Figura 4.41: Circuito equivalente para análise do TCAS ativo.

Seguindo a mesma metodologia das subseções anteriores, i.e., resolvendo as equações nodais no ponto de observação e no ponto em que o *tap* é inserido, e aplicando alguns conceitos básicos de circuitos, é possível definir o perfil de tensão ao longo da linha como:

$$U_x = \begin{cases} \operatorname{cosec}(\Theta) \{ e^{j\delta} U_0 \operatorname{sen}(\Theta - \Theta_x) + [U_0 + U_{tap} \cos(\Theta - \Theta_{tap})] \operatorname{sen}(\Theta_x) \}, \\ \text{para } \Theta_x < \Theta_{tap}; \\ \\ \operatorname{cosec}(\Theta) \{ [e^{j\delta} U_0 - U_{tap} \cos(\Theta_{tap})] \operatorname{sen}(\Theta - \Theta_x) + U_0 \operatorname{sen}(\Theta_x) \}, \\ \text{para } \Theta_x > \Theta_{tap}. \end{cases} \quad (4.19)$$

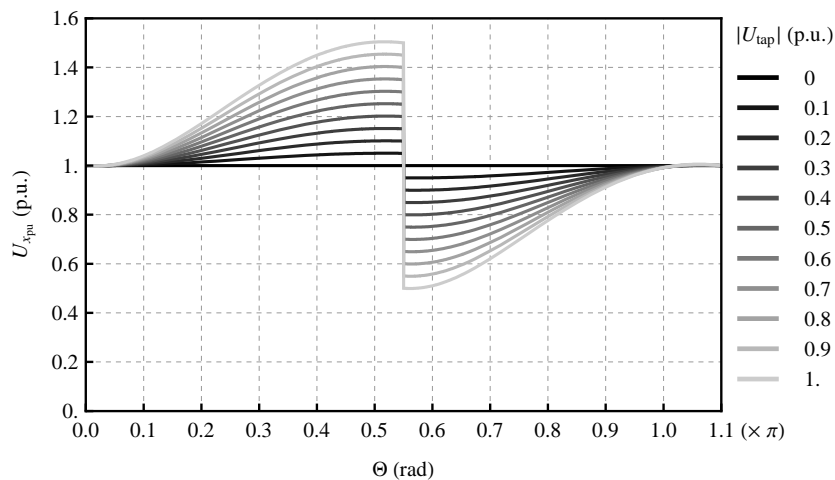
onde U_{tap} é a diferença de potencial nos terminais do *tap*. Para facilitar a interpretação dos resultados e ajudar a identificar a relação do comportamento elétrico da linha com a tensão do *tap*, definiu-se a tensão do *tap* série em função da tensão nominal da linha, i.e.:

$$U_{tap} = K_u U_0, \quad (4.20)$$

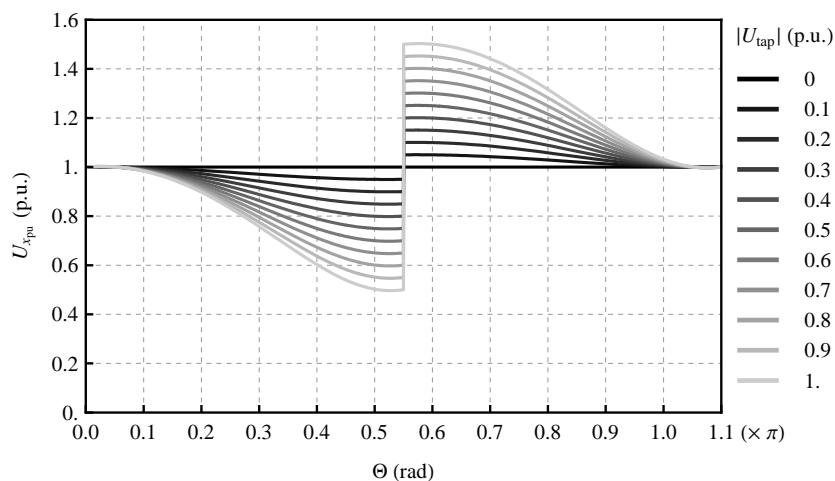
sendo K_u uma constante de proporcionalidade, $\{K_u \in \mathbb{C} \mid |K_u| \leq 1\}$. Assim, a tensão normalizada ao longo da linha, em função do fator K_u , é dada por (4.21).

$$\frac{U_x}{U_0} = \begin{cases} \operatorname{cosec}(\Theta) \{ e^{j\delta} \operatorname{sen}(\Theta - \Theta_x) + [1 + K_u \cos(\Theta - \Theta_{tap})] \operatorname{sen}(\Theta_x) \}, \\ \text{para } \Theta_x < \Theta_{tap}; \\ \\ \operatorname{cosec}(\Theta) \{ [e^{j\delta} - K_u \cos(\Theta_{tap})] \operatorname{sen}(\Theta - \Theta_x) + \operatorname{sen}(\Theta_x) \}, \\ \text{para } \Theta_x > \Theta_{tap}. \end{cases} \quad (4.21)$$

A Figura 4.42a mostra os perfis de tensão ao longo da linha em função da amplitude de tensão quando o *tap* é inserido no meio da linha, para os casos de se drenar e injetar energia. Observa-se que o comportamento é idêntico ao caso do *tap* passivo (vide Figura 4.2). O mesmo pode ser dito quando o *tap* é posicionado no ponto em que a potência transmitida não varia, independente da amplitude da tensão do *tap*, ($\Theta_{tap} = 0.6\pi$ rad \simeq 1483 km), Figura 4.43. Ou no ponto em que é a potência recebida que não sofre variações em função da amplitude, ($\Theta_{tap} = 0.5\pi$ rad \simeq 1236 km), Figura 4.44.

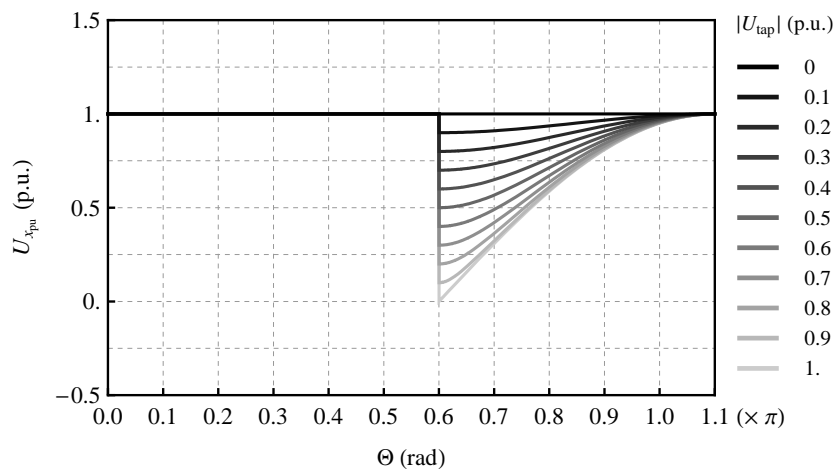


(a)

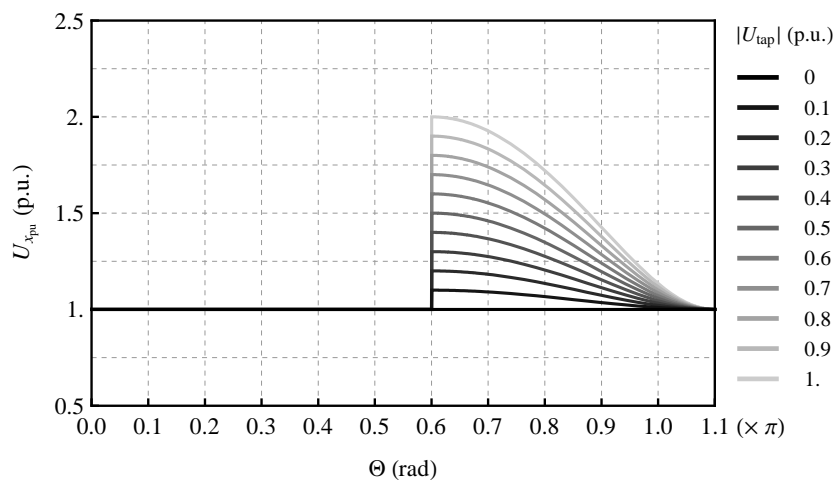


(b)

Figura 4.42: Perfis de tensão ao longo da linha, quando uma fonte de tensão é conectada em série no meio da linha, (a) drenando e (b) injetando energia. Considerando a fase da tensão da *tap* igual a da corrente no ponto em questão.

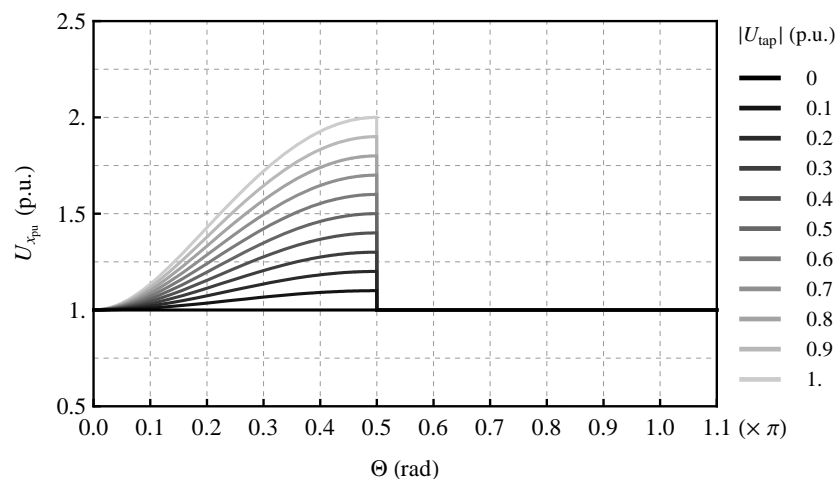


(a)

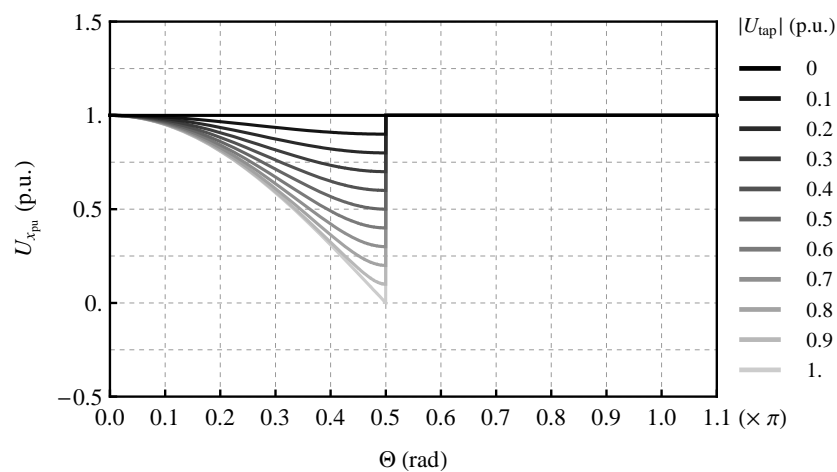


(b)

Figura 4.43: Perfis de tensão ao longo da linha, quando uma fonte de tensão é conectada em série no ponto $\Theta_{\text{tap}} = 0.6\pi$ rad tanto (a) drenando quanto (b) injetando energia na linha. Considerando a fase da tensão da *tap* igual a da corrente no ponto em questão



(a)

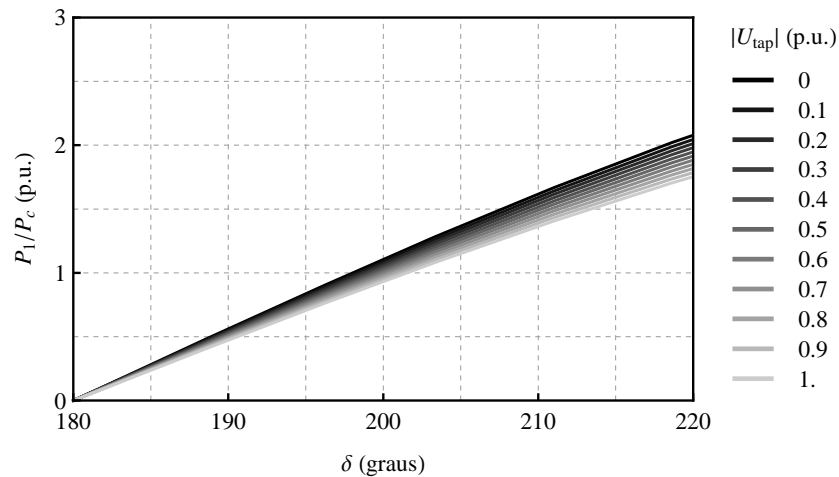


(b)

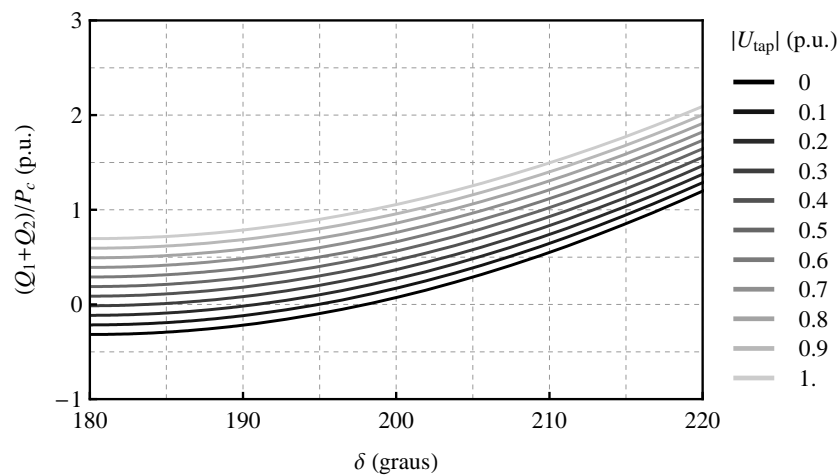
Figura 4.44: Perfis de tensão ao longo da linha, quando uma fonte de tensão é conectada em série no ponto $\Theta_{tap} = 0.5\pi$ rad, (a) drenando (b) injetando energia. Considerando a fase da tensão da *tap* igual a da corrente no ponto em questão

Como pode ser observado na Figura 4.45a, a potência transmitida sofre pouca variação quando o *tap* é inserido no meio da linha. Porém, diferentemente do que foi mostrado para o *tap* série passivo (vide Figura 4.5), o balanço de reativos varia proporcionalmente à amplitude do *tap* série ativo ao se drenar energia da linha, Figura 4.45b. Dessa forma, conclui-se que a energia drenada ou injetada pelo *tap* série, localizado na região central da linha, será limitada praticamente pelo balanço de reativos e pelos valores de tensão nesta região. Por esse motivo, ao analisar a influência da fase da fonte de tensão, limitou-se a amplitude da tensão U_{tap} em

0.2 p.u.. A Figura 4.46 mostra o perfil de tensão em função da fase da tensão do *tap*. Novamente, os resultados obtidos são idênticos aos obtidos para o caso do *tap* passivo (vide Figura 4.9), confirmando as inferências feitas anteriormente.



(a)



(b)

Figura 4.45: (a) Potência transmitida e (b) balanço de reativos de acordo com a variação da amplitude da tensão do *tap* ativo no meio da linha, considerado a fase igual a da corrente no ponto em questão.

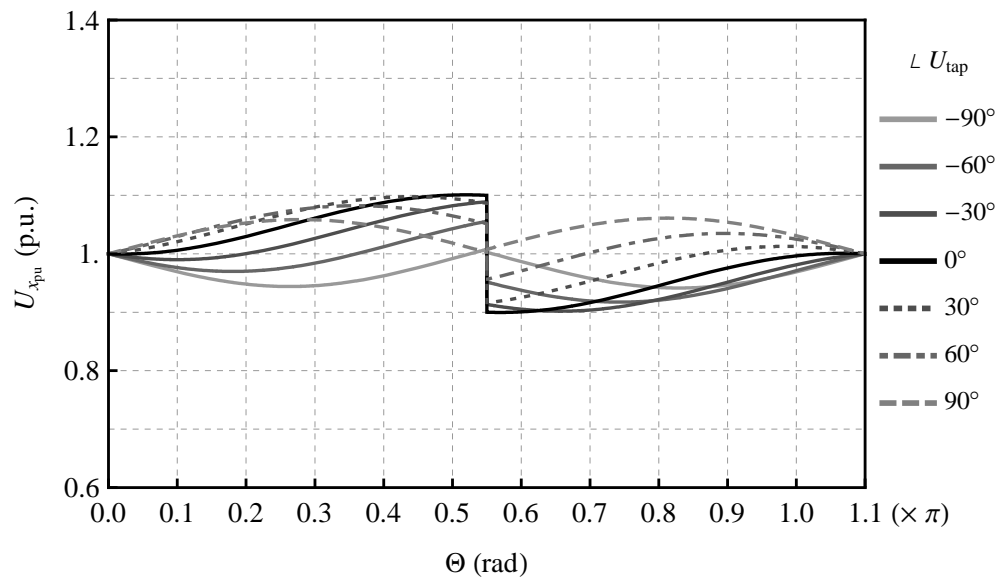


Figura 4.46: Perfil de tensão ao longo da linha, para um *tap* localizado no meio da linha, em função da fase da tensão U_{tap} .

Para finalizar, a Figura 4.47 mostra a potência transmitida no terminal 1 em função da localização do *tap* série com sua fase constante e igual a $\pm 90^\circ$, em relação à tensão terminal U_2 (vide Figura 4.41). Nota-se que a potência transmitida possui um comportamento diferente do que no caso em que se varia a posição de um *tap* passivo com amplitude constante e fase igual a $\pm 90^\circ$ (vide Figura 4.13). Isto pode ser explicado pelo fato de que a fonte de tensão possui sua fase constante em relação ao terminal receptor da linha e, como as fases das tensões e correntes variam ao longo da linha, a fonte terá um efeito diferente dependendo do ponto de inserção.

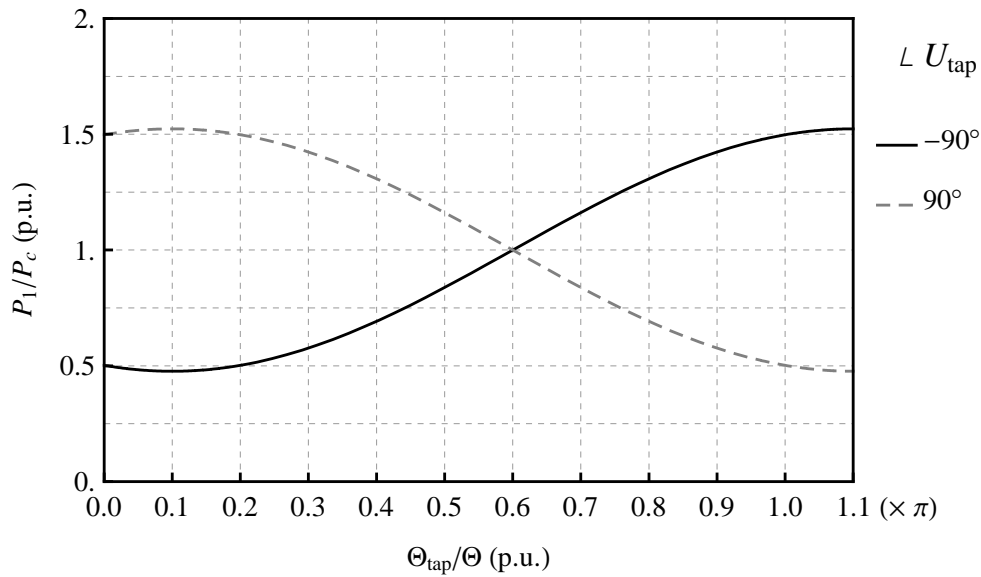


Figura 4.47: Potência transmitida no terminal 1 da linha em função da localização de uma fonte com fase $\pm 90^\circ$.

Para esclarecer o exposto, considera-se um caso hipotético de uma linha ideal com um comprimento elétrico igual a $\Theta = 1.1\pi$ rad, e transmitindo sua potência característica. Toma-se como referência para as fases das tensões fase-terra e correntes longitudinais ao longo da linha a fase da tensão no terminal receptor, *i.e.*, U_2 . De acordo com as hipóteses acima, a corrente estará em fase com a tensão em todos os pontos da linha, pois trata-se uma linha ideal. Assim, se uma fonte de tensão com fase -90° for inserida em série com a linha no terminal 2, seu efeito equivalente em regime será o de um capacitor em série, ao passo que se esta mesma fonte for inserida no terminal 1, o seu efeito em regime será o de uma impedância indutiva, pois a fase da tensão e da corrente neste terminal é igual a 1.1π , isto pode ser observado no diagrama fasorial apresentado na Figura 4.48. Por esse motivo, que na Figura 4.47 a potência transmitida é menor quando a fonte é inserida no início da linha e maior no final. Neste exemplo hipotético, não foi considerado o efeito sobre a corrente ao longo da linha quando a fonte é inserida, o objetivo é simplesmente mostrar, de forma qualitativa, o efeito da inserção da fonte com fase constante em relação às grandezas terminais da linha.

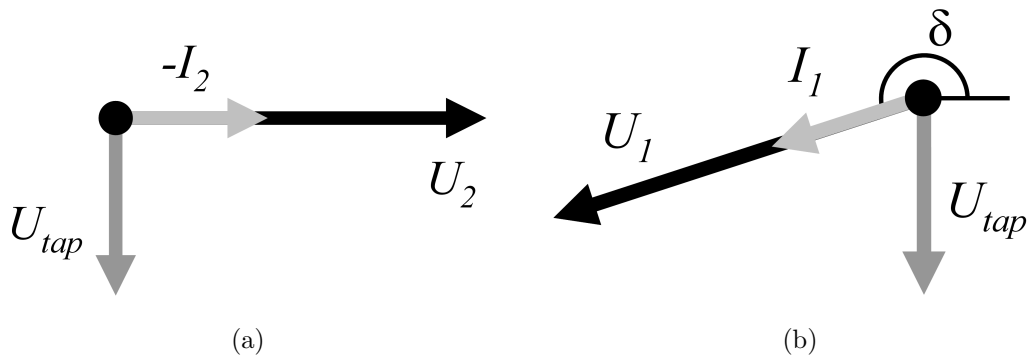


Figura 4.48: Diagrama fasorial da tensão e corrente quando uma fonte com fase igual a -90° é inserida no (a) terminal 2 e no (b) terminal 1.

Ao se variar a fase da fonte de acordo com sua posição, o efeito sobre a potência transmitida é similar aos resultados obtidos com o *tap* série passivo (vide Figura 4.13), isto é ilustrado na Figura 4.49. Confirmando as conclusões de que na região central, o *tap* série é o mais indicado para se drenar/injetar energia.

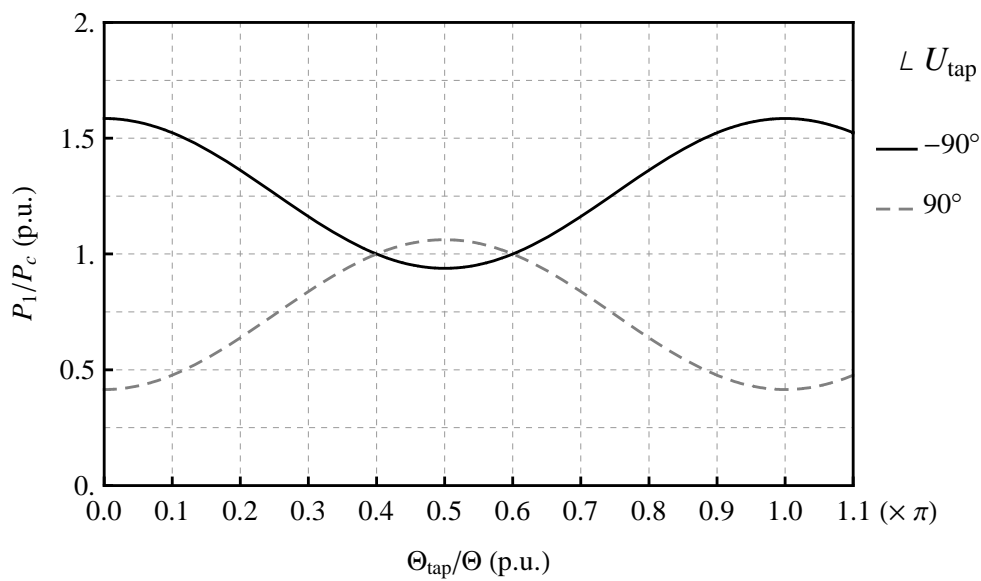


Figura 4.49: Potência transmitida no terminal 1 da linha em função da localização de uma fonte com fase $\pm 90^\circ$ em relação ao ponto de inserção do *tap*, e $|U_{tap}| = 0.2 \text{ p.u.}$

4.3.2 Fonte de Corrente em Derivação

No caso do *tap* ativo em derivação, a energia injetada/drenada pode ser controlada pela corrente do *tap* (I_{tap}). O circuito utilizado na análise é mostrado na Figura 4.50. Vale ressaltar, que o *tap* em derivação possui um comportamento dual ao do *tap* série, o que será confirmado com muitos dos resultados aqui apresentados.

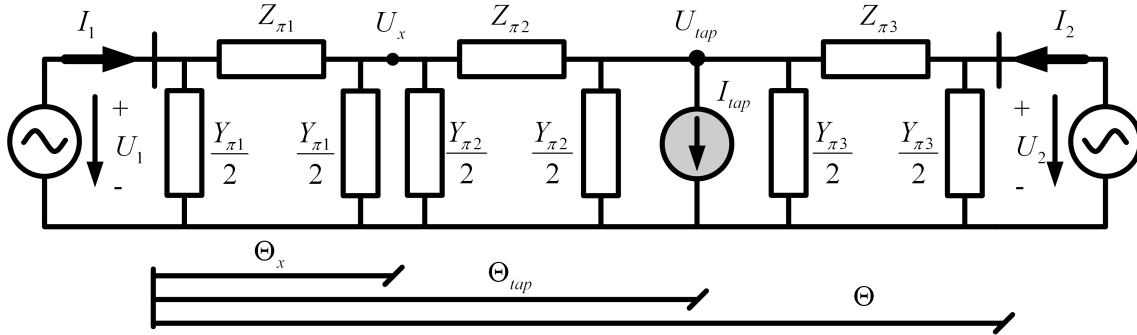


Figura 4.50: Circuito equivalente para análise do TCAD ativo.

De forma análoga ao caso do item anterior, obtém-se que o perfil de tensão ao longo da linha é dado por:

$$U_x = \begin{cases} \operatorname{cosec}(\Theta) \left\{ e^{j\delta} U_0 \operatorname{sen}(\Theta - \Theta_x) + [U_0 - j I_{tap} Z_c \operatorname{sen}(\Theta - \Theta_{tap})] \operatorname{sen}(\Theta_x) \right\}, \\ \text{para } \Theta_x < \Theta_{tap}; \\ \operatorname{cosec}(\Theta) \left\{ [e^{j\delta} U_0 - j I_{tap} Z_c \operatorname{sen}(\Theta_{tap})] \operatorname{sen}(\Theta - \Theta_x) + U_0 \operatorname{sen}(\Theta_x) \right\}, \\ \text{para } \Theta_x > \Theta_{tap}. \end{cases} \quad (4.22)$$

onde I_{tap} representa a corrente do *tap* e, os elementos dos circuitos π -equivalentes são definidos conforme (4.3). Pelo mesmo argumento utilizado para o *tap* série, definiu-se a corrente I_{tap} em função da corrente característica da linha, *i.e.*:

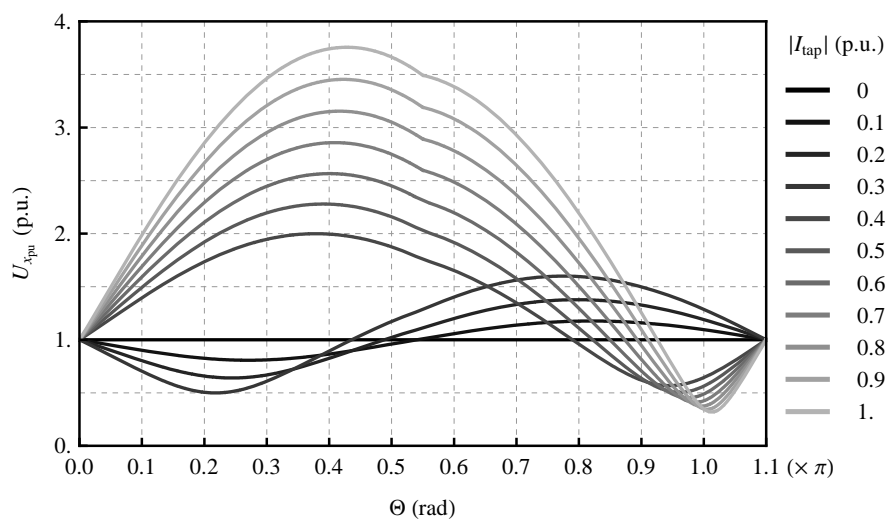
$$I_{tap} = K_i \frac{U_0}{Z_c} = K_i I_c, \quad (4.23)$$

sendo K_i uma constante de proporcionalidade, $\{K_i \in \mathbb{C} \mid |K_i| \leq 1\}$. Assim, a tensão

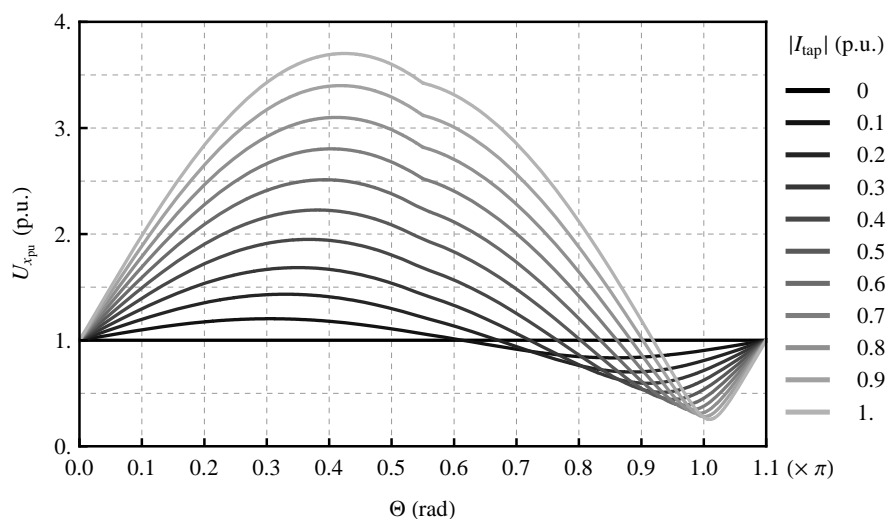
normalizada ao longo da linha, em função do fator K_i , é dada por: (4.24).

$$\frac{U_x}{U_0} = \begin{cases} \operatorname{cosec}(\Theta) \{e^{j\delta} \operatorname{sen}(\Theta - \Theta_x) + [1 - j K_i \operatorname{sen}(\Theta - \Theta_{tap})] \operatorname{sen}(\Theta_x)\}, \\ \text{para } \Theta_x < \Theta_{tap}; \\ \operatorname{cosec}(\Theta) \{[e^{j\delta} - j K_i \operatorname{sen}(\Theta_{tap})] \operatorname{sen}(\Theta - \Theta_x) + \operatorname{sen}(\Theta_x)\}, \\ \text{para } \Theta_x > \Theta_{tap}. \end{cases} \quad (4.24)$$

A Figura 4.51a e a Figura 4.51b mostram os perfis de tensão quando uma fonte está localizada no meio da linha, ou injetando energia ou drenando energia, respectivamente. Nota-se que, a inserção de um *tap* em derivação no meio da linha traz o inconveniente de apresentar elevadas sobretensões, confirmando que se trata de um ponto inadequado para esta conexão. Porém, os perfis de tensão são diferentes do que os apresentados para o caso do *tap* passivo (vide Figura 4.21 e Figura 4.22), além das sobretensões possuírem valores maiores. Isso pode ser explicado pelo fato de que no caso do *tap* ativo a corrente injetada/drenada é independente da tensão no ponto de conexão, enquanto que no *tap* passivo a corrente injetada/drenada varia de acordo com a tensão do ponto. Portanto, no caso do *tap* passivo, quanto menor for a tensão no ponto de conexão menor será a energia injetada ou drenada.



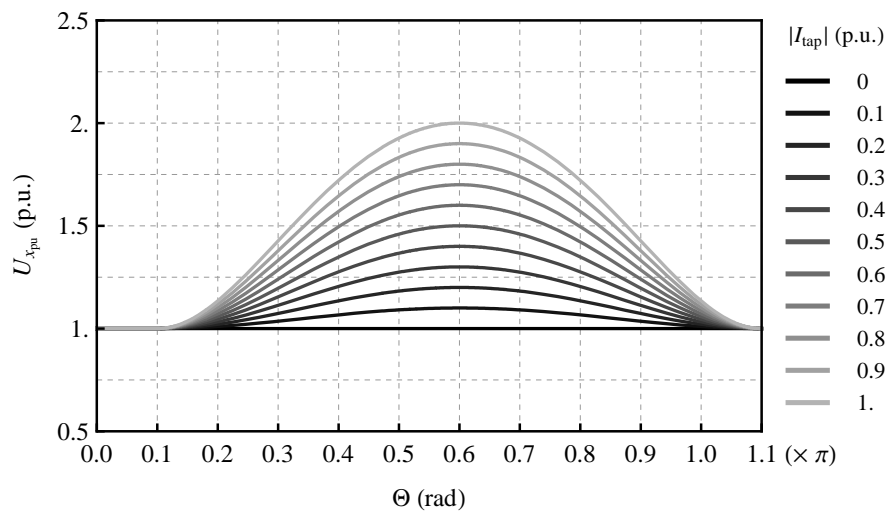
(a)



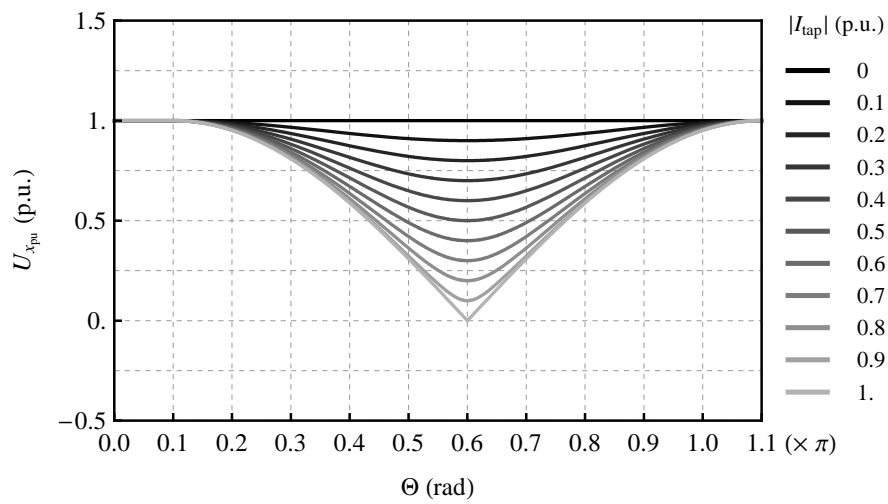
(b)

Figura 4.51: Perfil de tensão, quando uma fonte de corrente é inserida no meio da linha, tanto (a) injetando quanto (b) drenando corrente.

Quando a fonte é localizada próximo às extremidades da linha, mais precisamente nos pontos identificados anteriormente como notáveis — $\Theta_{tap} = 0.1\pi$ rad ($x \simeq 247.5$ km) e $\Theta_{tap} = \pi$ rad ($x \simeq 2475$ km) —, os perfis de tensão, Figuras 4.52 e 4.53, são idênticos aos perfis apresentados na análise do *tap* passivo (vide Figuras 4.38 e 4.53), confirmando que essas regiões são mais indicadas para a inserção do TCAD.

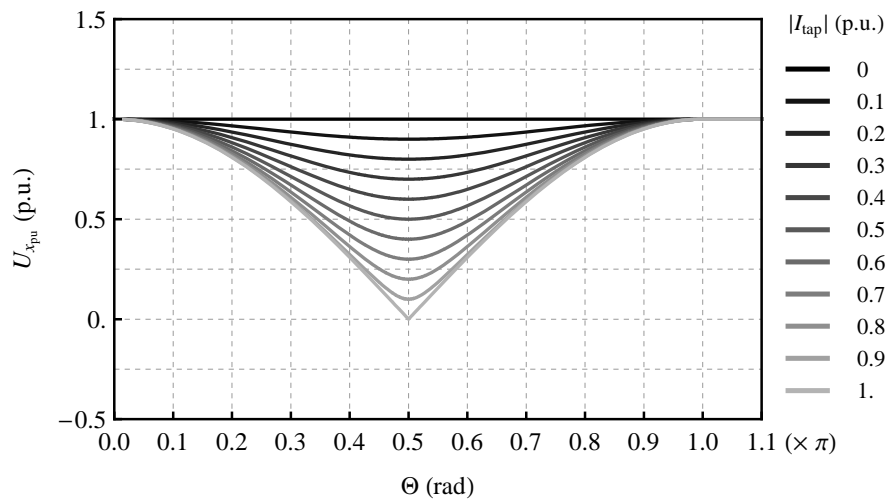


(a)

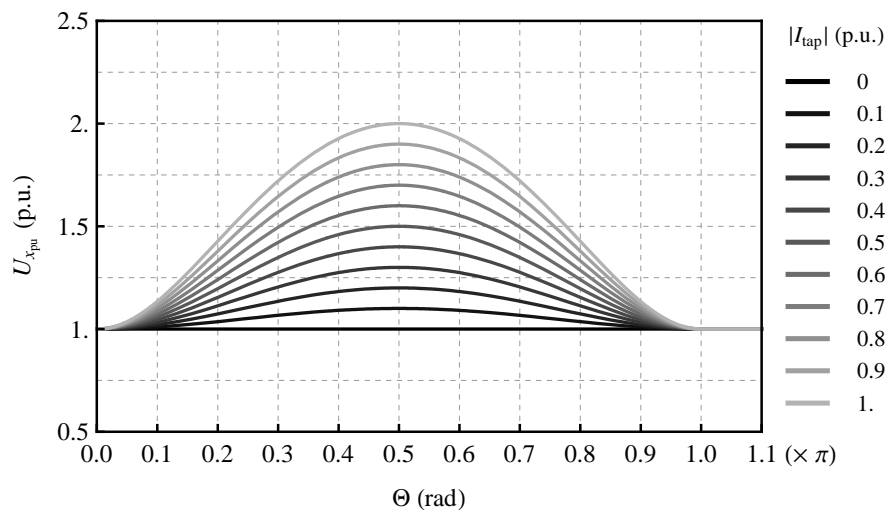


(b)

Figura 4.52: Perfil de tensão quando uma fonte de corrente é conectada em $\Theta_{tap} = 0.1\pi$ rad, tanto (a) injetando quanto (b) drenando corrente.



(a)



(b)

Figura 4.53: Perfil de tensão quando uma fonte de corrente é conectada em $\Theta_{tap} = \pi$ rad, (a) injetando (b) drenando.

A Figura 4.54 apresenta o perfil de tensão quando a fonte de corrente é conectada no meio da linha e sua fase varia de -90° à 90° , em passos de 30° . Observa-se que os resultados obtidos são similares aos apresentados na Figura 4.28, valendo a mesma justificativa com relação à elevação de tensão quando um elemento, seja ele puramente indutivo ou capacitivo.

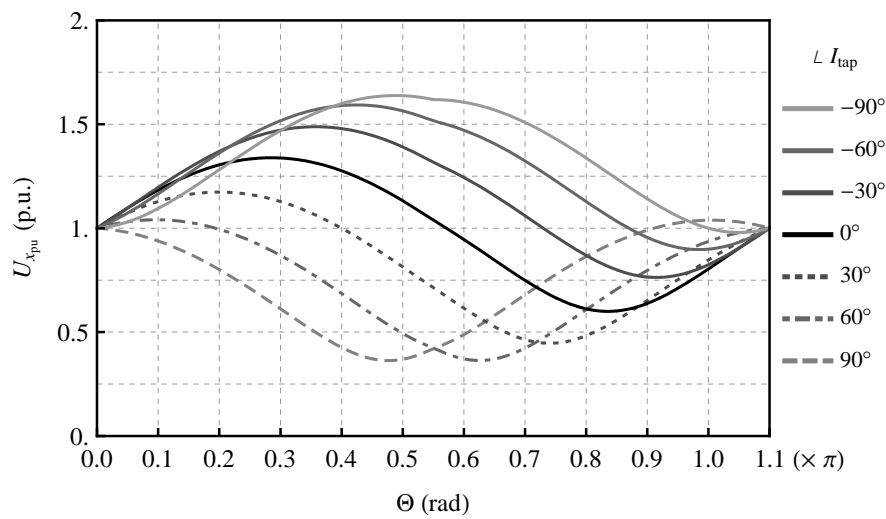
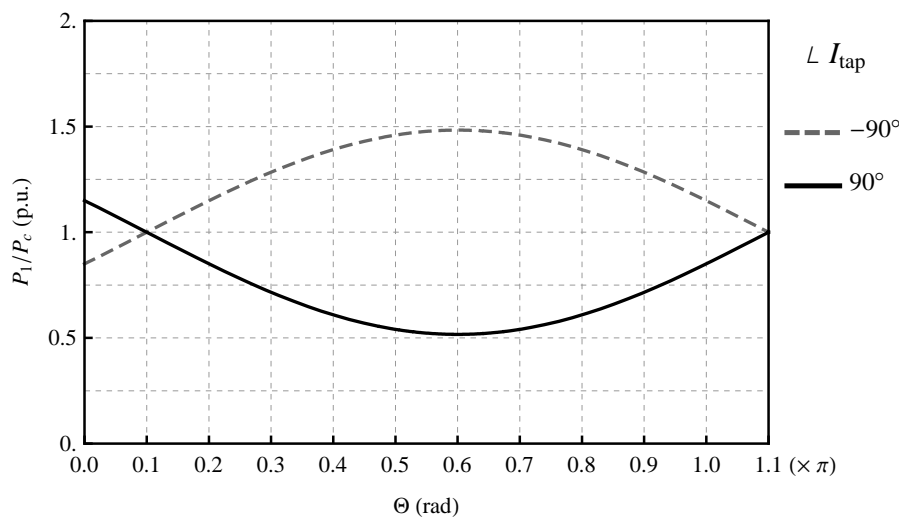
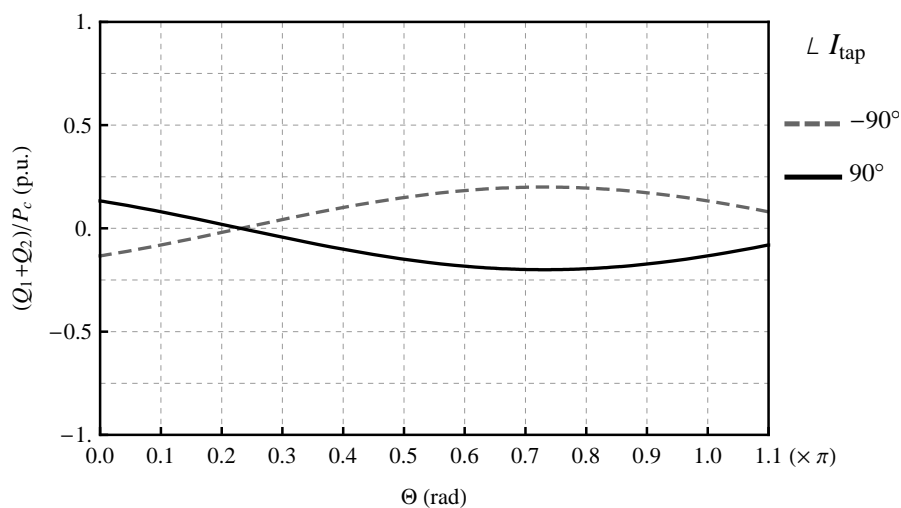


Figura 4.54: Perfil de tensão ao variar a fase da fonte de corrente, localizada no meio da linha.

