

ANÁLISE DINÂMICA FRENTE A PEQUENAS E
GRANDES PERTURBAÇÕES DO SISTEMA ELÉTRICO ACRE-RONDÔNIA

Renata Ribeiro Silva

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Glauco Nery Taranto

Rio de Janeiro
Junho de 2011

ANÁLISE DINÂMICA FRENTE A PEQUENAS E
GRANDES PERTURBAÇÕES DO SISTEMA ELÉTRICO ACRE-RONDÔNIA

Renata Ribeiro Silva

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA ELÉTRICA.

Examinada por:

Prof. Glauco Nery Taranto, Ph.D.

Prof. Antonio Carlos Ferreira, Ph.D.

Dr. Sergio Gomes Junior, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

JUNHO DE 2011

Silva, Renata Ribeiro

Análise Dinâmica Frente a Pequenas e Grandes Perturbações do Sistema Elétrico Acre-Rondônia / Renata Ribeiro Silva – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2011.

XVII, 161 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Glauco Nery Taranto

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Elétrica, 2011.

Referências Bibliográficas: p. 149-152

1. Análise linear 2. Pequenas Perturbações 3. Estabilizadores de Sistemas de Potência I. Taranto, Glauco Nery II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Elétrica. III. Título

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar, agradeço a Deus por todas as conquistas em minha vida.

Agradeço em especial a meu pai, Geraldo Vieira e a minha mãe, Maria de Nazaré Ribeiro por toda a dedicação e esforço em garantir a mim e às minhas irmãs a melhor educação e formação.

Agradeço ao engenheiro Alexandre Garcia Massaud pela sugestão no tema dessa dissertação e pelas oportunidades a mim proporcionadas que possibilitaram o enriquecimento deste trabalho.

Um agradecimento especial aos engenheiros e colegas Adriano de Andrade Barbosa e Paulo Eduardo Martins Quintão pelos ensinamentos frequentes em relação ao assunto tratado neste trabalho.

Agradeço ao engenheiro e colega Thiago José Masseran Antunes Parreiras pelas discussões e sugestões nessa dissertação.

Agradeço ao engenheiro Diego Barbosa Bezerra pelas contribuições neste trabalho e pelo apoio e compreensão nas ocasiões em que precisei.

Por fim, agradeço ao professor e orientador Glauco Nery Taranto pela orientação no trabalho e pela disponibilidade nos momentos em que precisei.

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

ANÁLISE DINÂMICA FRENTE A PEQUENAS E
GRANDES PERTURBAÇÕES DO SISTEMA ELÉTRICO ACRE-RONDÔNIA

Renata Ribeiro Silva

Junho/2011

Orientador: Glauco Nery Taranto

Programa: Engenharia Elétrica

Este trabalho apresenta uma análise dinâmica frente a pequenas e grandes perturbações do sistema Acre-Rondônia face a sua interligação ao Sistema Interligado Nacional. São projetados estabilizadores de sistemas de potência na UHE Samuel e na UTE Termonorte II unidades a gás e a vapor, através do método de Nyquist disponível no programa PacDyn. O ajuste dos estabilizadores foca o amortecimento do modo eletromecânico inter-área que surge quando o sistema Acre-Rondônia é interligado ao Sistema Interligado Nacional. O projeto é avaliado em diversos cenários de exportação e importação de energia e perfil de carga através de simulações não-lineares.

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

DYNAMIC ANALYSYS IN SMALL-SIGNAL AND LARGE-DISTURBANCE OF ACRE-
RONDÔNIA ELETRIC SYSTEM

Renata Ribeiro Silva

June/2011

Advisor: Glauco Nery Taranto

Department: Electrical Engineering

This work presents small-signal and transient stability analysis in the Acre-Rondônia regional system when connected to the Brazilian Interconnected Power System (BIPS). Power System Stabilizers (PSS) in Samuel hydroelectric plant and Termonorte II - gas and steam thermoelectric power plants are designed utilizing the Nyquist method available in the PacDyn software. The design of the PSS focuses the damping enhancement of the inter-area electromechanical mode, which appears when Acre-Rondônia's system is connected to the BIPS. The design is evaluated through nonlinear simulations in different scenarios of export and import of energy and loading conditions.

Sumário

Capítulo 1 - Introdução	1
Capítulo 2 - Conceitos Básicos	4
2.1 Estabilidade eletromecânica	4
2.2 Autovalores e autovetores.....	10
2.3 Equações de estado	11
2.4 Modelo dinâmico linearizado de um sistema de potência.....	12
2.5 Mode Shape.....	16
2.6 Controlabilidade e observabilidade	17
2.7 Resíduos da função de transferência	18
2.8 Fatores de participação.....	19
2.9 Utilização de resíduos de função de transferência	20
2.10 Utilização de zeros da função de transferência	21
2.11 Estabilizador de Sistemas de Potência (ESP)	21
2.11.1 Estabilizadores baseados no sinal de variação de velocidade.....	24
2.11.2 Estabilizadores baseados no sinal de potência acelerante.....	24
2.11.3 Estabilizadores baseados no sinal de potência elétrica.....	26
2.11.4 Estabilizadores baseados no sinal de frequência	26
2.11.5 Componentes dos estabilizadores de sistemas de potência.....	27
2.11.5.1 Filtro passa-alta (washout)	28
2.11.5.2 Ganho do estabilizador.....	28
2.11.5.3 Compensação de fase.....	28
2.11.5.4 Filtros de alta frequência	29
2.11.5.5 Limitador	29
2.12 Lugar das raízes	29
2.13 Diagrama de Nyquist.....	30
Capítulo 3 - Projeto de Estabilizadores de Sistemas de Potência	32
3.1 Projeto de ESP pelo método do lugar das raízes	33
3.2 Projeto por posicionamento parcial de par de pólos complexos conjugados	36
3.2.1 Desenvolvimento analítico da compensação de fase	37
3.3 Projeto de estabilizadores através do método de Nyquist.....	40
3.3.1 Projeto por diagrama de Nyquist Convencional.....	41
3.3.2 Projeto por Alocação de Pólos por Nyquist.....	42

Capítulo 4 - Análise do Sistema Acre-Rondônia	45
4.1 Descrição do sistema estudado	46
4.2 Cenários analisados.....	49
4.3 Critérios de desempenho	50
4.4 Otimização de controladores.....	51
4.4.1 Ajuste do cenário 10 - carga leve FACRO = 170 MW.....	59
4.4.2 Validação do projeto cenário 9 - carga pesada FACRO = 80 MW	73
4.4.3 Validação do projeto cenário 8 - carga leve FACRO = 80 MW	78
4.4.4 Validação do projeto cenário 7 - carga pesada FACRO = 40 MW	80
4.4.5 Validação do projeto cenário 6 - carga pesada RACRO = 0 MW.....	82
4.4.6 Validação do projeto cenário 5 - carga pesada RACRO = 100 MW.....	84
4.4.7 Validação do projeto cenário 4 - carga leve RACRO = 0 MW.....	86
4.4.8 Validação do projeto cenário 3 - carga leve RACRO = 120 MW	88
4.4.9 Validação do projeto cenário 2 - carga pesada RACRO = 210 MW.....	92
4.4.10 Validação do projeto cenário 1 - carga leve RACRO = 210 MW	93
4.5 Análise para sistema diante de contingências.....	96
4.5.1 Perda dupla da LT 230 kV Jauru-Vilhena	102
4.5.1.1 Cenário carga leve FACRO = 170 MW	103
4.5.1.2 Cenário carga pesada RACRO = 100 MW com ERAC desativado	103
4.5.1.3 Cenário carga pesada RACRO = 100 MW com ERAC ativado.....	104
4.5.1.4 Cenário carga pesada RACRO = 210 MW com ERAC desativado	105
4.5.1.5 Cenário carga pesada RACRO = 210 MW com ERAC ativado.....	106
4.5.2 Perda simples da LT 230 kV Jauru-Vilhena.....	107
4.5.2.1 Cenário carga leve FACRO = 170 MW	108
4.5.2.2 Cenário carga pesada FACRO = 80 MW	108
4.5.2.3 Cenário carga leve FACRO = 80 MW	110
4.5.2.4 Cenário carga pesada FACRO = 40 MW	112
4.5.2.5 Cenário carga pesada RACRO = 0 MW	116
4.5.2.6 Cenário carga pesada RACRO = 100 MW	119
4.5.2.7 Cenário carga leve RACRO = 0 MW	121
4.5.2.8 Cenário carga leve RACRO = 120 MW.....	123
4.5.2.9 Cenário carga pesada RACRO = 210 MW	125
4.5.2.10 Cenário carga leve RACRO = 210 MW.....	128
4.5.3 Perda da LT 500 kV Ribeirãozinho - Cuiabá.....	129
4.5.3.1 Cenário carga leve FACRO = 170 MW	130
4.5.3.2 Cenário carga pesada RACRO = 100 MW	133
4.5.3.3 Cenário carga pesada RACRO = 210 MW	135

4.5.4 Perda da LT 230 kV Abunã - Rio Branco.....	138
4.5.4.1 Cenário carga leve FACRO = 170 MW	138
4.5.4.2 Cenário carga pesada RACRO = 100 MW	141
4.5.4.3 Cenário carga pesada RACRO = 210 MW	144
Capítulo 5 - Conclusão	147
Referências Bibliográficas	149
Apêndice A - Modelos dos Controladores das Usinas do Sistema Acre-Rondônia ...	153
Apêndice B - Projeto por Alocação de Pólos por Nyquist.....	157

Lista de Figuras

Figura 1: Resposta no tempo do ângulo do rotor frente a um distúrbio transitório.....	6
Figura 2: Sistema instável aperiódico	7
Figura 3: Sistema instável oscilatório.....	8
Figura 4: Sistema estável	8
Figura 5: Inclusão de realimentação com ganho incremental.....	20
Figura 6: Modelo linearizado representando a malha do regulador de tensão do gerador	22
Figura 7: Diagrama esquemático incluindo a ação do ESP.....	22
Figura 8: Conceito de potência acelerante.....	25
Figura 9: Componentes de um estabilizador de sistema de potência.....	27
Figura 10: Modelo de um sistema de excitação	27
Figura 11: Exemplo de diagrama de lugar das raízes obtido do programa Pacdyn	30
Figura 12: Retroalimentação dinâmica de saída	32
Figura 13: Ângulo de partida – compensação.....	33
Figura 14: Diagrama de lugar das raízes do sistema estudado.....	35
Figura 15: Planta com realimentação negativa	36
Figura 16: Função de transferência equivalente sem a malha de realimentação	36
Figura 17: Números complexos N e D.....	37
Figura 18: Lugar geométrico de amortecimento constante	38
Figura 19: Reta com fator de amortecimento constante.....	42
Figura 20: Diagrama polar da função de transferência ω_{ref}/V_{ref} da UHE Samuel.....	44
Figura 21: Mapa geoeletrico da área Acre-Rondônia – configuração intermediária	46
Figura 22: Mapa geoeletrico da área Acre-Rondônia – configuração completa.....	47
Figura 23: Distribuição da carga ativa por subestação em 230 kV do sistema Acre-Rondônia	48
Figura 24: Mapa de pólos e zeros do cenário RACRO = 210 MW sem ESP.....	53
Figura 25: Mode-shape de velocidade associado ao pólo $p = -0,0304 + j2,9389$	54
Figura 26: Mode-shape de velocidade do pólo $p = -0,0304 + j2,9389$ (destacado)....	54
Figura 27: Mode-shape de velocidade do pólo $p = -0,0304 + j2,9389$ (histograma) ..	55
Figura 28: Modelo reduzido para $p = -0,0304 + j2,9389$	56
Figura 29: Modelo reduzido para $p = -0,0304 + j2,9389$ e $p = -1,5390 + j9,8817$	57
Figura 30: Mode-shape de velocidade associado ao pólo $p = -1,5390 + j9,8817$	57