Para finalizar a análise, são mostrados as variações da potência transmitida no terminal 1 e do balanço de reativos em função da posição da fonte de corrente, com $I_{tap} = 0.2\angle -90^\circ \text{ p.u.}$, equivalente a um indutor com corrente fixa, e com $I_{tap} = 0.2\angle +90^\circ \text{ p.u.}$, equivalente a um capacitor com corrente fixa, respectivamente. Apesar de não se ter o mesmo “ganho” na potência transmitida, conforme ocorreu para o caso passivo, o aumento na potência transmitida foi, aproximadamente, de 50% para o caso da fonte indutiva, ao passo que, o balanço de reativos sofre pequena influência, em acordo com os resultados obtidos para o *tap* passivo (vide Figura 4.34).



(a)



(b)

Figura 4.55: Variação da (a) potência transmitida e do (b) balanço de reativos, variando a posição da fonte de corrente com fase de -90° (indutiva) e 90° (capacitiva), em relação a tensão no ponto em que se encontra o *tap*.

Assim, conclui-se a análise dos TCA ativos e como principal contribuição desta análise, está o fato de se ter agora uma melhor compreensão do comportamento elétrico da linha, em regime permanente. Quando um *tap* é conectado à mesma, seja este em série ou em derivação, podendo se prever possíveis inconvenientes como, por exemplo, sobretensões ao longo da mesma. Apesar de toda a análise ter sido feita considerando a linha ideal, as conclusões aqui obtidas são válidas para um estudo qualitativo e preliminar, e muitos dos fenômenos aqui previstos foram comprovados

em simulações de transitórios eletromagnéticos, como será visto no próximo capítulo.

4.4 Conclusões Parciais

Neste capítulo foi apresentado um estudo qualitativo dos principais efeitos causados devido à inserção tanto de um *tap* em série quanto de um *tap* em derivação ao longo da linha, sejam eles representados com elementos passivos ou ativos. Apesar do estudo ter se baseado no modelo de uma linha ideal, os resultados obtidos foram de grande valia por terem permitido analisar alguns aspectos quanto ao comportamento do sistema frente à inserção do *tap*.

Como principais pontos observados cabe ressaltar as seguintes inferências:

- É possível inserir um TCA para drenar/fornecer energia em uma linha de $\lambda/2^+$, sem que isso prejudique a operação do sistema como um todo. Desde que a potência drenada/injetada seja muito menor do que a potência característica da linha;
- Concluiu-se que tanto o TCAS quanto o TCAD apresentam-se como soluções viáveis para drenar/injetar energia e controlar o fluxo principal da linha;
- Contudo o TCAD mostrou-se mais indicado para drenar/injetar energia próximo às extremidades da linha e, para controle do fluxo de potência, a região central é mais indicada;
- Enquanto que o TCAS é indicado para drenar/injetar energia na região central da linha, e para controle do fluxo quando inserido próximo as extremidades da linha.

Capítulo 5

Resultados de Simulação dos TCA

5.1 Considerações Gerais

Como visto no capítulo anterior, é possível inserir um TCA para se drenar ou injetar energia em uma linha $\lambda/2^+$. Porém, na análise apresentada, a linha foi considerada ideal e representada por seu modelo de seqüência positiva, o TCA foi modelado ou como um elemento passivo (impedância/admitância constantes) ou como uma fonte de energia (tensão/corrente). Além disso, todas as análises foram feitas para a frequência industrial em regime permanente e, não foi considerado nenhum tipo de controle no modelo do TCA. Diante disto, faz-se necessária uma análise mais detalhada da inserção dos TCA na linha, para avaliar a influência de sua inserção e, consolidar as inferências já feitas. Optou-se por se utilizar um programa de transitórios eletromagnéticos para desenvolver tais análises, PSCAD/EMTDC [79].

O TCA foi idealizado como um dispositivo baseado em eletrônica de potência capaz de sintetizar uma fonte de corrente, ou de tensão, de tal forma que se tenha total controle sobre o fluxo de energia drenado, ou injetado, por ele. Sem que, contudo, prejudique a operacionalidade da linha $\lambda/2^+$ e do sistema ao qual o TCA é conectado. Novamente ressalta-se a importância de se analisar a inserção do dispositivo através de um programa de transitórios eletromagnéticos, pois como se trata de um dispositivo com chaves que comutam a uma frequência de alguns quilohertz, é possível que existam ressonâncias ou mesmo problemas de instabilidade no sistema. Além

disso, o controle deve ser rápido o suficiente para detectar uma rejeição de carga do sistema local e transferir o excedente de energia para o sistema de transmissão.

Neste capítulo, são mostrados os principais resultados obtidos nas simulações dos TCA com o programa de transitórios eletromagnéticos. Na primeira parte do capítulo são mostrados os modelos utilizados em simulação em maiores detalhes, em seguida são apresentados os resultados de simulação para os casos analisados.

Para proceder com esta análise, foi considerado um sistema hipotético, que engloba a maioria dos dispositivos de um sistema elétrico de potência. Este sistema é mostrado na Figura 5.1, ele é composto por dois subsistemas conectados por duas linhas $\lambda/2$, e o TCA é inserido em uma delas, ou em derivação ou em série. Cabe ressaltar que os sistemas de controle e de potência são distintos, dependendo do tipo da conexão do TCA.

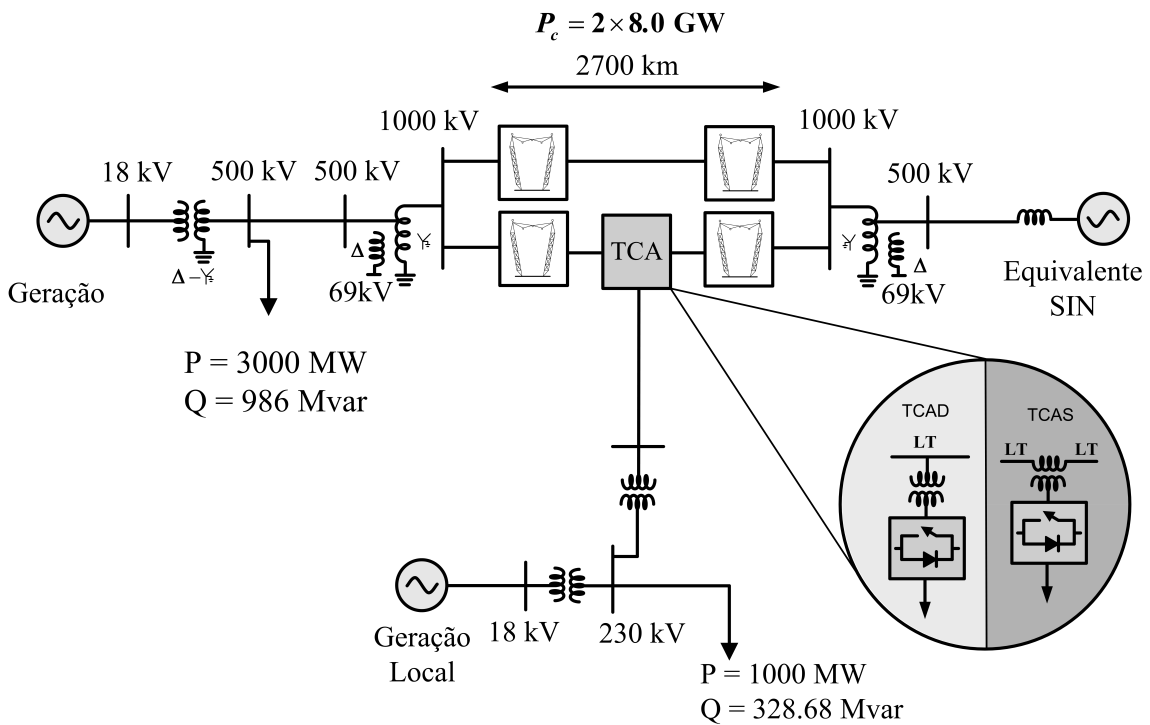


Figura 5.1: Sistema simulado.

5.2 TCA

5.2.1 Topologia

Para desempenhar a função de drenar/inejetar energia da linha, algumas topologias de conversores foram analisadas, desde os conversores mais simples, como o conversor de seis pulsos, até conversores mais complexos, como os multiníveis e multipulsos [80]—[92]. Com o objetivo de definir uma topologia que fosse capaz de ser bidirecional em fluxo de energia (i.e., drenar/injetar), a análise foi feita com o intuito de se encontrar uma topologia que possibilitasse a configuração *back-to-back* e ao mesmo tempo apresentasse um número razoável de componentes.

No que tange a questão da configuração *back-to-back*, as topologias com fontes CC separadas e as com o neutro “grampeado” por capacitor, ou capacitor flutuante (*Flying Capacitor*) [85], foram consideradas inadequadas. A primeira, por existir a possibilidade de curto-circuito entre as fontes CC e, a segunda, por apresentar um alto grau de complexidade para balancear as tensões sobre os capacitores, além, é claro, pelo número elevado de capacitores necessários.

Além disso, por se estar buscando o fluxo de energia entre a linha e o conversor, a regulação de tensão sobre os capacitores dos conversores multiníveis torna-se uma tarefa árdua. Diferentemente do que acontece quando se está basicamente interessado compensar reativos, onde a energia ativa serve apenas para compensar as perdas no mesmo. Isso ocorre na maioria dos compensadores estáticos baseado em conversores VSC (*Voltage Source Converter*). Por esse motivo, as topologias com mais de três níveis também foram desconsideradas, independentemente do tipo do conversor multinível.

Outro ponto importante, é buscar a minimização das perdas por chaveamento, sem que com isso a distorção harmônica total (THD — *Total Harmonic Distortion*) de tensão seja afetada consideravelmente. Uma solução seria adotar uma topologia de conversores multipulsos [93], onde é possível sintetizar as tensões sem a utilização de técnicas de modulação por largura de pulsos (PWM — *Pulse Width Modulation*), chaveando na frequência fundamental. Contudo, para se obter um baixo THD, é necessário um elevado número de conversores e transformadores (no caso do con-

versor de 48-pulsos). O problema persiste, mesmo que se adote uma topologia de conversores multipulsos compostos por conversores multiníveis, neste caso é ainda necessário controlar as tensões sobre os capacitores [94], [95] e [96].

Diante do exposto, duas topologias foram consideradas adequadas para o TCA, isto é, dentro dos critérios que foram impostos na análise das mesmas. A topologia do conversor trifásico em ponte completa de dois níveis, e o conversor de três níveis com o neutro “grampeado” por diodo (NPC — *Neutral Point Clamped*). Esta última apresentada por Nabae *et. al.* [80]. Apesar do número maior de componentes, optou-se pela segunda topologia, porque a tensão sobre os capacitores é a metade da tensão do elo de corrente contínua e, as chaves de estado sólido são submetidas a tensões menores do que no caso do conversor dois níveis. Além disso, a tensão sintetizada apresenta menor distorção harmônica para a uma mesma frequência de chaveamento. Assim, a topologia utilizada é apresentada na Figura 5.2.

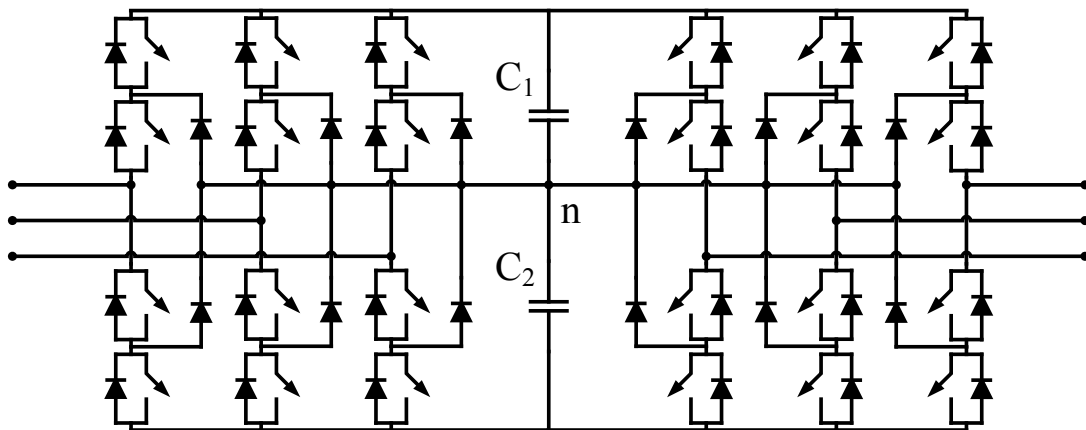


Figura 5.2: Topologia NPC *back-to-back*.

Como necessita-se de uma topologia *back-to-back*, é interessante que o número de componentes seja minimizado, de forma a tornar o conversor menos oneroso. Então, uma outra solução é utilizar módulos de conversores multiníveis empregando técnicas de modulação PWM associados a filtros harmônicos passivos para minimizar o THD (*Total Harmonic Distortion*) de tensão [97]–[99]. Esta solução apresentou-se como a mais indicada, uma vez que se pode diminuir o número de módulos, à medida que se diminui a potência nominal do TCA. Na simulação, não foi considerada a construção do TCA por meio de módulos de conversores de menor potência, haja

vista que o objetivo principal era analisar a viabilidade e os efeitos causados com a inserção de um TCA na linha $\lambda/2^+$. Sendo assim, o TCA simulado é composto por apenas dois conversores NPC na configuração *back-to-back*.

5.2.2 Modulação

Em aplicações de *FACTS*, a faixa de potência dos conversores é da ordem de alguns MW a algumas centenas de MW. Como é o caso dos TCA cujo objetivo é fazer o intercâmbio de energia da ordem de 1000 MW. Para reduzir as perdas nesses conversores, a frequência de chaveamento deve ser baixa, quando comparada com as frequências de chaveamento empregadas em conversores de filtros ativos [100], ou mesmo os de algumas aplicações industriais. Com este intuito diversas técnicas de modulações já foram desenvolvidas [29] e [89].

Neste trabalho dois tipos de técnicas de chaveamento foram analisadas e simuladas: HE-PWM (*Harmonic Elimination PWM*) e SPWM (*Sine PWM*). Na primeira, os instantes de comutação são pré-calculados para eliminação seletiva de harmônicos. Na segunda, o padrão de chaveamento é definido a partir da comparação de uma onda senoidal (sinal modulante) com uma onda triangular (portadora), no caso do conversor de três níveis são usadas duas ondas triangulares. A seguir é feita uma comparação entre esses dois tipos de técnicas de modulação.

HE-PWM

Os harmônicos selecionados para serem eliminados foram os de 5^a, 7^a, 11^a e 13^a ordem. Os harmônicos gerados de ordem múltipla de três não foram selecionados porque são de seqüência zero — não se propagando para a linha pois o banco de transformadores monofásicos é ligado em *Y* não aterrado [41]. Dessa forma, o harmônico de mais baixa ordem existente na tensão fase-fase é o de 17^a ordem, o que torna os filtros passivos menores.

Para se obter os instantes de comutação, expande-se em série de Fourier o sinal chaveado (vide Figura 5.3) e igualasse as equações dos harmônicos que de deseja

eliminar a zero, em seguida, resolve-se o sistema de equações abaixo:

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{sen}(\alpha_1) - \text{sen}(\alpha_2) + \text{sen}(\alpha_3) - \text{sen}(\alpha_4) + \text{sen}(\alpha_5) = m_a \frac{\pi}{4} \\ \text{sen}(5\alpha_1) - \text{sen}(5\alpha_2) + \text{sen}(5\alpha_3) - \text{sen}(5\alpha_4) + \text{sen}(5\alpha_5) = 0 \\ \text{sen}(7\alpha_1) - \text{sen}(7\alpha_2) + \text{sen}(7\alpha_3) - \text{sen}(7\alpha_4) + \text{sen}(7\alpha_5) = 0 \\ \text{sen}(11\alpha_1) - \text{sen}(11\alpha_2) + \text{sen}(11\alpha_3) - \text{sen}(11\alpha_4) + \text{sen}(11\alpha_5) = 0 \\ \text{sen}(13\alpha_1) - \text{sen}(13\alpha_2) + \text{sen}(13\alpha_3) - \text{sen}(13\alpha_4) + \text{sen}(13\alpha_5) = 0 \end{array} \right. \quad (5.1)$$

onde m_a é o índice de modulação em amplitude, dado pela relação do valor de pico da componente fundamental de tensão pela metade do valor da tensão do elo CC. Os ângulos α 's são definidos de acordo com a Figura 5.3.

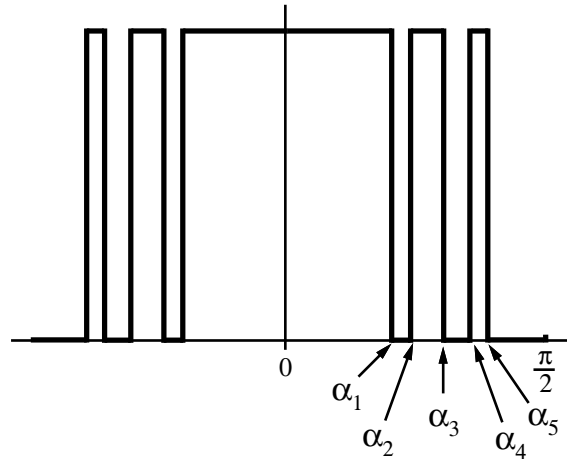


Figura 5.3: Definição dos ângulos de comutação.

Esses ângulos são, então, pré-calculadas para diversos valores de m_a e armazenados, para serem utilizados posteriormente no instante de definição do padrão de chaveamento. A Figura 5.4 mostra como esses ângulos variam em função de m_a , nota-se que m_a pode chegar a valores superiores a unidade ($m_a \leq 1.16$) sem, no entanto, perder as propriedades de gerar somente os harmônicos pré-definidos.

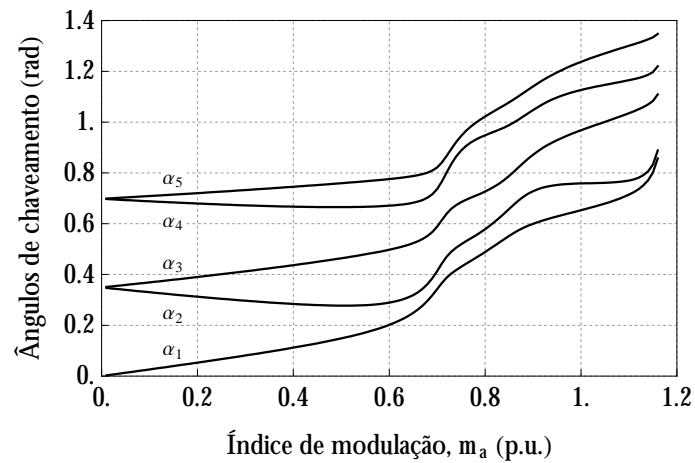


Figura 5.4: Variação dos ângulos de chaveamento em função de m_a

A Figura 5.5a e a Figura 5.5b mostram o padrão de chaveamento para uma das fases do conversor, sintetizada com a estratégia HE-PWM, e o seu espectro harmônico, respectivamente. Como já foi dito, os harmônicos múltiplos de três estão presente nas tensões de fase, contudo são cancelados nas tensões de fase-fase, como mostrado na Figura 5.6a e na Figura 5.6b, que apresentam uma das tensões fase-fase e seu espectro harmônico, respectivamente.

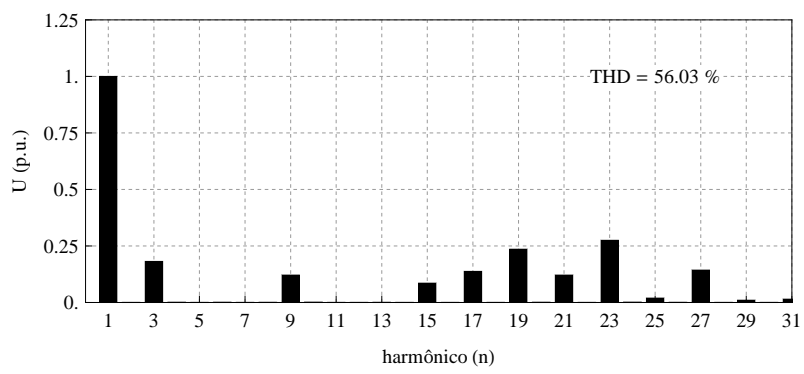
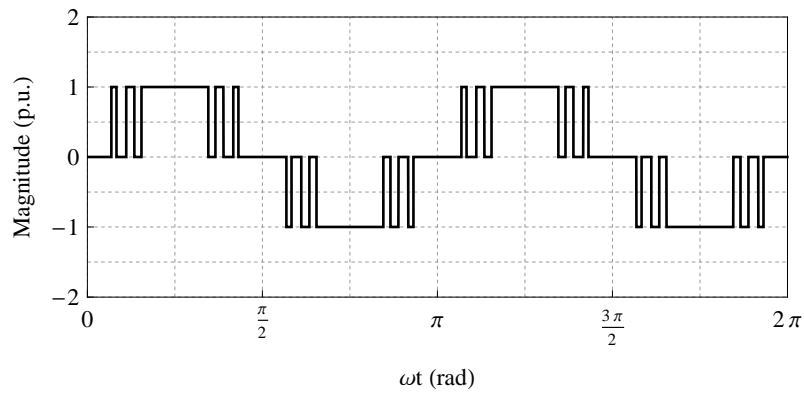
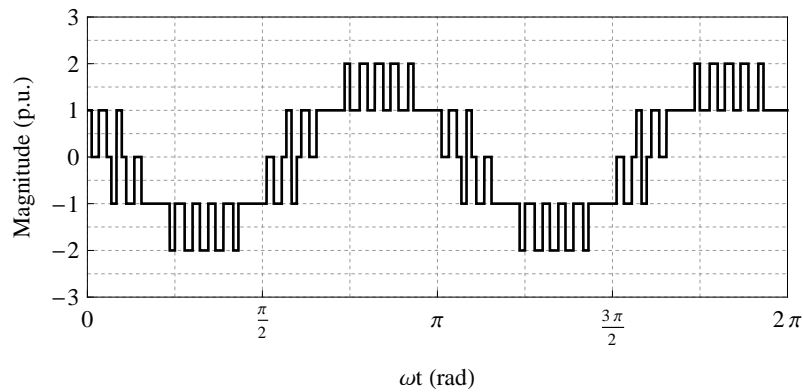
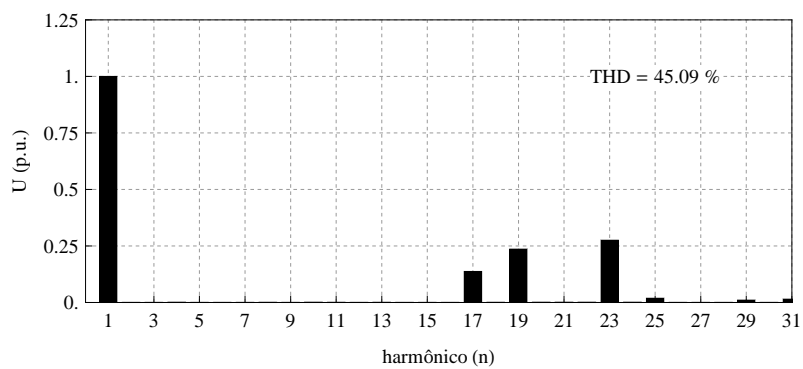


Figura 5.5: (a) Padrão de chaveamento para uma das fases do conversor e seu respectivo (b) espectro harmônico.



(a)



(b)

Figura 5.6: (a) Tensão de fase-fase (HE-PWM) e seu (b) espectro harmônico.

Uma das vantagens desta técnica de modulação é que, mesmo se chaveando a baixa frequência (720 Hz), é possível garantir que o primeiro harmônico significativo seja de uma frequência mais elevada ($17 \times 60 = 1020$ Hz, neste caso). Porém, esta precisão só é conseguida teoricamente, pois, qualquer variação nos instantes de disparos das chaves faz com que apareçam harmônicos não característicos, que dependendo da perturbação, pode prejudicar consideravelmente o desempenho do controle do conversor.

SPWM

Foram analisadas algumas das técnicas SPWM utilizadas para modulação de conversores multiníveis, em que o padrão de chaveamento é definido pelo cruzamento da onda modulante com $(n-1)$ portadoras, onde n é o número de níveis do conversor [89]. Dependendo da disposição das fases das portadoras, as estratégias SPWM

podem ser classificadas de três maneiras:

PD (*Phase Disposition*) \Rightarrow todas as portadoras possuem a mesma fase;

POD (*Phase Opposition Disposition*) \Rightarrow as portadoras que estão no semi-plano positivo das ordenadas são defasadas de 180° em relação às que estão no semi-plano negativo;

APOD (*Alternative Phase Opposition Disposition*) \Rightarrow as portadoras estão defasadas de 180° entre si.

Para o caso do conversor três níveis as estratégias POD e APOD são equivalentes.

De acordo com a Figura 5.5a, a frequência das portadoras, tomando como base a estratégia POD, deve ser igual a 720 Hz — que corresponde a um índice de modulação em frequência igual a $m_f = 12$ —, de forma que a tensão de saída também tenha cinco pulsos em cada semi-ciclo. Para esta frequência, as disposições das portadoras e os padrões de chaveamento para as tensões de fase são mostradas na Figura 5.7, para ambos os casos (POD/APOD e PD).

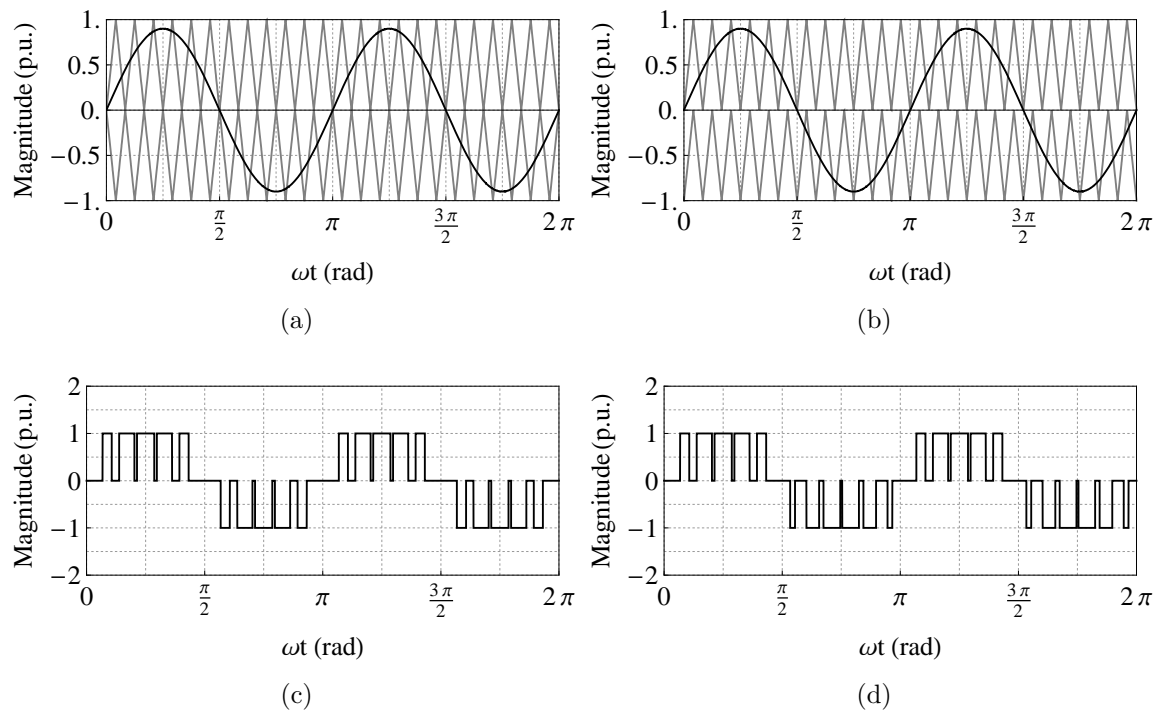
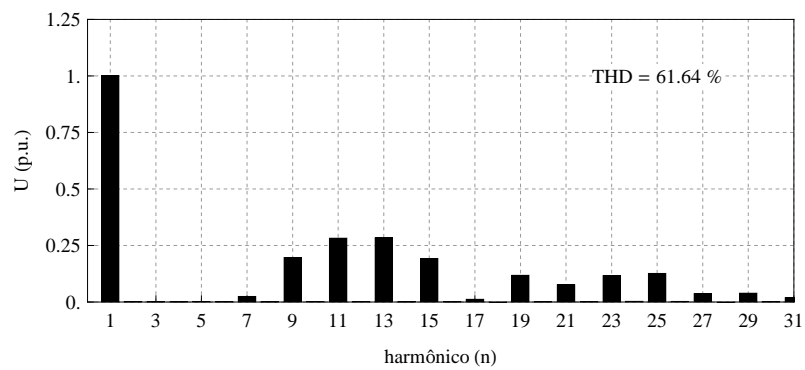
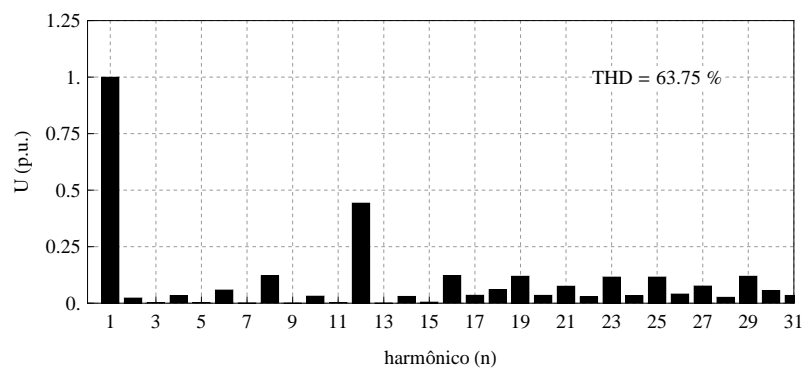


Figura 5.7: Definição dos SPWM (a) POD/APOD e (b) PD e as respectivas formas de onda, (c) POD/APOD e (d) PD.

Os espectros harmônicos das tensões de fase, tanto para a modulação POD/APOD quanto para a PD, são mostrados na Figura 5.8a e na Figura 5.8b, respectivamente. Observa-se na estratégia PD que boa parte da energia harmônica concentra-se no harmônico cuja frequência é igual à das portadoras, contudo esse harmônico é de modo comum, sendo cancelado nas tensões de linha fase-fase. Razão pela qual seu THD é inferior nas tensões de linha fase-fase, como mostrado na Figura 5.9.

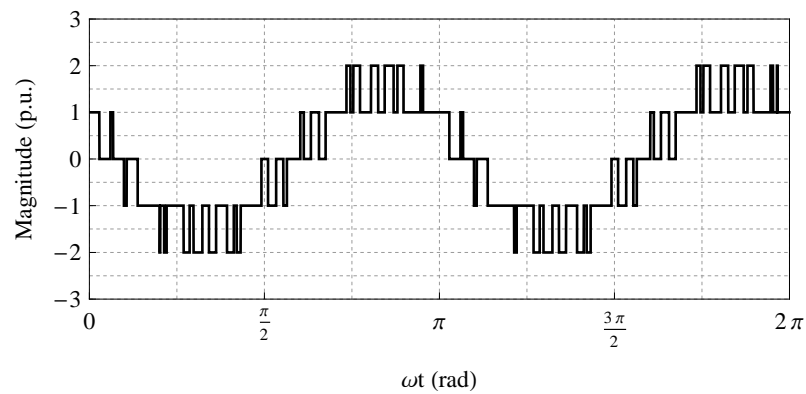


(a)

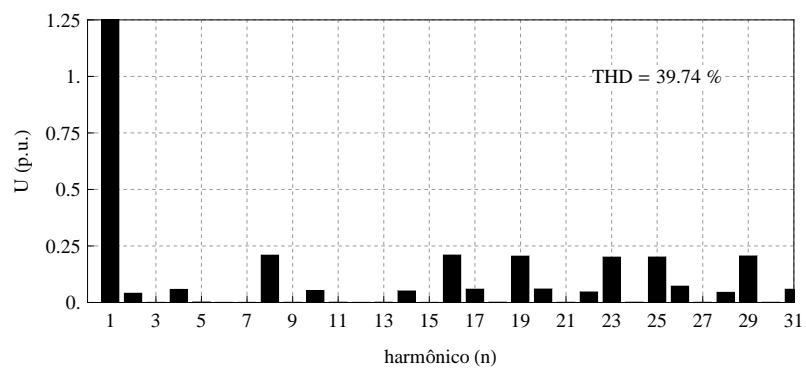


(b)

Figura 5.8: Espectro harmônico da tensão de fase para as modulações (a) POD e (b) PD.



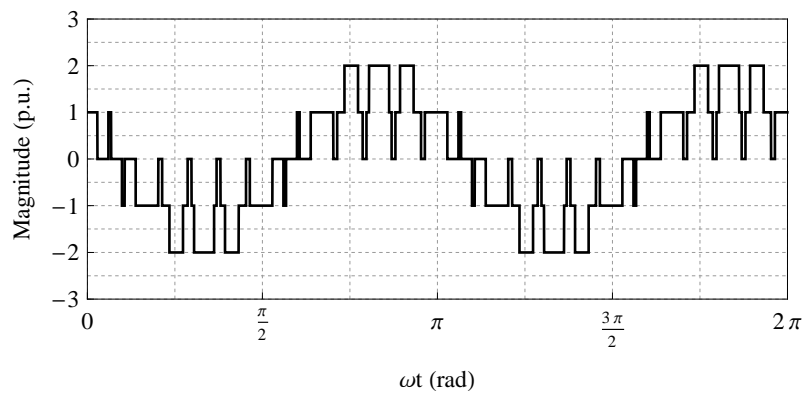
(a)



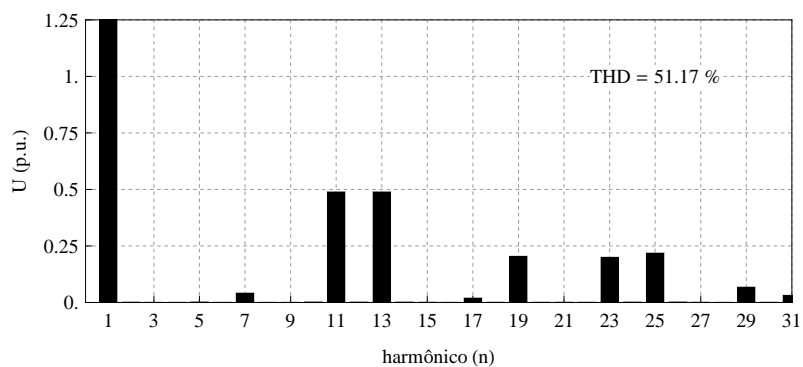
(b)

Figura 5.9: (a) Tensão de fase-fase para a modulação PD e seu respectivo (b) espectro harmônico.

Diferente da estratégia PD, na estratégia POD a maior parte da energia harmônica concentra-se nos harmônicos das bandas laterais da onda portadora, múltiplas inteiras da frequência da onda modulante, que não são de modo comum, e por isso não há o cancelamento na tensão de fase-fase. Isso faz com que o seu THD seja o maior dos três casos (HE-PWM, PD e POD/APOD). A Figura 5.10 mostra a tensão de linha fase-fase e seu espectro harmônico para a estratégia POD.



(a)

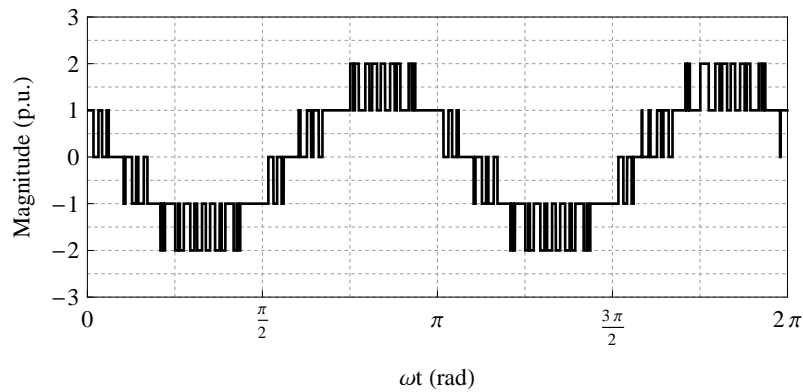


(b)

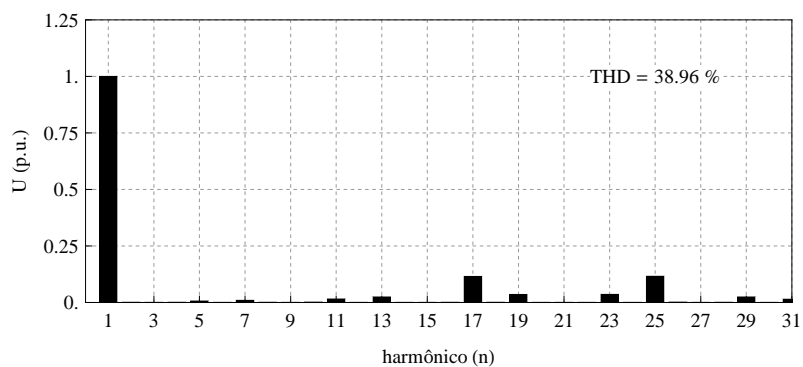
Figura 5.10: (a) Tensão de fase-fase para a modulação POD e seu respectivo (b) espectro harmônico.

Como foi visto, a modulação PD apresentou melhores resultados quanto à distorção harmônica, porém o harmônico mais significativo, além da fundamental, é de ordem oito. O que pode exigir filtros passivos maiores quando comparado com o harmônico de décima sétima ordem do HE-PWM. Contudo, este apresenta uma distorção harmônica maior.

Para contornar a questão do harmônico de baixa ordem da modulação PD, aumentou-se a frequência de chaveamento para 1260 Hz, o que corresponde a um $m_f = 21$. Dessa forma, o harmônico mais significativo da tensão de fase-fase também será o harmônico de ordem dezessete, contudo com um THD menor, como mostrado na Figura 5.11.



(a)



(b)

Figura 5.11: (a) Tensão de fase-fase para a modulação PD, com $m_f = 21$, e seu respectivo (b) espectro harmônico.

Somente com a análise de THD e frequência de chaveamento, não é possível determinar qual é a técnica de chaveamento mais indicada para ser usada no controle do TCA. Por este motivo, as duas estratégias de chaveamento foram implementadas e simuladas no PSCAD, a fim de se analisar qual a influência da estratégia de chaveamento no sistema como um todo. O resultados das análises dos padrões de chaveamento HE-PWM, @ 720 Hz, e SPWM PD, @ 1260 Hz, são apresentados adiante na seção 5.4.

5.2.3 Filtros Harmônicos

Existem diversos tipos de filtros harmônicos, eles podem ser usados para atenuarem um único harmônico de determinada frequência ou dois, são os filtros sintonizados. Ou, mesmo, para atenuar harmônicos dentro de uma faixa de frequên-

cias, são os filtros amortecedores (do inglês, *Damping filter*) [101]. Em aplicação de conversores chaveados a frequências relativamente elevadas, i.e., alguns quilohertz, o segundo grupo é mais indicado. Principalmente quando se está trabalhando com modulação SPWM, em que os harmônicos gerados formam “grupos”, ou bandas de harmônicos.

Por esse motivo, analisou-se dois tipos de filtros amortecedores para se determinar qual melhor se adequava aos objetivos do trabalho. O primeiro é apresentado em [102], e mostrado na Figura 5.12, onde L_1 e C_1 formam o circuito principal do filtro e, o circuito formado por L_2 e R_2 serve para reduzir o pico da impedância na frequência de ressonância ($f_0 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_1 C_1}}$).

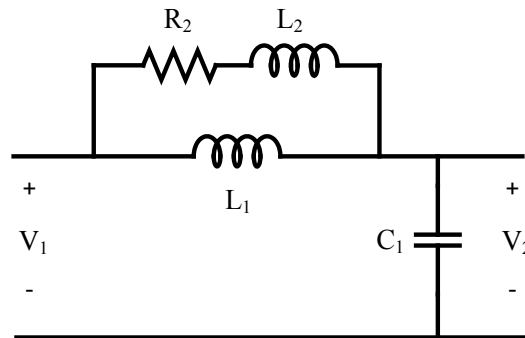


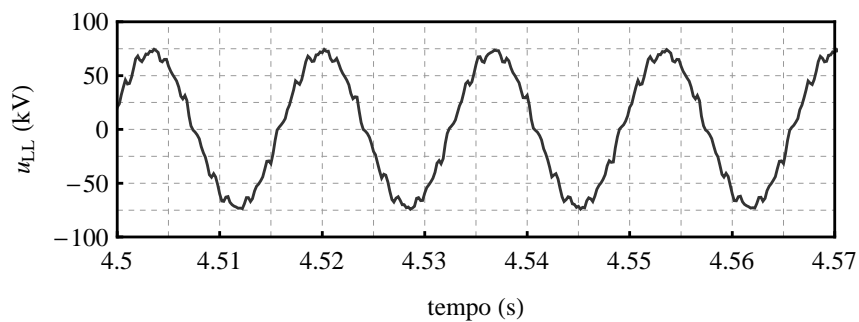
Figura 5.12: Filtro harmônico RLC (Topologia 1).

De acordo com a metodologia apresentada pelos autores de [102], foram obtidos os valores apresentados na Tabela 5.1. Como se pode notar, os valores de L_2 e R_2 são elevados, porém a corrente que passa por eles é muito menor do que a corrente que passa por L_1 , o que permite que o circuito de amortecimento seja menor, representando uma redução no custo final do filtro. Um dos fatores que podem limitar sua implementação é o nível de isolamento que os componentes devem suportar, que dependerá da aplicação do conversor.

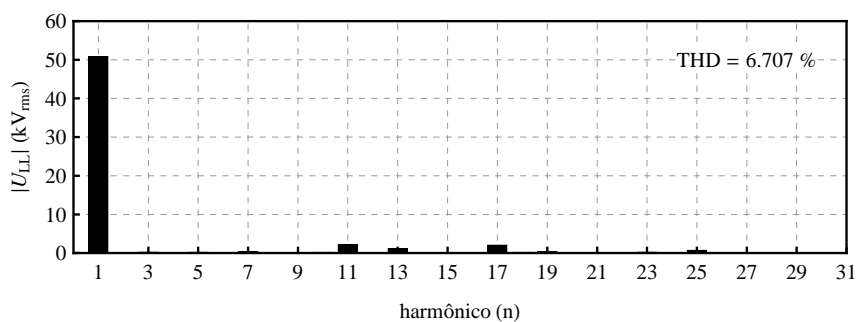
Tabela 5.1: Valores dos componentes (Topologia 1).

Componente	Valor
L_1	800 μH
C_1	197.9 μF
L_2	2.02 mH
R_2	6.03 Ω

A Figura 5.13 mostra a forma de onda da tensão na saída do conversor, em um dado instante de tempo, e o seu respectivo espectro harmônico. Nota-se que a forma de onda tem um nível de distorção harmônica de = 6.07 %, em relação a fundamental.



(a)



(b)

Figura 5.13: (a) Forma de onda da tensão na saída do filtro RLC e o respectivo (b) espectro harmônico.

O segundo tipo de filtro analisado, foi o filtro passa-alta (HPF — *High Pass Filter*) associado ao reator de comutação do conversor (L_1), mostrado na Figura 5.14.

Este filtro apresenta um caminho de baixa impedância para o terra, para as correntes de altas frequências, que já são amortecidas pelo reator.

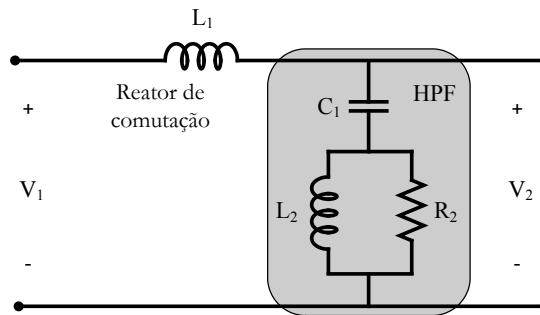


Figura 5.14: Filtro harmônico RLC (Topologia 2).

Os valores calculados para os componentes do filtro são mostrados na Tabela 5.2. A forma de onda da tensão, na saída do conversor, é mostrado na Figura 5.15, com seu respectivo espectro harmônico.

Tabela 5.2: Valores dos componentes (Topologia 2).

Componente	Valor
L_1	800 μH
C_1	92 μF
L_2	264.4 μH
R_2	2.54 Ω

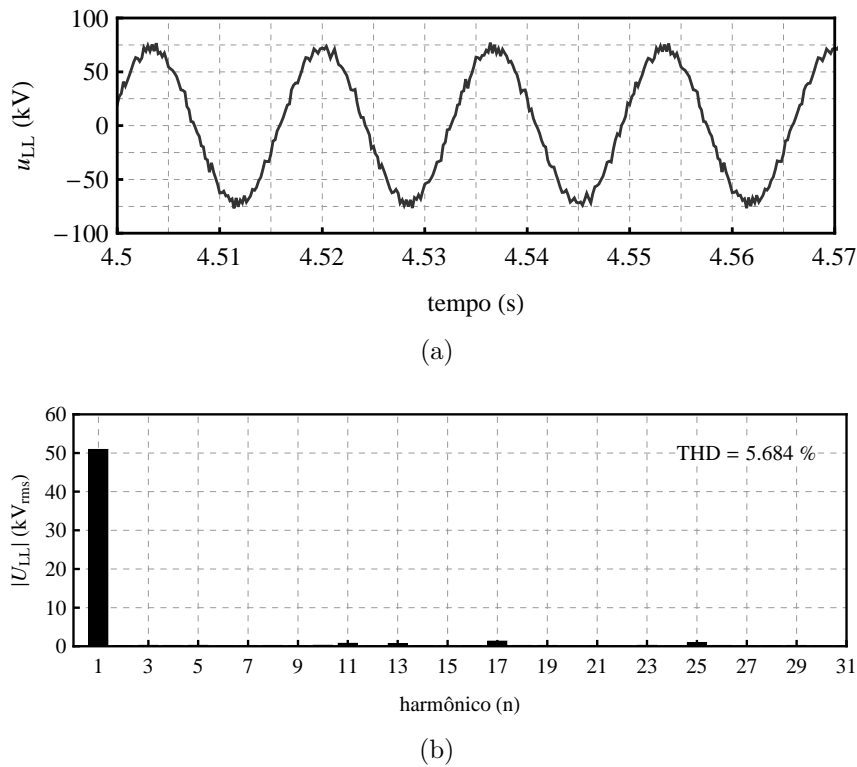


Figura 5.15: (a) Forma de onda da tensão na saída do filtro RLC e o respectivo (b) espectro harmônico.

Apesar dos resultados terem sido próximos, optou-se pela segunda topologia por ter apresentado resultados ligeiramente melhores e, pelo fato dos valores dos componentes envolvidos serem inferiores aos valores calculados para primeira topologia.

Existem diversas outras topologia de filtros que poderiam ser utilizadas, porém a análise de todas elas fugiria do escopo principal do trabalho e, necessitaria de um espaço extremamente superior ao qual foi destinado aqui.

5.2.4 Transformadores

O modelo de transformador utilizado nas simulações foi o *Unified Magnetic Equivalent Circuit* do PSCAD [79].

Para representar as capacitâncias das buchas do transformador, incluiu-se capacitores entre as fases e o terra. Como não se está analisando a resposta destes transformadores frente a fenômenos rápidos (e.g., descargas atmosféricas), é de se

esperar que essas capacitâncias tenham pouca influência na resposta do sistema, que de fato se confirmou. Elas foram consideradas apenas para caracterizar a presença do fenômeno.

O valor utilizado para a capacitância de bucha foi de 300 pF, o mesmo utilizado em [103] para um transformador de ultra-alta tensão [104].

5.2.5 Subsistema Local

Apesar de não fazer parte do TCA propriamente dito, o subsistema local será descrito nesta subseção, por se entender que o mesmo é “visto” da linha por meio do TCA.

O subsistema local foi representado por uma geração local alimentando uma carga de 1000 MW, conforme mostrado na Figura 5.16. O objetivo é representar um sistema hipotético que seja capaz tanto drenar a energia quanto de fornecê-la à linha.

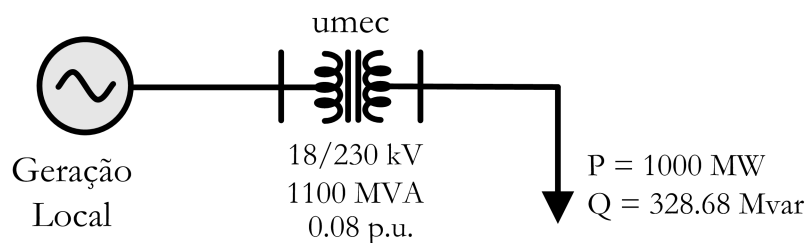


Figura 5.16: Subsistema Local.

Esse subsistema também pode ser interpretado como uma possível conexão inter-áreas.

5.3 Sistema Simulado

O sistema simulado foi baseado em estudos realizados pela ELETRONORTE e pela EPE sobre a implantação dos Complexos Hidrelétricos de Belo Monte (CHE Belo Monte) [17]–[19] e do rio Madeira [1]. Estima-se que a potência instalada,

somando os dois complexos, será de mais de 17 GW, e grande parte será destinada para atender a demanda das regiões sudeste e nordeste.

Segundo os estudos, o ponto de conexão da usina de Belo Monte com a rede básica do sistema elétrico brasileiro será na subestação de Colinas, no estado de Tocantins, cuja distância é de aproximadamente 800 km. E, no caso do complexo do rio Madeira, o ponto de conexão está previsto para ser na subestação de Araraquara na rede de 500 kV. Em ambos os casos, a geração está distante dos grandes centros consumidores mais de 2000 km como mostrado na Figura 5.17 e na Figura 5.18. Dessa forma, a transmissão de energia em corrente alternada por meio de uma linha $\lambda/2^+$, torna-se uma opção factível.

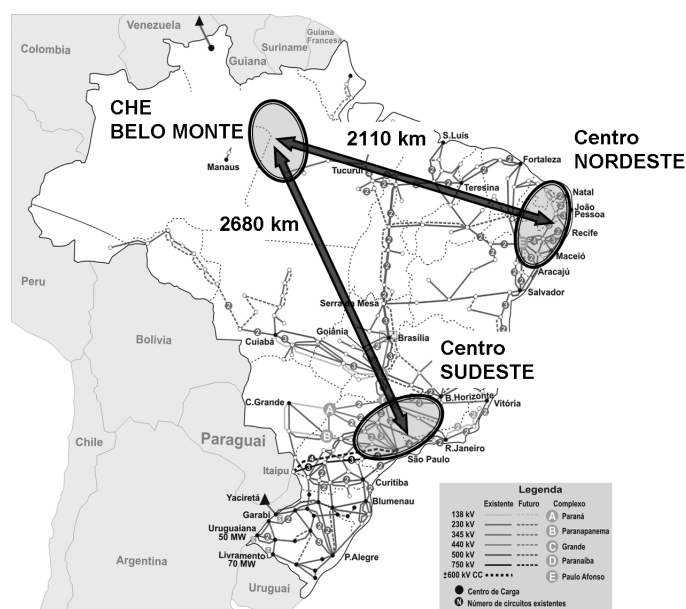


Figura 5.17: Distâncias do complexos de Belo Monte aos grandes centros consumidores do país.

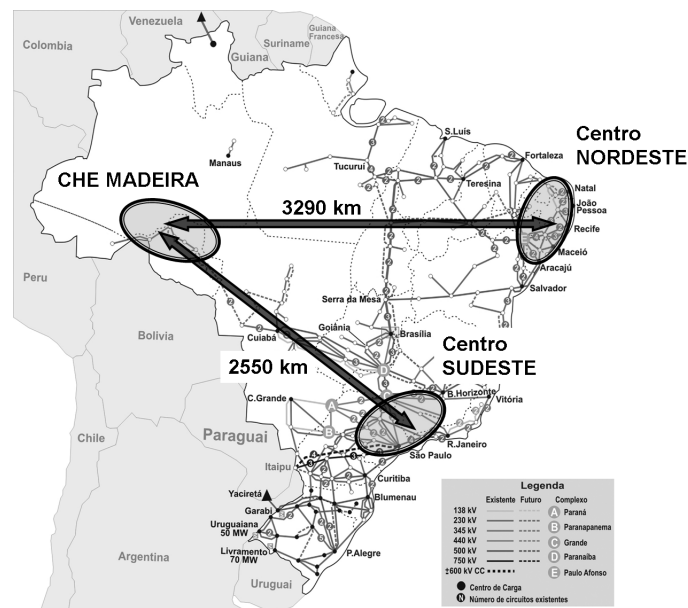


Figura 5.18: Distâncias do complexos do rio Madeira aos grandes centros consumidores do país.

O sistema simulado foi dividido em três subsistemas, além do TCA propriamente dito:

Subsistema 1 (Geração): compreende todos os elementos de rede desde a geração até a linha $\lambda/2^+$. Estão incluídos nesse subsistema os equivalentes dos geradores, os transformadores elevadores, a carga local e os auto-transformadores que elevam a tensão para adequar à tensão nominal da linha;

Subsistema 2 (Equivalente do SIN): ponto de conexão na região sudeste, estão incluídos os auto-transformadores e o equivalente elétrico do sistema elétrico brasileiro no ponto de conexão;

Subsistema 3 (Transmissão): composta por duas linhas de pouco mais de meio comprimento de onda com 2700 km, $\Theta \simeq 1.1 \pi$, com tensão nominal de 1000 kV e, potência característica de $P_c = 8.0$ GW cada uma, o que garante uma capacidade de transmissão de 16 GW.

A seguir cada um desses subsistemas é descrito em maiores detalhes.

5.3.1 Subsistema 1: Geração

Como o objetivo principal deste trabalho é analisar o comportamento do TCA inserido em uma linha $\lambda/2^+$, o sistema de geração foi considerado como um barramento “infinito” de 18 kV, *i.e.*, não foi considerada a dinâmica das máquinas nem o sistema de regulação das turbinas. Os geradores são conectados ao sistema de transmissão por meio de 40 transformadores elevadores de 500 MVA/18 kV/500 kV, com $X_T = 12.8\%$ cada um, ligados em delta-estrela ($\Delta - Y$).

Segundo os estudos [17]—[19], 3000 MW serão destinados para atender a região nordeste, no caso de Belo Monte. Então, baseado nesta informação, no modelo simulado, esta parcela foi representada por uma carga de 3000 MW com fator de potência igual a 0.95 indutivo conectada ao setor de 500 kV.

E por fim, o subsistema de geração é conectado ao setor de 1000 kV por meio de dez auto-transformadores de 2000 MVA, 1000 kV/500/69 kV (Y-Y- Δ), com $Z_p = 0.79\%$, $Z_s = -0.12\%$ e $Z_t = 3.45\%$ cada um¹, na base do transformador.

5.3.2 Subsistema 2: Equivalente do SIN

Nos estudos elaborados pela ELETRONORTE [17] e [19], o CHE Belo Monte será conectado à subestação de Colinas, por meio de quatro circuitos em 765 kV, com a configuração de seis condutores *Dipper* por fase (6×1351.5 MCM), com compensação reativa em série convencional de 70% e reativa em derivação aproximadamente de 100%. Já o CHE Madeira será conectado à SE de Araraquara através de dois bipólos CCAT de ± 600 kV [1].

Para representar o sistema elétrico brasileiro, foi calculado seu equivalente de *Thévenin* no ponto de conexão, obtido com o programa ANAFAS do CEPEL. Analisou-se três possíveis pontos de conexão, todos considerando a expansão do sistema até o horizonte 2009²: SE Cachoeira Paulista, SE Araraquara 500 kV e SE Emborcação. Cabe ressaltar que todos esses pontos estão a uma distância da

¹Nomenclatura adotada pelo Operador Nacional do Sistema. Como não se encontrou dados na literatura sobre auto-transformadores de 1000 kV, optou-se por utilizar os mesmo valores percentuais dos auto-transformadores de Itaipu, que são de 765 kV.

²Dados obtidos diretamente no sítio eletrônico do ONS:

ordem de 2600 km dos centros de geração. De acordo com os resultados obtidos, o ponto de conexão escolhido foi a SE Emborcação por ter as menores impedâncias de seqüências, caracterizando o ponto mais “forte” dentre os três.

Além do equivalente do SIN, o subsistema 2 é composto por dez auto-transformadores de 2000 MVA, 1000 kV/500/69 kV (Y-Y- Δ), com as mesmas características dos apresentados no subsistema 1.

5.3.3 Linha de Transmissão

Os dois subsistemas descritos acima são interconectados por duas linhas de transmissão $\lambda/2^+$, cujos comprimentos são iguais a 2700 km, que correspondem a comprimentos elétricos equivalentes de aproximadamente 1.1π radianos, considerando a velocidade de propagação igual a 99% da velocidade de propagação das ondas eletromagnéticas no vácuo.

Uma linha de transmissão convencional de 765 kV (nível de tensão mais elevado no Brasil), normalmente, possui quatro condutores por fase dispostos no vértice de um quadrado de lado igual a 45.7 cm, e sua potência característica é em torno de 2.1 GW [11]. As linhas utilizadas na simulação foram otimizadas de acordo com a metodologia apresentada no Capítulo 3, para uma tensão nominal de 1000 kV. Cada uma tem 12 condutores *Bluejay* (1113 MCM) por fase e potência característica de 8.0 GW, calculada para uma altitude de 1000 m, considerando a temperatura ambiente igual a 40°C e temperatura dos condutores igual a 65°C. A geometria da linha simulada é mostrada na Figura 3.13, e repetida na Figura 5.19 por conveniência. Outras geometrias foram estudadas, contudo esta foi a que melhor atendia aos objetivos da pesquisa.

http://www.ons.org.br/conheca_sistema/dados_tecnicos.aspx , em 10/07/2005.

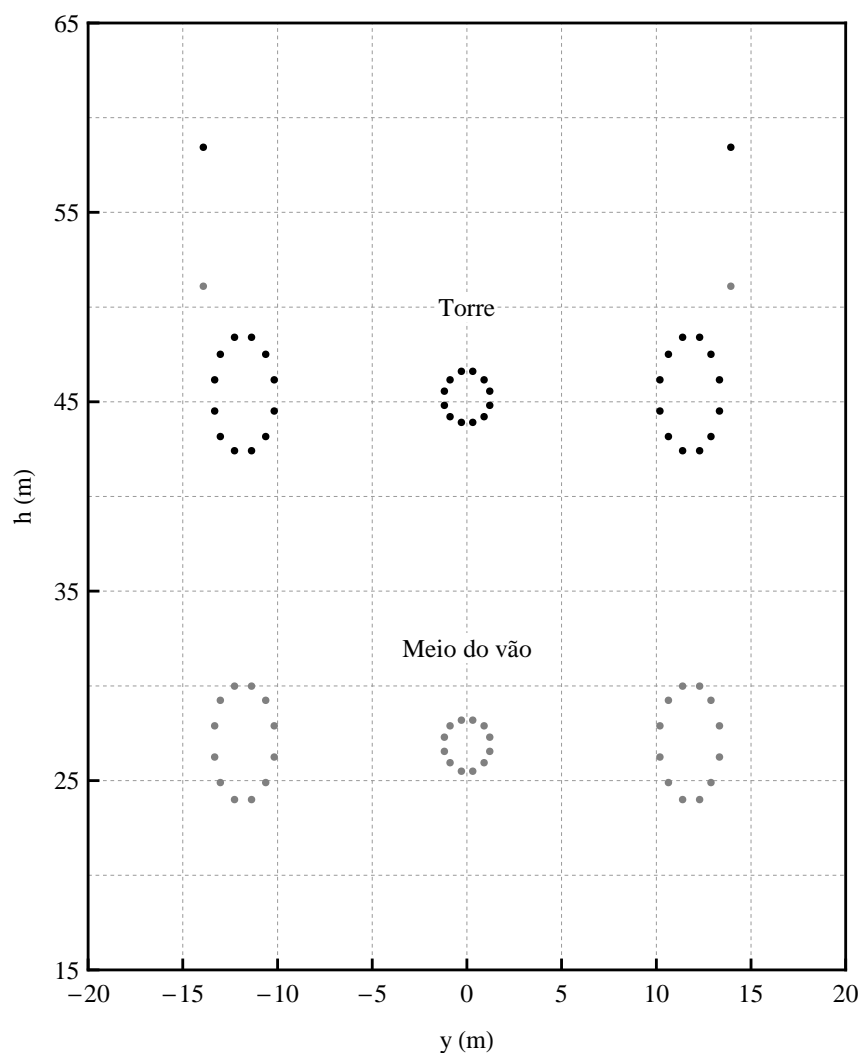


Figura 5.19: Geometria da linha simulada.

Face a geometria não-convencional desta linha, sua implementação no PSCAD, também, requereu artifícios não convencionais. Como não é possível representar uma torre com feixes distintos para cada fase. O artifício utilizado foi representar cada uma das fases como sendo uma linha individual com apenas um feixe de condutores. Através do modelo universal de torre (*Line Tower Universal*), que permite indicar as coordenadas de cada subcondutor do feixe. Além das fases, os cabos pára-raios também foram representados por uma torre, separada das outras fases (torres).

Na versão utilizada do PSCAD (4.2.1), existe outra limitação na representação a linha não convencional, que é o fato do número máximo de subcondutores por feixe ser limitado em 10^3 . O que faz com que cada fase necessitasse de duas torres para

³A pedido do autor, o desenvolvedor do programa enviou um “pacote” onde este limite foi

sua representação, conforme mostrado na Figura 5.20.

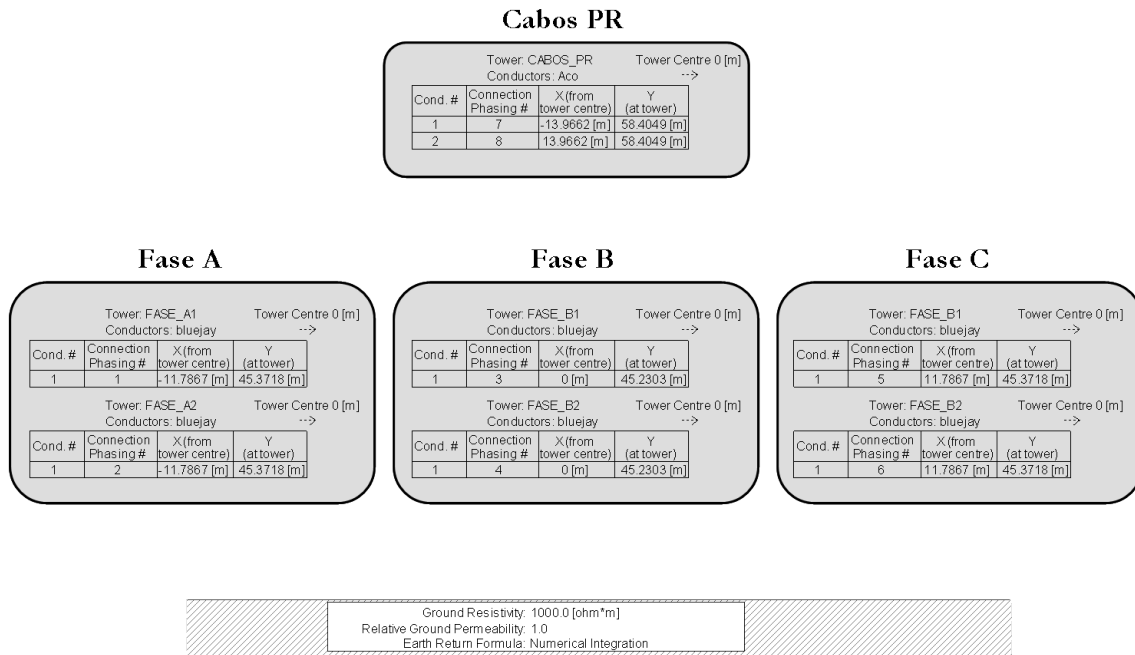
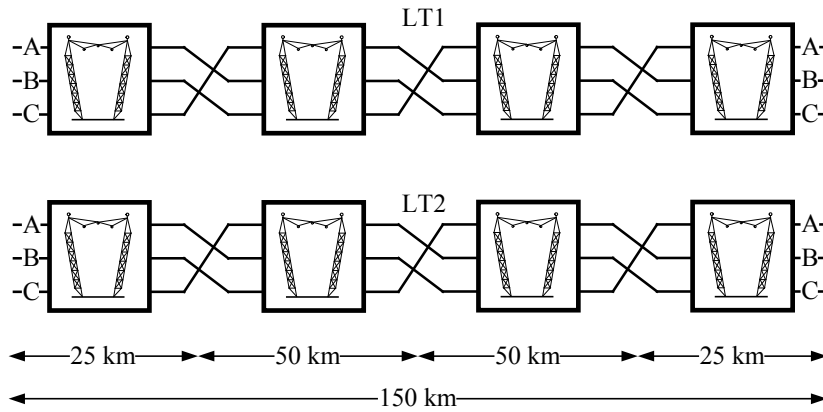


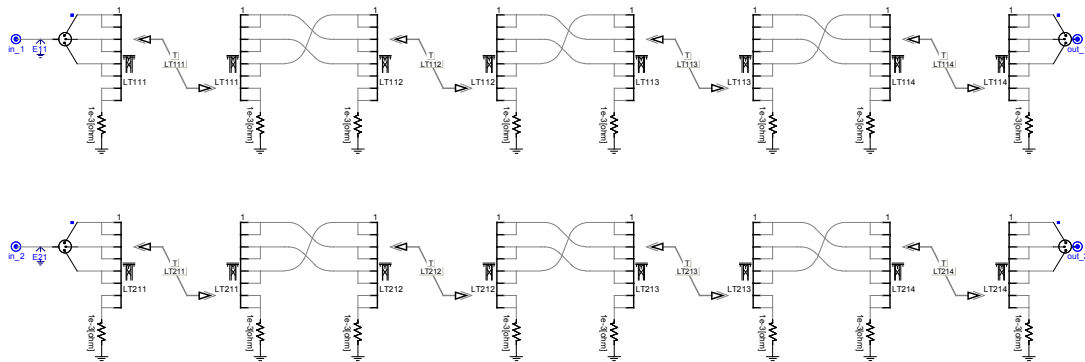
Figura 5.20: Implementação da linha não convencional no PSCAD.

Ainda com relação a representação da linha, ela foi modelada no PSCAD utilizando o modelo que considera os parâmetros dependentes da frequência no domínio das fases [105] e [106]. As duas linhas de 2700 km foram subdivididas em 18 trechos de transposição, cada um com 150 km de comprimento com esquema de transposição de $1/6 - 1/3 - 1/3 - 1/6$ de seu comprimento, conforme mostrado na Figura 5.21, totalizando os 2700 km. Isto foi feito por dois motivos principais, primeiro para minimizar os possíveis erros no cálculo dos parâmetros das linhas, pois o tamanho máximo das subdivisões existentes é de 50 km ($\ll \lambda/4$). E segundo, para se ter acesso às tensões ao longo das linhas, o que permite traçar os perfis de tensão. Cabe ressaltar que as linhas foram consideradas suficientemente distantes uma da outra, de modo que se pudesse desprezar as impedâncias mútuas entre elas.

estendido para 15, e foi acrescentado o modelo do solo variando com a frequência (apresentado na eq. (2.49)). Contudo todas as outras limitações permaneceram, como a não possibilidade de se representar feixes diferentes na mesma torre. Como os resultados obtidos com ambos os tipos de representação foram idênticos e, devido à limitação de tempo, optou-se por manter o modelo que já tinha sido implementado em todas as simulações.



(a)



(b)

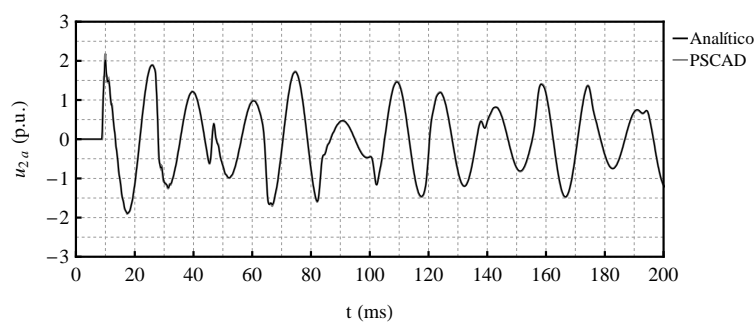
Figura 5.21: (a) esquema de transposição em cada trecho de 150 km e (b) implementação no PSCAD.

Para validar o modelo implementado no PSCAD, os resultados foram confrontados com o modelo analítico da linha no domínio da frequência, implementado com o rigor matemático apresentado no Capítulo 2, e calculados com o programa *Mathematica* [65].

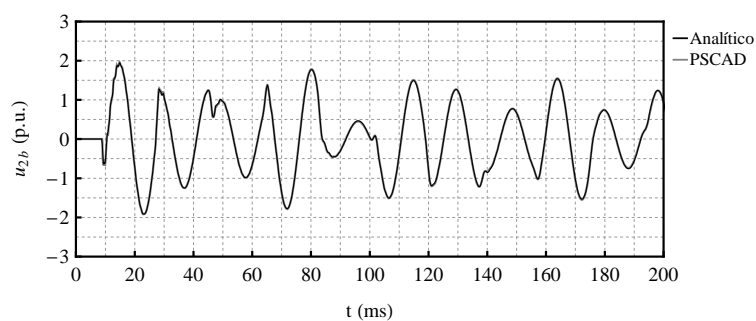
A comparação foi feita a partir de dois tipos de energização da linha em vazio. O primeiro, a linha é energizada, simultaneamente, por meio de um barramento “infinito” trifásico. O segundo, a mesma é energizada por apenas uma das fases, e as outras são aterradas. No primeiro método os modos de propagação não homopolares têm maior influência na composição da tensão da linha e o modo homopolar é praticamente nulo, enquanto que o segundo método existe a componente homopolar,

podendo assim ser analisada.

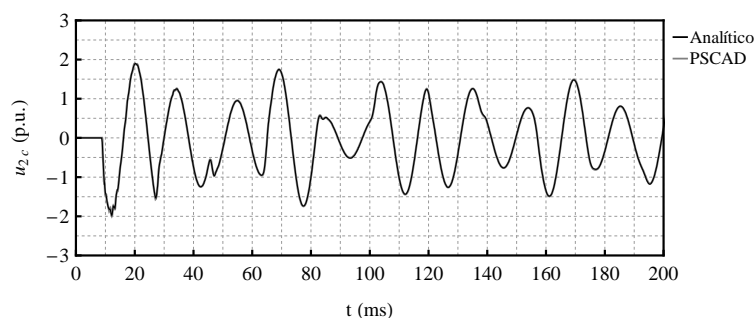
A Figura 5.22 apresenta as tensões abc no terminal em vazio, quando a linha é energizada, simultaneamente, por três fontes de tensões ideais. Nota-se que os resultados obtidos com os dois *softwares* são, visualmente, coincidentes. A mesma observação pode ser feita para o segundo tipo de energização, conforme é mostrado na Figura 5.23.



(a)

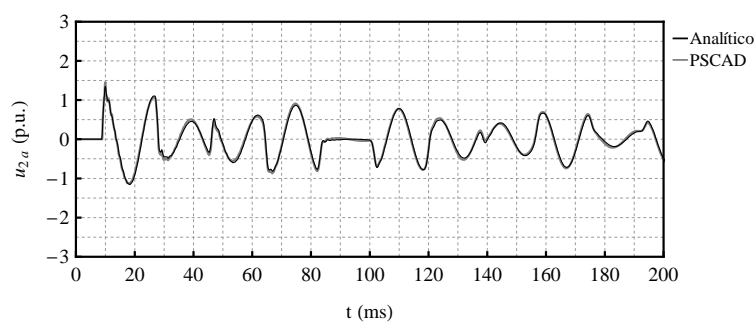


(b)

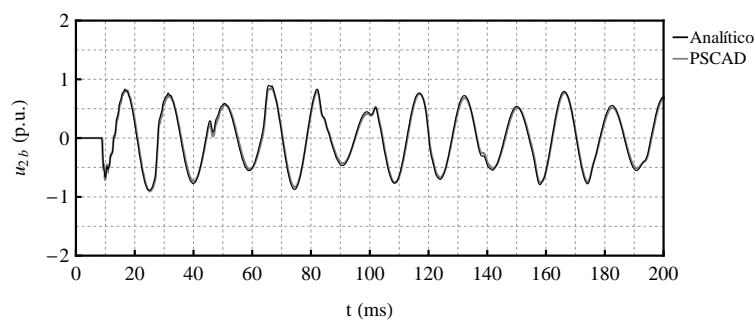


(c)

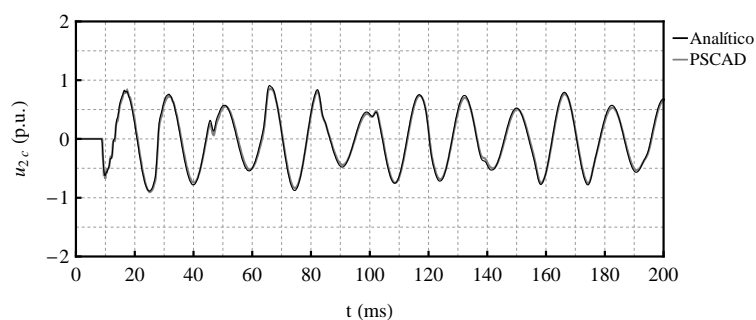
Figura 5.22: Comparação dos resultados calculados com o Mathematica e o PSCAD, da energização de uma linha de 2700 km a partir de um barramento infinito trifásico, (a) fase A, (b) fase B e (c) fase C.



(a)



(b)



(c)

Figura 5.23: Comparação dos resultados calculados com o Mathematica e o PSCAD, da energização de uma linha de 2700 km a partir de um barramento infinito monofásico, com as outras fases aterradas, (a) fase A, (b) fase B e (c) fase C.

Dessa forma, conclui-se que os artifícios não-convencionais utilizados para a implementação da linha otimizada no programa, não afetaram de forma perceptível na resposta da linha. Sendo assim, considerou-se adequado o modelo utilizado nas análises subseqüentes.

5.4 Simulação do TCA Série

Nesta seção são apresentados os principais resultados obtidos na simulação do TCAS, com o programa PSCAD. A descrição do controle e do princípio de funcionamento é feita supondo o TCAS inserido no meio da linha $\lambda/2^+$. Como os controles de cada conversor do TCAS são distintos, é feita a descrição de cada um e, em seguida, são apresentados os resultados correspondentes.

O TCA é bidirecional em energia, logo, ambos os conversores podem operar tanto com retificador como inversor. Porém, para dar clareza à explanação do controle de cada um, considerou-se que a configuração padrão de operação do TCA como sendo o modo dreno de energia. Dessa forma, por convenção, designou-se o conversor que está do lado da linha $\lambda/2^+$ como retificador e, o conversor que está do lado do sistema local como inversor, como mostrado na Figura 5.24.

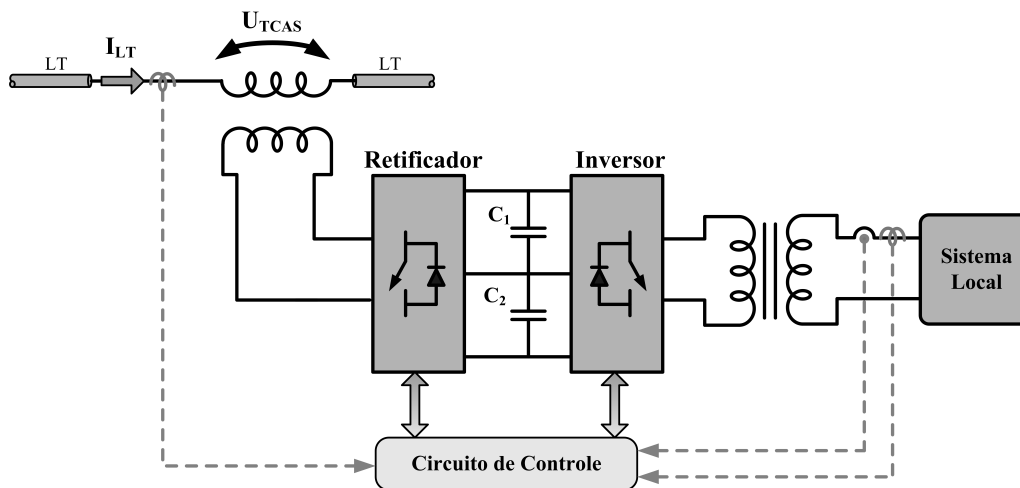


Figura 5.24: Convenção adotada para designar os conversores do TCAS.

Como mencionado na Seção 5.2.2 foram analisadas duas estratégias de chaveamento, o que exigiu duas estratégias de controle distintas. Uma quando se está chaveando com o padrão HE-PWM e a outra quando se está usando a modulação SPWM PD. A seguir serão descritos cada um desses controles, tanto para o conversor retificador quanto para o conversor inversor.

O tempo simulado no PSCAD® foi de 5 s, com passo de integração de $10 \mu\text{s}$. Os principais eventos da simulação são citados abaixo:

$t_1 = 1.4 \text{ s} \Rightarrow$ liga retificador;

$t_2 = 1.7 \text{ s} \Rightarrow$ habilita o inversor e o conecta ao retificador, mas a ordem de potência permanece em zero, $P_{ref} = 0$;

$t_3 = 2.0 \text{ s} \Rightarrow$ é dada a ordem para que o inversor forneça 1 GW ao sistema local, i.e., $P_{ref} = 1.0 \text{ GW}$, essa energia é drenada da linha;

$t_4 = 3.0 \text{ s} \Rightarrow$ muda-se a referência do inversor para $P_{ref} = -1.0 \text{ GW}$, i.e., inversão total do fluxo de energia e o tap injeta essa energia na linha;

$t_5 = 4 \text{ s} \Rightarrow$ finalmente, muda-se a referência do inversor para $P_{ref} = 0.5 \text{ GW}$, e o TCAS fornece apenas uma parte da energia demandada pela carga do sistema local.

Nas simulações apenas se ordenou que o TCA injetasse, ou drenasse, energia ativa do sistema local, supôs-se que a energia reativa fosse fornecida pela a geração local.

5.4.1 Controle utilizando a modulação HE-PWM

Controle do Retificador

Como a linha na região central possui um comportamento de fonte de corrente, independentemente do seu carregamento, o TCAS deve gerar uma tensão tal que seja possível drenar/injetar energia da linha. Para minimizar a energia drenada/injetada da linha, a melhor solução é que a tensão gerada esteja em fase com a corrente da linha, variando-se apenas sua amplitude, o que equivale a uma resistência de amplitude variável inserida em série na linha.

As tensões geradas pelo retificador são sincronizadas com as correntes de linha por meio de um circuito de sincronismo, PLL (*Phase-Locked-Loop*) [107]. Assim, o controle deve apenas determinar a amplitude da tensão que será sintetizada pelo retificador, i.e., determinar o índice de modulação em amplitude, m_a .

O índice de modulação em amplitude é determinado a partir do controle de tensão do elo CC. Para isto, compara-se esta tensão com um sinal de referência

para gerar o erro de tensão (ε_U), que por sua vez é entrada de um controlador Proporcional-Integral (PI) e, sua saída será m_a do HE-PWM.

A lógica do controle é simples. Se ε_U for positivo, o controle aumenta m_a , aumentando a amplitude da componente fundamental de tensão, fazendo com que mais energia entre nos capacitores, e dessa forma aumentando a tensão, e vice-versa. A Figura 5.25 apresenta o diagrama de blocos do controle da tensão sobre o elo CC.

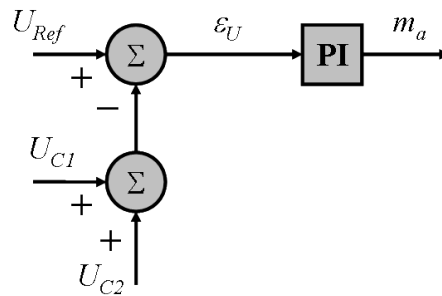


Figura 5.25: Diagrama de blocos do controle da tensão do elo CC.

Por se estar trabalhando com conversores de três níveis, existe ainda o problema de balancear as tensões nos dois capacitores. Pois, apenas aquela malha de controle não garante o balanço das tensões, garante somente que a soma das tensões será igual a referência. Para contornar este problema, acrescentou-se mais uma malha que trabalha com a diferença entre as tensões do capacitor superior (U_{C1}) e do capacitor inferior (U_{C2}). Essa diferença ($\varepsilon_{\Delta m}$) serve de entrada para um controlador PI, e a saída é um sinal (Δm_a) que será subtraído, e somado, com m_a , gerando dois novos índices de modulação, m_{a1} e m_{a2} , respectivamente. A lógica é gerar um padrão de chaveamento ligeiramente assimétrico, permitindo ao controle determinar qual capacitor deve receber mais ou menos energia em cada semi-ciclo do PWM. É claro que, se o TCAS estiver injetando energia na linha, esta lógica deve ser invertida.

O efeito resultante, em regime permanente, é uma tensão balanceada sobre os capacitores. Quanto à tensão ca a influência é muito pequena, haja vista que a diferença entre m_{a1} e m_{a2} é muito menor do que o valor de m_a , e, depois que as tensões estão balanceadas o erro Δm_a é praticamente nulo. A Figura 5.26 apresenta o diagrama de blocos do controle de balanço das tensões sobre os capacitores.

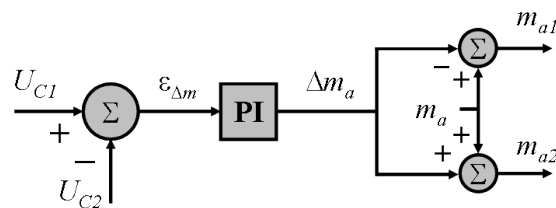


Figura 5.26: Diagrama de blocos do controle de balanço das tensões dos capacitores

Conhecendo o índice de modulação em amplitude, os ângulos de chaveamento (vide Figura 5.3) são lidos a partir de uma tabela que contém a solução de (5.1), para diversos valores de m_a (vide Figura 5.4).