Figura 31: Mapa de pólos e zeros da função ω/V_{ref} sem ESP (FACRO = 170 MW) ..	60
Figura 32: Mapa de pólos e zeros da função V_B/V_{ref} sem ESP (FACRO = 170 MW).	61
Figura 33: <i>Mode-shape</i> de velocidade associado ao pólo $p = 0,2487 + 2,3918j$	61
Figura 34: <i>Mode-shape</i> de velocidade (histograma) associado ao pólo $p = 0,2487 + 2,3918j$	62
Figura 35: Modelo reduzido para $p = 0,2487 + j2,3918$ e $p = -1,4676 + j9,7478$	62
Figura 36: Resíduo de ω/V_{ref} associado ao modo inter-área	63
Figura 37: Diagrama de Nyquist para a máquina da UHE Samuel para a F.T. ω/V_{ref}	64
Figura 38: Diagrama de blocos do ESP da UHE Samuel.....	65
Figura 39: Diagrama do lugar das raízes para sistema com ESP na UHE Samuel	65
Figura 40: Diagrama do L.R. para sistema com ESP na UHE Samuel (destacado)	65
Figura 41: Mapa de pólos e zeros para sistema com ESP na UHE Samuel com ganho 15	66
Figura 42: Diagrama polar para sistema com ESP na UHE Samuel com ganho 15....	67
Figura 43: Diagrama de blocos do ESP da UTE Termonorte II - gás	67
Figura 44: Diagrama do L.R. com ESP na UHE Samuel e na UTE Termonorte II - gás	68
Figura 45: Mapa de P.Z. para sistema com ESP na UHE Samuel e na UTE Termonorte II - gás com ganho 15	68
Figura 46: Diagrama de Nyquist para sistema com ESP na UHE Samuel e na UTE Termonorte II - gás	69
Figura 47: Diagrama de blocos do ESP da UTE Termonorte II - vapor	70
Figura 48: Diagrama do L.R. com ESP na UHE Samuel e na UTE Termonorte II – gás e vapor	70
Figura 49: Diagrama de blocos completo do ESP da UHE Samuel.....	71
Figura 50: Diagrama de blocos completo do ESP da UTE Termonorte II - gás.....	71
Figura 51: Diagrama de blocos completo do ESP da UTE Termonorte II – vapor	71
Figura 52: Modelo reduzido para $p = -0,4611 + j2,3693$	71
Figura 53: Modelo reduzido com a contribuição dos modos local e inter-área	72
Figura 54: Mapa de P.Z. para sistema com ESP na UHE Samuel e UTE Termonorte II	72
Figura 55: Diagrama polar do sistema os ESP da UHE Samuel e da UTE Termonorte II	73
Figura 56: Mapa de pólos e zeros da F.T. ω/V_{ref} sem ESP (FACRO = 80 MW carga pesada).....	74
Figura 57: <i>Mode-shape</i> de velocidade associado ao pólo $p = 0,1756 + j2,3177$	74

Figura 58: <i>Mode-shape</i> de velocidade (histograma) do pólo $p = 0,1756 + j2,3177$	75
Figura 59: Modelo reduzido para $p = -1,2685 + j9,8927$ e $p = 0,1756 + j2,3177$	75
Figura 60: Diagrama de Nyquist para a máquina da UHE Samuel.....	76
Figura 61: Modelo reduzido para sistema estabilizado (cenário FACRO = 80 MW, carga pesada).....	76
Figura 62: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário FACRO = 80 MW, carga pesada).....	77
Figura 63: Diagrama de Nyquist do sistema estabilizado (FACRO = 80 MW, carga pesada).....	77
Figura 64: Mapa de pólos e zeros do sistema sem ESP (FACRO = 80 MW carga leve)	78
Figura 65: <i>Mode-shape</i> de velocidade associado ao autovalor $p = 0,1625 + j2,8983$.	78
Figura 66: <i>Mode-shape</i> de velocidade (histograma) do pólo $p = 0,1625 + j2,8983$	79
Figura 67: Diagrama de Nyquist para a máquina da UHE Samuel.....	79
Figura 68: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário FACRO = 80 MW, carga leve)	80
Figura 69: Mapa de pólos e zeros do sistema sem ESP (FACRO = 40 MW carga pesada).....	80
Figura 70: <i>Mode-shape</i> de velocidade associado ao autovalor $p = 0,1296 + j2,6444$.	81
Figura 71: <i>Mode-shape</i> de velocidade (histograma) do pólo $p = 0,1296 + j2,6444$	81
Figura 72: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário FACRO = 40 MW, carga pesada).....	82
Figura 73: Mapa de pólos e zeros do sistema sem ESP (RACRO = 0 MW carga pesada).....	82
Figura 74: <i>Mode-shape</i> de velocidade associado ao autovalor $p = 0,0482 + j2,7714$.	83
Figura 75: <i>Mode-shape</i> de velocidade (histograma) do pólo $p = 0,0482 + j2,7714$	83
Figura 76: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário RACRO = 0 MW, carga pesada).....	84
Figura 77: Mapa de pólos e zeros do sistema sem ESP (RACRO = 100 MW carga pesada).....	84
Figura 78: <i>Mode-shape</i> de velocidade associado ao pólo $p = 0,0466 + j2,9490$	85
Figura 79: <i>Mode-shape</i> de velocidade (histograma) do pólo $p = 0,0466 + j2,9490$	85
Figura 80: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário RACRO = 100 MW, carga pesada).....	86
Figura 81: Mapa de pólos e zeros do sistema sem ESP (RACRO = 0 MW carga leve)	86

Figura 82: <i>Mode-shape</i> de velocidade associado ao pólo $p = -0,0002 + j3,1130$	87
Figura 83: <i>Mode-shape</i> de velocidade (histograma) do pólo $p = -0,0002 + j3,1130$..	87
Figura 84: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário RACRO = 0 MW, carga leve) 88	
Figura 85: Mapa de pólos e zeros do sistema sem ESP (RACRO = 120 MW carga leve).....	88
Figura 86: <i>Mode-shape</i> de velocidade associado ao pólo $p = -0,0302 + j3,4828$	89
Figura 87: <i>Mode-shape</i> de velocidade (histograma) do pólo $p = -0,0302 + j3,4828$..	89
Figura 88: Modelo reduzido para $p = -1,7084 + j9,4000$ e $p = -0,0302 + j3,4828$	90
Figura 89: Diagrama de Nyquist para a máquina da UHE Samuel.....	90
Figura 90: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário RACRO = 120 MW, carga leve)	91
Figura 91: Diagrama polar do sistema estabilizado (RACRO = 120 MW, carga leve) .	91
Figura 92: Mapa de pólos e zeros do sistema sem ESP (RACRO = 210 MW carga pesada).....	92
Figura 93: <i>Mode-shape</i> de velocidade associado ao pólo $p = -0,0304 + j2,9389$	92
Figura 94: <i>Mode-shape</i> de velocidade (histograma) do pólo $p = -0,0304 + j2,9389$..	93
Figura 95: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário RACRO = 210 MW, carga pesada).....	93
Figura 96: Mapa de pólos e zeros do sistema sem ESP (RACRO = 210 MW carga leve).....	94
Figura 97: <i>Mode-shape</i> de velocidade associado ao pólo $p = -0,2002 + j4,0886$	94
Figura 98: <i>Mode-shape</i> de velocidade (histograma) do pólo $p = -0,2002 + j4,0886$..	95
Figura 99: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário RACRO = 210 MW, carga leve)	95
Figura 100: SEP de perda simples da LT 230 kV Abunã-Porto Velho ou da LT 230 kV Rio Branco-Abunã	97
Figura 101: Ajuste da PPS da LT 230 kV P. Bueno – Vilhena, em Pimenta Bueno.....	98
Figura 102: Faixa de frequência de operação e bloqueio do ESP.....	102
Figura 103: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	103
Figura 104: Frequência do sistema Acre-Rondônia com ERAC desativado.....	104
Figura 105: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	104
Figura 106: Frequência do sistema Acre-Rondônia com ERAC ativado.....	105
Figura 107: Frequência do sistema Acre-Rondônia com ERAC desativado.....	105
Figura 108: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	106
Figura 109: Frequência do sistema Acre-Rondônia com ERAC ativado.....	106
Figura 110: Desempenho do sistema na atuação da lógica de desligamento do ESP – RACRO = 210, carga pesada	107

Figura 111: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	108
Figura 112: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	109
Figura 113: Frequência do sistema Acre-Rondônia	109
Figura 114: Potência ativa da UHE Samuel e UTE Termonorte II - gás	110
Figura 115: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor	110
Figura 116: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	111
Figura 117: Frequência do sistema Acre-Rondônia	111
Figura 118: Potência ativa da UHE Samuel e UTE Termonorte II – gás	112
Figura 119: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor	112
Figura 120: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	113
Figura 121: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II.....	113
Figura 122: Potência ativa da UHE Samuel	114
Figura 123: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás.....	114
Figura 124: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor	115
Figura 125: Tensão na SE 230 kV Vilhena para sistema sem ESP.....	115
Figura 126: Tensão da SE 230 kV Vilhena para diferentes ajustes.....	116
Figura 127: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	117
Figura 128: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II.....	117
Figura 129: Potência ativa da UHE Samuel	118
Figura 130: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás.....	118
Figura 131: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor	119
Figura 132: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	119
Figura 133: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II.....	120
Figura 134: Potência ativa da UHE Samuel	120
Figura 135: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás.....	121
Figura 136: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor	121
Figura 137: Tensão nas barras do sistema Acre-Rondônia.....	122
Figura 138: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II.....	122
Figura 139: Potência ativa da UHE Samuel e da UTE Termonorte II – gás	123
Figura 140: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor	123
Figura 141: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	124
Figura 142: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II.....	124
Figura 143: Potência ativa da UHE Samuel	125
Figura 144: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás e vapor.....	125
Figura 145: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	126
Figura 146: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II.....	126

Figura 147: Potência ativa da UHE Samuel	127
Figura 148: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás.....	127
Figura 149: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor	128
Figura 150: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	128
Figura 151: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II.....	129
Figura 152: Potência ativa da UHE Samuel e UTE Termonorte II - gás	129
Figura 153: LT 500 kV Ribeirãozinho - Cuiabá.....	130
Figura 154: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	130
Figura 155: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II.....	131
Figura 156: Potência ativa da UHE Samuel	131
Figura 157: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás.....	132
Figura 158: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor	132
Figura 159: Tensão da SE 230 kV Vilhena para diferentes ganhos do ESP	133
Figura 160: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	133
Figura 161: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II.....	134
Figura 162: Potência ativa da UHE Samuel	134
Figura 163: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás.....	135
Figura 164: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor	135
Figura 165: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	136
Figura 166: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II.....	136
Figura 167: Potência ativa da UHE Samuel	137
Figura 168: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás.....	137
Figura 169: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor	138
Figura 170: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	139
Figura 171: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II.....	139
Figura 172: Potência ativa da UHE Samuel	140
Figura 173: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás.....	140
Figura 174: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor	141
Figura 175: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia.....	141
Figura 176: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II.....	142
Figura 177: Potência ativa da UHE Samuel	142
Figura 178: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás e vapor.....	143
Figura 179: Tensão da SE 230 kV Vilhena para diferentes ganhos do ESP	143
Figura 180: Tensão nas barras do sistema Acre-Rondônia.....	144
Figura 181: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II.....	144
Figura 182: Potência ativa da UHE Samuel	145

Figura 183: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás e vapor.....	145
Figura 184: Diagrama de blocos – Regulador de tensão da UHE Samuel.....	153
Figura 185: Diagrama de blocos – Regulador de tensão da UTE Termonorte II – gás	154
Figura 186: Diagrama de blocos – Regulador de tensão da UTE Termonorte II – vapor	155
Figura 187: Diagrama de blocos – ESP do tipo integral de potência acelerante	156
Figura 188: Mapa de pólos e zeros da função ω/V_{ref} sem ESP (FACRO = 170 MW)	157
Figura 189: Diagrama polar para a máquina da UHE Samuel para a F.T. ω/V_{ref} ...	158
Figura 190: Diagrama de blocos do ESP da UHE Samuel.....	158
Figura 191: Diagrama do L.R. para sistema com ESP na UHE Samuel (destacado)	159
Figura 192: Mapa de P.Z. para sistema com ESP na UHE Samuel com ganho 15...	159
Figura 193: Diagrama de Nyquist para sistema com ESP na UHE Samuel com ganho 15	160
Figura 194: Diagrama de blocos do ESP da UTE Termonorte II – gás	160
Figura 195: Mapa de P.Z. para sistema com ESP na UHE Samuel e na UTE Termonorte II - gás com ganho 15 e 11, respectivamente	161
Figura 196: L.R. do sistema com ESP na UHE Samuel e UTE Termonorte II – gás .	161

Lista de Tabelas:

Tabela 1 – Intercâmbios avaliados	47
Tabela 2 – Vetores do <i>mode-shape</i> associado ao pólo $p = -1,5390 + j9,8817$	54
Tabela 3 – Relação dos modos eletromecânicos inter-área em diferentes cenários ..	55
Tabela 4 – Resíduo associado ao pólo $p = 0,2487 + j2,3918$	59
Tabela 5 – Ajustes do ERAC para o sistema Acre-Rondônia	92
Tabela 6 – SEP de inserção de elemento shunt por subtensão	94
Tabela 7 – SEP de inserção/retirada de elemento shunt por sobretensão	95
Tabela 8 – Ajuste das proteções de sobretensão	96
Tabela 9 – Parâmetros do regulador de tensão da UHE Samuel	149
Tabela 10 – Parâmetro do regulador de tensão da UTE Termonorte II – gás	150
Tabela 11 – Parâmetros do regulador de tensão da UTE Termonorte II – vapor	152

Capítulo 1

Introdução

O Sistema Interligado Nacional (SIN) é constantemente submetido a perturbações, sejam essas grandes, como perda de unidades geradoras ou linhas de transmissão, ou pequenos distúrbios que são frequentes no sistema, como pequenas variações na carga e na geração. Dessa forma, espera-se que o sistema elétrico seja estável, isto é, capaz de suportar distúrbios, grandes ou pequenos, mantendo-se em sincronismo.