Os instantes de comutação das chaves são definidos pela comparação dos ângulos de chaveamento com três ondas triangulares defasadas de 120° entre si, geradas a partir da saída do circuito de sincronismo, conforme mostrados na Figura 5.27 e a Figura 5.28, onde $\alpha'_n = \frac{\pi}{2} - \alpha_n$.

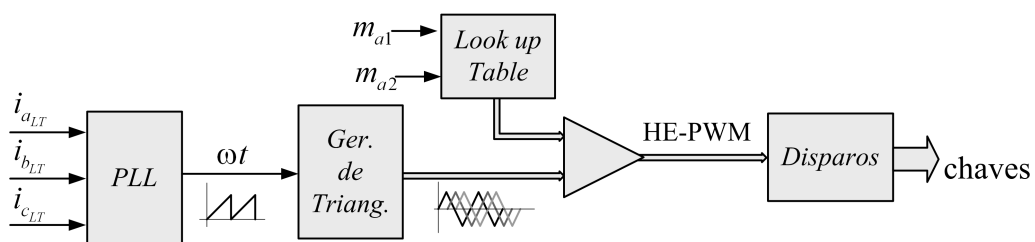


Figura 5.27: Diagrama de blocos para geração do HE-PWM.

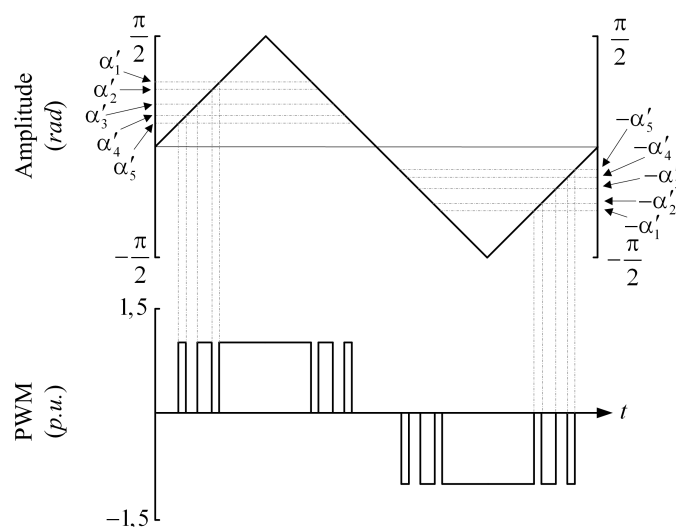


Figura 5.28: Síntese do HE-PWM.

Na Figura 5.29, Figura 5.30 e na Figura 5.31 são apresentados os blocos que foram utilizados para gerar as ondas triangulares, a leitura das tabelas dos ângulos e a implementação do HE-PWM no PSCAD, respectivamente.

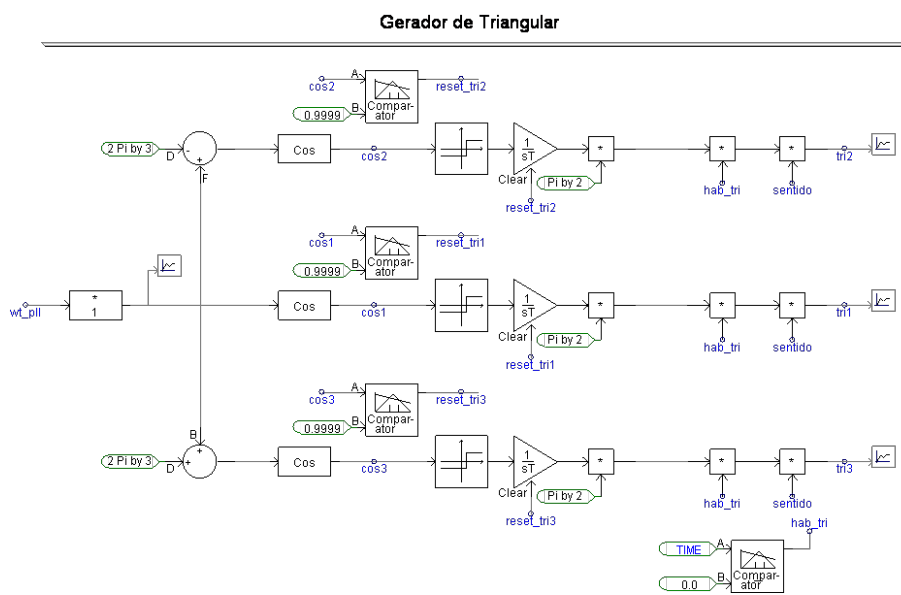


Figura 5.29: Geração de três triangulares a partir do sinal de sincronismo.

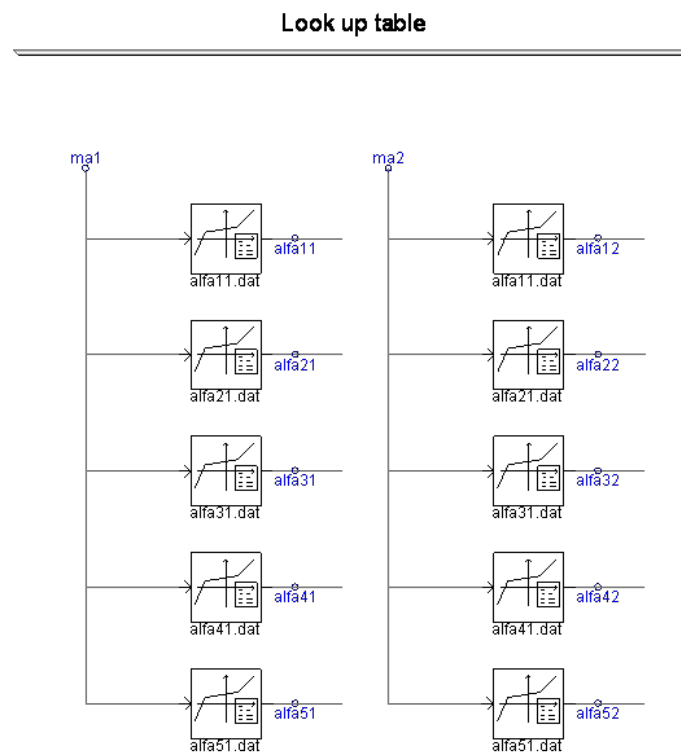


Figura 5.30: Leitura de tabelas no PSCAD.

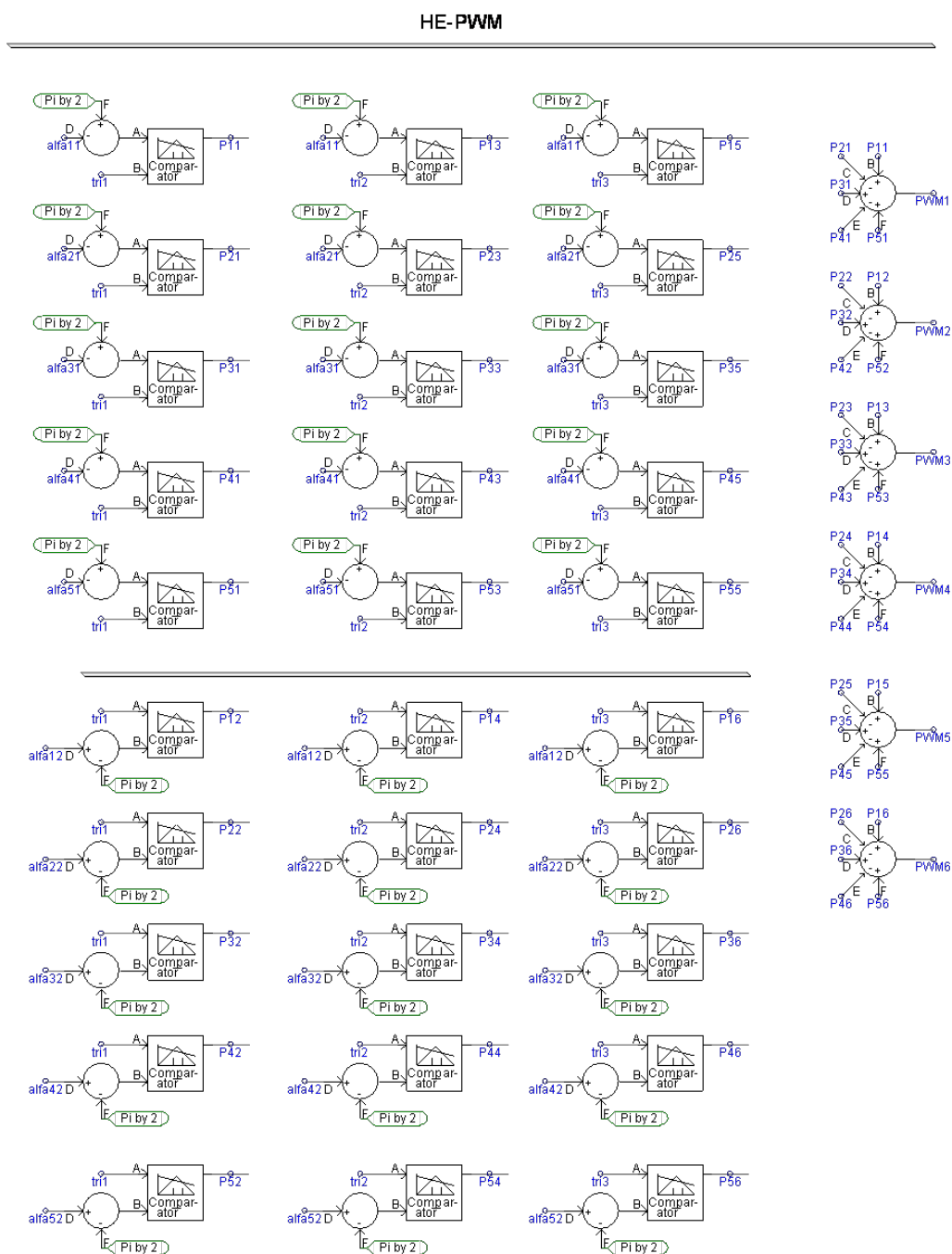


Figura 5.31: Síntese do HE-PWM no PSCAD.

A tensão de linha sintetizada pelo retificador e, a mesma tensão após o filtro passivo são mostradas na Figura 5.32, e seus respectivos espectros harmônicos são mostrados na Figura 5.33. Os resultados estão de acordo com os que foram pré-calculados, permitindo, assim, concluir que a síntese do HE-PWM está correta.

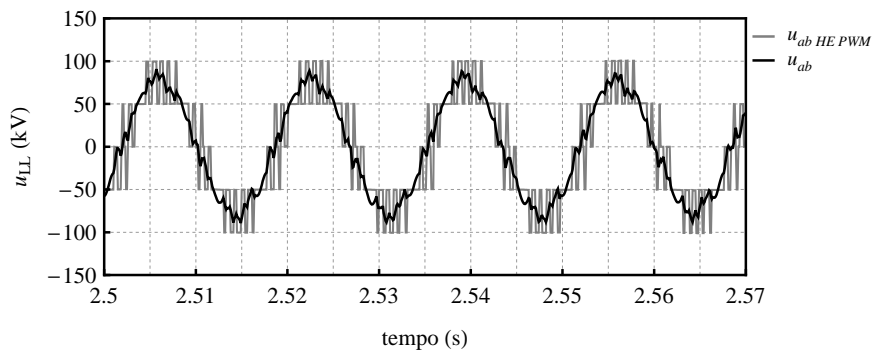


Figura 5.32: Tensão de linha sintetizada pelo retificador (HE PWM) e a tensão após o filtro passivo.

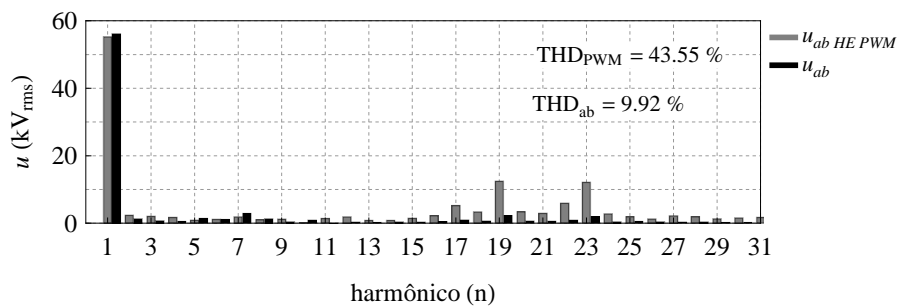


Figura 5.33: Espectros harmônicos da tensão sintetizadas pelo retificador e da tensão após o filtro.

Para finalizar a análise do controle do retificador, a Figura 5.34 mostra as tensões sobre os capacitores do elo CC corretamente balanceadas. E, na Figura 5.35 é apresentada a tensão fase-terra em fase com a corrente de linha, mostrando que toda a lógica de controle desenvolvida está funcionando corretamente, juntamente com a síntese do HE-PWM. Aqui, vale ressaltar que a tensão fase-terra apresentou um conteúdo harmônico elevado, a distorção harmônica poderia ser minimizada com otimização do filtro passivo, o que não foi escopo deste trabalho. Além disso, para uma comparação parametrizada das modulações e do desempenho do sistema, como um todo, julgou-se satisfatórios os resultados obtidos. Uma outra solução seria aumentar o número de harmônicos eliminados pelo padrão de chaveamento, porém, isso tornaria o controle e a síntese um pouco mais complexo.

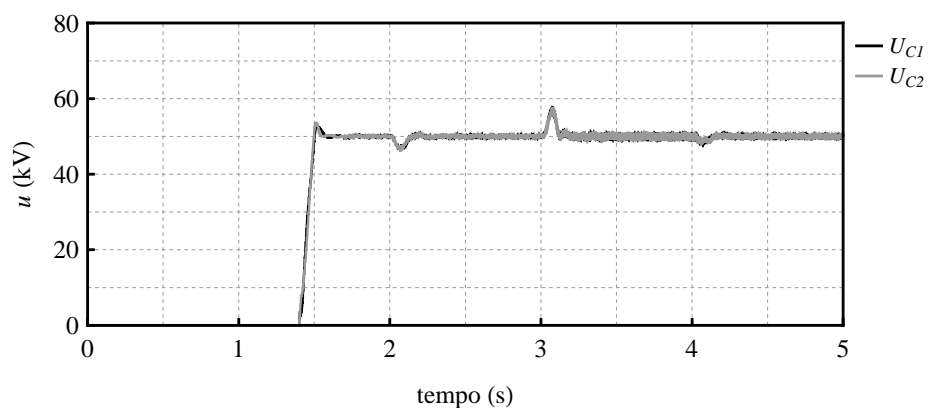


Figura 5.34: Tensões sobre os capacitores do elo CC.

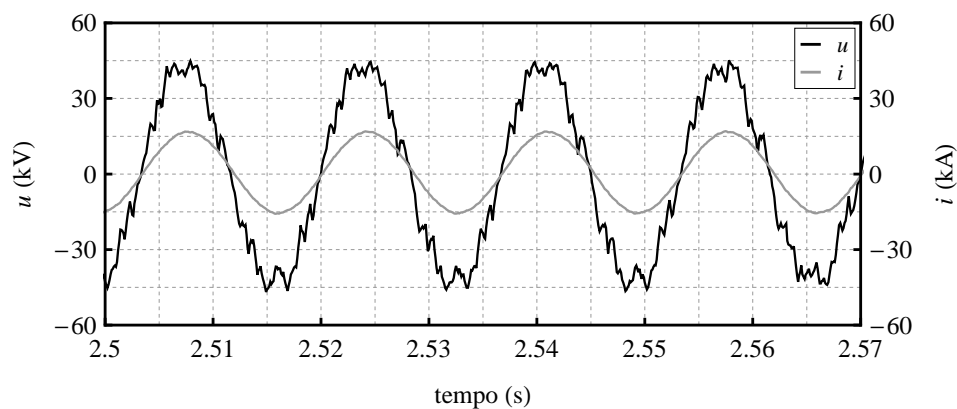


Figura 5.35: Tensão fase-terra e corrente na saída do retificador.

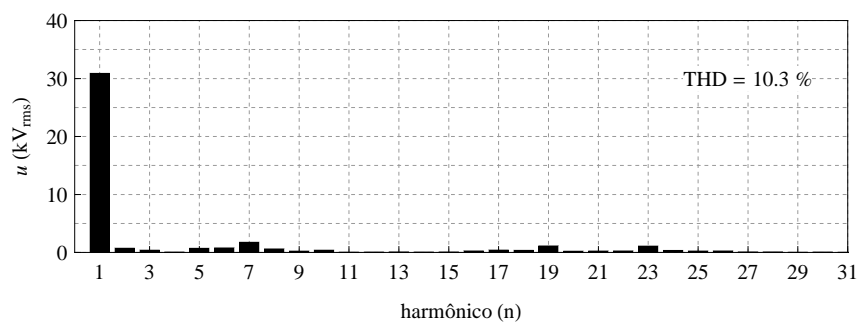


Figura 5.36: Espectro harmônico da tensão fase-terra na saída do retificador.

Controle do Inversor

Partindo da hipótese de que as tensões sobre os capacitores estão reguladas e balanceadas pelo retificador, o lado inversor tem como objetivo controlar o intercâmbio de energia entre o TCAS e o subsistema local. Para isso, as tensões a serem sintetizadas devem ser calculadas a partir das correntes que devem ser injetadas no ponto de conexão comum (PCC). Essas correntes são determinadas de acordo com a potência desejada do inversor (p_{ref}) e as tensões medidas na carga.

A partir dos conceitos da Teoria das potências real e imaginária instantâneas [108], [109], [110] e [100], as correntes a serem injetadas são calculadas por:

$$\begin{bmatrix} i_{\alpha_{inv}} \\ i_{\beta_{inv}} \end{bmatrix} = \frac{1}{v_{\alpha_{carga}}^2 + v_{\beta_{carga}}^2} \begin{bmatrix} v_{\alpha_{carga}} & v_{\beta_{carga}} \\ v_{\beta_{carga}} & -v_{\alpha_{carga}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p_{ref} \\ q_{ref} \end{bmatrix}, \quad (5.2)$$

onde $v_{\alpha_{carga}}$ e $v_{\beta_{carga}}$ são as tensões medidas na carga no sistema de coordenadas $\alpha\beta$, obtidas por meio da Transformada de Clark (5.3). E, $i_{\alpha_{inv}}$ e $i_{\beta_{inv}}$ são as correntes instantâneas que devem ser injetadas pelo inversor no PCC, em coordenadas $\alpha\beta$. A transformada de Clark para as tensões é dado por (5.3) e, para correntes por (5.4).

$$\begin{bmatrix} v_{\alpha} \\ v_{\beta} \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} \quad (5.3)$$

$$\begin{bmatrix} i_{\alpha} \\ i_{\beta} \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} \quad (5.4)$$

De posse das correntes no referencial $\alpha\beta$, faz-se a transformação para um referencial síncrono dq , para que em regime permanente e grandezas senoidais, as referências de correntes $i_{d_{inv}}$ e $i_{q_{inv}}$ sejam valores constantes. O que permite obter erros de correntes nulos através de um controlador PI. A relação entre as componentes dos referenciais $\alpha\beta$ e dq é dada pela transformada de Park modificada [100]:

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\omega t) & \sin(\omega t) \\ -\sin(\omega t) & \cos(\omega t) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{\alpha} \\ v_{\beta} \end{bmatrix} \quad (5.5)$$

ou

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\omega t) & \sin(\omega t) \\ -\sin(\omega t) & \cos(\omega t) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{\alpha} \\ i_{\beta} \end{bmatrix}, \quad (5.6)$$

onde ω é a frequência angular dos eixos dq .

Conhecendo as referências de correntes no referencial dq , determina-se as tensões que devem ser geradas nos terminais do inversor, de forma que as correntes sejam injetadas com amplitudes e fases corretas. É necessário, então, calcular o índice de modulação em amplitude ($m_{a_{inv}}$) e o ângulo (δ_{inv}) da tensão da fase A, que será defasada de -120° e $+120^\circ$ para gerar as fase B e C, respectivamente.

O cálculo de $m_{a_{inv}}$ e δ_{inv} foi baseado no circuito equivalente monofásico do sistema “Geração Local+Carga+Inversor”, apresentado na Figura 5.37. De acordo com a figura, e considerando todas as grandezas em *p.u.*, a tensão a ser gerada pelo inversor é dada por:

$$U_{inv} = (R + j X_{eq}) I_{inv} + U_{carga} , \quad (5.7)$$

onde $X_{eq} = X_{inv} + X_{TR}$.

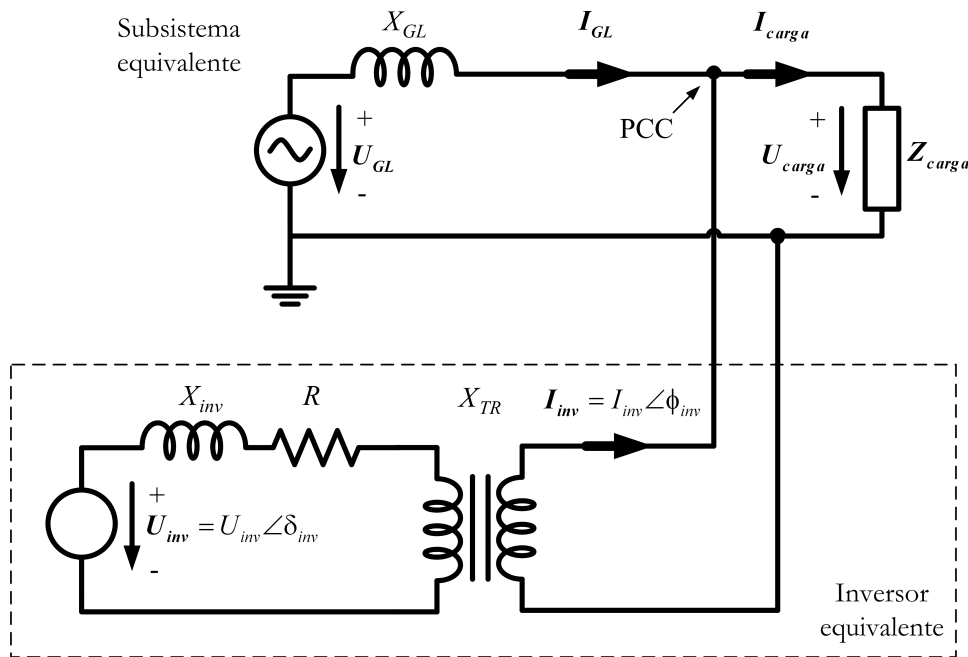


Figura 5.37: Circuito equivalente monofásico do subsistema local e do inversor.

Representando os fasores envolvidos no sistema de coordenadas síncrono dq (vide Figura 5.38), e tendo a fase da tensão da carga como referência do sistema, através da notação de números complexos, obtém-se que a tensão do inversor é dada por:

$$U_{inv} = U_{d_{inv}} + j U_{q_{inv}} = (R I_{d_{inv}} - X_{eq} I_{q_{inv}} + U_{d_{carga}}) + j (X_{eq} I_{d_{inv}} + R I_{q_{inv}}) , \quad (5.8)$$

sendo:

$$I_{inv} = I_{d_{inv}} + j I_{q_{inv}} = I_{inv} \cos(\phi_{inv}) - j I_{inv} \sin(\phi_{inv})$$

$$U_{carga} = U_{d_{carga}} + j 0 .$$

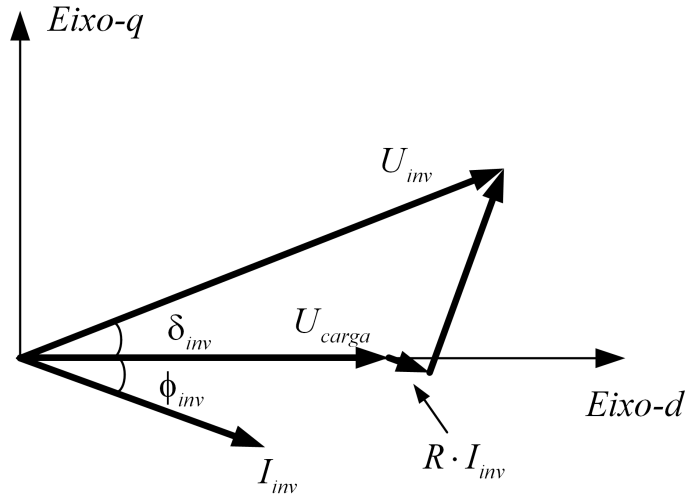


Figura 5.38: Diagrama Fasorial.

A partir de (5.8), o módulo e a fase da tensão que deverá ser gerada pelo inversor são obtidos, i.e.:

$$|U_{inv}| = \sqrt{U_{d_{inv}}^2 + U_{q_{inv}}^2} , \quad (5.9)$$

$$\delta_{inv} = \arctan(U_{inv}) = \arctan\left(\frac{U_{q_{inv}}}{U_{d_{inv}}}\right) , \quad (5.10)$$

e, por conseguinte, o índice de modulação em amplitude:

$$m_{a_{inv}} = 2 \frac{|U_{inv}|}{U_{CC}} .$$

Onde U_{CC} é a tensão total do elo CC.

O diagrama de blocos do controle implementado para o inversor é mostrado na Figura 5.39.

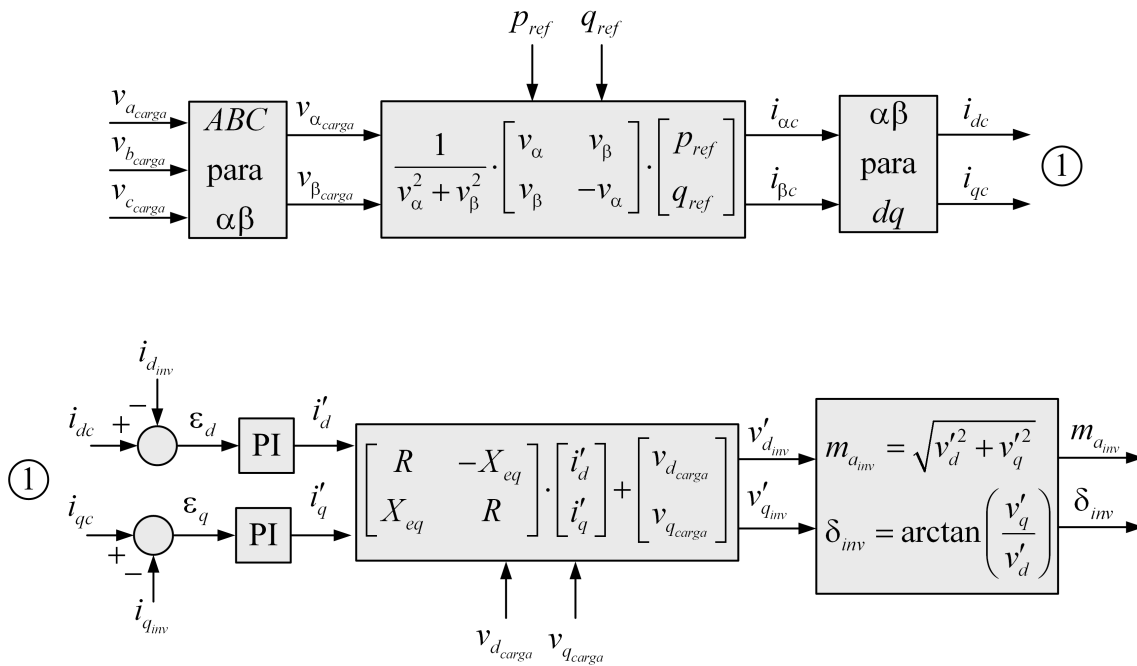


Figura 5.39: Diagrama de blocos do controle do inversor.

Calculados $m_{a_{inv}}$ e δ_{inv} , é possível sintetizar as tensões do inversor, somando-se δ_{inv} ao sinal de saída do PLL (ωt da tensão da carga) e, $m_{a_{inv}}$ será o sinal de entrada para leitura na tabela dos ângulos pré-calculados (α 's), conforme mostrado na Figura 5.40, similar ao caso do retificador.

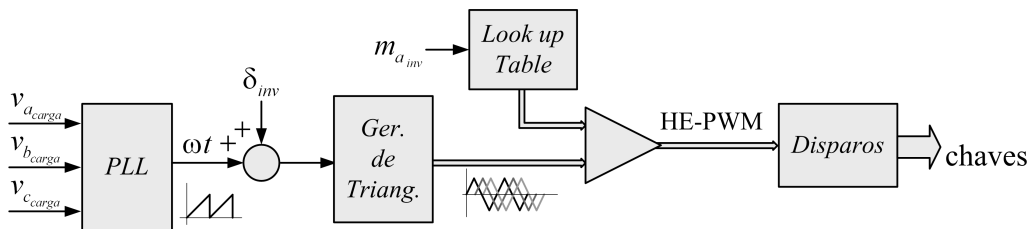


Figura 5.40: Síntese do HE-PWM no inversor.

O funcionamento da lógica de controle é confirmado quando se analisa o intercâmbio de energia entre o sistema local e a linha, através do TCAS. Com este objetivo, a Figura 5.41 mostra as potências ativas instantâneas do inversor, carga e geração local, no ponto de conexão comum, demonstrando o intercâmbio de energia. Já na Figura 5.42, são apresentadas as potências reativas instantâneas no mesmo ponto. Nota-se que há grandes oscilações nessas potências quando se muda a refer-

ência de potência do inversor, isto pode ser explicado pelo fato do controle ser muito sensível às variações de tensões no PCC, como pode ser visto em (5.9). E, como a potência reativa está diretamente relacionada com o quadrado da tensão, qualquer variação da tensão causa variações no índice de modulação em amplitude, que por conseguinte, podem causar grandes oscilações na potência reativa. O mesmo não acontece, de forma tão acentuada, na potência ativa, por que esta está diretamente relacionada com a ângulo da tensão sintetizada pelo inversor, δ_{inv} , que é menos sensível quanto às variações de tensão.

Essas oscilações podem ser prejudiciais ao sistema de geração local, elas devem ser eliminadas, ou pelo menos minimizadas. Como será visto adiante, com a modulação SPWM essas oscilações praticamente foram eliminadas por completo.

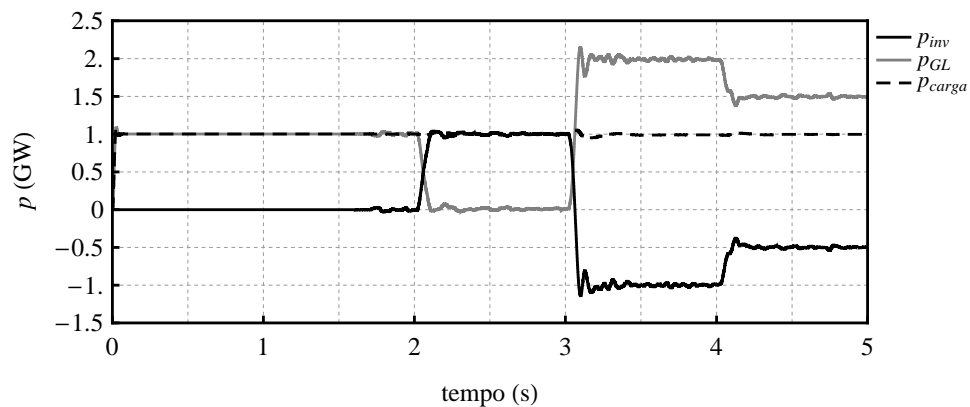


Figura 5.41: Potências ativas instantâneas no PCC do lado do inversor.

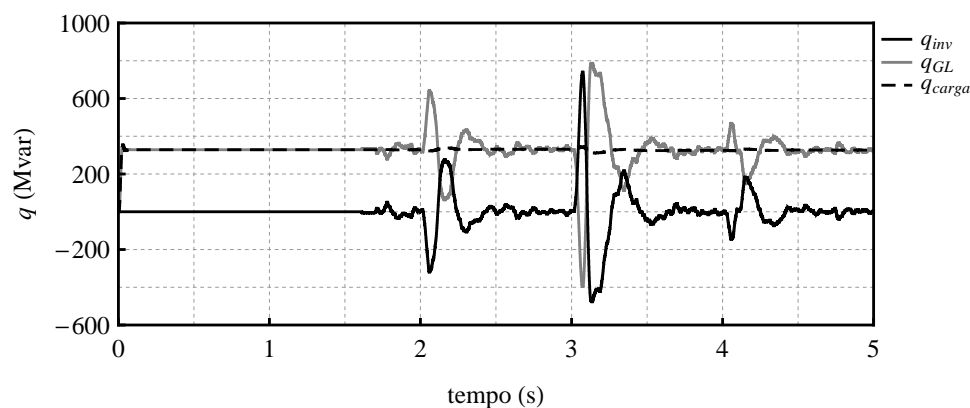
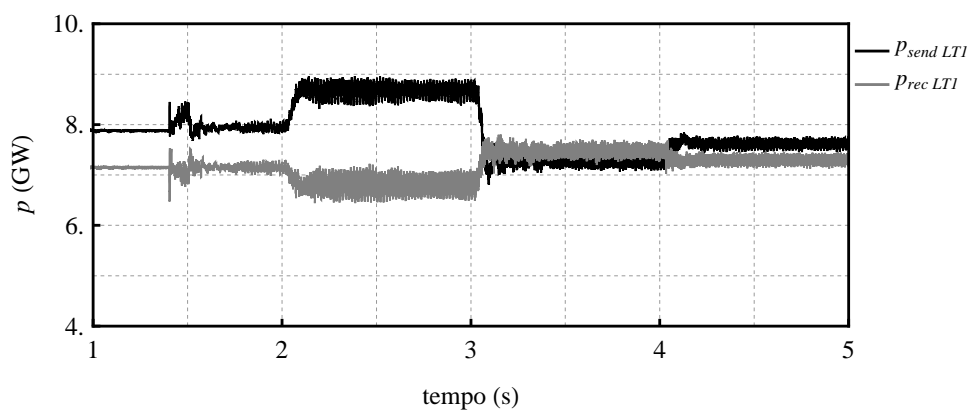
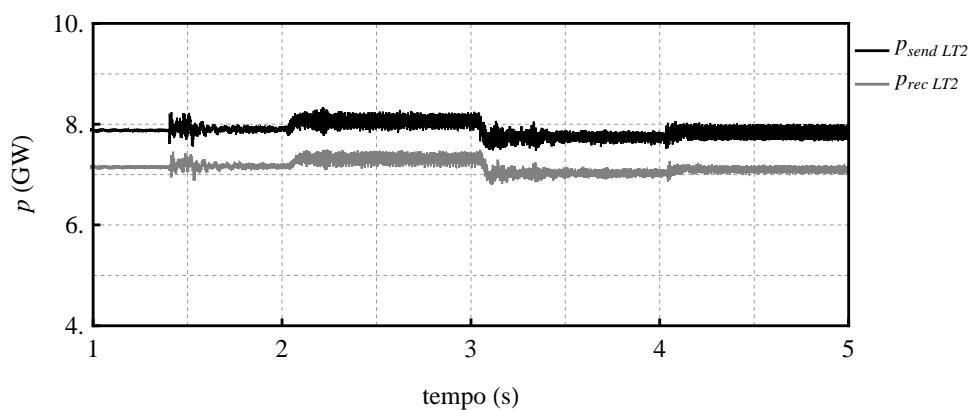


Figura 5.42: Potências reativas instantâneas no PCC do lado do inversor.

Finalizando a análise do TCAS com a modulação HE-PWM, na Figura 5.43 são apresentadas as potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, sendo que o TCAS foi inserido na região central da LT #1, mostrando como o TCAS, com este tipo de modulação, influencia nas potências dos terminais. Nota-se oscilações nas potências, isto é devido aos harmônicos que propagam na linha, causados pelos chaveamento e que não foram suficientemente amortecidos. Uma análise mais detalhada quanto ao desempenho da linha $\lambda/2^+$ será apresentada mais adiante, na Subseção 5.4.3. O objetivo aqui é apenas demonstrar que o TCAS pode operar utilizando a modulação HE-PWM, mesmo com os inconvenientes das oscilações observadas.



(a)



(b)

Figura 5.43: Potências nos terminais emissor e receptor, (a) LT1 e (b) LT2.

5.4.2 Controle utilizando a modulação SPWM PD

Com a modulação SPWM PD, os controles dos conversores tornam-se mais simples, e se mostraram com um desempenho melhor do que com a modulação HE-PWM. Pois, nesta o controle é muito sensível às variações de tensões, principalmente no lado do inversor. O que acrescenta uma dificuldade na hora de ajustar os ganhos do controladores PI.

A seguir serão apresentados os sistemas de controle para cada conversor com a estratégia de modulação SPWM PD.

Controle do Retificador

Para o conversor do lado da linha, o controle utilizado em conjunto com a modulação SPWM foi baseado na Teoria Dual das potências real e imaginária instantâneas [100]. Em que as tensões a serem sintetizadas são definidas a partir das correntes da linha, i.e.:

$$\begin{bmatrix} v_{\alpha_{cret}} \\ v_{\beta_{cret}} \end{bmatrix} = \frac{1}{i_{\alpha_{LT}}^2 + i_{\beta_{LT}}^2} \begin{bmatrix} i_{\alpha_{LT}} & -i_{\beta_{LT}} \\ i_{\beta_{LT}} & i_{\alpha_{LT}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p_{ref} \\ q_{ref} \end{bmatrix} \quad (5.11)$$

onde $i_{\alpha_{LT}}$ e $i_{\beta_{LT}}$ são as correntes da linha no referencial $\alpha\beta$, de acordo com (5.4).

O sinal da potência de referência, (p_{ref}), é obtido da comparação entre as tensões dos capacitores, enquanto que a potência imaginária, (q_{ref}), é mantida igual a zero. Isto é, o controle determina o quanto de energia ativa deve entrar, ou sair, no conversor para manter a tensão do elo de corrente contínua igual ao valor de referência. Da mesma maneira que no caso anterior, esta malha de controle deve se complementada com a malha de balanço das tensões dos capacitores.

O princípio de funcionamento é, basicamente, o mesmo ao que foi idealizado para a modulação HE-PWM, que é provocar uma ligeira assimetria no padrão de chaveamento, de forma que um capacitor descarregue mais, ou menos, do que o outro. E, assim, garantir o balanço entre as tensões. A Figura 5.44 mostra o diagrama esquemático do controle do retificador, onde é mostrado as duas malhas de controle. O erro gerado pela diferença das tensões U_{C1} e U_{C2} serve de entrada

de um controlador PI, cujo sinal de saída será o equivalente a um *off set* nos sinais modulantes do SPWM, causando assim a assimetria desejada. Cabe ressaltar que, no caso em questão, uma vez as tensões estando balanceadas o sinal de saída do PI será nulo, ou muito próximo disso, o que garante que o impacto na tensão *ca* seja muito pequeno em regime permanente.

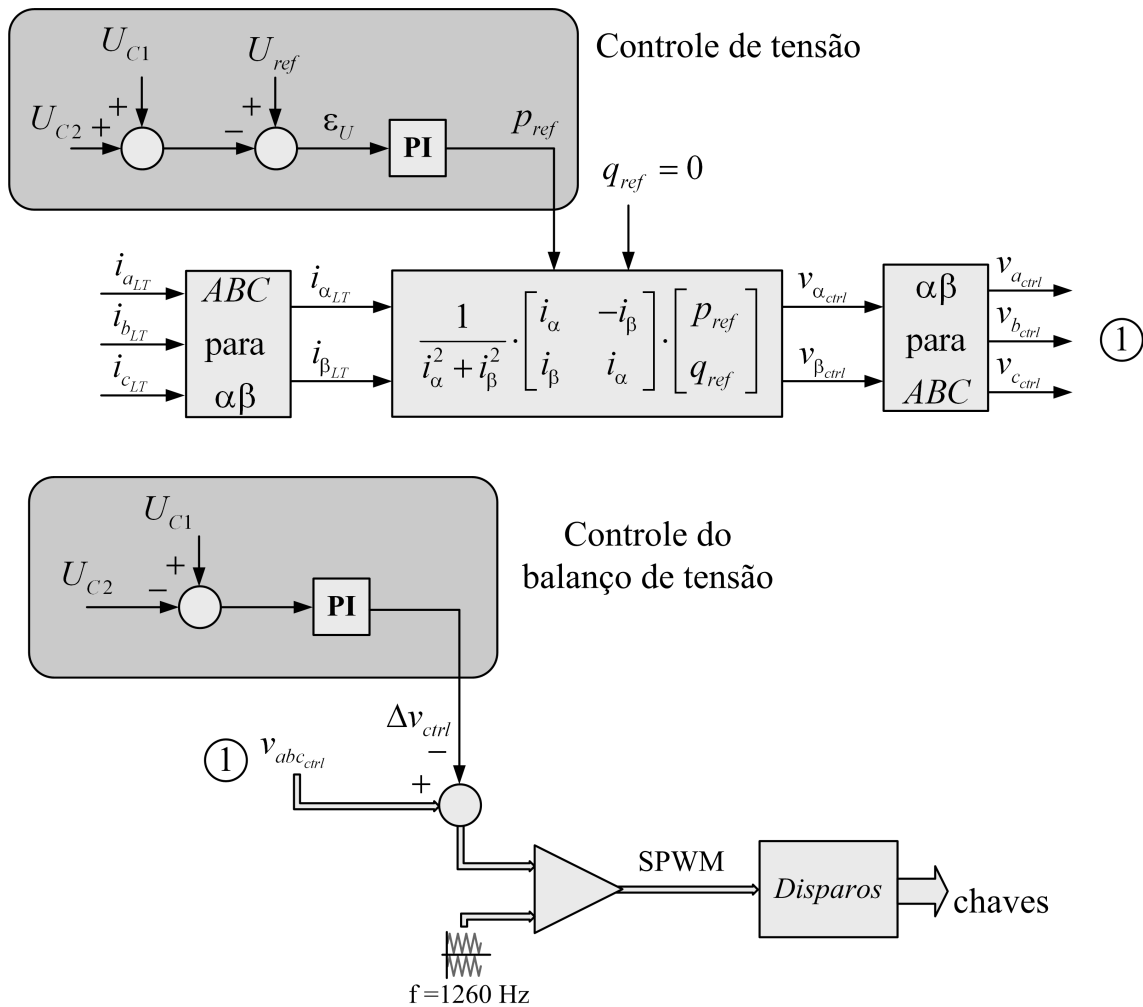
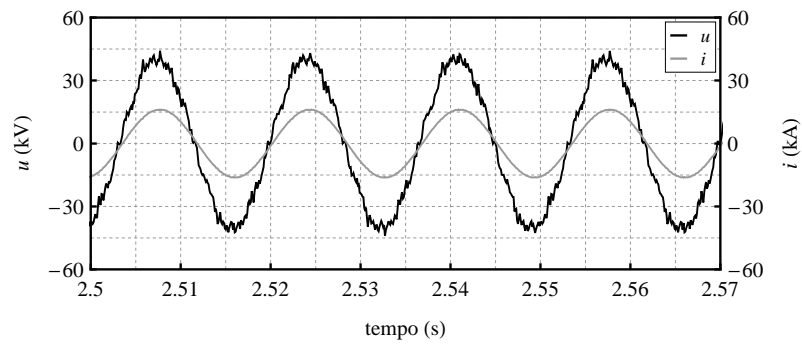
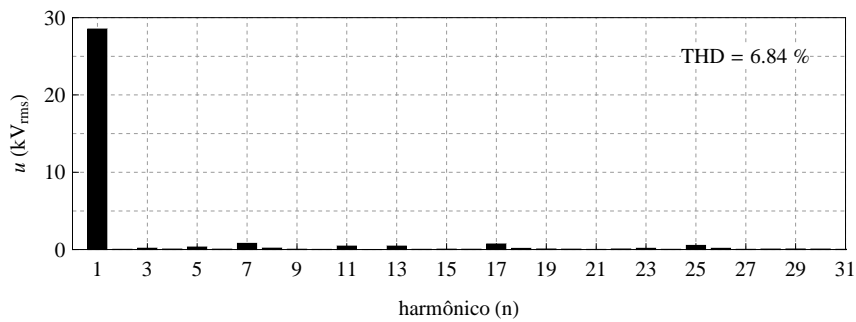


Figura 5.44: Controle do retificador utilizando a estratégia de modulação SPWM PD.

A Figura 5.45a mostra as formas de ondas da tensão de saída do retificador (fase A) e, a respectiva corrente. A tensão de saída tem uma distorção harmônica de 6.84% em relação a fundamental, na Figura 5.45b é mostrado o espectro harmônico da tensão.



(a)



(b)

Figura 5.45: (a) Formas de onda da tensão e da corrente na saída do retificador, utilizando a modulação SPWM PD, e o (b) espectro harmônico da tensão.

Para confirmar o funcionamento da estratégia de controle, a Figura 5.46 apresenta as tensões sobre os capacitores do elo CC, onde se confirma a eficácia do controle.

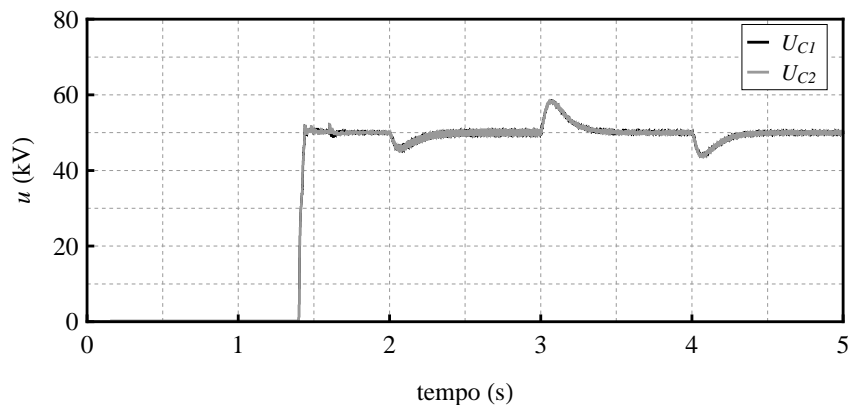


Figura 5.46: Tensões sobre os capacitores do elo CC.

Controle do Inversor

No lado do inversor, há a necessidade de se determinar exatamente a corrente que deve ser injetada no sistema local, caso contrário, o sistema pode entrar em colapso. Por esse motivo, o controle do inversor não é feito aplicando diretamente a Teoria pq , como foi feito para o retificador (vide Figura 5.44), uma malha de corrente é acrescida para garantir a síntese correta do sinal de referência, isto é feito comparando-se os sinais de referência e os sintetizados, no sistema de coordenada dq , conforme feito com a modulação HE-PWM.

O controle usando a modulação SPWM é similar ao feito para o caso da modulação HE-PWM, a diferença está no fato de que, os sinais de saída do controlador já serem as referências de correntes nas coordenadas de fases. Enquanto que na modulação HE-PWM, os sinais de saída são o índice de modulação e a fase da tensão a ser sintetizada, que são fortemente afetados por qualquer oscilação existente na tensão da rede, o que comprometeu a eficiência daquele controle. A Figura 5.47 apresenta o diagrama de bloco do controle do inversor para o caso da modulação SPWM PD.

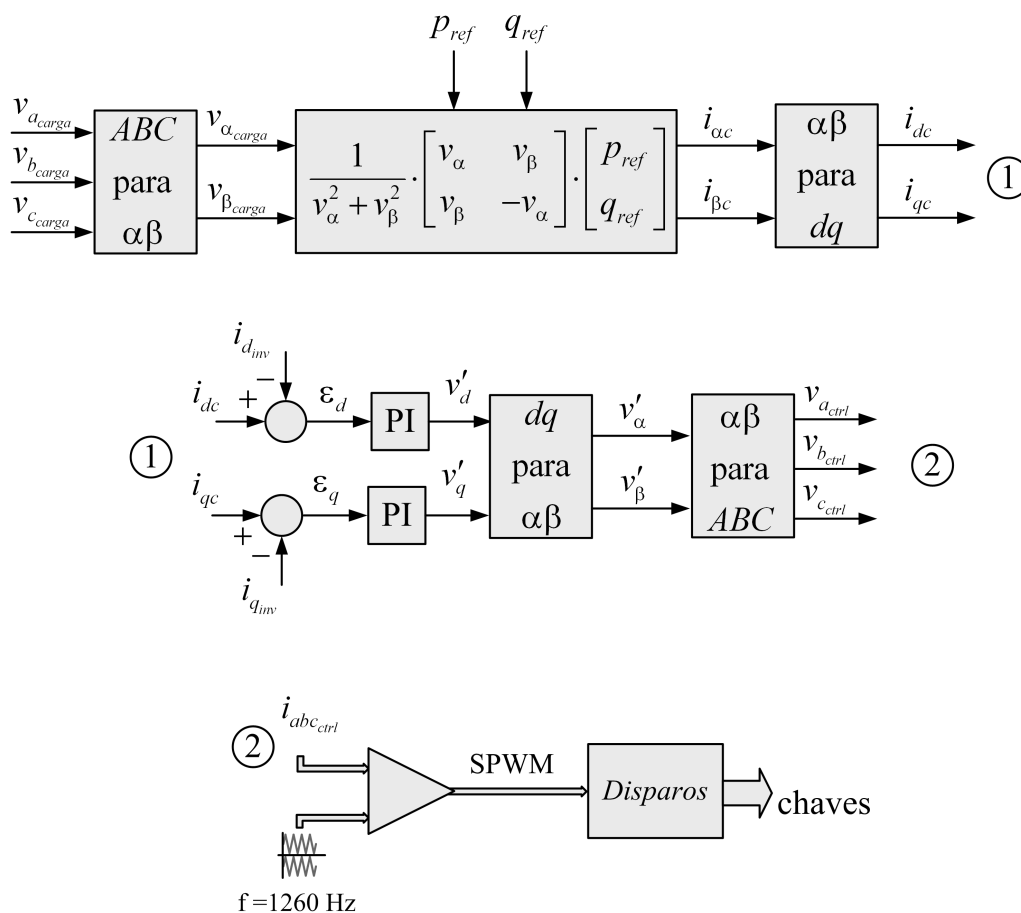


Figura 5.47: Controle do inversor utilizando a estratégia de modulação SPWM PD.

Para mostrar o correto funcionamento do controle, na Figura 5.48 e na Figura 5.49 são apresentadas a tensão de fase-fase sintetizada pelo conversor e a tensão após o filtro passivo, com seus respectivos espectros harmônicos. Nota-se que os resultados estão de acordo com os valores pré-calculados nas seções anteriores.

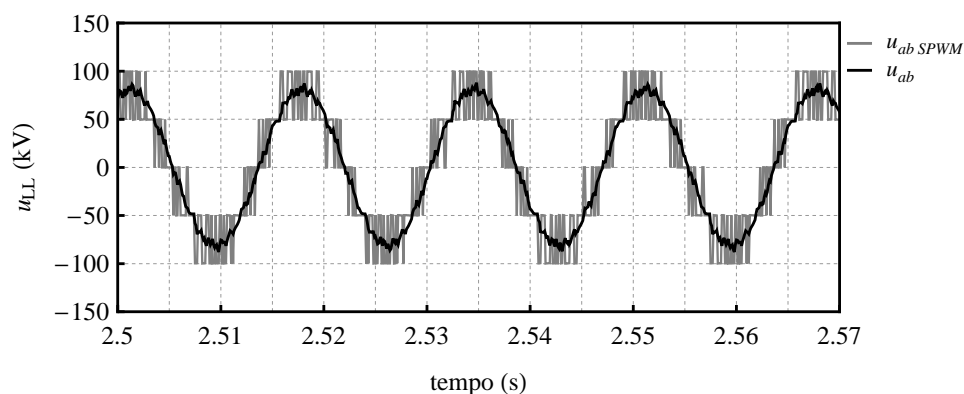


Figura 5.48: Tensão de linha sintetizada pelo inversor (SPWM) e a tensão após o filtro passivo.

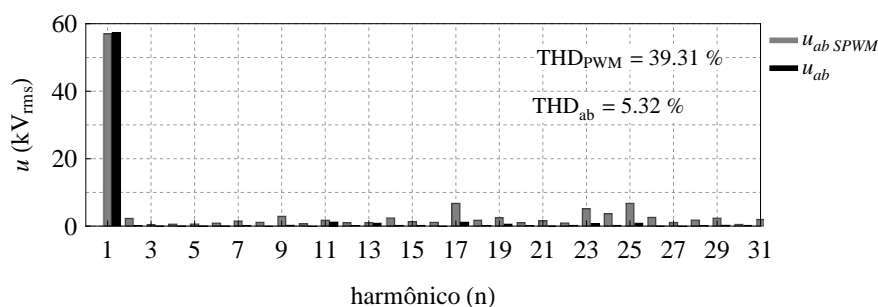


Figura 5.49: Espectros harmônicos da tensão sintetizada pelo retificador e da tensão após o filtro.

Como principal resultado de simulação, com relação ao funcionamento do inversor, na Figura 5.50 e na Figura 5.51 são apresentadas as potências ativas e reativas instantâneas do inversor, da fonte local e da carga, respectivamente. O que caracteriza o intercâmbio de energia no sistema, e como pode ser visto não apresentam as grandes oscilações que foram observadas no caso do HE-PWM.

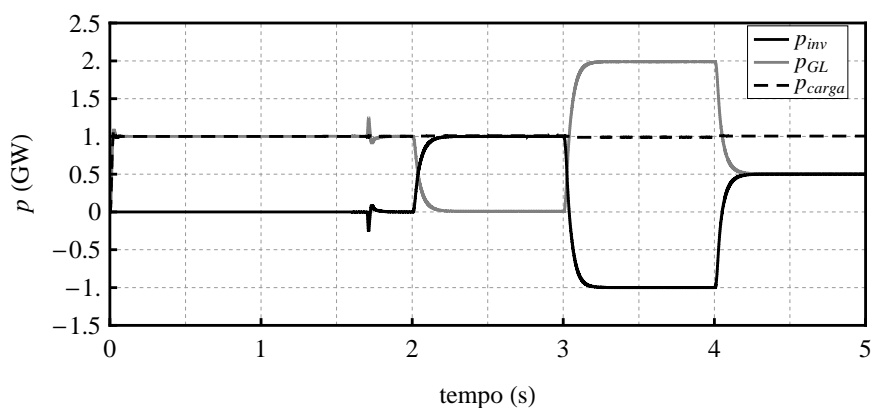


Figura 5.50: Potências ativas instantâneas no PCC do lado do inversor.

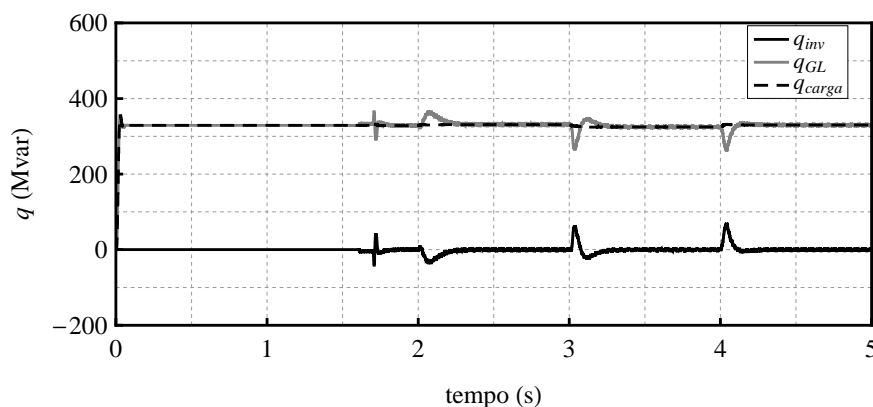


Figura 5.51: Potências reativas instantâneas no PCC do lado do inversor.

5.4.3 Resultados de simulação do TCAS quanto a sua localização na linha

Como pôde ser observado, os resultados obtidos com a utilização da modulação SPWM apresentaram uma performance melhor, além do controle ser muito mais simples quando comparado com a implementação da modulação HE-PWM. Por esse motivo, deste ponto em diante optou-se em usar apenas a modulação SPWM PD, inclusive para as simulações do TCA em derivação.

Contudo, vale ressaltar que o fato de se ter optado pela modulação SPWM não quer dizer que com uma otimização no controle, ou com a eliminação de mais harmônicos, a modulação HE-PWM não possa apresentar um desempenho mais

satisfatórios quanto a essa aplicação.

Nesta subseção, serão apresentados os resultados de simulação do TCAS com enfoque no desempenho das linhas, mais especificamente, quanto ao perfil de tensão e as potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas. Como foi concluído na Subseção 4.2.1 e na Subseção 4.3.1, o TCA série é mais indicado para ser inserido na região central da linha e, que, quando inserido nas regiões terminais haveria sobretensões, além de afetar a potência transmitida.

Com objetivo de confirmar o que foi exposto no Capítulo 4, foram feitas simulações com o TCAS em três pontos, separadamente. O primeiro, no meio da linha. O segundo, a 450 km do terminal emissor (terminal 1), que foi designado como início da linha, e, o terceiro, a 450 km do terminal receptor (terminal 2), que foi considerado como região final da linha.

Além disso, como foi explicado no Capítulo 2, para que não haja sobretensões ao longo da linha, em operação normal, a potência transmitida não deve exceder sua potência característica. Por este motivo, a potência transmitida no terminal emissor, de ambas as linhas, foi ajustada para ser igual a 7.0 GW, deixando assim, uma margem para o caso do TCAS injetar energia, haja vista que, a potência característica das linhas é de 8.0 GW. Porém, foi simulado um caso considerando a potência transmitida pela linha muito abaixo da potência característica, i.e., igual a 1.0 GW, que corresponde a 12.5% de P_c , com o TCAS localizado no meio da linha. Isto demonstra para esta região é possível se drenar, ou injetar, energia mesmo quando o carregamento da linha é “baixo”. A seguir são mostrados os resultados obtidos.

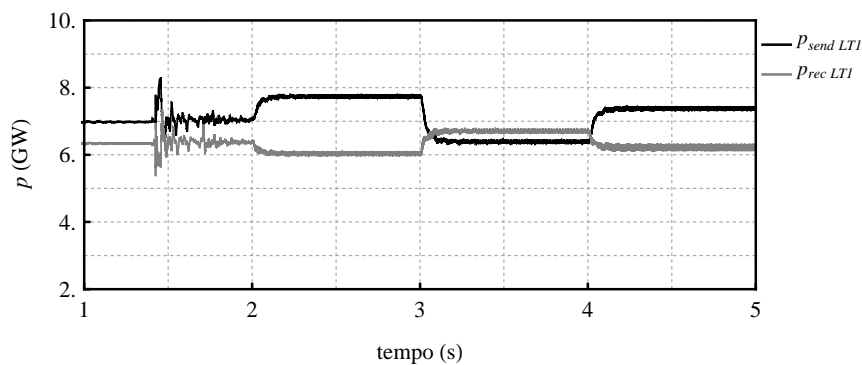
TCAS no meio da linha

A Figura 5.52 apresenta as potências transmitidas e recebidas, nos terminais 1 e 2, das duas linhas, respectivamente. Observa-se que, logo após que o TCAS entra em funcionamento, existe uma oscilação nas potências das linhas, isto porque quando o TCAS é conectado à linha seu controle ainda não está estabilizado, porém o conversor já está chaveando, e por isso ele funciona apenas como retificador, porém com a tensão não sendo controlada. Isto mostra a importância de que o TCAS seja uma fonte de tensão controlada e, não, meramente uma carga sem controle. O que

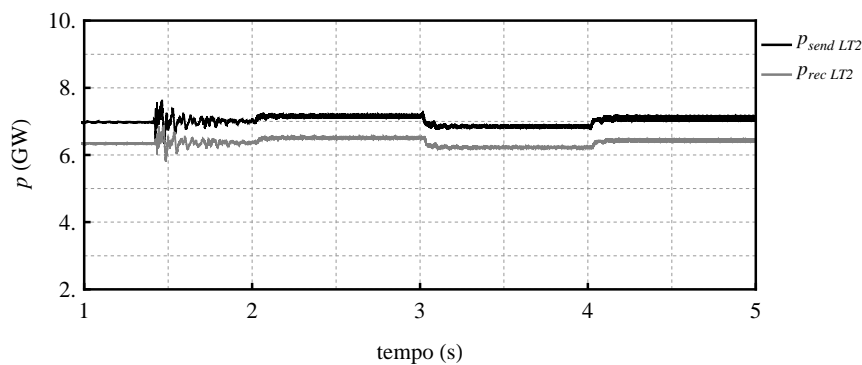
justifica, mais um vez, a utilização de um conversor de eletrônica de potência. Logo após o instante inicial, o controle é habilitado e as oscilações são minimizadas.

No instante $t = 2$ s, é dada a ordem para que o TCAS drene 1.0 GW da linha, e isto é feito sem afetar a operação da linha, conforme foi previsto na análise qualitativa do Capítulo 4. Da mesma maneira, a injeção de 1.0 GW, a partir de $t = 3$ s, não causa problemas para a operação da linha. Vale frisar, que a linha sem o TCA sofre muito pouco com a inserção do dispositivo.

Sabe-se que se trata de um sistema hipotético, e que na prática, não existem variações tão bruscas de fluxo de energia, em um período de tempo tão curto. Porém, o objetivo é mostrar o funcionamento do TCAS dentro dos limites previstos.



(a)

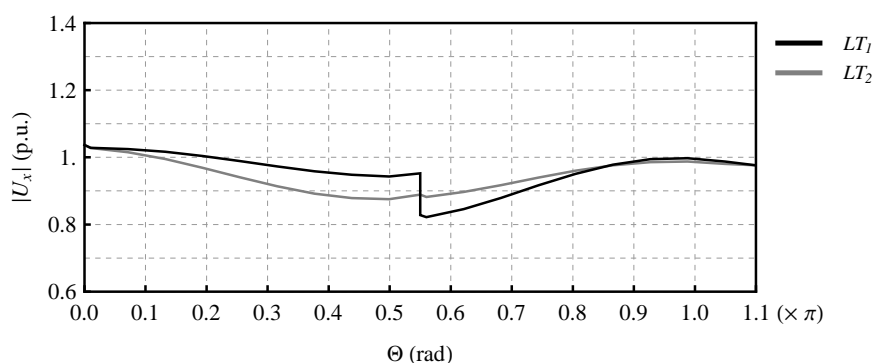


(b)

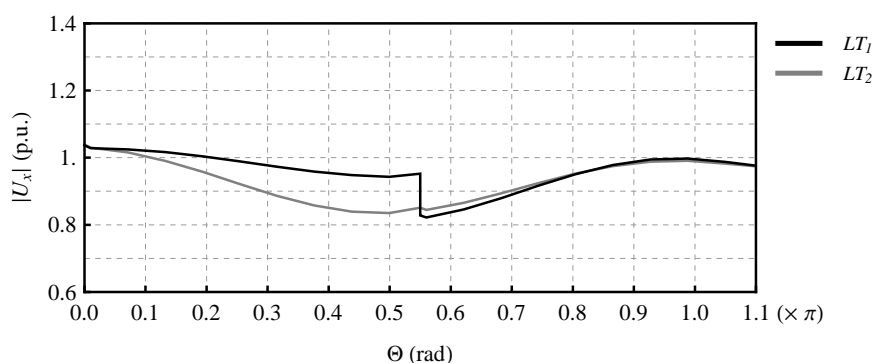
Figura 5.52: Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAS inserido na região central da LT #1, (a) LT #1 (com TCAS) e (b) LT #2 (sem o TCAS).

O outro critério de análise de desempenho de linha utilizado neste trabalho é

o perfil de tensão ao longo da linha, que é mostrado na Figura 5.53a, quando o TCAS está drenando 1.0 GW, e na Figura 5.53b, para uma injeção de 1.0 GW. Os resultados obtidos estão em perfeita concordância com os resultados previstos, conforme pode ser visto ao se comparar estes resultados com os apresentados na Figura 4.2. A diferença está no fato de que a potência transmitida na linha não é igual a sua potência característica e, por isso, a tensão no meio da linha é inferior à tensão previamente calculada, conforme visto no capítulo 2.



(a)

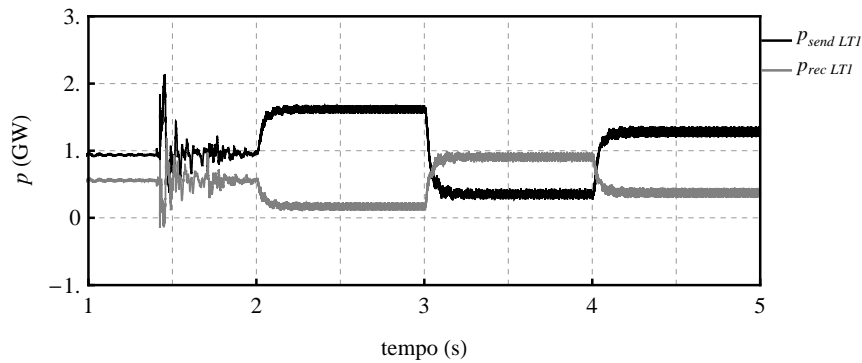


(b)

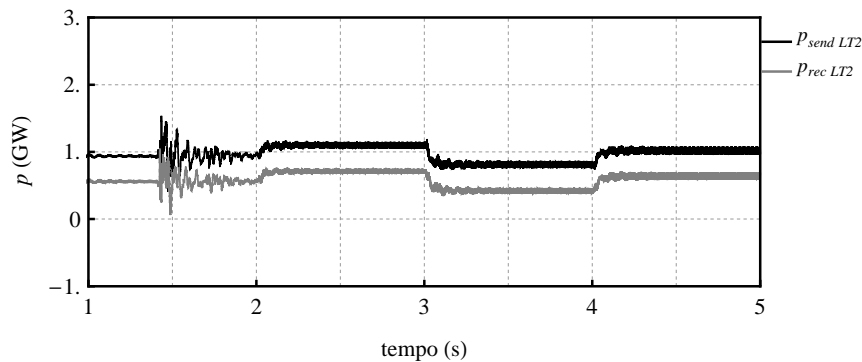
Figura 5.53: Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAS inserido na região inicial da LT #1 (a) drenando 1.0 GW e (b) injetando 1.0 GW.

Mesmo para o caso em que a linha esteja transmitindo uma potência muito abaixo de sua potência característica, é possível drenar, ou injetar energia. De acordo com Figura 5.54, onde são mostradas as potências transmitidas e recebidas em ambas as linhas. Nota-se que as variações de potência, tanto da transmitida quanto da recebida, são similares às que foram observadas no caso anterior. A diferença é que no caso em questão, essas variações são da mesma ordem de grandeza da potência

que se está transmitindo. Mas apesar disso, a linha continua operando normalmente.



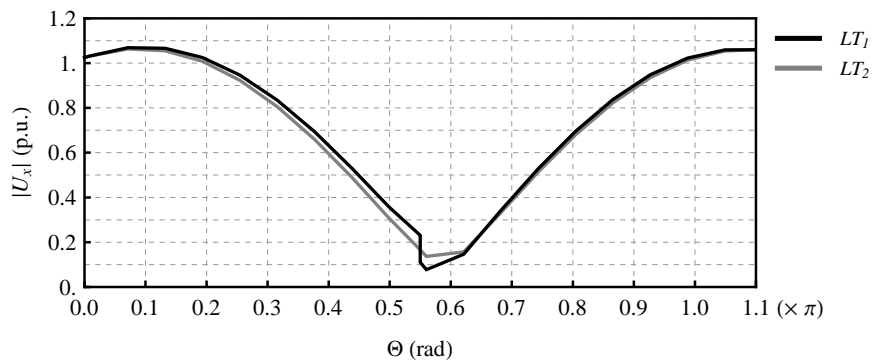
(a)



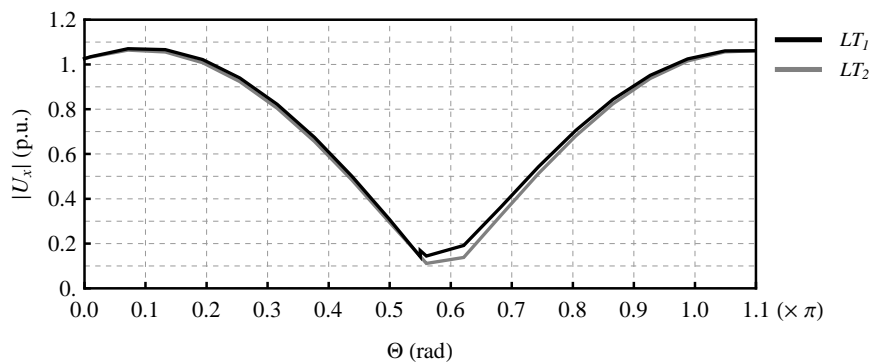
(b)

Figura 5.54: Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAS inserido na região central da LT #1, considerando um carregamento igual a 12.5% de P_c , (a) LT #1 (com TCAS) e (b) LT #2 (sem o TCAS).

Os perfis de tensão são mostrados na Figura 5.55, tanto quando se drena quanto quando se injeta energia, observa-se que a tensão no meio da linha é muito baixa para este carregamento, conforme mostrado no Capítulo 2.



(a)



(b)

Figura 5.55: Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAS inserido na região central da LT #1, considerando um carregamento igual a 12.5% de P_c , (a) drenando 1.0 GW e (b) injetando 1.0 GW.

Muitas vezes, é questionado o fato de que mesmo para baixos carregamentos, as perdas na linha permanecem elevadas. De fato, nestes casos, as perdas são elevadas em comparação à potência transmitida. Porém, estudos preliminares, e ainda não publicados, indicam que é possível reduzir as perdas na linha reduzindo-se a tensão de operação quando se estiver com baixo carregamento.

TCAS no início da linha

Confirmada que a região central da linha é uma região adequada para se inserir um TCAS, o próximo passo é buscar a consolidação dos outros resultados quanto à posição do TCA ao longo da linha. Por isso, simulou-se o TCA no início da linha, a 450 km do terminal emissor, com os mesmos eventos já descritos anteriormente.

Os resultados obtidos com relação ao intercâmbio de energia, entre a linha e o sistema local, foram os mesmos obtidos que no caso do TCAS estar inserido no meio da linha. Por isto, não serão reapresentados aqui. Apenas se preocupou em mostrar, a influência sobre o desempenho da linha com relação a inserção do dispositivo em outro ponto.

A Figura 5.56 apresenta os perfis de tensão ao longo das linhas para dois instantes: um, quando se está drenando 1.0 GW e, o outro, quando se está injetando 1.0 GW. Ressalta-se que o resultado obtido para o caso de se drenar energia é similar ao apresentado na Figura 4.15a, inclusive na ordem de grandeza da sobre tensão apresentada⁴.

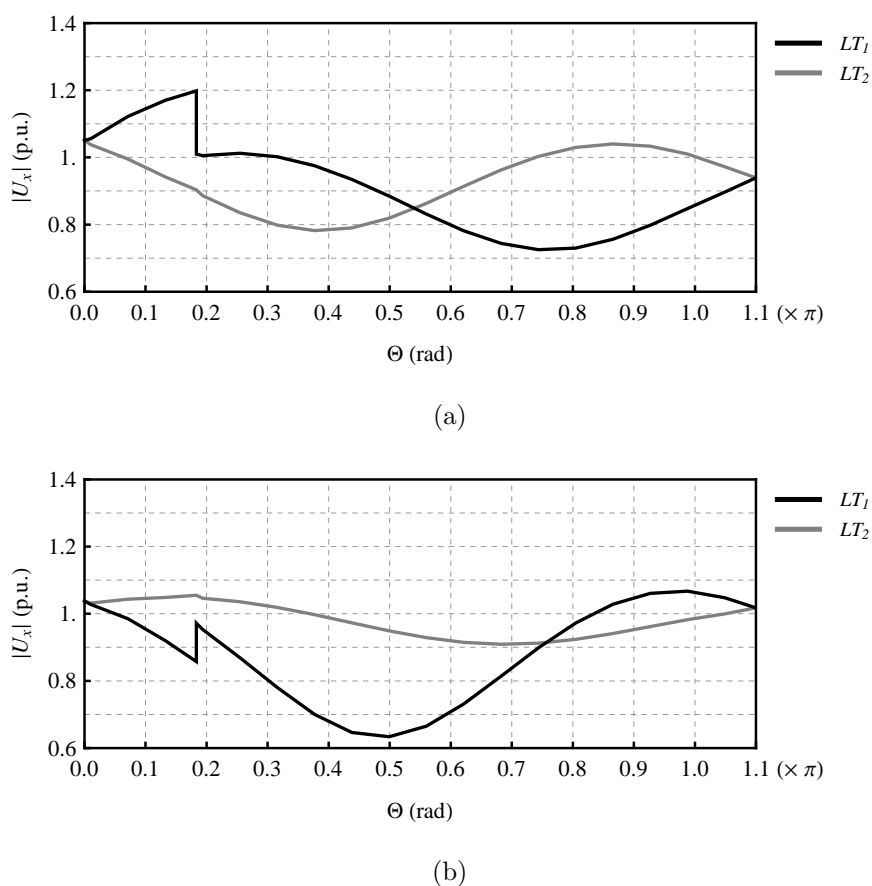
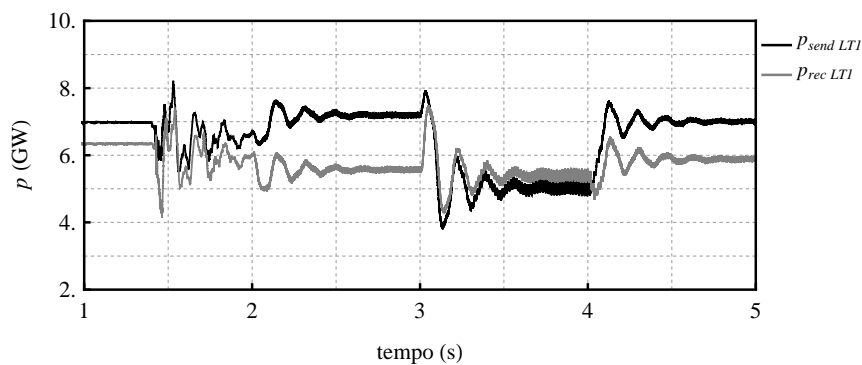


Figura 5.56: Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAS inserido na região inicial da LT #1, (a) drenando 1.0 GW e (b) injetando 1.0 GW.

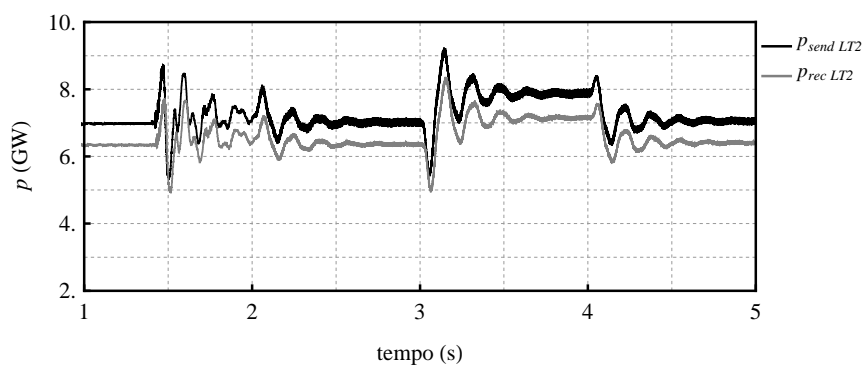
Já na Figura 5.57 são mostrados as potências transmitidas e recebidas nos ter-

⁴Esta comparação não foi feita para o caso de se injetar energia porque esse resultado não foi contemplado na análise qualitativa do TCAS.

minais das linhas, observa-se que a inserção do TCAS causa uma certa oscilação nessas potências. Isto porque, na região em questão, as potências são mais sensíveis à presença do TCAS, pois, neste ponto, a linha não opera mais com uma fonte de corrente, como na região central. Pois, seu perfil de corrente varia de acordo com o carregamento da linha, e como o TCAS causa perturbações no carregamento da linha, isto se reflete em oscilações na corrente e, por conseguinte, na potência transmitida.



(a)



(b)

Figura 5.57: Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAS inserido na região inicial da LT #1, (a) LT #1 (com TCAS) e (b) LT #2 (sem o TCAS).

TCAS no final da linha

O outra região em que o TCAS foi inserido, foi a região final da linha, a 450 km do terminal receptor. A Figura 5.58 apresenta os perfis de tensões ao longo das linhas, para o caso de se estar drenando e injetando energia. Novamente, os resultados estão

de acordo com os resultados analítico do capítulo anterior.

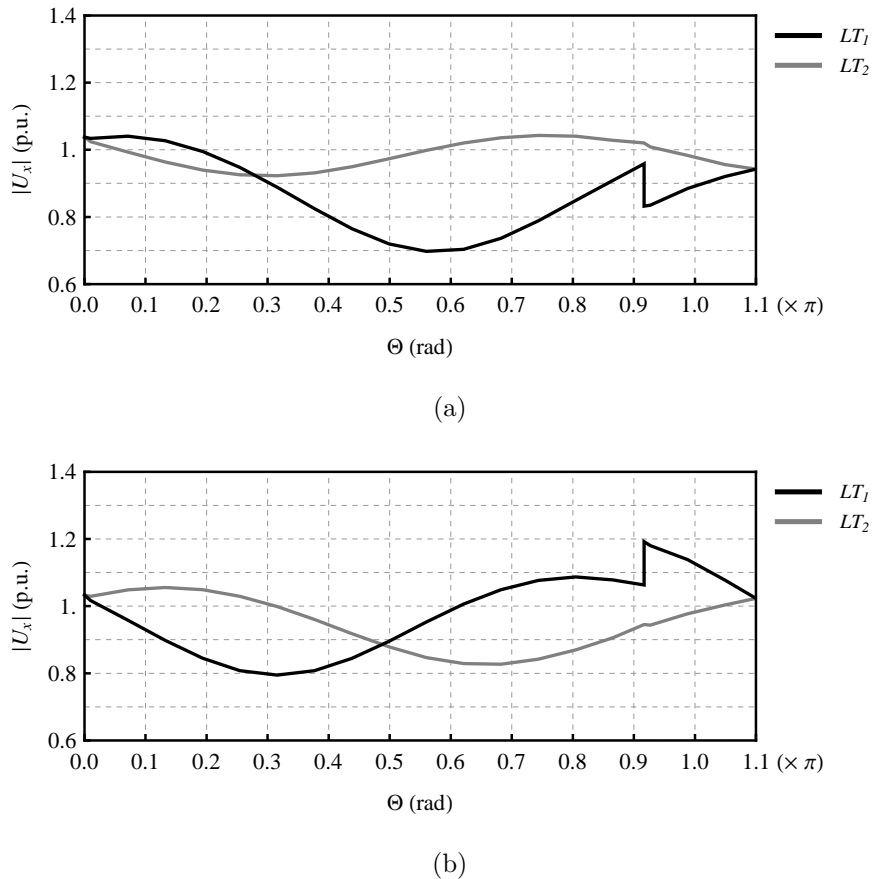
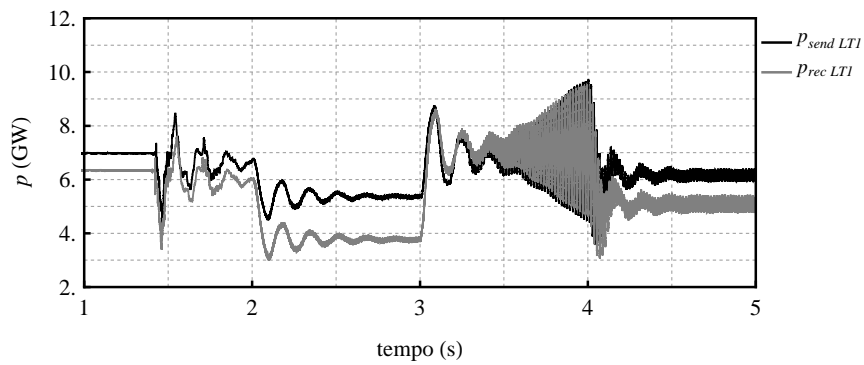


Figura 5.58: Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAS inserido na região final da LT #1, (a) drenando 1.0 GW e (b) injetando 1.0 GW.

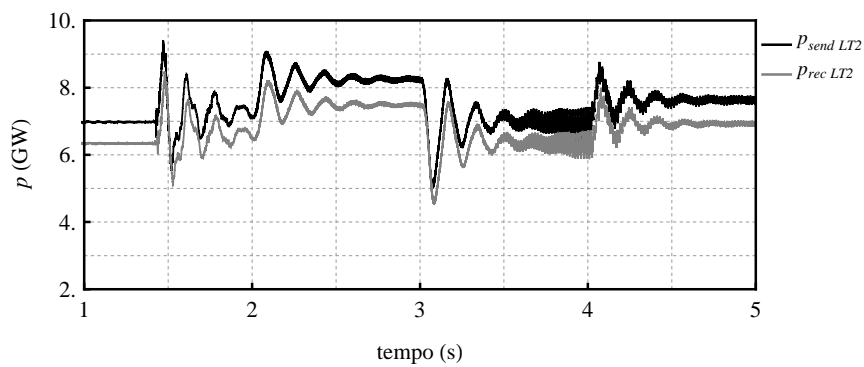
Na Figura 5.59 são apresentadas as potências nos terminais das linhas. É importante notar que a injeção de energia causou instabilidade ao sistema, isto porque existe um limite para se injetar energia nesta região, principalmente, devido às sobretensões. Outras simulações foram realizadas, reduzindo o valor máximo drenado/injetado e.g., 800 MW e 500 MW. E, essas oscilações só não ocorreram quando se reduziu o limite para 500 MW, como pode ser observado na Figura 5.60. Nesta figura, do instante $t = 2$ s a $t = 3$ s, o TCAS está drenando 500 MW; do instante $t = 3$ s a $t = 4$ s, passa a injetar 500 MW; e, do instante $t = 4$ s a $t = 5$ s volta a drenar, porém, 333 MW.

Com relação, ao dreno de energia não houve problema de se manter a potência do TCAS igual a 1.0 GW, porém, ambos os limites foram reduzidos para quando o TCAS está nesta região. Um dos fatores que podem ter contribuído para a insta-

bilidade do sistema é o fato de que nenhum ajuste foi feito ao controle do TCAS, sendo o mesmo para as três regiões analisadas.

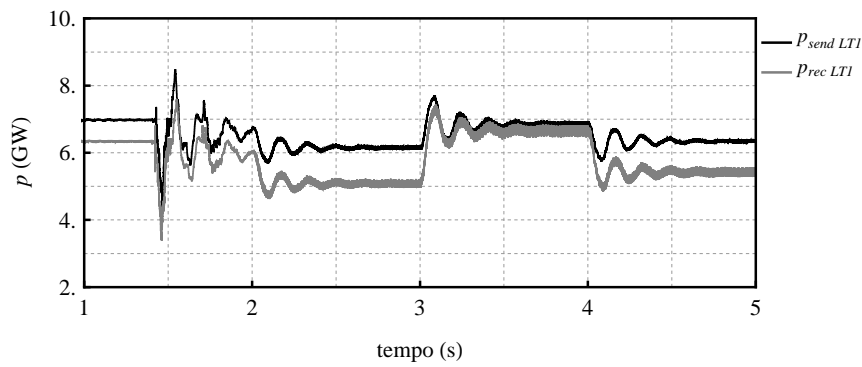


(a)

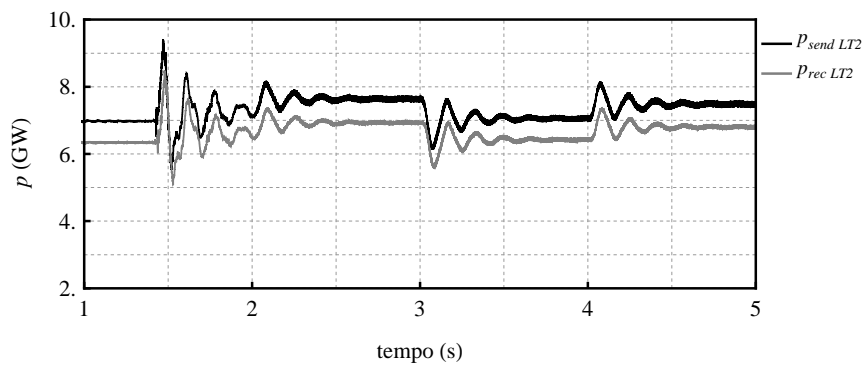


(b)

Figura 5.59: Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAS inserido na região final LT #1, (a) LT #1 (com TCAS) e (b) LT #2 (sem o TCAS).