Com o objetivo de otimizar o aproveitamento energético das diversas bacias hidrográficas brasileiras e dessa forma tornar a operação do SIN mais econômica e mais confiável, a interligação de sistemas isolados eletricamente é cada vez mais frequente.

Entretanto, essa interligação contribui para o aumento da complexidade dos problemas de estabilidade do sistema elétrico e aumenta as consequências de uma eventual instabilidade.

Em geral, a transferência de potência entre grandes blocos de energia conectados através de linhas de transmissão resulta no surgimento de modos de oscilação de baixa frequência, denominados modo inter área.

O surgimento de novas tecnologias e dispositivos de controle também contribuem para o aumento de problemas de instabilidade. Sistemas de excitação com resposta rápida melhoram a estabilidade transitória, em contrapartida reduzem o amortecimento de modos de oscilação locais prejudicando, portanto, a estabilidade a pequenas perturbações (KUNDUR, 1994).

Desta forma, a utilização de Estabilizadores de Sistemas de Potência (ESP) nas usinas de um sistema elétrico é uma solução para o amortecimento dos modos de oscilação eletromecânicos, tanto de baixa quanto de alta frequência (0,1 a 3,0 Hz).

Nesse sentido, a interligação do sistema Acre-Rondônia ao Sistema Interligado Nacional ocorrida em outubro de 2010, tem como vantagens a redução da dependência da geração térmica que possui grande participação na matriz energética desses estados. Em contrapartida, resulta no surgimento de um modo inter-área que é mal amortecido podendo, portanto levar o sistema à instabilidade na ocorrência de perturbações.

Portanto, o objetivo deste trabalho é avaliar a estabilidade do SIN frente a pequenas perturbações face à interligação do sistema Acre-Rondônia e realizar a otimização dos estabilizadores de sistemas de potência das usinas desse sistema através da utilização de técnicas lineares visando o aumento no amortecimento dos modos inter-área. O projeto dos estabilizadores é avaliado em diferentes cenários de exportação e importação de energia e diferentes perfis de carga através de simulações não-lineares.

Este trabalho está dividido em cinco capítulos, incluindo este, além de um apêndice que serão sucintamente descritos a seguir:

No segundo capítulo é feita a descrição dos conceitos básicos, apresentando a teoria relacionada às técnicas de análise linear necessária para o entendimento do trabalho.

O terceiro capítulo trata especificamente do projeto de estabilizadores de sistemas de potência, descrevendo três tipos de métodos para o ajuste de ESP: o método do lugar das raízes, o projeto por posicionamento parcial de par de pólos complexos conjugados e o projeto através do método de Nyquist.

No capítulo 4 é apresentado o sistema Acre-Rondônia e é feita a análise da estabilidade desse sistema frente a pequenas perturbações considerando sua conexão ao Sistema Interligado Nacional. Em seguida, o autor propõe um ajuste para os estabilizadores das usinas de Samuel e Termonorte II, que resultam em um desempenho satisfatório do SIN. Esse ajuste é validado para diferentes cenários do SIN em regime permanente e diante da ocorrência de perturbações no sistema.

O capítulo 5 traz as conclusões deste trabalho e algumas propostas de desenvolvimentos futuros.

O apêndice A apresenta o modelo dos controladores das usinas Samuel e Termonorte II que são os reguladores automáticos de tensão (RAT) e os estabilizadores de sistemas de potência.

Por fim, o apêndice B apresenta uma alternativa ao ajuste dos estabilizadores sugerido neste trabalho através do projeto por outro método (Projeto por Alocação de Pólos por Nyquist).

Capítulo 2

Conceitos Básicos

2.1 Estabilidade eletromecânica

A estabilidade de um sistema de potência pode ser definida como a capacidade de um sistema elétrico de potência, para uma determinada condição de operação inicial, em manter um estado de operação de equilíbrio após ser submetido a um distúrbio físico, com a maioria das variáveis do sistema integradas de forma que praticamente todo o sistema se mantém inalterado (KUNDUR *et al.*, 2004).

Os sistemas de potência são submetidos a diferentes tipos de perturbações, sejam essas pequenas ou grandes. As pequenas perturbações ocorrem sob a forma de mudanças na carga e são frequentes, portanto os sistemas elétricos devem ser capazes de se ajustar a essas mudanças nas condições de operação e operar de forma satisfatória. As grandes perturbações ocorrem sob a forma de curto-circuito em linhas de transmissão ou em outro componente do sistema, a perda de um grande gerador, ou ainda a perda de uma interligação entre dois sub-sistemas. Nesse caso, uma vez eliminadas as causas do distúrbio, o sistema elétrico também deve estar apto a alcançar uma nova condição de operação estável.

A instabilidade em um sistema de potência pode se manifestar de diferentes formas, dependendo da configuração do sistema e do modo de operação, o que torna necessário analisar separadamente cada caso. Além disso, a análise da estabilidade de um sistema requer a representação adequada desse sistema, no que se refere às simplificações adotadas e às técnicas de análise a serem utilizadas. Por esse motivo, torna-se necessário a classificação do conceito de estabilidade de um sistema elétrico de potência.

A estabilidade angular é a capacidade de as máquinas síncronas de um sistema de potência em manter o sincronismo, após ter sido submetido a uma perturbação. A estabilidade depende da habilidade do sistema elétrico em manter o

equilíbrio entre o conjugado eletromagnético e o conjugado mecânico de cada máquina síncrona do sistema.

No estado de regime permanente, existe um equilíbrio entre o conjugado mecânico motriz e o conjugado elétrico de saída de cada máquina, fazendo com que a velocidade do rotor permaneça constante. Se o sistema sofre uma perturbação, esse equilíbrio é comprometido, resultando em aceleração ou desaceleração dos rotores das máquinas.

Se um gerador acelerar em relação a outro, a posição angular de seu rotor em relação à máquina mais lenta irá avançar. Essa diferença angular faz com que parte da carga da máquina mais lenta seja transferida para a máquina mais rápida, dependendo da relação potência-ângulo, o que tende a reduzir a diferença de velocidade e, conseqüentemente, a diferença angular.

A relação potência-ângulo é não-linear e, após certo limite, um aumento na separação angular é seguido por um decréscimo na potência transferida, aumentando ainda mais a separação angular entre as máquinas, acarretando o fenômeno da instabilidade ou perda de sincronismo. Em qualquer situação, a estabilidade do sistema dependerá da existência de conjugados restauradores suficientes para compensar os desvios na posição angular dos rotores.

Quando um gerador síncrono perde o sincronismo com o restante do sistema, seu rotor gira a uma velocidade maior (ou menor) do que a exigida para induzir tensões na frequência do sistema. O escorregamento entre o campo girante do estator (correspondente a frequência do sistema) e o campo do rotor resulta em grandes flutuações na potência de saída da máquina, nas correntes e nas tensões, ocasionando o isolamento da máquina através da atuação do sistema de proteção.

A perda de sincronismo pode ocorrer entre um gerador e o restante do sistema ou entre grupos de geradores. Neste último caso, o sincronismo poderá ser mantido após o isolamento dos sistemas.

Em sistemas de potência, a variação do conjugado elétrico de uma máquina síncrona após uma perturbação pode ser decomposta em duas componentes (KUNDUR, 1994):

$$\Delta T_e = T_s \Delta \delta + T_D \Delta \omega \quad (1)$$

onde:

$T_S \Delta \delta \rightarrow$ componente da variação do conjugado em fase com a perturbação do ângulo do rotor $\Delta \delta$ (é referida como componente do conjugado sincronizante); T_S é o coeficiente de torque sincronizante;

$T_D \Delta \omega \rightarrow$ componente do conjugado em fase com o desvio de velocidade $\Delta \omega$ (é referida como componente do conjugado de amortecimento); T_D é o coeficiente de torque de amortecimento.

A estabilidade do sistema depende da existência de ambos os componentes de torque para cada uma das máquinas síncronas. A falta de torque sincronizante suficiente resulta em instabilidade aperiódica do ângulo do rotor. Por outro lado, a falta de torque de amortecimento suficiente ocasiona uma instabilidade oscilatória do ângulo do rotor (KUNDUR, 1994).

O fenômeno de estabilidade angular em sistemas de potência é comumente classificado em duas categorias:

- Estabilidade transitória (grandes perturbações) é a habilidade de um sistema de potência se manter em sincronismo quando submetido a uma grande perturbação. Nesses casos, a resposta do sistema envolve grandes excursões dos ângulos dos rotores das máquinas, sendo fortemente influenciados pela relação não linear da potência com o ângulo do rotor.

A Figura 1 ilustra a evolução do ângulo do rotor no tempo em uma situação de estabilidade e em duas situações de instabilidade (KUNDUR, 1994).

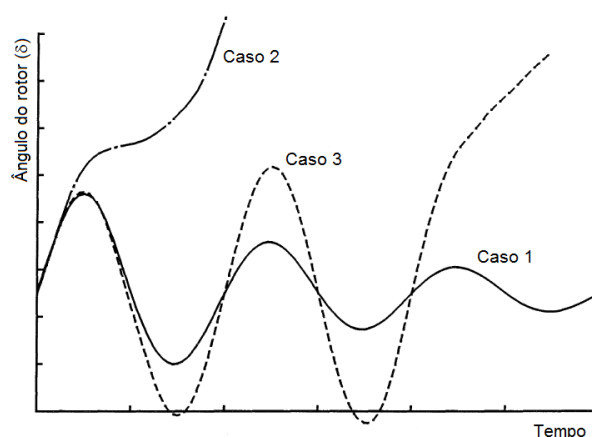


Figura 1: Resposta no tempo do ângulo do rotor frente a um distúrbio transitório

No primeiro caso, o ângulo do rotor aumenta até um valor máximo e então oscila com amplitude decrescente até atingir um novo estado de equilíbrio. No

segundo caso, o ângulo cresce continuamente até a perda do sincronismo. Esse tipo de instabilidade é conhecido como instabilidade de primeira oscilação (ou primeiro *swing*) e ocorre devido a falta de suficiente torque sincronizante. Por fim, no caso 3, o sistema é estável na primeira oscilação, porém se torna instável pois a amplitude das oscilações aumentam no decorrer do tempo.

- Estabilidade frente a pequenos distúrbios é a habilidade de um sistema de potência se manter em sincronismo frente a pequenas perturbações. Esses distúrbios ocorrem constantemente no sistema devido a pequenas variações de carga e geração. Uma perturbação é considerada suficientemente pequena se não houver considerável perda de precisão ao se analisar o fenômeno através de um modelo linearizado. A instabilidade resultante pode ser de duas formas:
 - (a) aumento aperiódico no ângulo do rotor devido à falta de suficiente torque sincronizante;
 - (b) oscilações angulares de amplitudes crescentes devido à falta de torque de amortecimento.

A natureza da resposta do sistema frente a pequenas perturbações depende de diversos fatores, tais como, a condição inicial de operação, a robustez do sistema de transmissão e o tipo do sistema de excitação utilizado. Para um gerador sem sistema de excitação conectado radialmente a um grande sistema de potência, a instabilidade é devido à insuficiência de torque de sincronismo. Isso resulta em instabilidade aperiódica, através de um modo não-oscilatório, conforme mostrado na Figura 2 (KUNDUR, 1994).

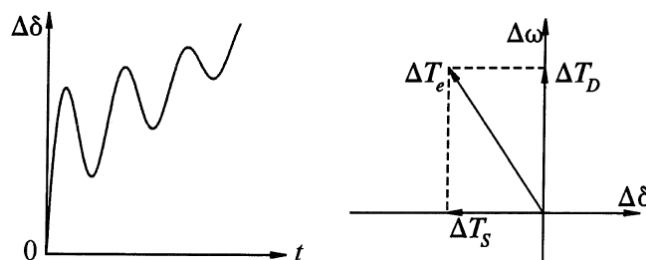


Figura 2: Sistema instável aperiódico

No caso de o gerador possuir um sistema de excitação, o que ocorre em geral é a perda de sincronismo através de oscilações de amplitude crescente, devido à

insuficiência de torque de amortecimento, como ilustrado na Figura 3 (KUNDUR, 1994).

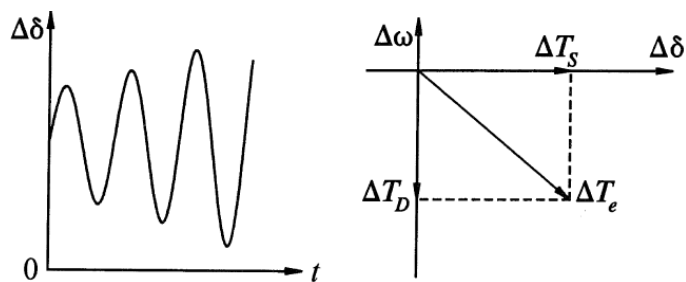


Figura 3: Sistema instável oscilatório

Por fim, a Figura 4 mostra um caso de sistema estável (KUNDUR, 1994).

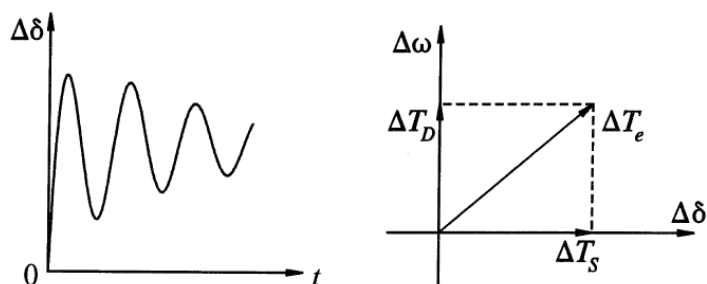


Figura 4: Sistema estável

Nos sistemas de potência atuais, a estabilidade a pequenas perturbações está quase sempre relacionada à insuficiência no amortecimento das oscilações. A estabilidade dos seguintes tipos de oscilações é geralmente avaliada (KUNDUR, 1994):

- Modos locais – estão associados às oscilações de uma determinada usina em relação ao restante do sistema elétrico. Geralmente, as frequências naturais dos modos locais situam-se na faixa de 1 a 2 Hz;
- Modos multi-máquinas (ou intra-planta) – estão associados às oscilações entre usinas do sistema eletricamente próximas;
- Modos de controle – estão associados às oscilações causadas por ajuste inadequado dos controladores, como sistema de excitação, reguladores de velocidade, conversores HVDC, compensadores estáticos;

- Modos torcionais – estão associados à interação entre o sistema elétrico e o sistema mecânico formado pelo conjunto eixo da turbina-rotor do gerador, os quais incluem:
 - a) interação torcional com os controles do sistema supracitados;
 - b) ressonância sub-síncrona com o sistema de transmissão contendo compensação série;
 - c) fadiga torcional causada por chaveamentos na rede elétrica.
- Modos inter-área: associados às interligações em corrente alternada entre as diferentes áreas do sistema elétrico. São caracterizados pelas oscilações entre grupos de usinas relativamente afastadas entre si (conectadas através de uma grande impedância). O modo inter-área usualmente ocorre de duas formas:
 - a) envolvendo todas as usinas do sistema, as quais se dividem em dois grandes grupos oscilando entre si. A frequência desse tipo de oscilação fica em geral na faixa de 0,1 a 0,3 Hz;
 - b) envolvendo diversas áreas do sistema ou sub-grupos de uma mesma área que oscilam entre si. As frequências nesse caso ficam geralmente na faixa de 0,4 a 0,7 Hz.

As oscilações eletromecânicas mal amortecidas são muito comuns em grandes sistemas de potência e normalmente estão mais associadas às condições de operação do sistema do que à ocorrência de um distúrbio. Ferramentas de análise linear podem ser aplicadas para avaliar a natureza das oscilações eletromecânicas. Isso é feito através da linearização do modelo de um sistema de potência em torno de um ponto de operação.

Tendo em vista que este trabalho trata de uma análise de estabilidade a pequenas perturbações (ou pequenos sinais) do sistema Acre-Rondônia diante de sua interligação ao SIN é necessário descrever as técnicas de análise linear associadas a esse tipo de análise, o que é feito a seguir.

2.2 Autovalores e autovetores

Os autovalores de uma matriz $A \in \mathbb{R}^{n \times n}$ são os valores de λ que satisfazem a solução não-trivial ($\underline{v} \neq 0$) da equação (KAILATH, 1980):

$$\mathbf{A}\mathbf{v} = \lambda\mathbf{v} \quad (2)$$

onde \underline{v} é um vetor de dimensão n .

Arrumando os termos da equação (2), tem-se:

$$(\lambda\mathbf{I} - \mathbf{A})\mathbf{v} = \mathbf{0} \quad (3)$$

Como $\underline{v} \neq 0$:

$$\det(\lambda\mathbf{I} - \mathbf{A}) = 0 \quad (4)$$

A equação (4) é denominada equação característica da matriz A (STRANG, 1988), e as raízes do seu polinômio correspondem aos autovalores da matriz, denotados por λ .

O conjunto destas raízes é chamado espectro da matriz e é denotado por $\lambda(A)$. A matriz diagonal cujo elemento (i, i) é o autovalor λ_i da matriz A é indicada por Λ .

Se $\lambda_i \in \lambda(A)$, então os vetores não-nulos $\underline{v} \in \mathbb{C}^n$ que satisfaçam à equação:

$$\mathbf{A}\underline{v} = \lambda_i\mathbf{v} \quad (5)$$

são chamados autovetores à direita associados ao autovalor λ_i .

Por outro lado, os vetores não-nulos que satisfaçam à equação:

$$\underline{w}\mathbf{A} = \lambda_i\underline{w} \quad (6)$$

são chamados autovetores à esquerda associados ao autovalor λ_i .

Uma matriz real pode ter autovalores complexos, que sempre aparecem em pares complexos conjugados. Quando os autovalores forem complexos, os autovetores à direita e à esquerda também serão complexos (LIMA, 1991).

Supondo que a matriz A tenha n autovalores distintos $\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n$ e que Φ seja uma matriz formada pelo conjunto dos autovetores à direita e sua inversa Φ^{-1} seja a

matriz composta pelo conjunto dos autovetores à esquerda, então Φ é uma matriz que pode ser utilizada para colocar a matriz A na forma diagonal:

$$\Phi^{-1}A\Phi = \Lambda = \begin{bmatrix} \lambda_1 & & & \\ & \lambda_2 & & \\ & & \dots & \\ & & & \lambda_n \end{bmatrix} \quad (7)$$

2.3 Equações de estado

Um sistema linear dinâmico pode ser representado por equações de estado da forma:

$$\begin{cases} \dot{\underline{x}} = A\underline{x} + B\underline{u} \\ \underline{y} = C\underline{x} + D\underline{u} \end{cases} \quad (8)$$

onde: \underline{x} - vetor de estados;

\underline{u} - vetor de controle;

\underline{y} - vetor de saída

A - matriz de estados

B - matriz de controle

C - matriz de saída

D - matriz de transmissão direta

Considerando a transformação de variáveis dada por:

$$\underline{x} = \Phi \underline{x}_m \quad (9)$$

onde Φ é a matriz cujas colunas são os autovetores à direita da matriz A , é possível expressar a equação de estado em função da nova variável \underline{x}_m :

$$\Phi \dot{\underline{x}}_m = A\Phi \underline{x}_m \quad (10)$$

$$\dot{\underline{x}}_m = \Phi^{-1}A\Phi \underline{x}_m \quad (11)$$

onde $\Phi^{-1} = \Psi$ é a matriz cujas linhas são os autovetores à esquerda da matriz A .

$$\dot{\underline{x}}_m = \Lambda \underline{x}_m \quad (12)$$

onde Λ é uma matriz diagonal. Assim, as equações diferenciais que formam a equação de estado se tornam desacopladas, resultando em um sistema de n equações diferenciais de primeira ordem da forma:

$$\dot{\mathbf{x}}_{mi} = \lambda_i \mathbf{x}_{mi} \quad (13)$$

cuja solução é dada por:

$$\mathbf{x}_{mi}(\mathbf{t}) = \mathbf{e}^{\lambda_i(\mathbf{t}-\mathbf{t}_0)} \mathbf{x}_{mi}(\mathbf{t}_0) \quad (14)$$

A solução homogênea da equação de estado é dada por:

$$\underline{\mathbf{x}}(\mathbf{t}) = \Phi \text{diag}(\mathbf{e}^{\lambda_i(\mathbf{t}-\mathbf{t}_0)}) \Psi \underline{\mathbf{x}}(\mathbf{t}_0) \quad (15)$$

Se o autovalor $\lambda_i = (\alpha_i + j\beta_i)$ for real, a resposta no tempo do termo $\mathbf{e}^{\lambda_i(\mathbf{t})}$ será uma exponencial crescente se $\lambda_i > 0$, e será uma exponencial decrescente se $\lambda_i < 0$.

Por outro lado, se o autovalor $\lambda_i = (\alpha_i + j\beta_i)$ for complexo, a resposta no tempo será oscilatória, com frequência β_i e com uma envoltória exponencial que será crescente se $\alpha_i > 0$ e decrescente se $\alpha_i < 0$.

No caso de sistemas com resposta oscilatória, a taxa de decaimento da amplitude da oscilação é dada pelo fator de amortecimento ζ , expresso por:

$$\zeta = \frac{-\alpha_i}{\sqrt{\alpha_i^2 + \beta_i^2}} \quad (16)$$

Verifica-se, a partir da equação (16) que fatores de amortecimento negativos caracterizam modos de oscilação instáveis (RAMOS, 2002).

2.4 Modelo dinâmico linearizado de um sistema de potência

Em estudos de estabilidade de sistemas de potência eletromecânicos, os componentes do sistema são modelados e representados por um conjunto de equações diferenciais e algébricas não-lineares da forma:

$$\begin{aligned} \dot{\underline{\mathbf{x}}} &= \mathbf{f}(\underline{\mathbf{x}}, \underline{\mathbf{z}}) \\ \mathbf{0} &= \mathbf{g}(\underline{\mathbf{x}}, \underline{\mathbf{z}}) \end{aligned} \quad (17)$$

onde $\underline{\mathbf{x}}$ - vetor de variáveis de estado

$\underline{\mathbf{z}}$ - vetor de variáveis algébricas

$\underline{0}$ – vetor com todos os elementos nulos

No sistema de equações (17), o conjunto das equações diferenciais descreve os componentes do sistema com representação dinâmica, como as máquinas síncronas, motores de indução, reguladores de velocidade e de tensão, estabilizadores de potência, elos de corrente contínua, equipamentos FACTS, entre outros.

O conjunto de equações algébricas representa as equações do fluxo de potência, o qual descreve a rede de transmissão em corrente alternada, através da sua formulação por matriz de admitância nodal, além de relações algébricas relacionadas aos diversos equipamentos dinâmicos.

O estudo de estabilidade a pequenas perturbações de um sistema elétrico de potência (SEP) é feito a partir da linearização de (17) em torno de um ponto de operação do sistema $(\underline{x}_0, \underline{y}_0)$:

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{\underline{x}} \\ \underline{0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_1 & \mathbf{J}_2 \\ \mathbf{J}_3 & \mathbf{J}_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \underline{x} \\ \Delta \underline{z} \end{bmatrix} \quad (18)$$

Resolvendo o sistema de equações (18) de forma a eliminar o vetor de variáveis algébricas $\Delta \underline{z}$:

$$\underline{0} = \mathbf{J}_3 \Delta \underline{x} + \mathbf{J}_4 \Delta \underline{z} \quad (19)$$

$$\Delta \underline{z} = -\mathbf{J}_4^{-1} \mathbf{J}_3 \Delta \underline{x} \quad (20)$$

Substituindo (20) em (18):

$$\Delta \dot{\underline{x}} = \mathbf{J}_1 \Delta \underline{x} - \mathbf{J}_2 \mathbf{J}_4^{-1} \mathbf{J}_3 \Delta \underline{x} \quad (21)$$

$$\Delta \dot{\underline{x}} = (\mathbf{J}_1 - \mathbf{J}_2 \mathbf{J}_4^{-1} \mathbf{J}_3) \Delta \underline{x} = \mathbf{A} \Delta \underline{x} \quad (22)$$

O símbolo Δ representa uma variação incremental no estado em torno do ponto de operação, e para maior simplicidade será omitido nas demais equações apresentadas neste capítulo.

Conforme foi visto no item 2.2, os autovalores da matriz A contém a informação do desempenho dinâmico do sistema e fornecem informações sobre a estabilidade do sistema elétrico em torno do ponto de operação $(\underline{x}_0, \underline{y}_0)$. Portanto, a análise de estabilidade de um sistema de potência requer o cálculo dos autovalores de uma matriz assimétrica de dimensão elevada e com baixa esparsidade.

Em sistemas elétricos de grande porte, com milhares de variáveis de estado, é comum a utilização de métodos que calculam apenas um conjunto de autovalores com características específicas de interesse. Esses métodos possuem as seguintes propriedades (WANG, SEMLYEN, 1990):

- (a) Uso de técnicas de esparsidade;
- (b) Um conjunto específico de autovalores pode ser calculado de forma eficiente;
- (c) Boa convergência e estabilidade numérica.

Esses métodos podem ser eficientemente aplicados quando a matriz de espaço de estado é representada utilizando a formulação implícita, através da matriz Jacobiano do sistema, que se baseia na utilização de equações aumentadas para descrever a dinâmica do sistema, conforme descrito a seguir.

$$\dot{\underline{x}} = \mathbf{f}(\underline{x}, \underline{z}, \underline{u}) \quad (23)$$

$$\mathbf{0} = \mathbf{g}(\underline{x}, \underline{z}, \underline{u}) \quad (24)$$

$$\underline{y} = \mathbf{h}(\underline{x}, \underline{z}, \underline{u}) \quad (25)$$

onde \underline{x} é o vetor de estados, \underline{z} é o vetor de variáveis algébricas, \underline{u} é o vetor de entradas e \underline{y} representa as saídas do sistema que podem ser observadas.