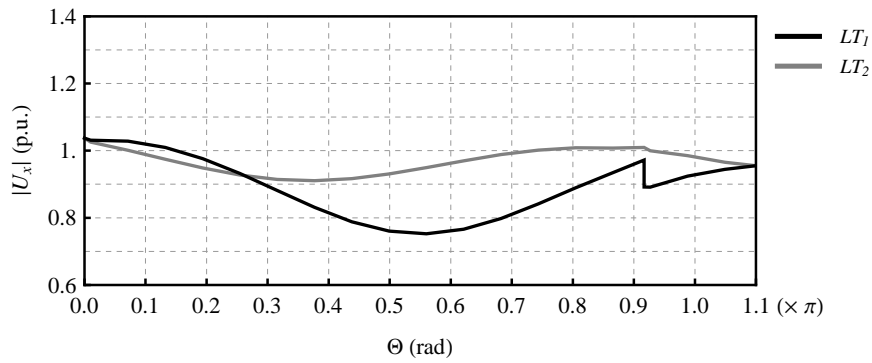
(a)



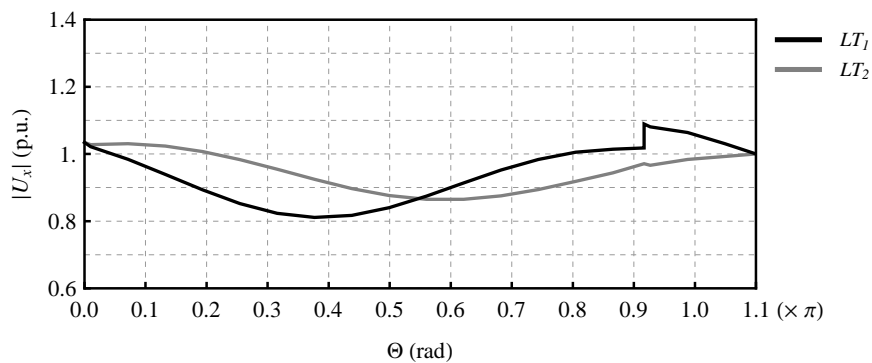
(b)

Figura 5.60: Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAS inserido na região final LT #1, (a) LT #1 (com TCAS) e (b) LT #2 (sem o TCAS).

Finalizando a análise do TCAS na região final da linha, a Figura 5.61 mostra os perfis de tensão ao longo das linhas para o caso do limite máximo de potência do TCAS ser 500 MW. Onde se observa que a máxima sobretensão ocorre quando se está drenando energia da linha, porém, não ultrapassa 10% da tensão nominal da linha. Aqui vale frisar que a linha não está no seu carregamento nominal, caso contrário a sobretensão seria maior.



(a)



(b)

Figura 5.61: Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAS inserido na região final da LT #1, (a) drenando 500 MW e (b) injetando 500 MW.

Mesmo o TCAS, nesta região, ter apresentado o pior desempenho, ainda assim, foi possível drenar/injetar energia na linha $\lambda/2^+$, a única ressalva é que existe um limite para a realização desta tarefa, de acordo com a região em que o dispositivo é inserido.

5.5 Simulação do TCA em Derivação

Nesta seção são apresentados os resultados de simulação para o TCAD. A mesma metodologia de análise aplicada ao TCAS é adotada para este caso, i.e., são descritos os controles dos conversores do TCAD e, em seguida, são apresentados os resultados de simulação quanto ao desempenho da linha $\lambda/2^+$. A designação dos conversores segue a mesma convenção anterior, o conversor ligado à linha é chamado de retifi-

gador e, o conectado ao sistema local, de inversor, conforme mostrado na Figura 5.62. Além disso, uma vez que os conceitos fundamentais já foram desenvolvidos nas descrições dos controles dos conversores do TCAS, as descrições aqui feitas são breves e objetivas.

Cabe ressaltar também que para o TCAD não foi feita a comparação entre as técnicas de modulações HE-PWM e SPWM PD, uma vez que esta última apresentou desempenho superior em todas as análises feitas até este ponto.

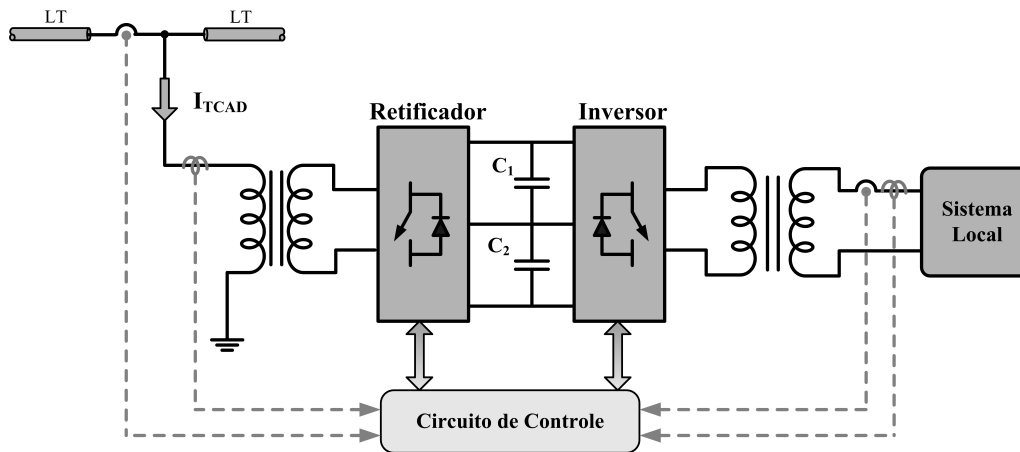


Figura 5.62: Convenção adotada para designar os conversores do TCAD.

Os principais eventos da simulação são os mesmos realizados para o TCAS, e repetidos abaixo por comodidade, o tempo total simulado também é de 5 s.

$t_1 = 1.4 \text{ s} \Rightarrow$ liga retificador;

$t_2 = 1.7 \text{ s} \Rightarrow$ habilita o inversor e o conecta ao retificador, mas a ordem de potência permanece em zero, $P_{ref} = 0$;

$t_3 = 2.0 \text{ s} \Rightarrow$ é dada a ordem para que o inversor forneça 1 GW ao sistema local, i.e., $P_{ref} = 1.0 \text{ GW}$, essa energia é drenada da linha;

$t_4 = 3.0 \text{ s} \Rightarrow$ muda-se a referência do inversor para $P_{ref} = -1.0 \text{ GW}$, i.e., inversão total do fluxo de energia e o tap injeta essa energia na linha;

$t_5 = 4 \text{ s} \Rightarrow$ finalmente, muda-se a referência do inversor para $P_{ref} = 0.5 \text{ GW}$, e o TCAD fornece apenas uma parte da energia demandada pela carga do sistema local.

5.5.1 Controle do TCAD

Controle do Retificador

Como o retificador é conectado em derivação no TCAD, é necessário que se determine as correntes que devem ser injetadas na linha para o correto funcionamento do mesmo. Por isso, o seu controle é baseado na teoria pq, e segue os mesmos princípios do controle do inversor do TCAS, que também é conectado em derivação. A diferença está no fato de que o sinal de referência de potência, p_{ref} , é proveniente da comparação da tensão total ($U_1 + U_2$) do elo de corrente contínua com um valor desejado, U_{ref} . Novamente, uma malha de controle foi adicionada para realizar o balanço das tensões sobre cada capacitor do elo. A Figura 5.63 mostra o diagrama de blocos do controle do retificador, onde se observa que o controle do retificador do TCAD é uma mescla entre o controle do retificador com o controle do inversor do TCAS. Porém, apesar da similaridade dos controles, os valores dos ganhos são totalmente diferentes.

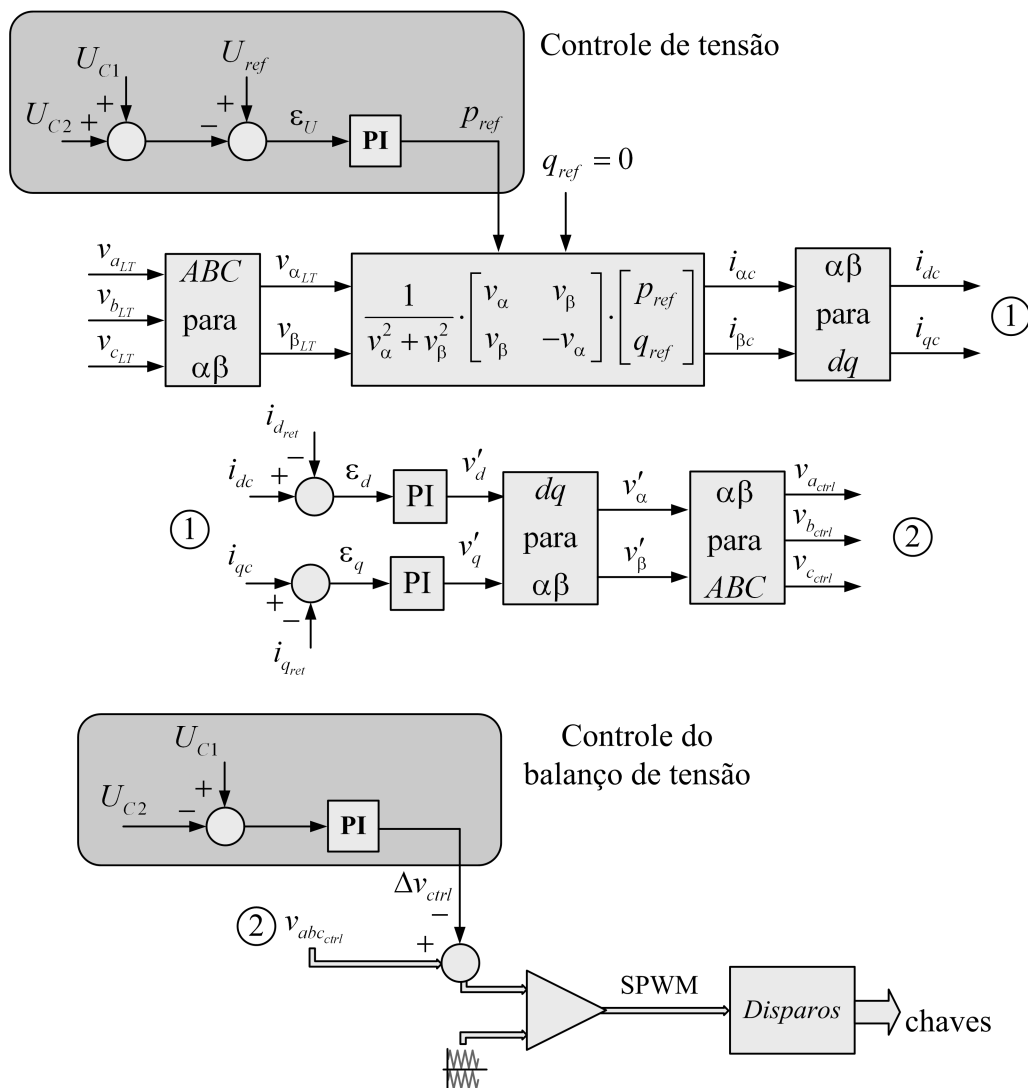


Figura 5.63: Controle do retificador do TCAD.

Apenas para mostrar o correto funcionamento do controle, a Figura 5.64 apresenta as tensões sobre cada capacitor, onde se observa que a tensão total do elo é igual ao valor de referência (100 kV), e as tensões sobre os capacitores estão balanceadas.

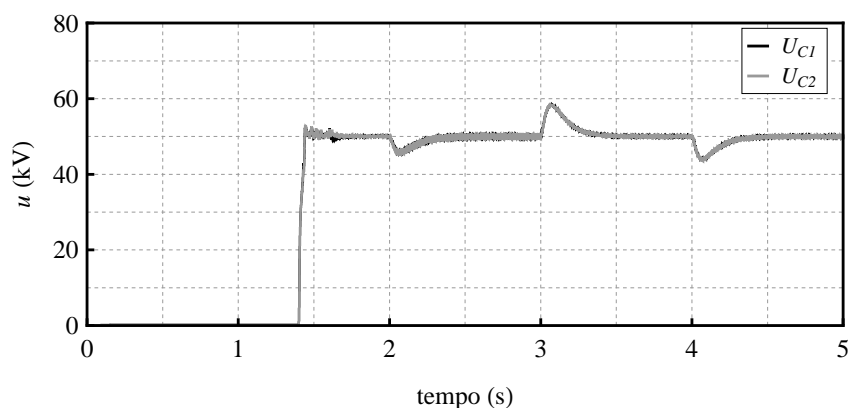


Figura 5.64: Tensões sobre os capacitores do elo CC.

Controle do Inversor

Uma vez que a tensão do elo CC está regulada e, como para este caso, o sistema local é o mesmo, o controle utilizado para o inversor do TCAD é idêntico ao controle do inversor do TCAS, sem nenhuma alteração (vide Figura 5.47). E, o desempenho do controle é o mesmo apresentado para o TCA anterior. Como pode ser observado na Figura 5.65 e na Figura 5.66, onde são apresentadas as potências ativas e reativas calculadas no PCC, respectivamente. O que caracteriza o correto intercâmbio de energia. Como já foi dito, maiores detalhes podem ser visto na descrição do controle do inversor do TCAS.

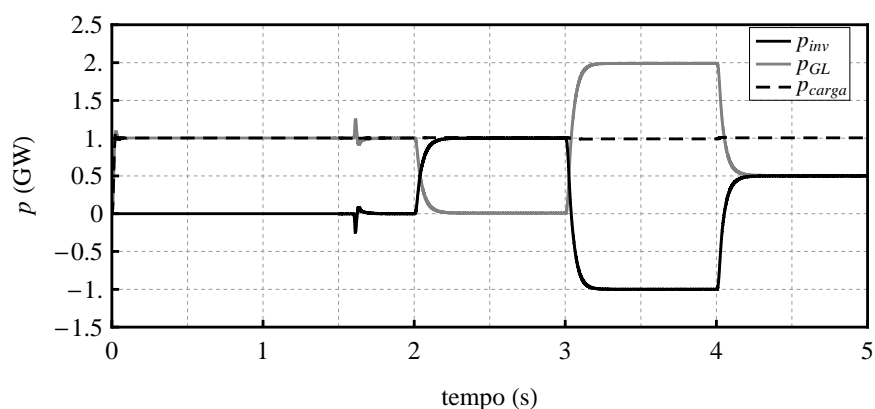


Figura 5.65: Potências ativas instantâneas no PCC.

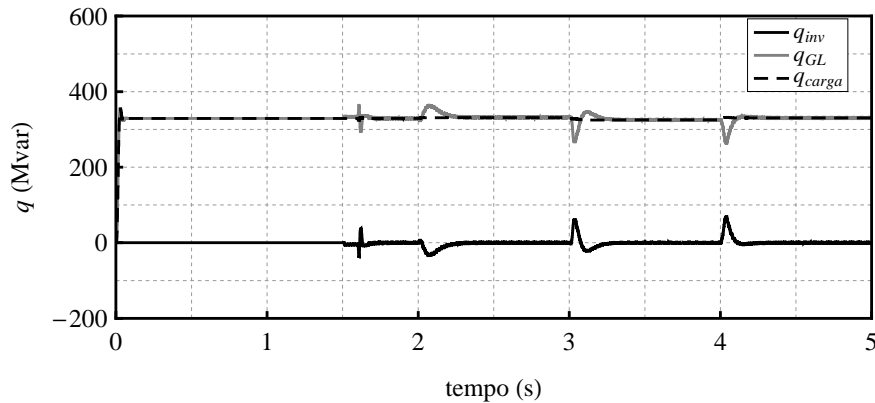


Figura 5.66: Potências reativas instantâneas no PCC.

5.5.2 Resultados de simulação do TCAD quanto a sua localização na linha

Além da análise do TCAD isoladamente, é importante analisar a influência de sua inserção na linha $\lambda/2^+$, com o objetivo de averiguar seu desempenho quanto ao perfil de tensão e às potências transmitidas e recebidas. No Capítulo 4, concluiu-se que o TCAD seria mais indicado para ser inserido próximo às regiões terminais da linha. Mais especificamente, concluiu-se que a região em torno do ponto $\Theta_{tap} = 0.1\pi$ rad (247.5 km) seria uma região propícia para se drenar energia, e que a inserção do TCAD teria pouco influência sobre a potência transmitida da linha. Por outro lado, a região próxima à outra extremidade, em torno do ponto $\Theta_{tap} = \pi$ rad (2475 km), seria uma região indicada para a injeção de energia. E, por fim, concluiu-se que o TCAD não seria o dispositivo mais indicado para drenar/injetar energia na região central da linha, isto seria uma tarefa para o TCAS.

Assim, o objetivo desta seção é consolidar as inferências feitas no capítulo anterior, mostrando os perfis de tensão ao longo das linhas, com e sem o TCAD, bem como, as potências transmitidas e recebidas nos terminais. Isto foi feito, inicialmente, para o TCAD posicionado nas regiões indicadas como adequada para sua inserção, i.e., as regiões inicial e final da linha. Como região inicial, considerou-se o ponto localizado a 450 km do terminal emissor (terminal 1) e, como região final, o ponto localizado a 450 km do terminal receptor (terminal 2). O dispositivo não foi conectado exatamente nos pontos indicados, $\Theta_{tap} = 0.1\pi$ rad e $\Theta_{tap} = \pi$ rad,

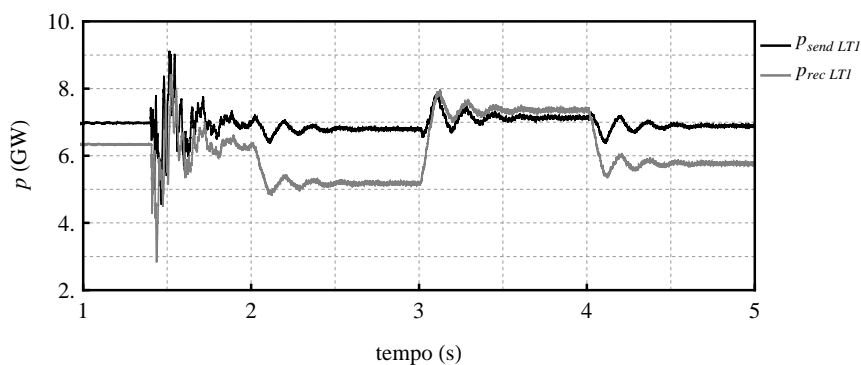
porque eles foram considerados muito próximos às extremidades, e, talvez, não se justificaria a inserção de um *tap* com o objetivo de drenar/injetar energia. E, finalmente a análise foi feita para o TCAD posicionado no meio da linha. Dessa forma, pôde-se analisar a influência do TCAD sobre a linha, com relação à posição em que ele é inserido. Os principais resultados são mostrados a seguir. Além disso, foi feita uma simulação considerando a linha com “baixo” carregamento, transmitindo uma potência igual a 12.5% de P_c (1.0 GW), para o caso em que o TCAD está localizado na região final da linha.

TCAD no início da linha

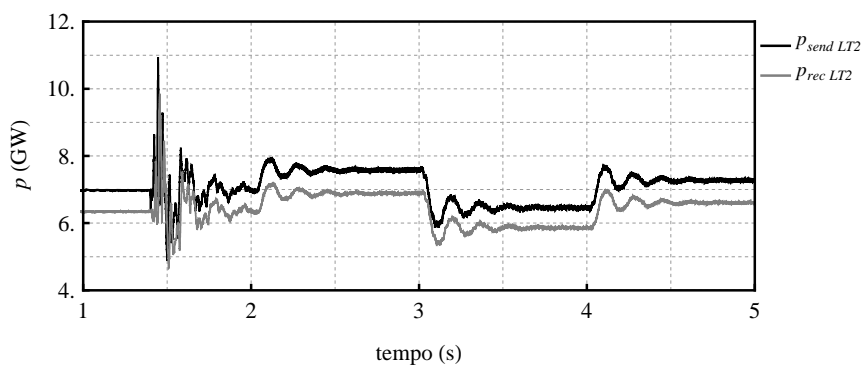
A Figura 5.67 apresenta as potências transmitidas e recebidas nos terminais emissor e receptor de cada linha. É possível observar que, na linha em que o TCAD foi inserido (LT #1), a potência transmitida, em regime permanente, praticamente permanece inalterada, e é a potência recebida que sofre as variações, conforme foi previsto no capítulo anterior.

Por outro lado, ambas as potências da LT #2, transmitida e recebida, são afetadas. Isto é explicado pelo fato de que a potência entregue ao subsistema 2 deve permanecer a mesma. Assim, a diferença de energia causada pelo dreno, ou injeção, de energia pelo TCAD é compensada por esta linha. Contudo, isso não representa nenhum problema para as linhas, pois, como já mencionado, existe uma margem permitida para a variação da potência transmitida, em ambas as linhas.

Vale frisar que o transitório observado logo que o TCAD é conectado à rede ($t = 1.4$ s) é porque o controle ainda não está habilitado, o que só se faz em $t = 1.7$ s. Isto demonstra a importância de se realizar o dreno/injeção de energia na linha $\lambda/2^+$ através de conversor de eletrônica de potência.



(a)

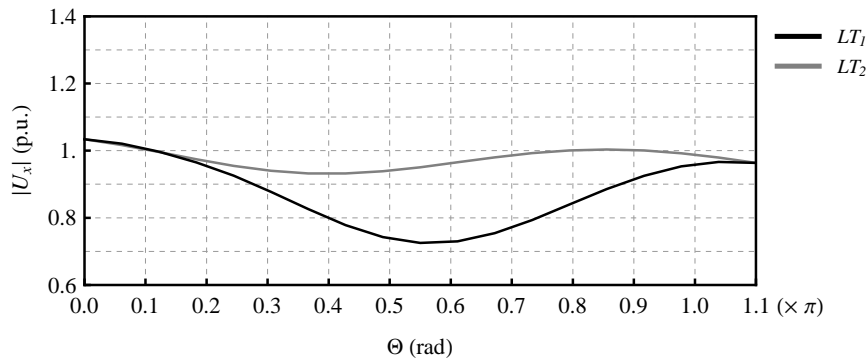


(b)

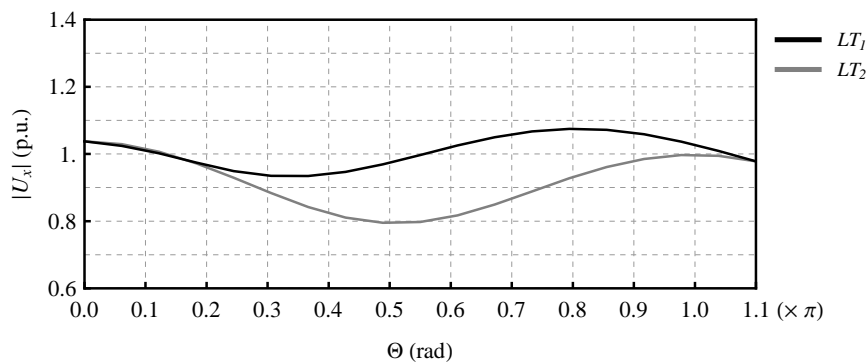
Figura 5.67: Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAD inserido na região inicial da LT #1, (a) LT #1 (com TCAD) e (b) LT #2 (sem o TCAD).

A Figura 5.68 apresenta os perfis de tensão ao longo das linhas, nota-se que esses resultados estão em concordância com os resultados calculados com o modelo analítico apresentado no Capítulo 4, basta se comparar com os resultados apresentados na Figura 4.33, para quando se está drenando energia ⁵. Apenas observou-se uma pequena elevação de tensão de 3.5% ao se injetar energia, em relação à tensão do terminal 1. O que não representa nenhuma limitação de operação, haja vista que se está injetando 1.0 GW na linha.

⁵Esta comparação não foi feita para o caso de se injetar energia porque não foram calculados com o modelo analítico.



(a)



(b)

Figura 5.68: Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAD inserido na região inicial da LT #1, (a) drenando 1.0 GW e (b) injetando 1.0 GW.

TCAD no final da linha

De acordo com os resultados obtidos com o modelo analítico simplificado, a região próxima ao terminal receptor também é uma região indicada para se inserir o TCAD. A Figura 5.69 apresenta as potências transmitidas e recebidas nas duas linhas. Observou-se que ao se drenar 1.0 GW, o sistema apresentou oscilações tendendo para a instabilidade.

A razão pela qual surgem essas oscilações é porque as tensões ao longo da linha variam de acordo com o carregamento da mesma (vide Figura 2.10, Figura 2.12, Figura 2.14 e Figura 2.16), e essa variação é maior à medida que se aproxima da região central. No caso analisado, o TCAD causa uma perturbação no carregamento da linha, que por sua vez perturba as tensões ao longo da linha causando uma realimentação positiva, o que levou o sistema a se tornar instável. Além disso, ao se

drenar energia nesta região, o carregamento da linha se eleva praticamente em toda a sua extensão, elevando as tensões ao longo mesma, o que pode levar à instabilidade também. O oposto ocorre quando se está injetando energia, pois o carregamento da linha se reduz. A Figura 5.70 apresenta os perfis de tensão quando se está drenando ou injetando energia.

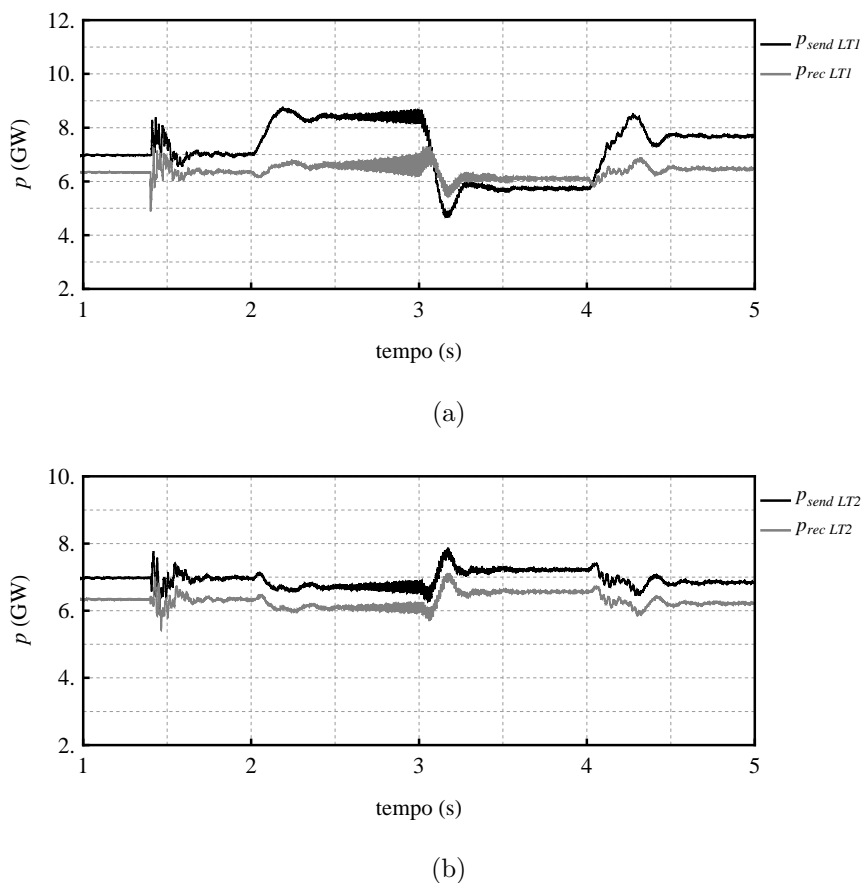
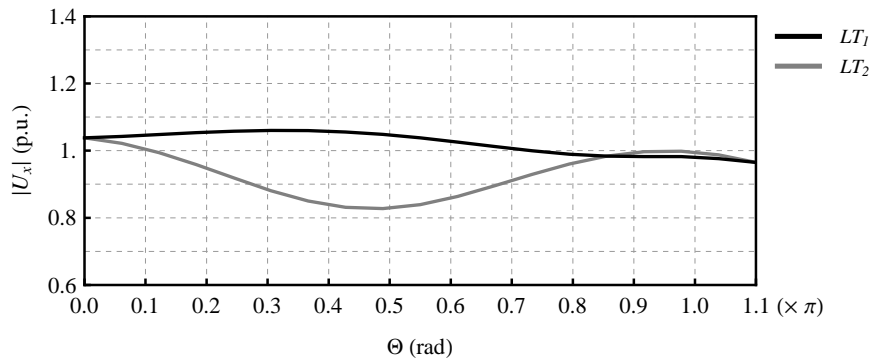
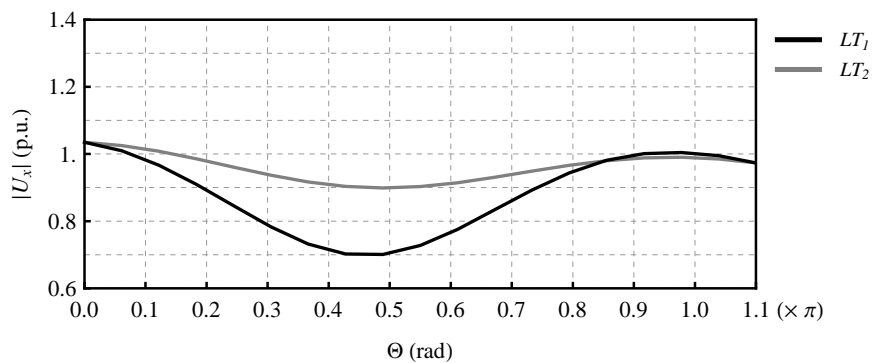


Figura 5.69: Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAD inserido na região final da LT #1, (a) LT #1 (com TCAD) e (b) LT #2 (sem o TCAD).



(a)



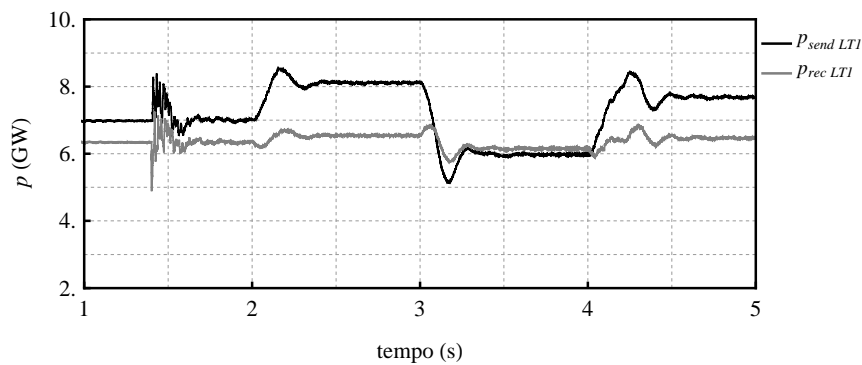
(b)

Figura 5.70: Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAD inserido na região final da LT #1, (a) drenando 1.0 GW e (b) injetando 1.0 GW.

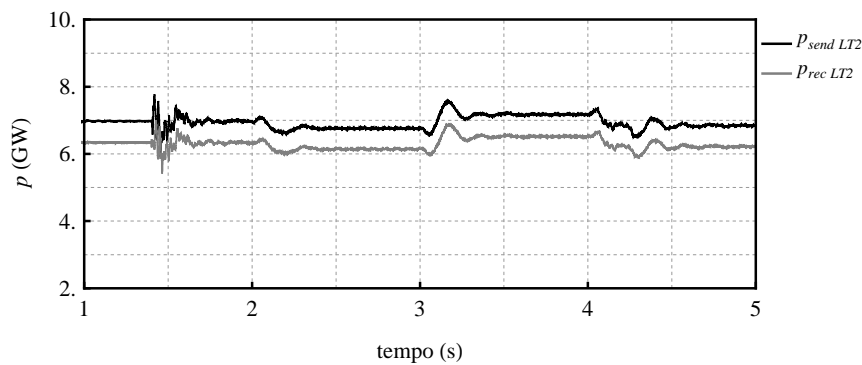
Como as variações de tensões dependem fortemente do carregamento da linha, ao se reduzir a perturbação é possível que o sistema permaneça estável, como ocorreu quando se estava drenando 500 MW, do instante $t = 4$ s ao instante $t = 5$ s. Com esse objetivo, os valores máximos das potências, drenada e injetada, foram reduzidos para 10% da potência características da linha, i.e., 800 MW. Os resultados são mostrados na Figura 5.71. Neste caso, o TCAD drena 800 MW do instante $t = 2$ s a $t = 3$ s; de $t = 3$ s a $t = 4$ s, injeta 800 MW; e, de $t = 4$ s a $t = 5$ s volta a drenar energia, porém, 500 MW. Observa-se que o sistema não entrou em colapso, o que permite concluir que existe um limite para se drenar/injetar energia na linha, que no caso analisado, ficou em aproximadamente 10% da potência característica da linha. Este resultado ficou abaixo do valor indicado do capítulo anterior, de aproximadamente 20%, porque naquele estudo não se tinha levado em consideração as perdas na linha, que, para o carregamento de 7.0 GW, são da ordem de 629 MW,

i.e., 7.8% da potência característica.

Outro ponto a ser observado é que a potência recebida no terminal 2 da linha com o TCAD sofre pouca variação, e é a potência transmitida no terminal 1 que varia de acordo com o dreno/injeção de energia. E, pelo mesmos argumentos apresentados anteriormente, as potências transmitidas e recebidas na LT #2 variam para garantir a potência entregue ao subsistema 2.



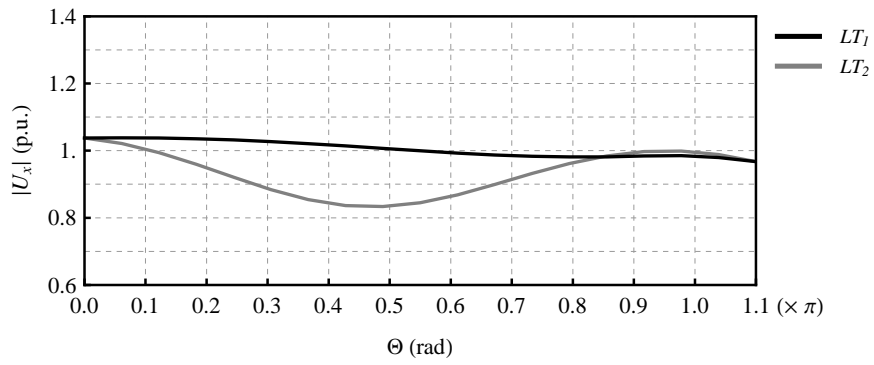
(a)



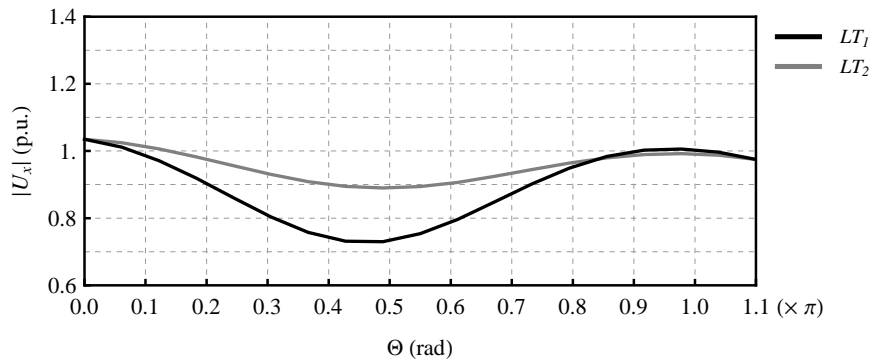
(b)

Figura 5.71: Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAD inserido na região final da LT #1, com potência máxima de 800 MW, (a) LT #1 (com TCAD) e (b) LT #2 (sem o TCAD).

Na Figura 5.72 são apresentados os perfis de tensão ao longo das linhas, tanto quando se está drenando energia como quando se está injetando energia.



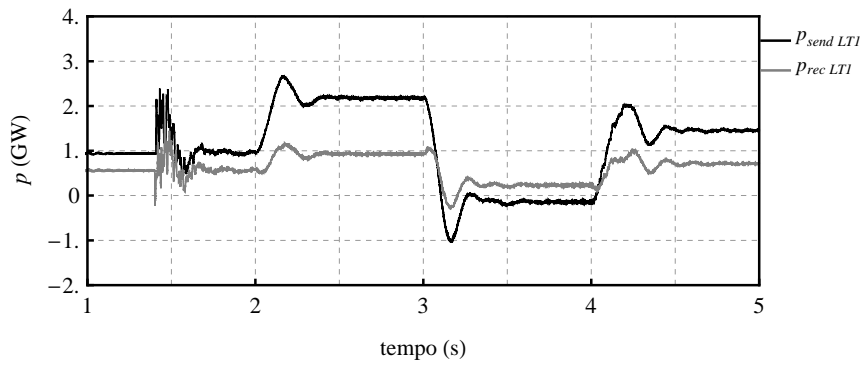
(a)



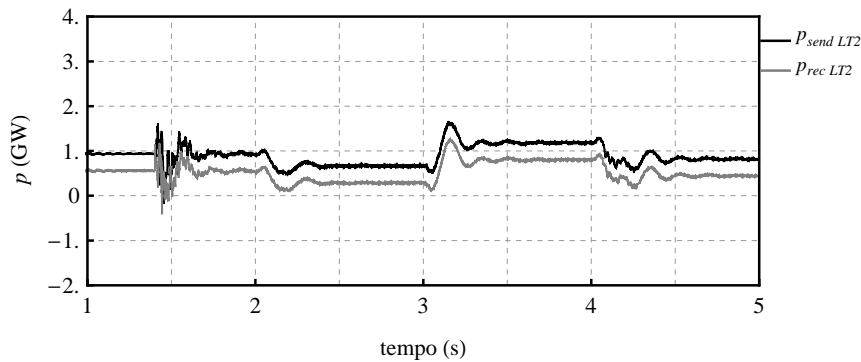
(b)

Figura 5.72: Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAD inserido na região final da LT #1, (a) drenando 800 MW e (b) injetando 800 MW.

Para o caso quando a linha está transmitindo uma potência muito abaixo de sua potência característica, também foi possível drenar/injetar 800 MW nesta região. Conforme mostrado na Figura 5.73, observa-se que praticamente toda energia injetada pelo TCAD serve para compensar as perdas na linha, uma pequena parcela vai para o terminal 2 e outra para o terminal 1, onde inclusive a potência torna-se negativa, mas a linha e o TCAD permanecem operando “normalmente”.



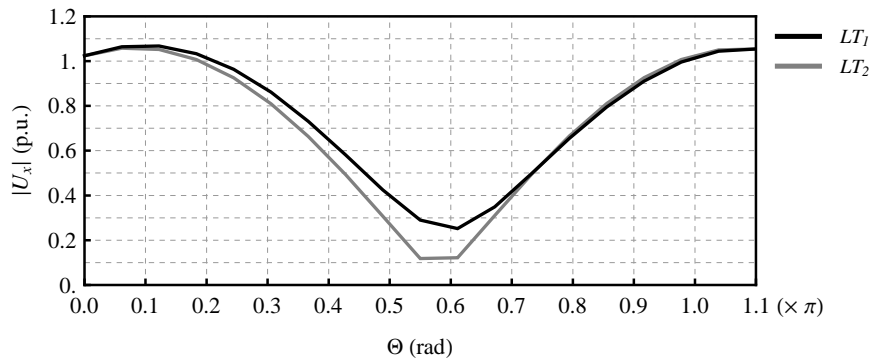
(a)



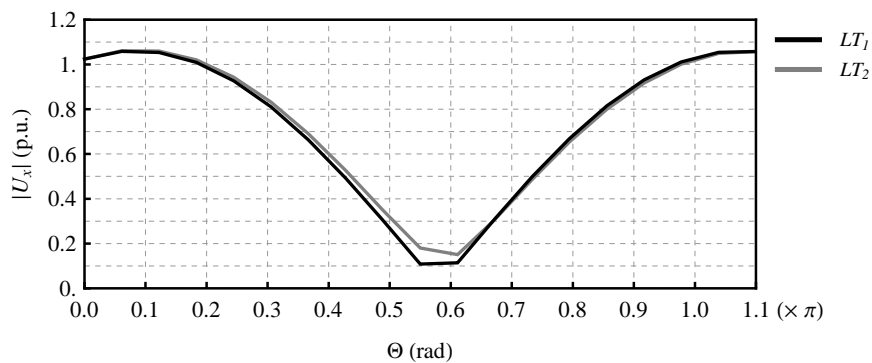
(b)

Figura 5.73: Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAD inserido na região final da LT #1, com potência máxima de 800 MW, considerando um carregamento igual a 12.5% de P_c , (a) LT #1 (com TCAD) e (b) LT #2 (sem o TCAD).

Na Figura 5.74 são mostrados os perfis de tensão para as duas situações (drenando/injetando energia), como o carregamento é muito inferior à potência característica da linha, a tensão no meio da mesma é muito baixa. No entanto, próximo às extremidades a tensão é mais elevada, o que garante a operação do TCAD. É possível ainda, confirmar o que foi dito anteriormente sobre as variações de tensão para a região em que o TCAD foi instalado, que corresponde a $x_{pu} \simeq 0.83 p.u.$ Comparando com o caso anterior, em que se transmitia aproximadamente 7.0 GW, a tensão no ponto é de aproximadamente 1.0 $p.u.$; enquanto que para o caso de se transmitir 1.0 GW, o valor da tensão reduz para aproximadamente 0.9 $p.u.$.