O estudo da estabilidade a pequenas perturbações é feito a partir da linearização das equações (23), (24) e (25) em torno de um ponto de operação do sistema $(\underline{x}_0, \underline{z}_0, \underline{u}_0)$:

$$\Delta \dot{\underline{x}} = \left. \frac{\partial \mathbf{f}}{\partial \underline{x}} \right|_{\underline{x}_0, \underline{z}_0, \underline{u}_0} \Delta \underline{x} + \left. \frac{\partial \mathbf{f}}{\partial \underline{z}} \right|_{\underline{x}_0, \underline{z}_0, \underline{u}_0} \Delta \underline{z} + \left. \frac{\partial \mathbf{f}}{\partial \underline{u}} \right|_{\underline{x}_0, \underline{z}_0, \underline{u}_0} \Delta \underline{u} \quad (26)$$

$$\mathbf{0} = \left. \frac{\partial \mathbf{g}}{\partial \underline{x}} \right|_{\underline{x}_0, \underline{z}_0, \underline{u}_0} \Delta \underline{x} + \left. \frac{\partial \mathbf{g}}{\partial \underline{z}} \right|_{\underline{x}_0, \underline{z}_0, \underline{u}_0} \Delta \underline{z} + \left. \frac{\partial \mathbf{g}}{\partial \underline{u}} \right|_{\underline{x}_0, \underline{z}_0, \underline{u}_0} \Delta \underline{u} \quad (27)$$

$$\Delta \underline{y} = \left. \frac{\partial \mathbf{h}}{\partial \underline{x}} \right|_{\underline{x}_0, \underline{z}_0, \underline{u}_0} \Delta \underline{x} + \left. \frac{\partial \mathbf{h}}{\partial \underline{z}} \right|_{\underline{x}_0, \underline{z}_0, \underline{u}_0} \Delta \underline{z} + \left. \frac{\partial \mathbf{h}}{\partial \underline{u}} \right|_{\underline{x}_0, \underline{z}_0, \underline{u}_0} \Delta \underline{u} \quad (28)$$

Representando as equações (26), (27) e (28) utilizando notação matricial, obtemos:

$$\begin{bmatrix} \dot{\underline{x}} \\ \underline{0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_1 & J_2 \\ J_3 & J_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{x} \\ \underline{z} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \underline{b}_x \\ \underline{b}_z \end{bmatrix} \underline{u} \quad (29)$$

$$\underline{y} = \begin{bmatrix} \underline{c}_x & \underline{c}_z \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{x} \\ \underline{z} \end{bmatrix} + \underline{D} \underline{u} \quad (30)$$

onde:

$\begin{bmatrix} J_1 & J_2 \\ J_3 & J_4 \end{bmatrix}$ - matriz Jacobiano do sistema

$\begin{bmatrix} \underline{x} \\ \underline{z} \end{bmatrix}$ - vetor de estados aumentado

$\begin{bmatrix} \underline{b}_x \\ \underline{b}_z \end{bmatrix}$ - matriz de entrada aumentada

$\begin{bmatrix} \underline{c}_x & \underline{c}_z \end{bmatrix}$ - matriz de saída aumentada

A equação (6) que relaciona a matriz de estados, os autovalores e autovetores pode ser expressa em termos da matriz Jacobiano, tornando o problema de autovalores em um problema de autovalores generalizado da forma (MARTINS, 2004):

$$\begin{pmatrix} J_1 & J_2 \\ J_3 & J_4 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \underline{v} \\ \underline{z} \end{pmatrix} = \lambda \begin{pmatrix} \underline{I} & \underline{0} \\ \underline{0} & \underline{0} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \underline{v} \\ \underline{z} \end{pmatrix} \quad (31)$$

onde $\begin{bmatrix} \underline{v} \\ \underline{z} \end{bmatrix}^t$ é o autovetor à direita aumentado do autovalor λ . Analogamente, o autovetor à esquerda aumentado do autovalor λ é dado por $\begin{bmatrix} \underline{w} & \underline{z} \end{bmatrix}$.

A matriz Jacobiana apresentada na equação (31) é altamente esparsa, o que permite o uso de algoritmos que lidam de forma eficiente com matrizes esparsas. A grande vantagem dessa esparsidade é a viabilidade da aplicação dos métodos de análise da estabilidade a pequenas perturbações na análise da estabilidade de sistemas elétricos de grande porte.

Alguns algoritmos de solução de problemas de estabilidade a pequenos sinais que utilizam o sistema de equações aumentado são:

- Quociente de Rayleigh;
- Algoritmo de Pólo Dominante;
- Algoritmo de Bi-Iteração com Refatoração (RBI) (CAMPAGNOLO *et al.*, 1996);

- Algoritmo de Múltiplos Pólos Dominantes (DPSE) (MARTINS, 1997).

2.5 Mode shape

Conforme mostrado na equação (9), é possível expressar a resposta do sistema em termos do vetor de estados \underline{x} e \underline{x}_m , que estão relacionados da seguinte forma:

$$\underline{x}(t) = \Phi \underline{x}_m(t) = [\Phi_1 \quad \Phi_2 \quad \cdots \quad \Phi_n] \underline{x}_m \quad (32)$$

e

$$\underline{x}_m(t) = \Psi \underline{x}(t) = [\Psi_1 \quad \Psi_2 \quad \cdots \quad \Psi_n]^T \underline{x}(t) \quad (33)$$

As variáveis x_1, x_2, \dots, x_n são as variáveis de estados originais cuja escolha representa o desempenho dinâmico do sistema. As variáveis $x_{m1}, x_{m2}, \dots, x_{mn}$ são as variáveis de estado transformadas de forma que cada variável está associada a um autovalor ou modo.

A partir da equação (32), verifica-se que o autovetor à direita fornece o *mode-shape*, isto é, informa sobre o comportamento de todas as variáveis de estado quando um determinado modo (autovalor) é excitado. O grau de atividade da variável de estado x_k no modo i é dado pelo elemento ϕ_{ki} do autovetor à direita ϕ_i (KUNDUR, 1994).

O módulo dos elementos de ϕ_i fornece o grau de atividade das n variáveis de estado no modo i e o ângulo dos elementos de ϕ_i fornece a defasagem angular das variáveis de estado em relação ao modo.

Conforme mostrado na equação (33), o autovetor à esquerda ψ_i identifica qual combinação das variáveis de estado originais estão relacionadas com o modo i . Assim, o elemento k do autovetor à esquerda ψ_i mede a contribuição da atividade da variável de estado x_k no modo i .

Nesse sentido, a análise dos *mode-shape* permite a visualização da amplitude e da fase de um modo de oscilação quando se avalia um mesmo tipo de variável de saída, como por exemplo a velocidade angular, a tensão, etc. Uma vez que o objetivo é analisar as oscilações eletromecânicas, os desvios de velocidades do rotor são normalmente uma boa opção de escolha para análise, o que se denomina *mode-shape* de velocidade (BARBOSA, 1999).

2.6 Controlabilidade e observabilidade

Um sistema é dito controlável se em um instante t_0 for possível, por meio de um vetor de controle, transferir o sistema de um estado inicial qualquer $x(t_0)$ para outro estado, em um intervalo de tempo finito.

Por outro lado, um sistema é dito observável se em um instante t_0 , for possível determinar o estado $x(t_0)$ a partir da observação da saída durante um intervalo de tempo finito (OGATA, 2003).

Expressando o sistema de equações mostrado em (9) em termo da transformação de variáveis x_m definida em (10), tem-se:

$$\begin{cases} \Phi \dot{\underline{x}}_m = \mathbf{A} \Phi \underline{x}_m + \mathbf{B} \underline{u} \\ \underline{y} = \mathbf{C} \Phi \underline{x}_m + \mathbf{D} \underline{u} \end{cases} \quad (34)$$

Reescrevendo de modo a obter as equações de forma desacopladas:

$$\begin{cases} \dot{\underline{x}}_m = \Lambda \underline{x}_m + \mathbf{B}' \underline{u} \\ \underline{y} = \mathbf{C}' \underline{x}_m + \mathbf{D} \underline{u} \end{cases} \quad (35)$$

onde

$$\mathbf{B}' = \Phi^{-1} \mathbf{B} \quad (36)$$

$$\mathbf{C}' = \mathbf{C} \Phi \quad (37)$$

A partir da equação (35), conclui-se que se a linha i da matriz \mathbf{B}' for nula, as entradas do sistema não possuem qualquer efeito sobre o i -ésimo modo. Nesse caso, o modo é dito ser não controlável e a matriz $\mathbf{B}' = \Phi^{-1} \mathbf{B}$ é definida como a matriz de controlabilidade modal.

Da mesma forma, se a i -ésima coluna da matriz \mathbf{C}' for nula, não será possível determinar se a variável x_{mi} contribui para a saída do sistema. Assim, o modo correspondente é classificado como sendo não-observável e a matriz $\mathbf{C}' = \mathbf{C} \Phi$ é definida como matriz de observabilidade modal.

Os conceitos de controlabilidade e observabilidade possuem papel importante no projeto de sistemas de controle no espaço de estados. Embora a maioria dos sistemas físicos seja controlável e observável, seus modelos matemáticos correspondentes podem não exibir a propriedade de controlabilidade e

observabilidade. Então, é necessário conhecer as condições nas quais um sistema é controlável e observável.

A não-observabilidade de um modo explica porque alguns modos pouco amortecidos não são detectados ao monitorar certas grandezas. O *mode-shape*, definido na seção 2.5 corresponde à visualização da observabilidade do modo em um dado subconjunto de variáveis do sistema.

2.7 Resíduos da função de transferência

Reescrevendo a equação (9) para os casos em que o vetor de saída \underline{y} não é função direta do vetor de entrada \underline{u} , logo a matriz D vale zero, tem-se:

$$\begin{cases} \dot{\underline{x}} = \mathbf{A}\underline{x} + \mathbf{B}\underline{u} \\ \underline{y} = \mathbf{C}\underline{x} \end{cases} \quad (38)$$

Aplicando-se a transformada de Laplace nas equações de estado (38) e considerando o estado inicial nulo, obtém-se as seguintes equações:

$$\mathbf{X}(s) = (s\mathbf{I} - \mathbf{A})^{-1}\mathbf{b}\mathbf{U}(s) \quad (39)$$

$$\mathbf{Y}(s) = \mathbf{c}\mathbf{X}(s) = \mathbf{c}(s\mathbf{I} - \mathbf{A})^{-1}\mathbf{b}\mathbf{U}(s) \quad (40)$$

A função de transferência é dada por:

$$\mathbf{G}(s) = \frac{\mathbf{Y}(s)}{\mathbf{U}(s)} = \mathbf{c}(s\mathbf{I} - \mathbf{A})^{-1}\mathbf{b} \quad (41)$$

Se a matriz de estados A puder ser diagonalizada na forma mostrada em (7), então é possível escrever:

$$\mathbf{G}(s) = \hat{\mathbf{c}}(s\mathbf{I} - \hat{\mathbf{A}})^{-1}\hat{\mathbf{b}} \quad (42)$$

$$\mathbf{G}(s) = \sum_{i=1}^n \frac{R_i}{s - \lambda_i} = \sum_{i=1}^n \frac{\hat{\mathbf{b}}_i \hat{\mathbf{c}}_i}{s - \lambda_i} \quad (43)$$

onde:

$\hat{\mathbf{A}}$ - matriz diagonalizada

$\hat{\mathbf{b}}$ = $\Psi\mathbf{b}$ - vetor de controlabilidade modal

$\hat{\mathbf{c}}$ = $\mathbf{c}\Phi$ - vetor de observabilidade modal

\hat{b}_i – fator de controlabilidade modal

\hat{c}_i - fator de observabilidade modal

R_i - resíduo de $G(s)$ associado ao autovalor λ_i

Uma vez determinados os autovetores à direita e à esquerda, é possível obter os resíduos associados a cada autovalor, apenas calculando o produto escalar desses autovetores, conforme mostrado na equação (43). Assim, um resíduo R_i cujo módulo seja alto, indica que o pólo λ_i associado possui boa observabilidade e controlabilidade, permitindo direcionar o projeto de controladores para o sistema analisado (MARTINS *et al.*, 1996).

2.8 Fatores de participação

A partir da equação (9) é possível definir a matriz de participação:

$$\mathbf{P} = [\mathbf{p}_1 \quad \mathbf{p}_2 \quad \cdots \quad \mathbf{p}_n] \quad (44)$$

onde

$$\mathbf{p}_i = \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{1i} \\ \mathbf{p}_{2i} \\ \vdots \\ \mathbf{p}_{ni} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Phi_{1i} \Psi_{i1} \\ \Phi_{2i} \Psi_{i2} \\ \vdots \\ \Phi_{ni} \Psi_{in} \end{bmatrix} \quad (45)$$

Conforme verificado na equação (45), os elementos da matriz de participação, também denominados fatores de participação, medem a associação entre cada variável de estado com os modos do sistema e vice-versa.

O conceito de matriz de participação tem grande utilidade quando há um interesse na análise de apenas um ou poucos modos de um sistema elétrico. Uma dificuldade ao lidar com sistemas elétricos de potência é que os modelos necessários para representar o comportamento dinâmico de interesse normalmente envolve um grande número de variáveis, associadas com diferentes componentes do sistema.