(a)

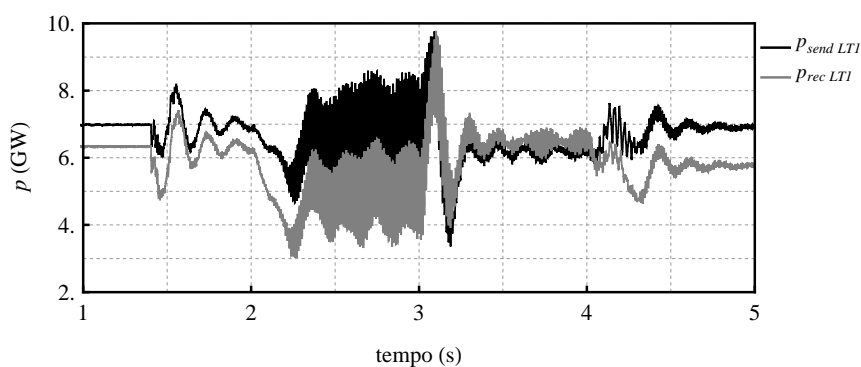


(b)

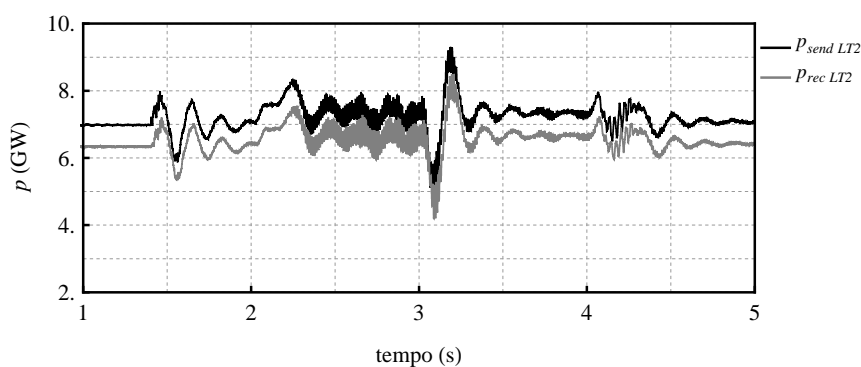
Figura 5.74: Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAD inserido na região final da LT #1, considerando um carregamento igual a 12.5% de P_c , (a) drenando 800 MW e (b) injetando 800 MW.

TCAD no meio da linha

Com o TCAD inserido no meio da linha drenando (ou injetando) 1.0 GW, o sistema se tornou instável, como pode ser observado na Figura 5.75 — que mostra as potências transmitidas e recebidas para cada linha. O problema é mais acentuado quando se está drenando energia. Contudo, as oscilações são amortecidas quando se está injetando energia. Este não é um resultado que cause surpresa, pois, de acordo com as análises do Capítulo 4, esta região não é uma região adequada para a inserção do TCAD. Além disso, nenhum ajuste foi feito no controle do TCAD, sendo o mesmo para as três regiões analisadas neste trabalho, o que pode ter contribuído para a instabilidade do sistema como um todo.



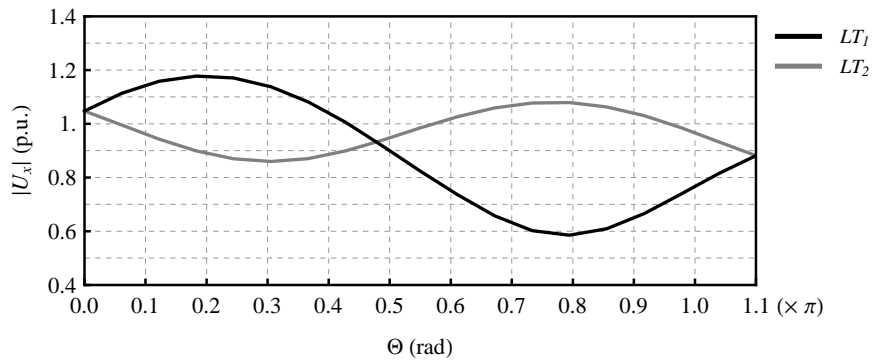
(a)



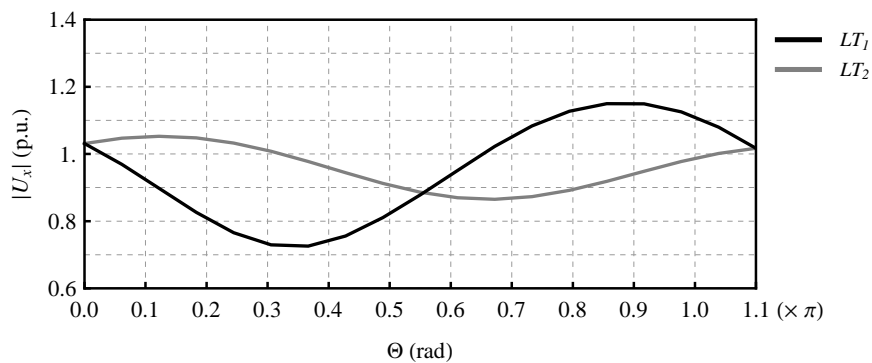
(b)

Figura 5.75: Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAD inserido na região central da LT #1, (a) LT #1 (com TCAD) e (b) LT #2 (sem o TCAD).

A explicação dessa instabilidade é a mesma apresentada para o caso do TCAD ser inserido na região final da linha. Que é o fato de que a inserção do dispositivo causa perturbações ao carregamento que se refletem em oscilações das tensões ao longo da linha. E são maiores para a região central, justamente onde o TCAD está inserido. Além disso, no capítulo anterior, foi mostrado que as tensões ao longo da linha seriam elevadas para o TCAD inserido nesta região (vide Figura 4.51) o que contribui para a instabilidade. Na Figura 5.76 são mostrados os perfis de tensão ao longo das linhas quando o TCAD está drenando e quando está injetando na linha, observa-se que a máxima tensão é aproximadamente 20% superior à tensão nominal. Deve ser lembrado que a linha não está transmitindo sua potência característica, e por isso, as sobretensões são inferiores às apresentadas no caso analítico, além disso, não foram consideradas as perdas neste último.



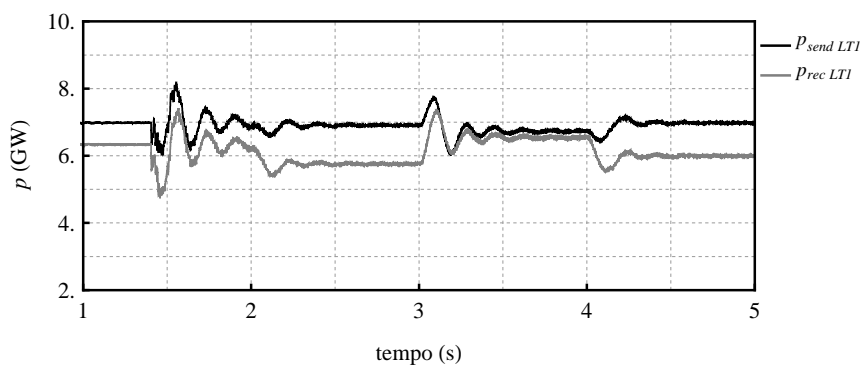
(a)



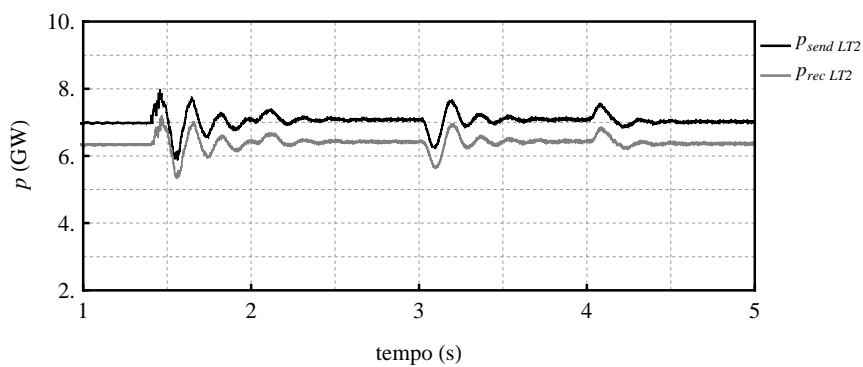
(b)

Figura 5.76: Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAD inserido na região central da LT #1, (a) drenando 1.0 GW e (b) injetando 1.0 GW.

Seguindo a mesma lógica, de que existe um limite para se drenar/injetar energia, reduziu-se a potência máxima do TCAD para 800 MW. Porém, não se obteve sucesso, o sistema permaneceu instável. Por esse motivo, o limite foi reduzido para 500 MW, i.e., 6.25% da potência característica da linha. Só assim é que foi possível realizar o dreno/injeção de energia na linha sem que o sistema se tornasse instável. A Figura 5.77 mostra as potências transmitidas e recebidas das duas linhas, onde, do instante $t = 2$ s a $t = 3$ s o TCAD está drenando 500 MW; do instante $t = 3$ s a $t = 4$ s o TCAD está injetando 500 MW; e, do instante $t = 4$ s a $t = 5$ s volta a drenar energia, porém, 333 MW. Nota-se que neste caso o sistema opera normalmente, sem problemas de oscilações. Além disso, a máxima sobretensão não ultrapassa 110% da tensão nominal da linha, tanto quando está drenando como quando está injetando energia, como pode ser visto na Figura 5.78.

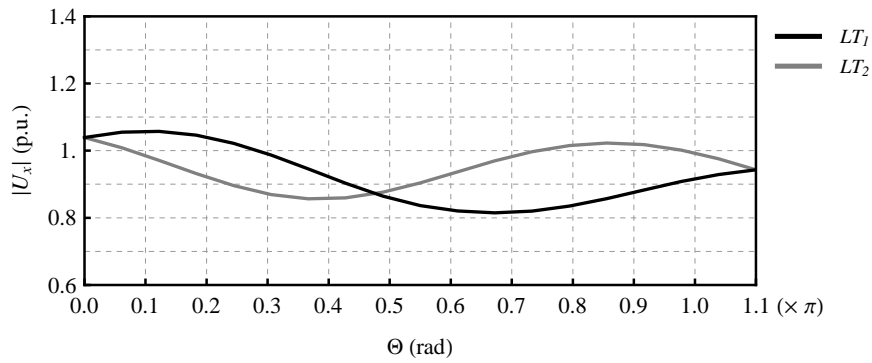


(a)

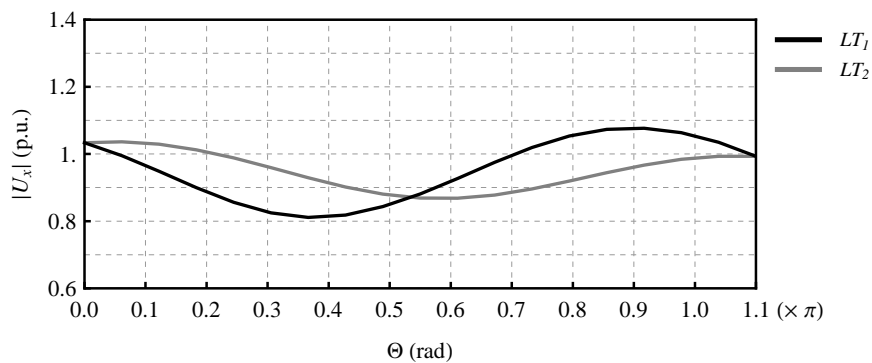


(b)

Figura 5.77: Potências transmitidas e recebidas nos terminais das linhas, para o TCAD inserido na região central da LT #1, (a) LT #1 (com TCAD) e (b) LT #2 (sem o TCAD).



(a)



(b)

Figura 5.78: Perfil de tensão ao longo das linhas para o TCAD inserido na região central da LT #1, (a) drenando 1.0 GW e (b) injetando 1.0 GW.

Um estudo mais detalhado sobre a inserção do TCAD na linha $\lambda/2^+$, como o objetivo de identificar os modos de oscilações do sistema se faz necessário, contudo, os resultados obtidos servem como base para futuras pesquisas sobre este tema. Com o qual foi possível identificar que existe um limite para a máxima potência do TCAD, dependendo da região em que está inserido ao longo da linha.

5.6 Conclusões Parciais

Neste capítulo foram apresentados os principais resultados de simulação do TCA inserido em uma linha $\lambda/2^+$, utilizando o programa de transitórios eletromagnéticos PSCAD/EMTDC.

Um sistema hipotético, baseado em dados reais do sistema elétrico brasileiro para

o horizonte de 2009, foi implementado. Foi dada ênfase à implementação da linha não convencional e o próprio modelo de linha do programa, baseado no ULM [105] e [106]. Os resultados no domínio do tempo mostraram-se coerentes com os obtidos com a Transformada Numérica de Laplace.

Com relação ao TCA, a topologia escolhida foi a de dois conversores três níveis, na configuração *back-to-back*. Dois tipos de modulações PWM foram implementadas e analisadas, onde a modulação SPWM PD apresentou melhores resultados. Além disso, ao se utilizar a modulação HE-PWM o controle se mostrou muito sensível a variações de tensão no PCC do inversor, o que causou grande oscilação na potência reativa, o que não foi observado com a modulação SPWM.

Os resultados obtidos neste capítulo serviram para consolidar as inferências obtidas no capítulo anterior. Como o fato de que o TCAS é mais indicado para se drenar/injetar energia na região central da linha, e quando inserido próximo às extremidades elevadas sobretensões são observadas. Além de que, no caso do TCAS ser inserido próximo à região final da linha, o sistema se tornou instável, apresentando oscilações nas potências das linhas. O que mostrou que existe um limite para se drenar/injetar energia de acordo com a região o TCAS é inserido.

Já o TCAD apresentou um desempenho melhor quando inserido nas regiões próximas às extremidades da linha, porém da mesma forma, existe um limite para se drenar/injetar energia, dependendo da região em que se encontra. E, esse limite é menor quando o TCAD está na região central, isto porque nesta região o dispositivo fica sujeito as variações de tensões maiores. Um modelo mais detalhado, com o objetivo de identificar os modos de oscilações do sistema completo, se faz necessário, podendo assim projetar os controles com maior eficiência. E, identificar as causas das oscilações nas potências transmitidas.

Por fim, pode-se afirmar que este capítulo apresentou contribuições substanciais aos estudos de linhas longas, especificamente, aos relacionados com linhas $\lambda/2^+$. Pois, trata-se de um assunto muito pouco abordado na literatura e tão importante para um país como o Brasil. Além disso, com este trabalho, mostrou-se que o paradigma da transmissão ponto-a-ponto da linha $\lambda/2^+$ pode ser contornado com a correta utilização de um conversor de eletrônica de potência.

Capítulo 6

Considerações Finais e Propostas para Trabalhos Futuros

6.1 Considerações Finais

Esta tese apresentou uma linha de pesquisa que trata da investigação de se realizar derivações ao longo de linhas de pouco mais de meio comprimento de onda ($\lambda/2^+$) para drenar e/ou injetar energia. Este tipo de sistema apresenta-se como uma alternativa viável para a transmissão de energia por distâncias da ordem de 2000 a 3000 km. E, este tipo de transmissão era considerado exclusivamente ponto-a-ponto, sem a possibilidade o fornecimento de energia às comunidades próximas ao corredor de transmissão, ou conexão com outros subsistemas ao longo da linha. Contudo, mostrou-se que com a utilização de um conversor de eletrônica de potência existe uma solução factível para realização de derivações da linha.

O Capítulo 2 apresentou os aspectos gerais sobre linhas de transmissão, dando ênfase à linha $\lambda/2^+$. Mostrou-se algumas peculiaridades desse tipo de linha, como o fato de que seu comportamento elétrico se aproxima mais de uma linha média compensada do que a simples extrapolação do comportamento de linhas longas. Como o fato da alta sensibilidade (“Elasticidade”) em relação a compensação de reativos das linhas $\lambda/2^+$. Além disso, na energização da linha a vazio, com a utilização de resistores de pré-inserção é possível obter tensões moderadas no terminal a vazio,

e ainda viu-se que a tensão neste terminal rapidamente se estabiliza. Entre outras coisas, a capacidade de transmissão da linha está limitada a sua potência característica, devido às sobretensões ao longo da mesma quando se transmite além deste limite. Por este motivo, foram investigadas técnicas de otimização para o aumento da potências característica e conseqüentemente da capacidade de transmissão da linha.

No Capítulo 3, foram mostradas técnicas de otimização baseadas em conceitos físicos robustos para aumentar a capacidade de transmissão. Foi visto que, para a otimização da linha, é necessário aumentar seu fator de utilização. Porém, isto não pode ser feito indefinidamente, existem restrições de ordem física ou econômica que limitam esse aumento. Mostrou-se também como as restrições são incluídas no processo de otimização, a partir dos condicionantes físicos de uma linha de transmissão como: coordenação de isolamento, campo elétrico na superfície dos condutores e no solo. Destarte, através dessa otimização chegou-se a uma linha não-convencional de 1000 kV, com 12 condutores por fase, e com uma capacidade de transmissão de 8.0 GW.

Definida a linha $\lambda/2^+$ otimizada, analisou-se, no Capítulo 4, os principais efeitos causados pela inserção de um TCA, tanto série quanto em derivação, ao longo da mesma. Tais análises serviram para nortear alguns pontos da pesquisa. Como por exemplo, identificou-se que na região central da linha quando se deseja drenar/injetar energia o TCAS é o mais indicado. Enquanto que regiões próximas às extremidades o TCAD é a escolha mais acertada. Além disso, identificou-se que é possível utilizar os TCA para controle do fluxo de potência que passa pela linha, só que neste caso, o TCAS é adequado para operar nas regiões das extremidades da linha, ao passo que o TCAD deve ser inserido na região central da mesma.

Finalmente, no capítulo 5, uma análise mais aprofundada foi realizada utilizando um programa de transitórios eletromagnéticos. Os TCA foram modelados como conversores de três níveis em configuração *back-to-back*, utilizando chaves auto-comutáveis. Foi possível averiguar a influência da estratégia de modulação do conversor no desempenho da linha $\lambda/2^+$ (potência transmitida e perfil de tensão), onde a modulação SPWM PD foi considerada a mais adequada para ser utilizada no TCA, quando comparada com a HE-PWM ou mesmo com outros tipo de SPWM. Para

a modelagem do circuito de transmissão foi necessária a subdivisão das fases em múltiplas torres, visto que a configuração estudada excede o limite de condutores estabelecido no programa de transitórios eletromagnético empregado. Com isso, tornou-se importante averiguar se os artifícios empregados não afetaram o modelo matemático da linha. Com esse intuito, um sistema considerando apenas a linha de transmissão — representada de acordo com o modelo apresentado no Capítulo 2 — foi implementado em programa de cálculo numérico-simbólico e, através da Transformada Numérica de Laplace foi obtida a resposta do mesmo às excitações, como o degrau e uma fonte de tensão de seqüência positiva. Assim, pôde se verificar que os resultados obtidos pelo programa de transitórios foram satisfatórios, haja vista que os dois modelos “responderam” de forma visualmente coincidente. Modelados todos os componentes do sistema simulado, inclusive a linha $\lambda/2^+$ e os TCA, apresentou-se então uma análise da influência dos TCA de acordo com suas localizações ao longo da linha. Todos os resultados obtidos com a análise qualitativa foram consolidados com os resultados obtidos nas simulações com o programa de transitórios. Inclusive, foi mostrado que os TCA podem operar mesmo que o carregamento da linha esteja muito abaixo de sua capacidade de transmissão. Desmistificando a idéia que não é possível drenar energia, ou mesmo injetar, ao longo de uma linha $\lambda/2^+$. Dessa forma este trabalho trouxe contribuições substanciais a este tema de pesquisa.

6.2 Propostas para Trabalhos Futuros

O tema de pesquisa sobre a transmissão a distâncias muito longas é extenso e existem alguns tópicos que necessitam ainda de um aprofundamento em etapas futuras, além é claro da transmissão propriamente dita. Alguns dos tópicos identificados são listados abaixo, e quando possível, com os comentários pertinentes.

- Aprimoramento da metodologia para otimização de linhas de transmissão, focando o objetivo de se transmitir a longas distâncias, sem se limitar a soluções convencionais. Incluir critérios como perdas por efeito corona, ruído audível e radiointerferência. Analisar outros arranjos de linhas, com por exemplo, linhas hexafásicas.
- Análise do desempenho de linhas de transmissão e equipamentos (transfor-

mador, disjuntor) frente a fenômenos rápidos (e.g. descargas atmosféricas), bem como a interação entre a linha e os equipamentos das subestações para defeitos quilométricos.

- Realização de uma coordenação de isolamento otimizada e eficaz. Para isso, é necessário o desenvolvimento de modelos tensoriais para análise de fenômenos como o efeito corona, ou mesmo a análise na frequência de dispositivos baseados em eletrônica de potência.
- Análise do desempenho de malhas de terra, estudo este que deve incluir a possibilidade de se ter arranjos diferentes de malhas, de acordo com a região pela qual a linha esteja passando. Inclui-se, também, a necessidade de modelar o solo de forma que seja representado seu comportamento dependente com a frequência em software comerciais voltados para cálculo de transitórios eletromagnético, pois, muitos não levam em consideração esses fenômenos.
- Investigação de uma possível adequação da utilização de dispositivos *FACTS* nas futuras soluções a serem desenvolvidas no sistema que será implantado na transmissão da Amazônia. Avaliando a implantação de diversos corredores com linhas muito longas e o impacto das mesmas na estabilidade eletromecânica do sistema;
- Investigação de metodologias não convencionais para aumentar a capacidade de transmissão em condições de defeito e para reduzir as sobretensões consequentes de diversos tipos de defeitos, complementado as que foram desenvolvidas em trabalhos anteriores.
- Investigação de metodologias não convencionais de modelagem de efeito corona, para fenômenos lentos, com ênfase na consideração do efeito corona no comportamento de linhas longas para sobretensões de tipo sustentado;
- Desenvolvimento de modelagem tensorial para a análise do comportamento não-linear associado aos sistemas de transmissão como dispositivos *FACTS*.
- Desenvolvimento de metodologia para otimização de resistores de pré-inserção para redução de sobretensões face às manobras de energização da linha.
- Análise da operação da linha $\lambda/2^+$ inserida no Sistema Interligado Nacional, sendo este modelado de maneira mais abrangente e mais detalhada, incluindo

as dinâmicas dos geradores, bem como das turbinas e dos outros equipamentos envolvidos.

- Desenvolvimento de metodologia para avaliação de custos para implantação de sistemas de transmissão a longa distância em conjunto com equipamentos *FACTS*.

Além desses tópicos que estão, basicamente, relacionados com as questões elétricas da linha $\lambda/2^+$, vislumbra-se a necessidade de aprofundar outros tópicos relacionados à engenharia mecânica e civil, como por exemplo:

- Otimização de estruturas treliçadas para suportabilidade de ventos da ordem de 160 km/h com minimização de custos, levando-se considerações configurações não convencionais de troncos de transmissão;
- Analisar o comportamento de feixes não convencionais quanto às vibrações eólicas e quais suas conseqüências no projeto da linha, como: esforços nas estruturas, desenvolvimento de espaçadores e amortecedores, etc. Com o objetivo de analisar essas vibrações para ventos com velocidade constante e de baixa intensidade (1-3 km/h) até velocidade mais elevadas (160 km/h). Haja vista que algumas das soluções não convencionais já obtidas implica na utilização de feixes de condutores com até 12 subcondutores por fase.

Apêndice A

Parâmetros de Propagação Modais

Conforme apresentado anteriormente, um sistema de transmissão, seja ele aéreo ou subterrâneo pode ser representado a partir da equação de onda no domínio da frequência, conforme mostra (A.1).

$$\begin{aligned}\frac{d^2U}{dx^2} &= Z_u Y_u U \\ \frac{d^2I}{dx^2} &= Y_u Z_u I\end{aligned}\tag{A.1}$$

Para sistemas multifásicos (A.1) torna-se um sistema matricial com n condutores equivalentes, onde as matrizes \mathbf{Z}_u e \mathbf{Y}_u são de ordem $n \times n$. Desta forma, é necessário resolver a equação de onda matricial

$$\begin{aligned}\frac{d^2\mathbf{U}}{dx^2} &= \mathbf{\Gamma}^2 \mathbf{U} \\ \frac{d^2\mathbf{I}}{dx^2} &= (\mathbf{\Gamma}^2)^t \mathbf{I}\end{aligned}\tag{A.2}$$

onde $\mathbf{\Gamma} = \sqrt{\mathbf{Z}_u \mathbf{Y}_u}$, lembrando que os autovalores de ambos produtos de matrizes são idênticos, e que $\mathbf{Z}_u \mathbf{Y}_u = (\mathbf{Y}_u \mathbf{Z}_u)^t$. A resolução do sistema de equações em (A.2) foi proposta independentemente por Wedepohl [111] e Hedman [112] utilizando a decomposição em autovalores e autovetores. Destarte o sistema matricial fica decomposto em n sistemas escalares. Este procedimento ficou conhecido como Decomposição Modal, uma vez que os modos, ou autovalores da equação de onda são os responsáveis por caracterizar o comportamento da propagação da onda eletromagnética em uma linha de transmissão.

Uma vez que a transformação modal corresponde à aplicação da matriz de autovetores da matriz do produto $\mathbf{Z}_u \mathbf{Y}_u$. A relação entre as tensões modais, U_m , e as tensões nas fases U é dada por

$$\mathbf{U} = \mathbf{T}_u \mathbf{U}_M \quad (\text{A.3})$$

e para as correntes

$$\mathbf{I} = \mathbf{T}_i \mathbf{I}_M \quad (\text{A.4})$$

A princípio, as matrizes \mathbf{T}_u e \mathbf{T}_i seriam independentes, contudo como os autovalores da matriz $\mathbf{Z}_u \mathbf{Y}_u$ são os mesmos de $\mathbf{Y}_u \mathbf{Z}_u$, os autovetores se relacionam por

$$\mathbf{T}_i = (\mathbf{T}_u^t)^{-1}$$

sendo necessário apenas calcular uma das matrizes. Aplicando-se a decomposição em (A.2) é possível calcular os fatores de propagação modais, conforme mostrado abaixo

$$\mathbf{\Lambda} = \mathbf{T}_u^{-1} \mathbf{\Gamma}^2 \mathbf{T}_u \quad (\text{A.5})$$

onde $\mathbf{\Lambda}$ é uma matriz diagonal e

$$\gamma_{ii} = \sqrt{\lambda_{ii}}$$

sendo λ_{ii} os elementos diagonais de $\mathbf{\Lambda}$. Por sua vez, esses elementos são complexos e podem ser divididos ainda em

$$\lambda_{ii} = \alpha_{ii} + j\beta_{ii} \quad (\text{A.6})$$

A parte imaginária de (A.6) relaciona-se diretamente com a velocidade de propagação dos modos v_i [113]

$$v = \frac{\omega}{\beta_{ii}} \quad (\text{A.7})$$

A Figura A.1 apresenta o comportamento das velocidades modais para uma linha $\lambda/2^+$. Os autovalores foram calculados de acordo com a metodologia apresentada em [22] e em [114]. Nota-se que há dois modos próximos, que são chamados de modos não-homopolares, e um modo mais lento, o modo homopolar. Os modos não-homopolares atingem velocidades próximas à da velocidade da luz ($c = 300 \text{ m}/\mu\text{s}$)

para frequências acima de algumas dezenas de hertz. Portanto, é válido assumir que para a sequência positiva, que para uma linha idealmente transposta é torna-se uma combinação linear entre os modos não-homopolares, a velocidade de propagação é de $0.99 c$.

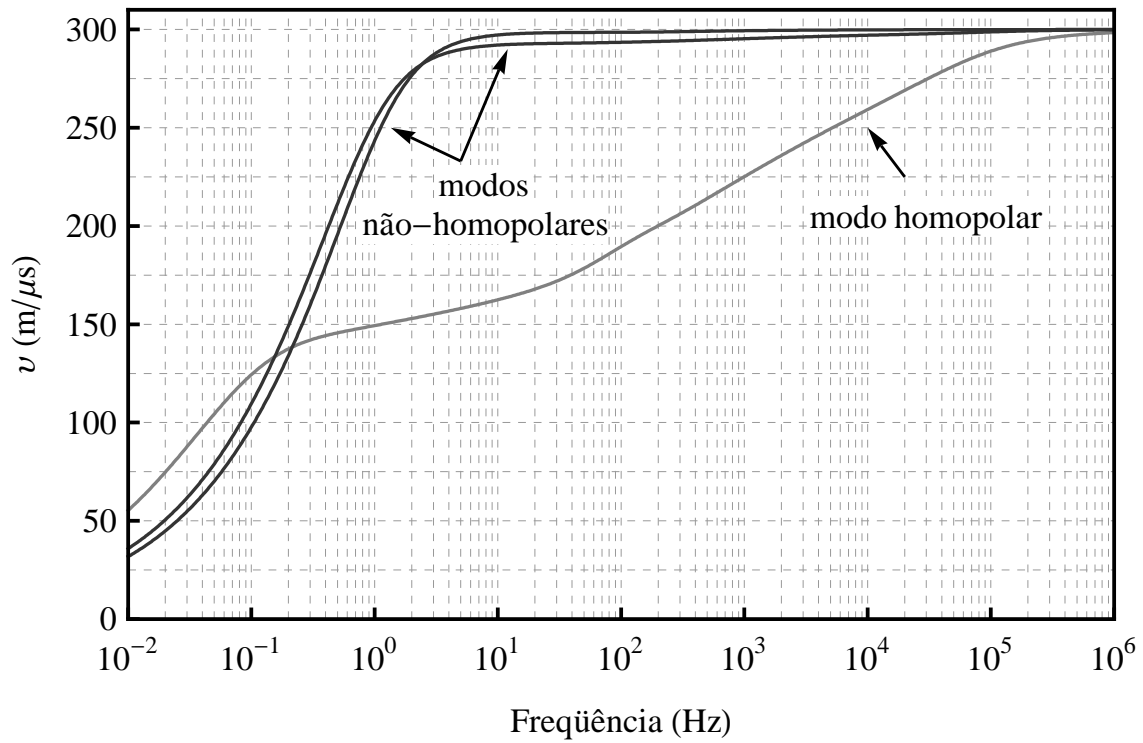


Figura A.1: Velocidades de Propagação Modais.

Apêndice B

Metodologia de Alocação dos Cabos Pára-raios

B.1 Modelo Eletrogeométrico

A alocação dos cabos pára-raios é realizada utilizando-se o modelo eletrogeométrico (MEG), com tal modelo é possível relacionar o mecanismo de incidência das descargas atmosféricas com os parâmetros geométricos das linhas de transmissão. Sendo possível determinar a proteção que os cabos devem oferecer à linha, pois, o ângulo de proteção das linhas é função da separação entre os cabos pára-raios e da distância destes para os condutores de fase (vide Figura B.1) [30] e [62].

Para compreensão do MEG, é importante saber como é o mecanismo de incidência das descargas atmosférica. Normalmente, antes de uma descarga, observa-se a formação de canais ionizados no ar. Na extremidade do canal formado acumula-se uma carga elétrica apreciável, que origina um campo elétrico intenso na vizinhança, por conseguinte, forma-se, por ionização, um novo canal “condutor” pelo qual a carga vai progredindo (precursor de descargas). Esses canais progridem então por “impulsos”, permitindo o deslocamento das cargas elétricas.

Enquanto os canais estão a uma distância elevada do solo e de objetos ligados ao mesmo, o movimento do precursor é pouco influenciado pela posição desses objetos, ou mesmo, pela distância ao solo. Porém, quando se aproxima do solo, ou de objetos

ligados ao mesmo, há uma disposição natural de formar um último canal que dá origem à descarga final. Para que isto ocorra, o precursor deve estar a uma distância crítica (r_s), ou mais próximo, do objeto ou do solo [62].

Assim, com base em formulações aproximadas dos mecanismos físicos básicos de ionização dos canais e de descarga subsequente à formação do último canal, e com ajustes semi-empírico dos parâmetros, é possível relacionar a distância crítica¹ com o valor de pico (I_0) da corrente de descarga subsequente à formação do último canal.

Para determinação aproximada da relação entre a distância de salto e a corrente de descarga, considerou-se as relações publicadas por [76], i.e.:

$$\bar{r}_s = 2 I_0 + 30 \left(1 - e^{-\frac{I_0}{6.8}} \right) , \quad (\text{B.1})$$

onde \bar{r}_s é o valor médio, em metro, de r_s — ou o valor com probabilidade de 50% de ser excedido — e I_0 é expresso em quiloampere (kA).

Em princípio, para um estudo preciso da incidência de descargas atmosféricas na linha necessitaria de uma análise tridimensional do modelo eletrogeométrico, considerando-se toda a extensão da linha de transmissão, uma vez está sujeita a variações do relevo e proximidade de objetos como: árvores, torres, radares, antenas etc². No entanto, na prática, para o estudo de desempenho de linhas com cabos pára-raios, utiliza-se o modelo bidimensional do MEG [62] e [31].

É possível então “definir” regiões de captação de descargas para determinados valores de r_s . Na Figura B.1 é mostrada a representação esquemática das regiões de exposição de uma linha de transmissão trifásica, composta por um condutor por fase (*fase*) e dois cabos pára-raios (*pr*). Supõe-se para este esquema que os condutores estão a meio do vão, são paralelos entre si e em relação ao solo, além de que a distância de salto r_s corresponde à distância crítica com um valor bem definido (sem dispersão estatística), sendo igual para salto final tanto para os condutores quanto para o solo.

De acordo com a Figura B.1, as descargas são atraídas para:

¹A distância crítica r_s também é denominada de distância de salto, referindo a formação do último canal como o “salto final” do precursor.

²A análise tridimensional de subestações e instalações isoladas (como radares, torres, antenas etc) pode ser encontrada com detalhes em [115] e [116].

- o solo, quando a extremidade do precursor estiver nas regiões AB ou FG ;
- as fases externas, quando estiver nas regiões BC ou EF ;
- os cabos pára-raios, se estiver nas regiões CD ou DE .

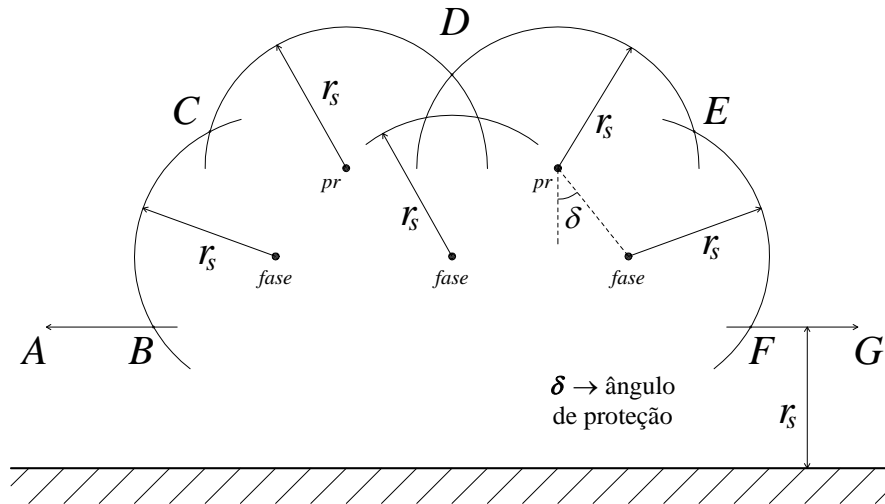


Figura B.1: Regiões de exposição.

Em geral, designa-se o ângulo δ (vide Figura B.1) por ângulo de proteção dos condutores das fases externas pelos cabos pára-raios, sendo positivo se os condutores de fase estiverem mais afastados do centro da torre do que os cabos de guarda; caso contrário, diz-se que o ângulo de proteção é negativo.

Em (B.1), nota-se que a distância de salto será tanto maior quanto maior for a corrente de descarga, e vice-versa. Dessa forma, dependendo do valor do valor de I_0 , por conseguinte, de r_s , as regiões de exposição dos cabos e do solo são alteradas. Como pode ser observado na Figura B.2, onde são mostradas as regiões de exposição dos cabos para quatro valores de r_s : r_s^i , r_s^{ii} , r_s^{iii} e r_s^{iv} , sendo $r_s^i < r_s^{ii} < r_s^{iii} < r_s^{iv}$.

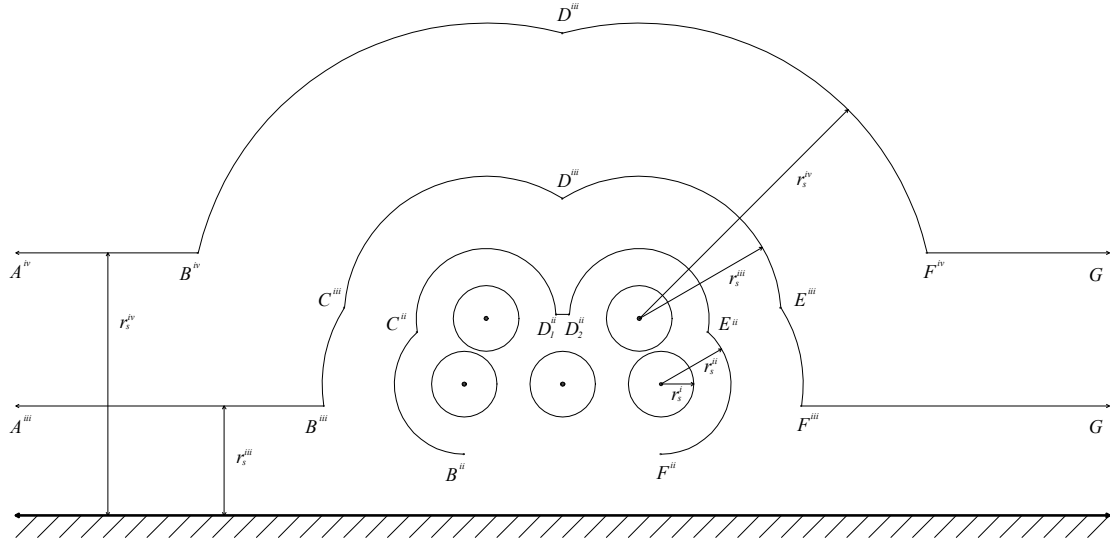


Figura B.2: Regiões de atração para quatro valores de r_s .

Nota-se que, para uma descarga cujo valor de corrente é correspondente à distância de maior valor (r_s^{iv}), a probabilidade de se atingir os condutores das fases é muito pequena, i.e., com probabilidade muito maior de atingir os cabos pára-raios ou, então, o solo. Assim sendo, pode se definir uma distância crítica limite ($r_{s\text{lim}}$), associada a um valor limite de corrente ($I_{0\text{lim}}$), abaixo do qual sempre existirá a probabilidade da descarga incidir diretamente nos condutores de fase, sendo essa probabilidade tanto maior quanto menor a corrente [62]. A Figura B.3 mostra o esquema de definição de $r_{s\text{lim}}$, em que os círculos de raios $r_{s\text{lim}}$, que envolvem os cabos pára-raios e o condutor externo, interceptam o plano do solo que também está a uma distância $r_{s\text{lim}}$ do solo real.

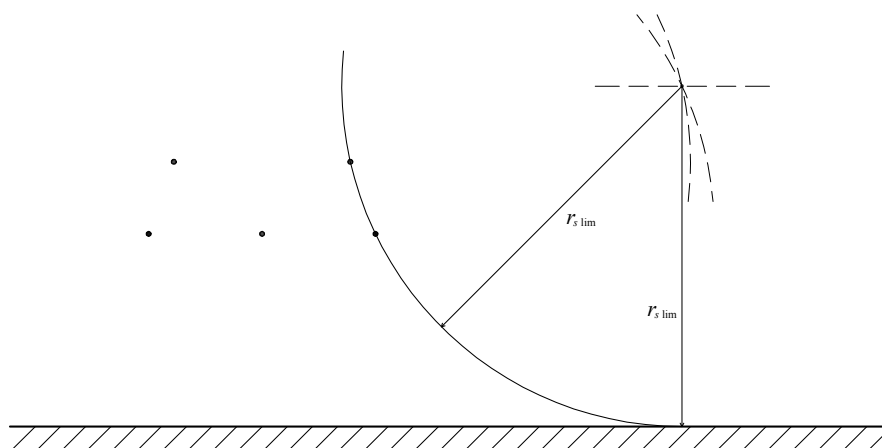


Figura B.3: Distância de salto limite ($r_{s \text{ lim}}$).

Dessa forma, é possível se determinar a região de proteção oferecida, por um ou dois cabos pára-raios, associada a uma corrente I_0 , traçando círculos de raio r_s tangentes ao solo que passam pelos centros dos cabos. A região de proteção será dada pela região fechada, externa aos círculos, conforme mostrado na Figura B.4 e na Figura B.5, para um e dois cabo pára-raios, respectivamente.

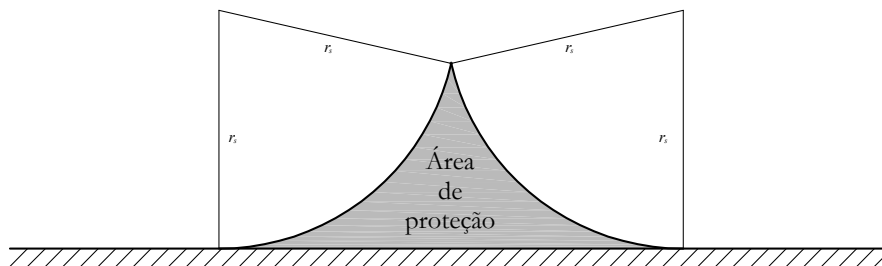


Figura B.4: Região de proteção oferecida por um cabo pára-raios.