Assim, através de métodos baseados no conceito de fatores de participação, os modos relevantes podem ser avaliados separadamente sem prejudicar a dinâmica do sistema que está sendo analisada (PÉREZ-ARRIAGA *et al.*, 1982).

2.9 Utilização de resíduos de função de transferência

Em sistemas de potência, é comum a utilização de controle por realimentação. Nesse caso, o controlador monitora uma variável do sistema e atua no sinal de referência de forma a alterar a variável controlada para o valor desejado (ROUCO, PAGOLA, 2001).

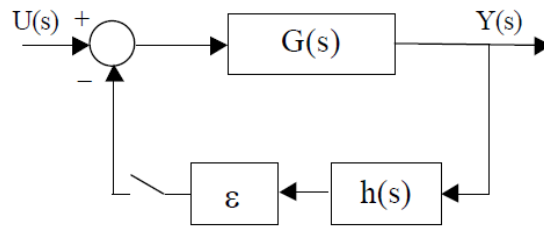


Figura 5: Inclusão de realimentação com ganho incremental

Na Figura 5, $G(s)$ representa a função de transferência de malha aberta entre as variáveis $U(s)$ e $Y(s)$, entre as quais se deseja fechar uma malha de realimentação $H(s) = \epsilon h(s)$, sendo ϵ um escalar e $h(s)$ uma estrutura conhecida. Assumindo que todos os zeros e pólos de $G(s)$ e $H(s)$ são distintos e indicando os pólos de $G(s)$ por λ_i e os resíduos correspondentes por R_i , pode-se mostrar, com base nas propriedades da derivada inicial do método do lugar das raízes, que para valores infinitesimais de ϵ o fechamento da malha de realimentação causa uma variação no pólo λ_i da forma (ARCIDIACONO *et al.*, 1980):

$$\Delta\lambda_i = -R_i H(\lambda_i) \quad (46)$$

Essa propriedade pode ser usada para deslocar os pólos associados aos modos de oscilação eletromecânica com baixo amortecimento. Dessa forma, o resíduo pode ser usado para determinar os geradores mais adequados para introduzir um sinal adicional de estabilizador. Nesse caso, é conveniente escolher $G_k(s)$, onde $k = 1, 2, \dots, n_g$ ($n_g =$ número total de geradores do sistema), como a função de transferência entre a referência do regulador de tensão dos geradores ($U(s) = \Delta V_{ref}(s)$) e a variável da qual o sinal estabilizador suplementar é derivado ($Y(s) = \Delta\omega$ ou Δf ou ΔP , etc.) (BARBOSA, 1999).

2.10 Utilização de zeros da função de transferência

A localização dos zeros de uma função de transferência de malha aberta no plano complexo de um sistema realimentado está fortemente relacionada à dificuldade em controlar o sistema (MARTINS *et al.*, 1992).

Da teoria do lugar das raízes, sabe-se que os pólos da função de transferência de malha fechada se aproximam dos zeros da função de transferência de malha aberta à medida que o ganho da malha de realimentação tende a infinito. A existência de zeros críticos muito próximos do pólo que se deseja amortecer sugere a impossibilidade de estabilizar adequadamente este modo através do fechamento da malha de estabilização escolhida, sendo necessária a escolha de outra malha de realimentação a ser fechada para amortecer o modo de oscilação analisado.

2.11 Estabilizador de Sistemas de Potência (ESP)

O Estabilizador de Sistemas de Potência (ESP), do inglês *Power System Stabilizer* (PSS), é um dispositivo que provê um sinal adicional de controle para o regulador automático de tensão (RAT) com objetivo de amortecer as oscilações do rotor do gerador, através do controle da excitação da máquina.

Quando um sistema elétrico de potência opera em regime permanente, o desvio de velocidade do rotor é nulo ou próximo de zero, logo não há ação do estabilizador de sistemas de potência. Porém durante um estado transitório, a velocidade do rotor do gerador varia e o ângulo do rotor oscila, causando um desvio entre a tensão de referência do regulador de tensão e a tensão terminal do gerador (MACHOWSKI *et al.*, 1997).

Nesse sentido, a função do estabilizador é adicionar um sinal que compense o desvio de tensão e produza uma componente do conjugado elétrico em fase com o desvio de velocidade do rotor, $\Delta\omega$. Para isso, o estabilizador pode utilizar como sinais de entrada a velocidade angular do rotor, a frequência do sistema (obtida nos terminais do gerador), a potência elétrica fornecida pelo gerador, dentre outros.

A Figura 6 mostra um diagrama de blocos representando a malha do regulador de tensão de um gerador. Os blocos RAT(s) e ESP(s) representam a função de

transferência do regulador de tensão e do estabilizador, respectivamente. As funções $F_1(s)$ e $F_2(s)$ relacionam, respectivamente, a tensão de campo com a tensão terminal e a tensão de campo com a variável utilizada como sinal de entrada do estabilizador.

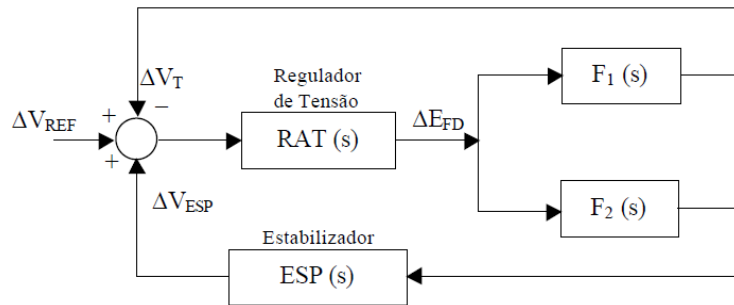


Figura 6: Modelo linearizado representando a malha do regulador de tensão do gerador

A função de transferência do estabilizador deve compensar as características de ganho e fase do sistema de excitação, gerador e sistema de potência, que conjuntamente determinam a função de transferência entre a saída do ESP e a componente de conjugado elétrico que pode ser modulada pelo controle da excitação. Esta função de transferência é denotada por $GEP(s)$ e é fortemente influenciada pelo ganho do regulador de tensão, pelo nível de potência gerada e pela impedância do sistema. A função $GEP(s)$ é definida como (LARSEN, SWANN, 1981):

$$GEP(s) = \frac{\Delta T_e(s)}{\Delta V_{ref}(s)} \quad (47)$$

O diagrama de blocos da Figura 7 (LARSEN, SWANN, 1981) mostra a relação entre o conjugado aplicado no eixo da turbina do gerador e a velocidade do rotor do gerador, ω , e a defasagem angular, δ .

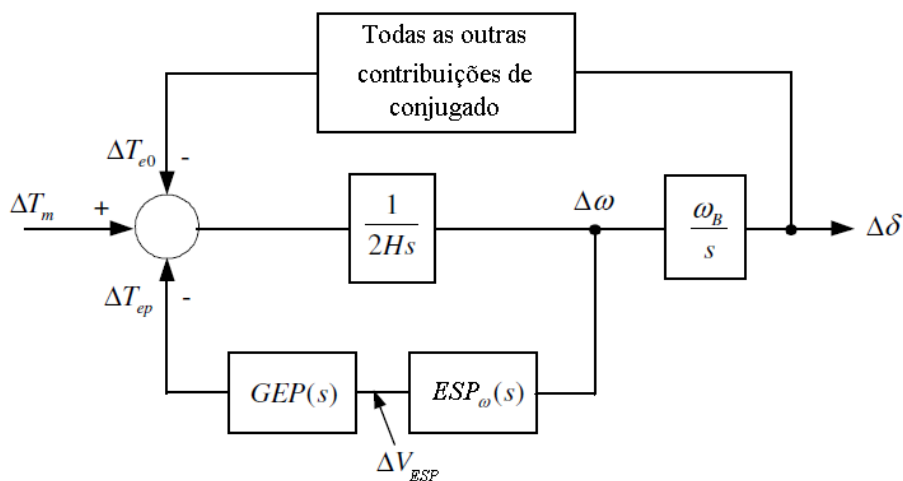


Figura 7: Diagrama esquemático incluindo a ação do ESP

O conjugado elétrico pode ser separado em duas componentes:

- uma componente produzida pelo estabilizador através da modulação da tensão de referência do regulador de tensão, T_{ep} ;
- uma componente resultante de todas as outras contribuições, T_{eo} .

Este diagrama de blocos refere-se a um estabilizador derivado da velocidade do rotor. Quando outros sinais de entrada são utilizados, este diagrama de blocos não é válido.

A função de transferência que relaciona a componente de conjugado produzida exclusivamente pelo ESP e a velocidade do rotor é representada por $P_{\omega}(s)$ e é dada por:

$$\mathbf{P}_{\omega}(s) = \frac{\Delta T_{ep}(s)}{\Delta \omega(s)} = \frac{\Delta T_{ep}(s)}{\Delta V_{ref}(s)} \cdot \frac{\Delta V_{ref}(s)}{\Delta \omega(s)} = \mathbf{GEP}(s) \cdot \mathbf{ESP}_{\omega}(s) \quad (48)$$

A função de transferência que representa a resultante de todas as outras contribuições de conjugado é representada por $K_{1e}(s)$ e é dada por (JUSAN, 2007):

$$\mathbf{K}_{1e}(s) = \left. \frac{\Delta T_{e0}}{\Delta \delta} \right|_{\Delta V_{ref}=0} \quad (49)$$

Para que o estabilizador produza uma componente de conjugado em fase com as variações de velocidade em todo o espectro de freqüências, este deve compensar o atraso de fase de $GEP(s)$. Desta forma, a função de transferência $ESP_{\omega}(s)$ ideal é dada por:

$$\mathbf{ESP}_{\omega}(s) = \frac{D_p}{GEP(s)} \quad (50)$$

onde D_p é a contribuição desejada de amortecimento suprida pelo estabilizador.

Entretanto, este estabilizador não é praticável, pois para compensar o atraso de fase de $GEP(s)$ são necessários derivadores puros, introduzindo elevados ganhos em altas freqüências. O ganho deve ser atenuado em freqüências elevadas para limitar o efeito do ruído e minimizar a interação torcional. A solução consiste em utilizar blocos do tipo avanço-atraso, que serão detalhados posteriormente, para fornecer a compensação de fase necessária na faixa de freqüência de interesse. Como $GEP(s)$ introduz atraso de fase, os parâmetros do estabilizador devem ser ajustados para introduzir avanço de fase (LARSEN, SWANN, 1981).

Em seguida, serão descritos os principais tipos de estabilizadores de sistemas de potência e seu princípio básico de operação.

2.11.1 Estabilizadores baseados no sinal de variação de velocidade

Os estabilizadores deste tipo utilizam como sinal o desvio de velocidade do eixo do gerador, portanto precisam filtrar o ruído presente no sinal medido. A principal desvantagem desses estabilizadores se refere à posição de medição adequada no eixo do gerador que represente de forma apropriada o desvio de velocidade dos pólos magnéticos do rotor. No caso de máquinas com eixos longos, é necessário medir os desvios de velocidade em vários pontos ao longo do eixo e calcular uma média do desvio.

Além disso, a aplicação de estabilizadores baseados no sinal de variação de velocidade em unidade térmicas requer uma consideração cuidadosa devido às oscilações torcionais. O estabilizador, enquanto amortece as oscilações do rotor, pode causar instabilidade devido aos modos torcionais. Uma solução para esse tipo de problema é posicionar o sensor de velocidade próximo aos locais de modos torcionais críticos. Adicionalmente, podem ser usados filtros na planta dos estabilizadores para atenuar as componentes torcionais (CALDEIRA, 2009).

2.11.2 Estabilizadores baseados no sinal de potência acelerante

O uso da potência acelerante como sinal de entrada para o estabilizador de sistemas de potência recebeu atenção considerada em meados da década de 1970 devido às vantagens significativas proporcionadas por este sinal, entre elas a baixa interação com os modos torcionais (LARSEN, SWANN, 1981).

A potência acelerante é calculada a partir da potência elétrica e da potência mecânica. O princípio básico de operação de um estabilizador deste tipo é o cálculo do desvio de velocidade, a partir da integral da potência acelerante, como mostrado na Figura 8 e descrito na equação (51) (MOTA, 2010):

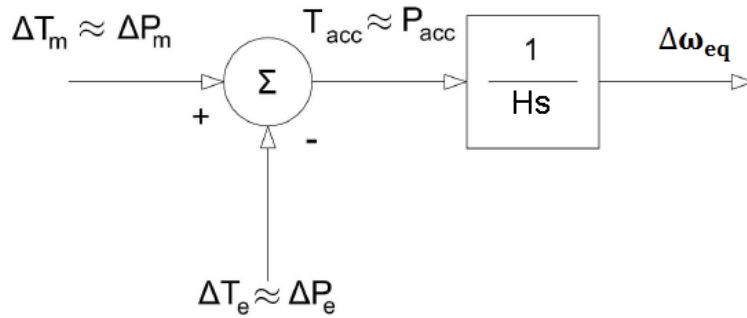


Figura 8: Conceito de potência acelerante

$$\Delta\omega_{eq} = \frac{1}{H} \int (\Delta P_m - \Delta P_e) dt \quad (51)$$

onde:

H - constante de inércia

ΔP_m - variação da potência mecânica

ΔT_m - variação do conjugado mecânico

ΔP_e - variação da potência elétrica

ΔT_e - variação do conjugado elétrico

ΔP_{acc} - saldo entre as potências mecânica e elétrica, a potência acelerante

ΔT_{acc} - saldo entre os conjugados mecânico e elétrico, o conjugado acelerante

$\Delta\omega_{eq}$ - derivada ou variação equivalente de velocidade

e ΔP_e é calculado a partir da medida da potência real gerada, P_e . A integral da potência mecânica está relacionada com o sinal de potência acelerante de acordo com a seguinte expressão:

$$\int \Delta P_m \cdot dt = H \cdot \Delta\omega_{medido} + \int \Delta P_e \cdot dt \quad (52)$$

onde ω_{medido} é a velocidade medida no eixo da máquina, a partir de sensores.

Assumindo que a potência mecânica se mantém praticamente constante durante os fenômenos nos quais o estabilizador atua, obtém-se:

$$P_{acc} = -\Delta P_e \quad (53)$$

Portanto, os estabilizadores baseados nos sinais de potência acelerante possuem dois sinais de entrada, $\Delta\omega_{medido}$ e ΔP_e , os quais são utilizados para calcular $\Delta\omega_{eq}$.

As características no desempenho de um ESP baseado no sinal de potência acelerante são semelhantes às de um estabilizador baseado no sinal de velocidade, tendo em vista que a potência acelerante está em fase com a velocidade. Por esse motivo, o projeto de um estabilizador de potência acelerante pode ser realizado a partir da observação do sinal de velocidade (LARSEN, SWANN, 1981).

2.11.3 Estabilizadores baseados no sinal de potência elétrica

Esse tipo de ESP tem como sinal de entrada apenas a potência real gerada, P_e , portanto trata-se de uma forma simplificada do estabilizador de potência acelerante.

Estabilizadores com essa configuração são utilizados somente quando a potência mecânica é assumida como constante. Se houver variação na potência mecânica, devido à ação de um controle secundário de frequência, por exemplo, esta solução poderá produzir oscilações transitórias na tensão e na potência reativa (MACHOWSKI *et al.*, 1997).

2.11.4 Estabilizadores baseados no sinal de frequência

Nesse tipo de estabilizador, o sinal de frequência terminal é usado diretamente como um sinal de entrada. Em alguns casos, a tensão e a corrente terminais são utilizadas para derivar a frequência de uma tensão atrás da reatância da máquina, de forma a ter uma aproximação melhor da velocidade do rotor da máquina.

O sinal de frequência é mais sensível aos modos de oscilação entre grandes áreas do que aos modos envolvendo unidades individuais ou ainda unidades de uma mesma planta. Por isso, os estabilizadores de frequência proporcionam um melhor amortecimento para os modos de oscilação inter-áreas do que os estabilizadores baseados em sinais de velocidade.

A desvantagem desse tipo de estabilizador é que o sinal de frequência pode conter ruídos causados por grandes cargas industriais, podendo impedir o uso da frequência como sinal de entrada.

2.11.5 Componentes dos estabilizadores de sistemas de potência

Em geral, os ESP são compostos pelos seguintes elementos, conforme ilustrado na Figura 9:

- Sensores para medir os sinais de entrada;
- Filtro passa-alta (*washout*);
- Amplificador (ganho do ESP);
- Compensações de avanço e atraso de fase (*lead-lag*), correspondentes ao compensador dinâmico;
- Filtros de alta frequência;
- Limitador;

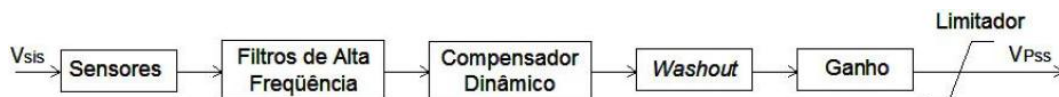


Figura 9: Componentes de um estabilizador de sistema de potência

A Figura 10 mostra um diagrama de blocos representativo de um sistema de excitação estático incluindo o regulador automático de tensão (RAT) e o estabilizador de sistemas de potência.

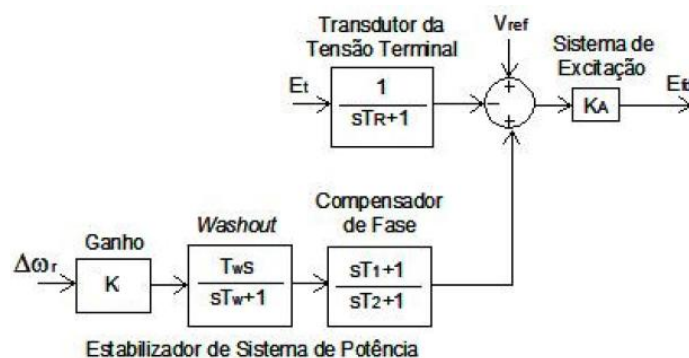


Figura 10: Modelo de um sistema de excitação

2.11.5.1 Filtro passa-alta (*washout*)

O bloco *washout* é um filtro passa-alta, cuja constante de tempo (T_W) deve ser grande o suficiente para permitir que o sinal de velocidade (ω_r) de entrada do ESP não seja atenuado e não tenha sua fase modificada (KUNDUR *et al.*, 1981). Sem este filtro, variações regulares de velocidade resultariam em compensação na tensão do terminal do gerador, desnecessariamente.

2.11.5.2 Ganho do estabilizador

O ganho do estabilizador, K , é o parâmetro que determina a magnitude do amortecimento introduzido pelo ESP. Idealmente, o ganho deveria ser ajustado para o valor que correspondesse ao máximo amortecimento do modo analisado, entretanto há restrições que limitam os valores de ajuste deste ganho.

Uma dessas limitações é a estabilidade de um modo associado à tensão de campo, denominado modo da excitatriz. A frequência desse modo varia na faixa de 3 a 6 Hz e está relacionado com a malha de controle que envolve o sistema de excitação e o regulador de tensão. O amortecimento do modo da excitatriz decresce com o aumento do ganho do estabilizador, portanto é preciso escolher um ganho que proporcione amortecimento adequado ao modo eletromecânico sem comprometer o amortecimento do modo da excitatriz.

2.11.5.3 Compensação de fase

O bloco de compensação de fase permite o ajuste de fase entre a entrada do sistema de excitação e a variação de conjugado elétrico, que geralmente está atrasada em relação à primeira grandeza.

Apesar de a Figura 10 representar apenas um bloco de primeira ordem para a compensação de fase, na prática esta pode ser composta por dois ou mais blocos de primeira ordem ou ainda por blocos de segunda ordem.

A característica de fase a ser compensada varia com a condição de operação do sistema, por conseguinte deve haver um compromisso para estabelecer uma característica aceitável para as diferentes condições de operação.

2.11.5.4 Filtros de alta frequência

A atuação do estabilizador pode ocasionar oscilações torcionais, quando em condição de carga leve ou quando o amortecimento inerente ao sistema é insuficiente. Nessas condições, as oscilações do sistema podem causar a saturação da saída do estabilizador, tornando-o não efetivo de modo a ocasionar a saturação do regulador de tensão e, conseqüentemente, a perda do sincronismo e a saída da unidade geradora (CALDEIRA, 2009).

Deste modo, devem-se desenvolver filtros torcionais para evitar a instabilidade torcional. Nesse sentido, os estabilizadores que utilizam a velocidade como sinal de entrada requerem maior atenuação torcional, o que pode ser minimizado pela localização adequada do medidor de velocidade.

2.11.5.5 Limitador

O limitador possibilita a máxima contribuição do estabilizador, independente do nível de tensão, mantendo uma margem de segurança adequada. Este elemento evita que a tensão terminal seja muito elevada, o que influenciaria na atuação do regulador de tensão, e permite uma faixa de controle suficiente, reduzindo a probabilidade de uma unidade geradora sair de operação devido à atuação do estabilizador (KUNDUR *et al.*, 1981).

2.12 Lugar das raízes

O comportamento transitório de um sistema dinâmico está intimamente relacionado com a localização dos pólos de malha fechada. Se o sistema tiver um ganho de malha variável, então a localização dos pólos de malha fechada dependerá do valor do ganho de malha escolhido.

Durante o projeto de controladores, muitas vezes, a alteração de um simples ganho pode trazer os resultados desejados. Deste modo, é importante conhecer a movimentação dos pólos de malha fechada no plano complexo à medida que um determinado ganho varia.

Os pólos de malha fechada são as raízes da equação característica (4). Assim, o diagrama do lugar das raízes é um gráfico que ilustra o lugar das raízes da equação característica do sistema de malha fechada a partir do conhecimento da localização dos pólos e zeros de malha aberta, quando um parâmetro específico (normalmente o ganho K) varia de zero a infinito. Esse gráfico mostra claramente as contribuições de

cada pólo ou zero de malha aberta nas localizações dos pólos de malha fechada (OGATA, 2003).

A Figura 11 apresenta o diagrama do lugar das raízes do sistema estudado para a função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$ da usina hidrelétrica (UHE) Samuel com um estabilizador (que será detalhado posteriormente). Através da figura, verifica-se que para um ganho $K > 20$ o sistema passa a ser estável, pois o pólo $p = 0,2487 + j2,3918$ que possuía inicialmente amortecimento de $\zeta = -10,3\%$ passa a ser pouco amortecido $\zeta = 1,8\%$.

A Figura 11 mostra também que o aumento do ganho não reduz de forma significativa o amortecimento de outros pólos do sistema, uma vez que não se observa o deslocamento de pólos no sentido positivo do eixo real com o aumento do ganho. Na realidade, o acréscimo no ganho influencia positivamente o pólo $p = -1,4676 + 9,7478j$ que tem seu amortecimento melhorado significativamente.

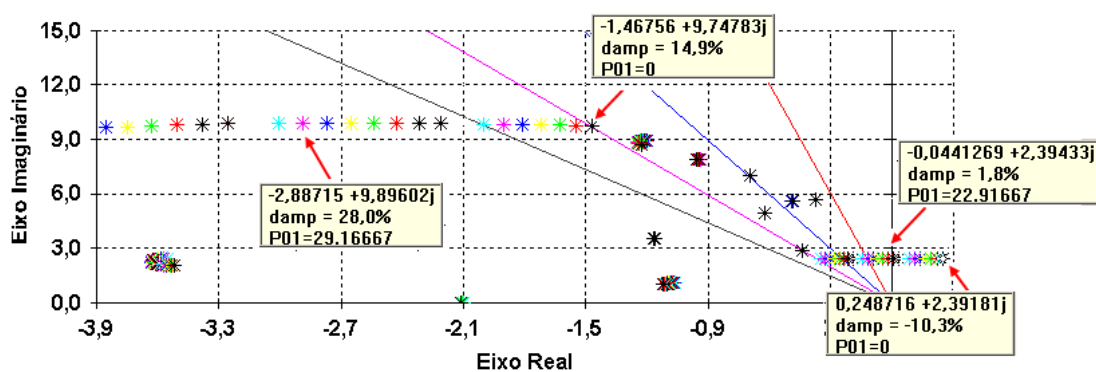


Figura 11: Exemplo de diagrama de lugar das raízes obtido do programa Pacdyn

2.13 Diagrama de Nyquist

O diagrama de Nyquist (ou diagrama polar) de uma função de transferência senoidal $G(j\omega)$ consiste no traçado do lugar geométrico, no plano complexo, do valor de $G(j\omega)$ quando ω varia de $-\infty$ a $+\infty$ (GOMES *et al.*, 1998).

Para sistemas dinâmicos lineares com coeficientes reais, o diagrama de Nyquist é simétrico em relação ao eixo real, o que significa que a metade do diagrama de Nyquist relativo a ω variando de 0 a $+\infty$ é simétrica, em relação ao eixo real, à outra metade relativa a ω variando de 0 a $-\infty$. Por esse motivo, pode-se traçar o diagrama de Nyquist apenas relativo às frequências positivas, uma vez que em sistemas de potência os pólos complexos aparecem em pares conjugados.

O diagrama de Nyquist pode ser utilizado para determinar a estabilidade de um sistema de malha fechada a partir de sua resposta em frequência de malha aberta e seus pólos de malha aberta, através de um critério denominado critério de estabilidade de Nyquist.

Esse critério é a base da maioria dos métodos de resposta em frequência utilizados na teoria de controle clássico para a análise da estabilidade de sistemas de controle e será detalhado no próximo capítulo.