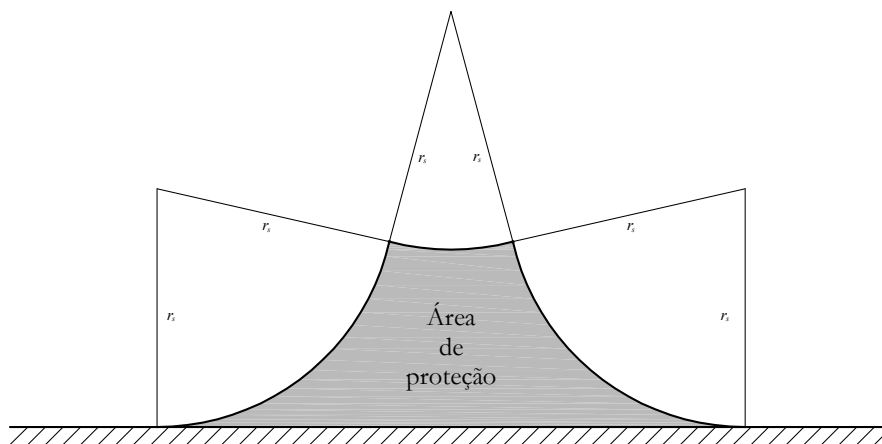


Figura B.5: Região de proteção oferecida por dois cabos pára-raios.

Para que não haja desligamento da linha, devido às descargas atmosféricas que, eventualmente, incidam diretamente nos condutores de fase ou, mesmo, nos cabos pára-raios, a sobretensão ocasionada pela corrente de descarga não deve ultrapassar a tensão de escorvamento da linha. Caso contrário, haverá escorvamento e, por conseguinte, curto-circuito na linha.

Quando uma descarga atmosférica de corrente, com amplitude de I_0 , incide diretamente um condutor de fase, duas ondas de corrente são originadas a partir do ponto de incidência, caracterizadas por uma corrente de amplitude igual a $I_0/2$, conforme esquematizado na Figura B.6.

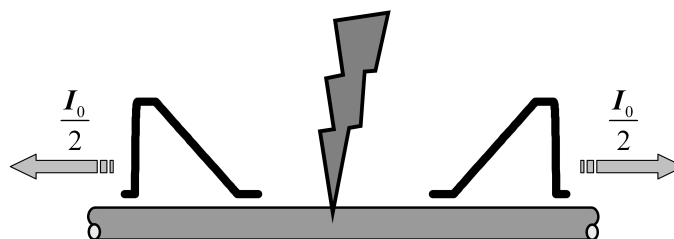


Figura B.6: Idealização da origem das ondas de corrente após a incidência da descarga em um condutor genérico.

Supondo-se que os espaçadores vizinhos de uma mesma fase estão próximos um do outro, o suficiente para se considerar que as tensões nos subcondutor do feixe se igualam instantaneamente. Então, é possível determinar as tensões causadas pela

descarga da seguinte forma:

$$\mathbf{U} = \mathbf{Z}_{onda} \mathbf{I}, \quad (\text{B.2})$$

sendo \mathbf{U} o vetor de tensões nas fases e nos cabos pára-raios; \mathbf{Z}_{onda} a matriz reduzida das impedâncias de onda dos condutores de fase e dos cabos pára-raios; e, \mathbf{I} é o vetor de correntes, em que o único elemento não nulo³ é o correspondente à fase onde a descarga incidiu, e é igual a $I_0/2$.

Como descargas atmosféricas são fenômenos muito rápidos, com frente de onda da ordem de microsegundo, a matriz de impedâncias de onda deve ser calculada para as altas frequências. Apesar do modelo de linha de transmissão pela teoria de circuito estar no limite de sua validade, pode-se ainda empregá-lo. Então, lembrando-se das definições de ondas trafegantes apresentadas no capítulo 2 — equações (2.11), (2.12) e (2.17) —, nota-se que a matriz de impedâncias de onda, ou impedância de surto, será igual à matriz de impedâncias características (2.19), para frequências muito altas, i.e.:

$$\mathbf{Z}_{onda} = \mathbf{Z}_c = \sqrt{\mathbf{Z}_u \mathbf{Y}_u \mathbf{Y}_u^{-1}}, \quad (\text{B.3})$$

Para frequências elevadas, dado que a corrente se distribui na periferia dos condutores, devido ao efeito pelicular, os campos elétricos e magnéticos no exterior dos condutores tendem para campos ortogonais [30]. Portanto, os elementos geométricos contidos em Z_u e em Y_u tendem para os mesmo valores. Assim, para valores muito elevados de ω , tem-se, assintoticamente, que:

$$\mathbf{Z}_u = j \omega \varepsilon_0 \mu_0 \mathbf{P}, \quad (\text{B.4})$$

onde \mathbf{P} é a matriz de potenciais de Maxwell, cujos elementos são dados por (2.51) e (2.52). Lembrando-se que a matriz \mathbf{P} é o inverso da matriz de capacitâncias (\mathcal{C}), i.e.:

$$\mathbf{P} = \mathcal{C}^{-1}, \quad (\text{B.5})$$

então, desprezando a condutância em (2.53) e substituindo em (B.3), juntamente com (B.4) e (B.5), obtém-se que matriz de impedâncias de onda é definida por:

$$\mathbf{Z}_{onda} = \sqrt{\varepsilon_0 \mu_0} \mathcal{C}^{-1}. \quad (\text{B.6})$$

³As tensões e correntes de operação da linha foram desprezadas nesta análise, podendo se consideradas por superposição.

Logo que a descarga incide no condutor, desde que não seja muito próximo das estruturas e enquanto não houver reflexões ao longo da linha (e.g., aterramento dos cabos pára-raios nas torres), os cabos pára-raios se comportam como se fossem isolados. Assim, a diferença de potencial entre dois condutores quaisquer, seja de fase ou pára-raios, é dada por:

$$U_{ij} = U_i - U_j = (z_{ii} - z_{ji}) \frac{I_0}{2}, \quad (\text{B.7})$$

onde z_{ii} e z_{ji} são os elementos na matriz \mathbf{Z}_{onda} correspondente ao condutor i , em qual a descarga incidiu, e a impedância mútua entre este e o condutor j , respectivamente.

Obtidas as tensões entre todos os condutores, deve-se compará-las com as tensões de escorvamento no ponto em que foram calculadas, caso esta última seja ultrapassada haverá escorvamento.

Para alocação de cabos pára-raios pode-se considerar como caso mais severo, quando a descarga incide o condutor em um ponto próximo às estruturas e os cabos pára-raios são aterrados. Neste caso, tem-se que:

$$U_{ij} = U_i = U_{cri} = z_{ii} \frac{I_{cri}}{2}. \quad (\text{B.8})$$

A condição para não haver escorvamento é que U_{cri} não exceda a tensão de escorvamento U_e , ou:

$$z_{ii} \frac{I_{cri}}{2} < |U_e|, \quad (\text{B.9})$$

se a tensão U_{cri} for considerada igual a tensão de escorvamento, pode se definir a máxima corrente de descarga que pode atingir um condutor sem que haja escorvamento de arco, i.e.:

$$I_{cri} = 2 \frac{U_e}{z_p}, \quad (\text{B.10})$$

onde z_p é o maior valor de impedância de onda existente entre os condutores.

Substituindo o valor da corrente máxima (B.10) em (B.1), obtém-se a distância de salto máxima de uma descarga que pode incidir diretamente em um condutor de fase, acima desta distância as descargas devem somente atingir os cabos pára-raios. Dessa forma, pode-se alocar os cabos pára-raios para que ofereçam a proteção adequada. Deve-se ainda calcular as distâncias mínimas de isolamento necessárias

entre os cabos pára-raios e os condutores de fase, para que minimize a probabilidade de escorvamento de arco no caso de uma descarga incidir nos primeiros.

Além disso, outros critérios devem ser avaliados, porém não foram analisados neste trabalho porque o objetivo deste apêndice é mostrar uma metodologia para alocação preliminar dos cabos pára-raios. Não sendo objetivo de se determinar a localização ótima dos mesmos.

B.2 Alocação dos cabos pára-raios

A alocação dos cabos pára-raios foi feita seguindo a metodologia apresentada em [48]. A explicação da metodologia é feita considerando o caso de uma linha de 1000 kV com 12 condutores por fase, a mesma apresentada na Figura 3.13. A distância de salto crítica ($r_{s\ cri}$) é calculada de acordo com os conceitos apresentados no item anterior. Todos os resultados foram obtidos utilizando o *software Mathematica*.

Inicialmente, determina-se quais os condutores de fase que estão mais expostos para a distância de salto $r_{s\ cri}$, isto é feito traçando-se círculos de raios $r_{s\ cri}$ que são tangente ao solo e passem pelo centro dos condutores, tomando-se os círculos que estão mais a esquerda e mais a direita, conforme mostrado na Figura B.7.

Como não existe nenhuma intersecção entre os círculos escolhidos, não é possível proteger a linha com apenas um cabo pára-raios, neste caso, são necessários dois cabos. Então, traça-se novos círculo, também de raios $r_{s\ cri}$, cujas abscissas são iguais à do eixo vertical da linha; e seleciona o círculo de ordenada de maior valor. Finalmente, os cabos pára-raios podem ser alocados nas regiões localizadas acima dos seguimentos de retas que unem os pontos de intersecção entre os círculos, conforme mostrado na Figura B.8. A Figura B.9 mostra, com maiores detalhes, a alocação de um dos cabo pára-raios na linha.

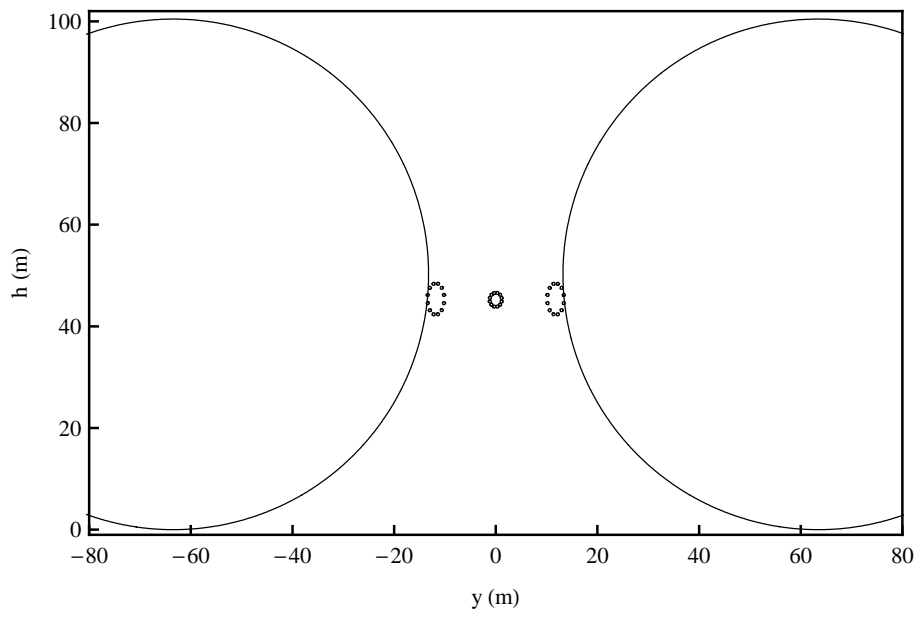


Figura B.7: Círculos de raios $r_{s\ cri}$ correspondentes aos condutores mais expostos.

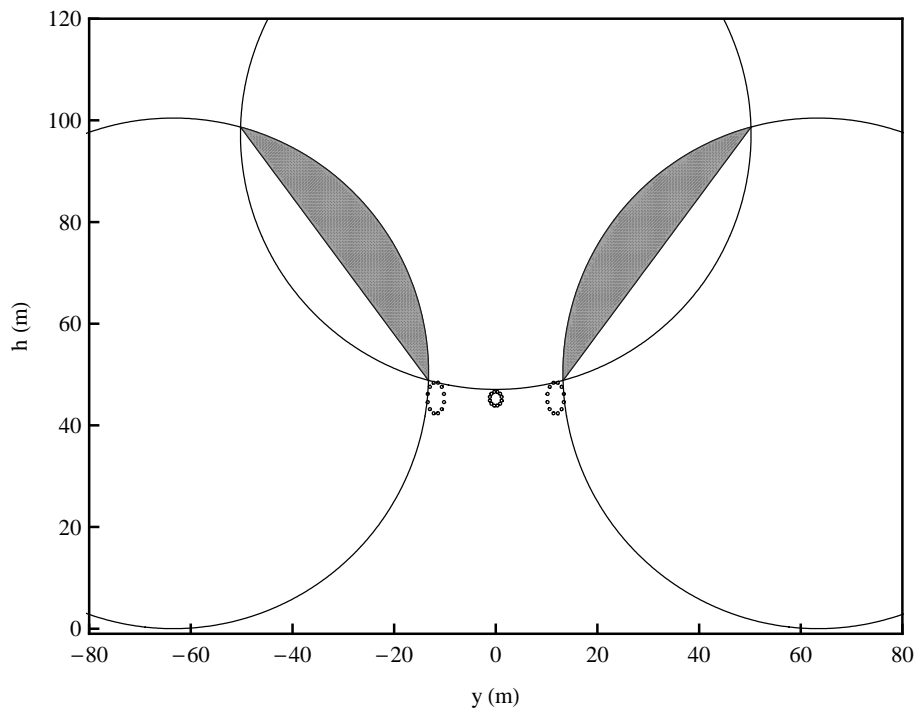


Figura B.8: Regiões onde os cabos pára-raios podem ser alocados.

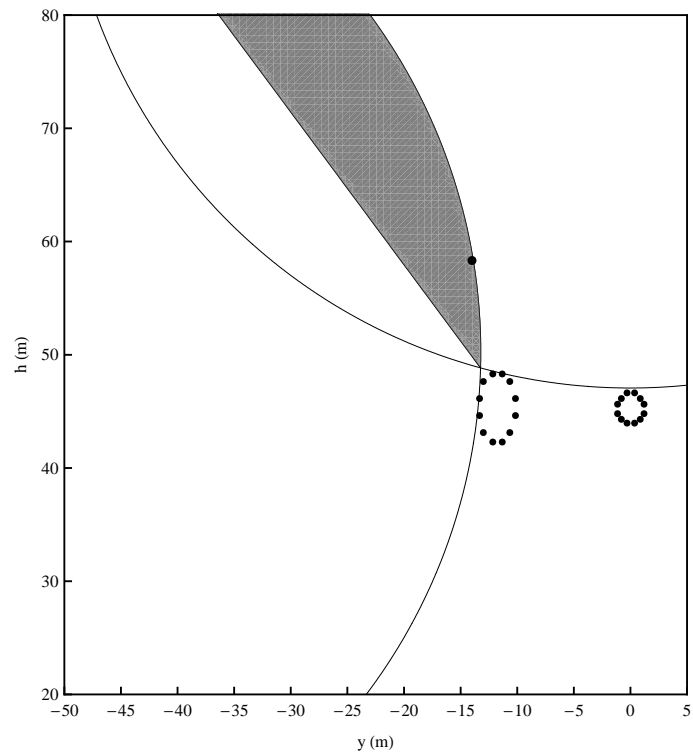


Figura B.9: Alocação de um dos cabos pára-raios.

Para confirmar que os cabos estão oferecendo a “blindagem” necessária para a linha, na Figura B.10 é apresentada a região de atração (hachurada) para descargas com distância de salto igual a distância crítica, considerando todos os condutores e o solo, para o caso em questão. É possível notar que não existem regiões em que os condutores de fases estejam expostos.

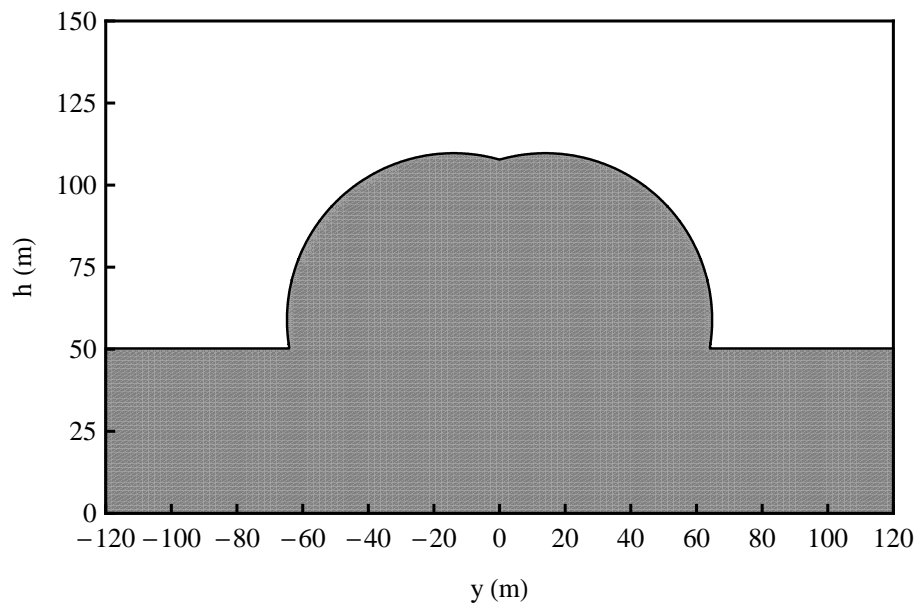


Figura B.10: Região de atração para descargas com distância de salto crítica, considerando todos os condutores e o solo.

Referências Bibliográficas

- [1] EPE – Empresa de Pesquisa Energética, “PDEE2007-2016, Plano Decenal de Expansão de Energia 2007-2016,” MME – Ministério de Minas e Energia, Relatório Técnico, 2007.
- [2] Agência Nacional de Energia Elétrica — ANEEL, “Atlas de Energia Elétrica do Brasil,” MME – Ministério de Minas e Energia, Atlas, 2005.
- [3] SIPOT, “Sistema de informação do potencial hidroelétrico brasileiro,” ELETROBRÁS, Relatório, 2005.
- [4] A. Clerici, A. Longhi, and B. Tellini, “Long distance transmission: The dc challenge,” no. 423, London, UK, 1996, pp. 86 – 92, long distance transmission;.
- [5] J. Praça, M. Drummond, E. Guimarães, D. Ribeiro, G. Pimentel, and J. Salomão, “Amazon transmission technological challenge,” no. 345, London, Engl, 1991, pp. 79 – 84, amazon Transmission System;AC Transmission;.
- [6] C. M. Portela and S. Gomes Jr., “Analysis and optimization of non-conventional transmission trunks considering new technological possibilities,” *VI SEPOPE – Symposium of Specialists in Electrical Operational and Expansion Planning*, 1998.
- [7] C. M. Portela, M. C. Tavares, and G. Moreno, “Condicionamentos básicos da transmissão a muito longa distância,” *XII SNPTEE – Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica*, 1993.
- [8] E. H. Watanabe, M. Aredes, and C. Portela, *Energy and Environment – Technological Challenges for the Future*. Tokyo, Japan: Springer-Verlag, 2001, ch. Electric Energy and Environment: Some Technological Challenges in Brazil, pp. 10–40.

- [9] M. Aredes, E. M. Sasso, E. L. van Emmerik, and C. Portela, “The gto-controlled series capacitor applied to half-wave length transmission lines,” *IPST – International Conference on Power Systems Transients*, 2003.
- [10] M. Aredes, E. Emmerik, R. Dias, and C. Portela, “Facts applied to very long distance transmission lines,” *Proceedings 2003 International Conference on AC Power Delivery at Long and Very Long Distances*, pp. 395–403, Setembro 2003, novosibirsk, Rússia, Rússia.
- [11] M. Aredes, C. Portela, E. L. van Emmerik, and R. F. da Silva Dias, “Static series compensators applied to very long distance transmission lines,” *Electrical Engineering (Archiv fur Elektrotechnik)*, vol. 86, no. 2, pp. 69 – 76, 2004. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1007/s00202-003-0191-5>
- [12] P. Naidoo, B. Mbuere, G. Kelesitse, J. Ventura, and M. Musanda, “The western power corridor project - the planning for large scale hydro electric power generation and transmission across Southern Africa,” in *PES 2005 Conference and Exposition in Africa, Proceedings of the Inaugural IEEE*, July 11-15, 2005, pp. 2–6.
- [13] T. Hammons, C. Lim, Y. Lim, and P. Kacejko, “Proposed 4 GW Russia-Germany link-impact of 1 GW inverter station on torsional stressing of generators in Poland,” *Power Systems, IEEE Transactions on*, vol. 13, no. 1, pp. 190–196, Feb. 1998.
- [14] T. Hammons, P. Kacejko, and M. Wancerz, “Proposed East-West European Power Link-possible impact on the Polish Grid network,” *Power Systems, IEEE Transactions on*, vol. 10, no. 3, pp. 1414–1419, Aug. 1995.
- [15] D. Streets, “Environmental benefits of electricity grid interconnections in northeast asia,” *Energy*, vol. 28, no. 8, pp. 789 – 807, 2003, electricity grid interconnections;.
- [16] W.-C. Yun and Z. X. Zhang, “Electric power grid interconnection in northeast asia,” *Energy Policy*, vol. 34, no. 15, pp. 2298 – 2309, 2006, electric power grid interconnection;Energy charter treaty;Electricity market structures;. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1016/j.enpol.2005.03.019>

- [17] Unidade Executiva do Projeto Complexo Hidrelétrico de Belo Monte, “Estudo de Viabilidade da Inserção do Complexo Hidrelétrico de Belo Monte – análise dos sistemas receptores das regiões sudeste/centro-oeste e norte/nordeste,” ELETRONORTE, Rio de Janeiro, Relatório Técnico, 2002.
- [18] —, “Apêndice 6 – Estudo de Viabilidade do Complexo Hidrelétrico de Belo Monte – Tomo I,” ELETRONORTE, Relatório Técnico, 2002.
- [19] —, “Dimensionamento dos parâmetros energéticos do complexo hidrelétrico belo monte,” ELETRONORTE, Relatório Técnico, 2001.
- [20] P. Kundur, *Power System Stability and Control*, ser. Power System Engineering Series, N. J. Balu and M. G. Lauby, Eds. McGraw-Hill, 1993.
- [21] C. Portela, “Some aspects of very long lines switching,” *CIGRE SC 13 Colloquium*, 1995.
- [22] C. Portela and M. C. Tavares, “Modeling, simulation and optimization of transmission lines. Applicability and limitations of some used procedures,” in *IEEE PES T&D 2002 – Transmission and Distribution*. São Paulo: IEEE – Institute of Electrical and Electronic Engineers, 2002, pp. 1–38.
- [23] C. Portela and M. Alvim, “Soluções Não Convencionais em CA Adequadas para Transmissão a Distância Muito Longa – Uma Alternativa para o Sistema de Transmissão da Amazônia,” in *Symposium: Transmissão de Energia Elétrica a Longa Distância – Uma Análise das Perspectivas de Transmissão de Energia Elétrica a Longa Distância em Corrente Alternada*, Outubro, 2007.
- [24] C. M. Portela, *Análise de Redes Elétricas – Algumas Aplicações*. Lisboa, Portugal: Edição subsidiada pelo Instituto de Alta Cultura, 1970.
- [25] R. F. S. Dias, F. D. Jesus, M. Aredes, and E. H. Watanabe, “Modelagem tensorial do capacitor série controlado a gto (gcsc),” *Congresso Brasileiro de Automática – (CBA)*, Gramado, RG, 2004.
- [26] F. D. Jesus, R. F. d. S. Dias, M. Aredes, and E. H. Watanabe, “Tensorial analysis of gcsc in a very long 750 kv transmission line,” *2004 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition: Latin America*, pp. 809 – 814, 2004.

- [27] R. Dias, G. Santos Jr., and M. Aredes, “Compensation requirements for HVAC taps in half-wavelength transmission lines,” *Congresso Brasileiro de Eletrônica de Potência – COBEP*, Recife-PE, 2005.
- [28] R. Dias, G. Santos Jr., and M. Aredes, “Analysis of a series tap for half-wavelength transmission lines using active filters,” *PESC Record - IEEE Annual Power Electronics Specialists Conference*, vol. 2005, pp. 1894 – 1900, 2005, series tap;Electrical subsystems;Half wavelength transmission;Active filters techniques;. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1109/PESC.2005.1581890>
- [29] E. H. Watanabe, M. Aredes, P. Barbosa, G. Santos Jr., F. K. de Araújo Lima, and R. F. da Silva Dias, *Power Electronics Handbook – Devices, Circuits, and Applications*. Elsevier, 2007, ch. Flexible AC Transmission System, pp. 797–822.
- [30] C. M. Portela, *Regimes Transitórios*. COPPE/UFRJ & ELETROBRÁS, 1983, vol. I – IV.
- [31] J. C. Salari Filho, “Efeito das descargas atmosféricas no desempenho de linhas de transmissão - modelagens nos domínios do tempo e da frequência,” Tese D.Sc., COPPE/UFRJ, Dezembro 2006.
- [32] J. R. Carson, “Wave propagation in overhead wires with ground return,” *Bell Systems Technical Journal*, no. 5, pp. 539–554, 1926.
- [33] A. C. S. de Lima and C. Portela, “Inclusion of frequency-dependent soil parameters in transmission-line modeling,” *Power Delivery, IEEE Transactions on*, vol. 22, no. 1, pp. 492–499, Jan. 2007.
- [34] T. Martins, A. Lima, and S. Carneiro Jr., “Effect of approximate impedance formulae on the accuracy of transmission line modelling,” *Generation, Transmission & Distribution, IET*, vol. 1, no. 4, pp. 534–539, July 2007.
- [35] C. Gary, “Complete approach to multicore propagation at high frequencies by use of complex matrices,” *Electricite de France, Bulletin de la Direction des Etudes et Recherches, Serie B: Reseaux Electriques, Matériels Electriques*, no. 3-4, pp. 5 – 20, 1976.

- [36] A. Deri, A. Semlyen, G. Tevan, and A. Castanheira, “The complex ground return plane - simplified model for homogeneous and multi-layer earth return.” *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-100, no. 8, pp. 3686 – 3693, 1981.
- [37] F. L. Alvarado and R. Betancourt, “Accurate closed-form approximation for ground return impedance calculations.” *Proceedings of the IEEE*, vol. 71, no. 2, pp. 279 – 280, 1983.
- [38] T. Noda, N. Nagaoka, and A. Ametani, “Phase domain modeling of frequency-dependent transmission lines by means of an arma model,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 11, no. 1, pp. 401 – 407, 1996. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1109/61.484040>
- [39] C. Portela, “Frequency and transient behavior of grounding systems. i - physical and methodological aspects,” *IEEE International Symposium on Electromagnetic Compatibility*, pp. 379 – 384, 1997.
- [40] —, “Frequency and transient behavior of grounding systems. ii - practical application examples,” *IEEE International Symposium on Electromagnetic Compatibility*, pp. 385 – 390, 1997.
- [41] P. M. Anderson, *Analysis of Faulted Power Systems*, ser. IEEE Press power engineering series. New York: IEEE Press, 1995.
- [42] A. B. Fernandes, A. C. S. Lima, and R. M. Silva, “Religamento automático de linhas de transmissão: Distinções nos resultados em função do modelo computacional utilizado,” *XVIII SNPTEE - Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica*, 2005.
- [43] A. Arismunandar, “Capacitive correction factors for transmission lines to include finite conductivity and dielectric constant of the earth,” *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. Special Supplement, pp. 436–456, 1963.
- [44] F. S. Prabhakara, K. Parthasarathy, and H. N. R. Rao, “Analysis of natural half-wave-length power transmission lines,” vol. PAS-88, no. 12, pp. 1787 – 1794, 1969.

- [45] ———, “Performance of tuned half-wave-length power transmission lines,” vol. PAS-88, no. 12, pp. 1795 – 1802, 1969.
- [46] F. Iliceto and E. Cinieri, “Analysis of half-wave length transmission lines with simulation of corona losses,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 3, no. 4, pp. 2081 – 2091, 1988. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1109/61.194020>
- [47] J. F. Hubert and M. R. Center, “Half-wavelength power transmission lines,” *IEEE - Spectrum*, pp. 87 – 92, Jan 1965.
- [48] S. Gomes Jr., “Otimização de linhas aéreas de transmissão considerando novas concepções construtivas para os feixes de condutores,” Tese de Mestrado, COPPE/UFRJ, Dezembro 1995.
- [49] H. Dommel and W. Tinney, “Optimal power flow solutions,” *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-87, no. 10, pp. 1866–1876, October 1968.
- [50] R. C. Burchett, H. H. Happ, and K. A. Wirgau, “Large scale optimal power flow.” *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS - 101, no. 10, pp. 3722 – 3732, October 1982.
- [51] D. I. Sun, B. Ashley, B. Brewer, A. Hughes, and W. F. Tinney, “Optimal power flow by newton approach.” *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-103, no. 10, pp. 2864 – 2880, 1984.
- [52] J. C. Kaltenbach, J. Peschon, and E. H. Gehrig, “A mathematical optimization technique for the expansion of electric power transmission systems,” *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-89, no. 1, pp. 113–119, JAN 1970.
- [53] I. S. Grant and R. E. Clayton, “Transmission line optimization.” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. PWRD-2, no. 2, pp. 520 – 526, 1987.
- [54] R. E. Kennon and D. A. Douglass, “Ehv transmission line design opportunities for cost reduction,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 5, no. 2, pp. 1145 – 1152, 1990.

- [55] C. Portela, “Sistema elétrico brasileiro – realidades e opções,” in *Simpósio: Prof. Carlos Portela 70 anos, A Ciência na Engenharia Elétrica*, Dezembro, 2005, pp. 1–60.
- [56] G. N. Aleksandrov, “Ultra-high voltage overhead transmission lines,” *Electric Technology U.S.S.R.*, vol. 1, pp. 1–9, 1971.
- [57] —, “Overhead transmission lines of ultra-raised current capacity,” *Electric Technology U.S.S.R.*, vol. 3, pp. 1–14, 1981.
- [58] G. N. Aleksandrov, G. V. Podporkin, and Y. G. Seleznev, “Shape optimization of overhead transmission line bundle conductors,” *Electric Technology U.S.S.R.*, vol. 4, pp. 1–15, 1988.
- [59] J. C. Salari Filho, “Otimização da geometria dos feixes em linhas de transmissão,” Tese de Mestrado, COPPE/UFRJ, 1993.
- [60] R. D. Fuchs, *Transmissão de Energia Elétrica: Linhas Aéreas*, 2nd ed. Rio de Janeiro: Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., 1979.
- [61] C. Portela and N. Santiago, “Modelagem do efeito coroa em linhas de transmissão considerando interação entre fases ou pólos e cabos pára-raios,” in *XI SNPTEE – Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica*, Rio de Janeiro, Brasil, 1991.
- [62] C. Portela, *Sobretensões e Coordenação de Isolamento*. COPPE/UFRJ, 1982, vol. I – IV.
- [63] M. Sarma and W. Janischewskyj, “Electrostatic field of a system of parallel cylindrical conductors,” *IEEE-Trans. on Power Apparatus & Systems*, vol. PAS-88, no. 7, pp. 1069–1079, July 1969.
- [64] L. Chiganer, “Campo elétrico em linhas de transmissão — aplicação do método das sucessivas imagens,” Tese de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 1981.
- [65] S. Wolfram, *The Mathematica Book*, 5th ed. Wolfram Media, 2003.
- [66] M. Trott, *The Mathematica Guidebook for Programming*. Champaign, Illinois: Springer Science+Business Media, Inc., 2006.

- [67] —, *The Mathematica Guidebook for Numerics*. Champaign, Illinois: Springer Science+Business Media, Inc., 2006.
- [68] G. Subcommittee, “Electromagnetic effects of overhead transmission lines practical problems, safeguards, and methods of calculation,” *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-93, no. 3, pp. 892–904, May 1974.
- [69] —, “Electrostatic effects of overhead transmission lines part i-hazards and effects,” *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-91, no. 2, pp. 422–426, March 1972.
- [70] —, “Electrostatic effects of overhead transmission lines part ii-methods of calculation,” *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-91, no. 2, pp. 426–444, March 1972.
- [71] J. J. Laforest, Ed., *Transmission Line Reference Book 345 kV and above*, 2nd ed. Palo Alto, California: Electric Power Research Institute, 1982.
- [72] N. H. Santiago, *Linhas Aéreas de Transmissão*. DEE/UFRJ, 1983.
- [73] R. Lings, “Overview of transmission lines above 700 kv,” *Power Engineering Society Inaugural Conference and Exposition in Africa, 2005 IEEE*, pp. 33–43, July 11-15, 2005.
- [74] “IEEE standard for insulation coordination - definitions, principles, and rules,” *IEEE Std 1313.1-1996*, pp. –, 2 Oct 1996.
- [75] “IEEE guide for the application of insulation coordination,” *IEEE Std 1313.2-1999*, pp. –, 1999.
- [76] M. Darveniza, F. Popolansky, and E. R. Whitehead, “Lightning protection of UHV lines,” *Electra*, vol. 41, pp. 39–69, 1975.
- [77] M. Sargent and M. Darveniza, “Lightning performance of double-circuit transmission lines,” *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-89, no. 5, pp. 913–925, May, 1970.

- [78] “Estimating lightning performance of transmission lines. ii. updates to analytical models,” *Power Delivery, IEEE Transactions on*, vol. 8, no. 3, pp. 1254–1267, Jul 1993.
- [79] *User’s Guide, EMTDC – Transient Analysis For PSCAD Power System Simulation*, Manitoba-HVDC – Research Centre, Winnipeg, Manitoba, Canada, 2003.
- [80] A. Nabae, I. Takahashi, and H. Akagi, “New Neutral-Point-Clamped PWM Inverter.” *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. IA-17, no. 5, pp. 518 – 523, 1981.
- [81] C. A. C. Cavaliere, “Análise de STATCOM operando em sistemas desbalanceados,” M.Sc. Thesis, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 2001.
- [82] H. Okayama, M. Koyama, S. Tamai, T. Fujii, R. Uchida, S. Mizoguchi, H. Ogawa, and Y. Shimomura, “Large capacity high performance 3-level gto inverter system for steel main rolling mill drives,” vol. 1, San Diego, CA, USA, 1996, pp. 174 – 179, regenerative snubber circuits;. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1109/IAS.1996.557012>
- [83] J.-S. Lai and F. Z. Peng, “Multilevel converters - a new breed of power converters,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 32, no. 3, pp. 509 – 517, 1996. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1109/28.502161>
- [84] F. Z. Peng, J.-S. Lai, J. W. McKeever, and J. VanCoevering, “Multilevel voltage-source inverter with separate dc sources for static var generation,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 32, no. 5, pp. 1130 – 1138, 1996. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1109/28.536875>
- [85] J. Rodriguez, J.-S. Lai, and F. Z. Peng, “Multilevel inverters: A survey of topologies, controls, and applications,” *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 49, no. 4, pp. 724 – 738, 2002. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1109/TIE.2002.801052>
- [86] L. M. Tolbert and F. Z. Peng, “Multilevel converters for large electric drives,” *Conference Proceedings - IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition - APEC*, vol. 2, pp. 530 – 536, 1998.

- [87] B. Han, S. Baek, H. Kim, and G. Karady, "Dynamic characteristic analysis of sssc based on multibridge inverter," vol. 17, no. 2, pp. 623–629, April 2002.
- [88] B. Han, S. Bael, G. Karady, and G. Ledwich, "Operation analysis of novel upfc based on h-bridge modules," in *Proc. IEEE Power Engineering Society General Meeting*, vol. 4, 13–17 July 2003.
- [89] D. G. Holmes and T. A. Lipo, *Pulse Width Modulation For Power Converters – Principles and Practice*, ser. IEEE Series on Power Engineering. USA: Wiley-Interscience, Inc., 2003.
- [90] S. Tennakoon and D. Scheidecker, "Multi-level converters for static var compensation," in *Proc. IEE Colloquium on Update on New Power Electronic Techniques (Digest No: 1997/091)*, 23 May 1997, pp. 4/1–4/6.
- [91] B. Lin, T. Yang, and T. Wei, "Single-phase ac/ac converter based on half-bridge npc topology," vol. 3, Bangkok, Thailand, 2003, pp. 340–343 –, diode-clamped topology;.
- [92] B. Lin and T. Yang, "Single-phase half-bridge rectifier with power factor correction," *IEE Proceedings: Electric Power Applications*, vol. 151, no. 4, pp. 443 – 450, 2004, single phase half-bridge rectifier; Switching mode rectifier; Voltage waveform;. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1049/ip-epa:20040237>
- [93] P. G. Barbosa, "Compensador Série Síncrono Estático Baseado em Conversores VSI Multipulso," D.Sc. Thesis, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 2000.
- [94] M. Rahman, M. Ahmed, R. Gutman, R. J. O’Keefe, R. J. Nelson, and J. Bian, "Upfc application on the aep system: planning considerations," *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 12, no. 4, pp. 1695 – 1701, 1997. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1109/59.627878>
- [95] C. Schauder, E. Stacey, M. Lund, A. Keri, A. Mehraban, A. Edris, L. Gyugyi, and L. Kovalsky, "AEP UPFC project: installation, commissioning and operation of the ± 160 MVA STATCOM (phase I)," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 13, no. 4, pp. 1530 – 1535, 1998. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1109/61.714855>

- [96] B. Mehraban and L. Kovalsky, "Unified Power Flow Controller on the aep System: Commissioning and Operation," *IEEE Engineering Society, Winter Meeting*, vol. 2, pp. 1287 – 1292, 1999.
- [97] G. Reed, J. Paserba, T. Croasdaile, M. Takeda, Y. Hamasaki, T. Aritsuka, N. Morishima, S. Jochi, I. Iyoda, M. Nambu, N. Toki, L. Thomas, G. Smith, D. LaForest, W. Allard, and D. Haas, "The VELCO STATCOM-based transmission system project," *Proceedings of the IEEE Power Engineering Society Transmission and Distribution Conference*, vol. 3, no. WITER MEETIG, pp. 1109 – 1114, 2001. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1109/PESW.2001.917226>
- [98] G. Reed, J. Paserba, T. Croasdaile, R. Westover, S. Jochi, N. Morishima, M. Takeda, T. Sugiyama, Y. Hamasaki, T. Snow, and A. Abed, "SDG&E Talega STATCOM Project - System analysis, design, and configuration," *Proceedings of the IEEE Power Engineering Society Transmission and Distribution Conference*, vol. 2, no. ASIA PACIFIC, pp. 1393 – 1398, 2002. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1109/TDC.2002.1177684>
- [99] G. Reed, R. Pape, and M. Takeda, "Advantages of Voltage Sourced Converter (VSC) Based Design Concepts for FACTS and HVDC – Link Applications," *2003 IEEE Power Engineering Society General Meeting, Conference Proceedings*, vol. 3, pp. 1816 – 1821, 2003. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1109/PES.2003.1267437>
- [100] H. Akagi, E. H. Watanabe, and M. Aredes, *Instantaneous Active and Reactive Power Theory and Applications*, I. of Electrical and E. Engineers, Eds. John Wiley & Sons, Inc., 2007.
- [101] S. M. Halpin and A. Card, *Power Electronics Handbook – Devices, Circuits, and Applications*. Elsevier, 2007, ch. Power Quality, pp. 1053–1066.
- [102] R. Erickson, "Optimal single resistors damping of input filters," *Applied Power Electronics Conference and Exposition, 1999. APEC '99. Fourteenth Annual*, vol. 2, pp. 1073–1079 vol.2, 14-18 Mar 1999.
- [103] J. Takami and S. Okabe, "Characteristics of direct lightning strokes to phase conductors of uhv transmission lines," vol. 22, no. 1, pp. 537–546, Jan. 2007.

- [104] “IEEE standard preferred voltage ratings for alternating-current electrical systems and equipment operating at voltages above 230 kv nominal,” *IEEE Std 1312-1993*, pp. i–2, 1993.
- [105] A. Morched, B. Gustavsen, and M. Tartibi, “Universal model for accurate calculation of electromagnetic transients on overhead lines and underground cables,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 14, no. 3, pp. 1032 – 1038, 1999. [Online]. Available: <http://dx.doi.org/10.1109/61.772350>
- [106] B. Gustavsen, G. Irwin, R. Mangelrod, D. Brandt, and K. Kent, “Transmission line models for the simulation of interaction phenomena between parallel ac and dc overhead lines,” *IPST '99 Proceedings*, pp. 61–67, 1999.
- [107] E. M. Sasso, G. G. Sotelo, A. A. Ferreira, E. H. Watanabe, M. Aredes, and P. G. Barbosa, “Investigação dos modelos de circuitos de sincronismo trifásicos baseados na teoria das potência real e imaginária instantâneas (p-pll e q-pll),” *XIV – Congresso Brasileiro de Automática*, pp. 480–485, Set 2002.
- [108] H. Akagi, Y. Kanazawa, and A. Nabae, “Generalized theory of the instantaneous reactive power in three-phase circuits.” vol. 2, pp. 1375 – 1386, 1983.
- [109] E. H. Watanabe, R. M. Stephan, and M. Aredes, “New concepts of instantaneous active and reactive powers in electrical systems with generic loads,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 8, no. 2, pp. 697–703, Apr 1993.
- [110] M. Aredes, “Active power line conditioners,” Dr.-Ing. Thesis, Technische Universität Berlin, Berlin, 1996.
- [111] L. Wedepohl, “Application of matrix methods to the solution of the traveling-wave phenomena in poly-phase systems,” *Proceedings of IEE*, vol. 110, no. 12, pp. 2200–2212, 1963.
- [112] D. E. Hedman, “Propagation on overhead transmission lines — the theory of modal analysis,” *IEEE Trans. on Power App. And Syst.*, vol. PAS-84, pp. 200–205, 1965.
- [113] J. A. Stratton, *Electromagnetic Theory*. McGraw-Hill Company Inc., 1941.

- [114] L. M. Wedepohl, H. V. Nguyen, and G. W. Irwin, “Frequency-dependent transformation matrices for untransposed transmission line using a Newton-Raphson method,” *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 11, no. 3, pp. 1538–1546, August 1996.
- [115] C. Portela, “Statistical distribution of parameters of lightning impulses in antennas and radar towers-practical application examples,” in *Proc. IEEE International Symposium on Electromagnetic Compatibility*, vol. 1, 24–28 Aug. 1998, pp. 259–264.
- [116] ———, “Statistical distribution of parameters of lightning impulses in antennas, towers and buildings-methodological aspects,” in *Proc. IEEE International Symposium on Electromagnetic Compatibility*, vol. 2, 24–28 Aug. 1998, pp. 1018–1023.