Capítulo 3

Projeto de Estabilizadores de Sistemas de Potência

O projeto de estabilizadores de sistemas de potência é realizado através do posicionamento adequado de pólos por realimentação dinâmica de saída, conforme ilustrado na Figura 12. (SEVILLANO, 2005)

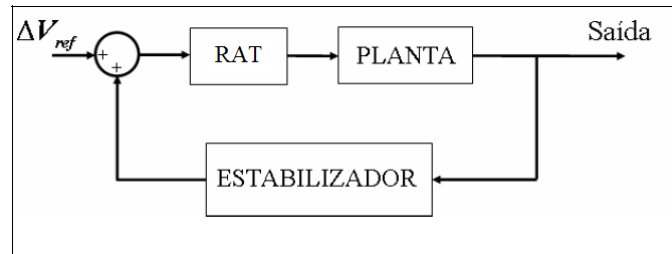


Figura 12: Retroalimentação dinâmica de saída

Um correto posicionamento de pólos pode ser realizado através de blocos do tipo avanço-atraso, uma vez que na maioria dos casos práticos, apenas o ajuste de ganho pode não produzir as alterações no comportamento do sistema necessárias para atender às especificações estabelecidas.

Nesse sentido, a finalidade desta operação é deslocar determinados pólos do sistema, os quais se encontram em posições indesejáveis do plano complexo, para posições com maior grau de amortecimento. Entende-se por pólos indesejáveis aqueles que causam instabilidade no sistema ou que provocam oscilações mal amortecidas.

A função de transferência do controlador avanço-atraso pode ser representada por:

$$H(s) = \left(\frac{1+\alpha Ts}{1+Ts} \right) \tag{54}$$

Onde os parâmetros α e T são escolhidos de modo a fornecer a defasagem desejada. Além disso, para valores de α maiores que 1, a fase do sistema sofrerá um avanço, enquanto que para valores de α menores que 1 e maiores que 0, a fase do sistema sofrerá um atraso.

Há diversos métodos para o projeto de um estabilizador de sistemas de potência. Neste trabalho, o projeto dos estabilizadores para o sistema estudado foi feito através do diagrama de Nyquist, porém nas próximas seções são detalhados três métodos para o projeto de um ESP: o projeto pelo método do lugar das raízes, o projeto por posicionamento parcial de par de pólos complexos conjugados e o projeto através do método de Nyquist.

3.1 Projeto de ESP pelo método do lugar das raízes

O projeto pelo método do lugar das raízes é baseado em redesenhar o lugar das raízes do sistema pela adição de pólos e zeros na função de transferência de malha aberta do sistema, forçando o novo lugar das raízes a passar pelos pólos de malha fechada desejados no plano complexo.

O projeto do controlador via método do lugar das raízes se dá através da análise do ângulo de partida do pólo a ser deslocado, conforme mostrado na Figura 13. (TARANTO *et al.*, 2004)

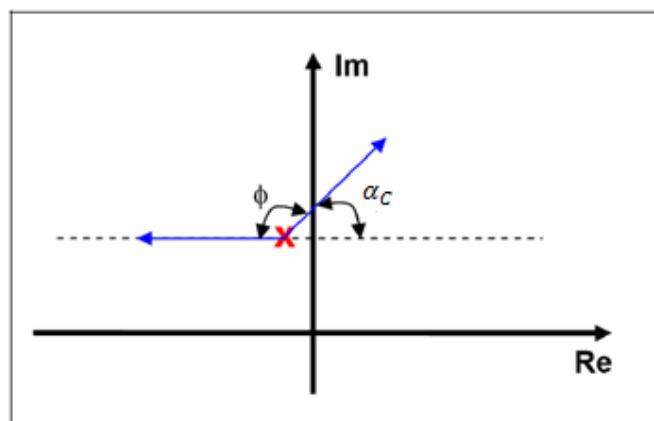


Figura 13: Ângulo de partida – compensação

O objetivo do projeto do controlador é deslocar o pólo para uma posição localizada à esquerda do plano complexo, no caso de pólos instáveis, ou para uma

posição com maior grau de amortecimento, no caso de pólos estáveis com baixo amortecimento.

Portanto, o controlador deve ser projetado de modo que o ângulo de partida do novo pólo do sistema realimentado seja igual a 180 graus, ou seja, conhecendo-se o ângulo de partida do pólo indesejável, o projeto é realizado avançando ou atrasando este ângulo visando a estabilização do sistema.

Nesse sentido, o ângulo do bloco avanço-atraso (ϕ) somado ao ângulo de partida do pólo indesejável (α_c) deverá somar 180°. O ângulo de partida do pólo também pode ser obtido diretamente pelo ângulo do resíduo associado a este pólo.

Como o ângulo de compensação dado por um bloco do tipo avanço-atraso é limitado (usualmente considera-se um ângulo máximo de 60°), se necessário, utilizam-se n blocos avanço-atraso em série.

Para que o amortecimento adequado seja obtido, um ganho adicional deverá ser incluído no controlador. Assim, uma forma mais completa do bloco avanço-atraso é dada por:

$$\mathbf{H}(s) = \mathbf{K} \times \left(\frac{1+\alpha T_s}{1+T_s} \right)^n \quad (55)$$

Em projetos de estabilizadores de sistemas de potência, é comum a utilização de um filtro passa-alta (*wash-out*) conforme descrito em 2.11.5.1. A função de transferência desse filtro é dada por:

$$\mathbf{W}(s) = \frac{sT_w}{1+sT_w} \quad (56)$$

Na prática, é comum utilizar valores de T_w entre 3 e 10 segundos.

Desta forma, a função de transferência do ESP considerando o filtro passa-alta é dada por:

$$\mathbf{ESP}(s) = \mathbf{K} \times \left(\frac{1+\alpha T_s}{1+T_s} \right)^n \times \left(\frac{sT_w}{1+sT_w} \right) \quad (57)$$

Para o cálculo do ângulo de compensação ϕ , a rigor deve-se primeiramente considerar o filtro passa-alta em série com a planta, apesar de o mesmo não exercer muita influência no ângulo de partida do pólo a ser deslocado. Por esse motivo, o bloco que representa esse filtro será desconsiderado na determinação do ângulo de compensação.

O máximo avanço de fase obtido por cada bloco do controlador é dado por (OGATA, 2003):

$$\phi_{\max} = \text{sen}^{-1} \left(\frac{\alpha_c - 1}{\alpha_c + 1} \right) \quad (58)$$

E a frequência em que o máximo avanço ocorre é dada por:

$$\omega_{\max} = \frac{1}{T\sqrt{\alpha_c}} \quad (59)$$

Por conseguinte, uma vez determinado o ângulo de compensação ϕ , os parâmetros α e T do bloco avanço-atraso podem ser obtidos:

$$\alpha = \frac{1 + \text{sen}\phi_m}{1 - \text{sen}\phi_m} \quad (60)$$

$$T = \frac{1}{\sqrt{\alpha} \times \omega_c} \quad (61)$$

Onde ω_c é a frequência do pólo a ser amortecido.

A Figura 14 ilustra o diagrama de lugar das raízes do sistema Acre-Rondônia no cenário Acre-Rondônia importador de 210 MW do SIN, carga pesada, com destaque para o modo inter-área pouco amortecido, $p = -0,0304 + j2,9389$, onde $\alpha_c = -162,92^\circ$.

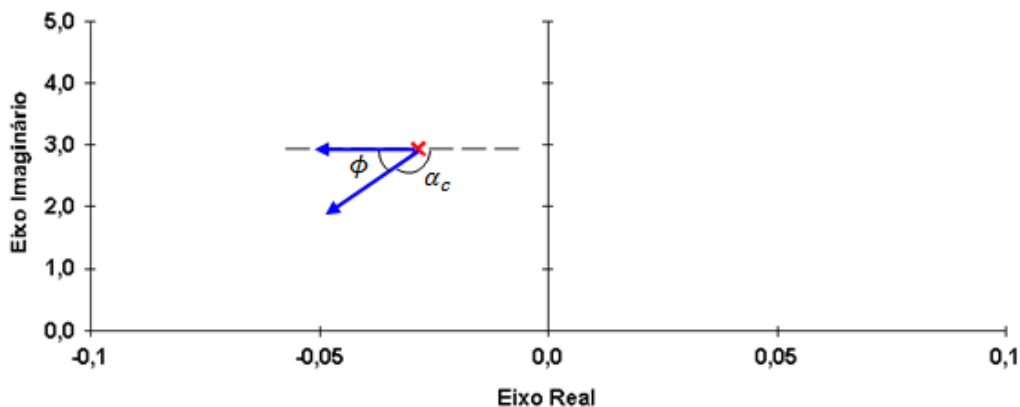


Figura 14: Diagrama de lugar das raízes do sistema estudado

No exemplo da Figura 14, o estabilizador a ser projetado deve compensar um avanço de $\phi = 180^\circ - 163^\circ = 17^\circ$. Portanto, os parâmetros α e T devem ser calculados de acordo com as equações (60) e (61), respectivamente para uma frequência $\omega_c = 2,9389$.

3.2 Projeto por posicionamento parcial de par de pólos complexos conjugados

O projeto por alocação de pólos é feito adicionando-se uma realimentação de saída com blocos do tipo avanço-atraso com a finalidade de deslocar pólos indesejáveis para uma posição mais adequada.

A Figura 15 mostra uma planta $G(s)$ com uma realimentação negativa através de um bloco com função de transferência $H(s)$.

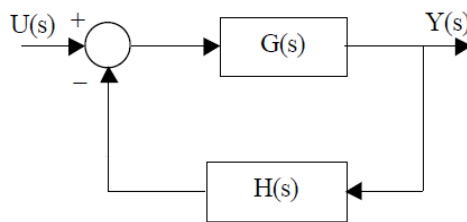


Figura 15: Planta com realimentação negativa

A Figura 16 mostra a função de transferência equivalente, após a eliminação da malha de realimentação.

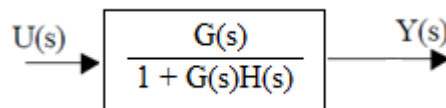


Figura 16: Função de transferência equivalente sem a malha de realimentação

A partir da Figura 16, verifica-se que para que a função de transferência equivalente tenha um par de pólos em uma posição $s = \sigma + j\omega$, seu denominador deve ser nulo nesta posição, ou seja:

$$G(s)H(s) = -1 \quad (62)$$

A equação (62) é satisfeita com as seguintes condições:

$$\angle G(s)H(s) = 180^\circ \quad (63)$$

$$|G(s)H(s)| = 1 \quad (64)$$

Para que a condição expressa na equação (64) seja satisfeita, deve-se acrescentar em série com o bloco avanço-atraso um bloco tipo ganho $K = \frac{1}{|G(s)H(s)|}$ em $s = \sigma + j\omega$.

3.2.1 Desenvolvimento analítico da compensação de fase

Uma vez conhecidas as condições para alocar um pólo em posição desejada (equações (63) e (64)), apresenta-se nesta seção um desenvolvimento analítico para o cálculo do ângulo de compensação ϕ , utilizado no posicionamento parcial de pólos.

Substituindo-se, na equação (54) o valor de s pela posição desejada para o pólo de malha fechada ($s = \sigma + j\omega$), tem-se:

$$\frac{1 + \alpha T(\sigma + j\omega)}{1 + T(\sigma + j\omega)} = \frac{(1 + \alpha T\sigma) + j\alpha T\omega}{(1 + T\sigma) + jT\omega} = \frac{N}{D} \quad (65)$$

A Figura 17 mostra graficamente a representação dos números complexos correspondentes ao numerador e denominador da equação (65) (GUIMARÃES *et al.*, 2000).

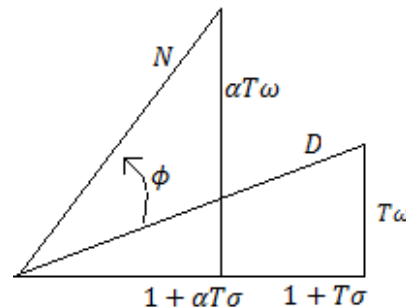


Figura 17: Números complexos N e D

Para as condições arbitradas ($\alpha > 1, \sigma < 0$ e $T > 0$), pode-se ver que o ângulo ϕ é maior que zero, mostrando que nesta situação este bloco, quando colocado em série com uma planta $G(s)$, faz com que o ângulo resultante em $s = \sigma + j\omega$ avance. Pode-se verificar que para a condição ($\alpha < 1, \sigma < 0$ e $T > 0$) o ângulo ϕ é menor que zero, atrasando o ângulo resultante.

O ângulo entre dois números complexos (ϕ) pode ser calculado diretamente baseando-se nas fórmulas do produto escalar e do módulo do produto vetorial entre eles e é dado por:

$$\phi = \text{tg}^{-1} \frac{x_1 y_2 - x_2 y_1}{x_1 x_2 + y_1 y_2} \quad (66)$$

sendo:

x_1 - parte real do primeiro número complexo

y_1 - parte imaginária do primeiro número complexo

x_2 - parte real do segundo número complexo

y_2 - parte imaginária do segundo número complexo

Aplicando ao caso mostrado na Figura 17, tem-se:

$$\phi = \text{tg}^{-1} \frac{(1+T\sigma)\alpha T\omega - (1+\alpha T\sigma)T\omega}{(1+T\sigma)(1+\alpha T\sigma) + T\omega\alpha T\omega} \quad (67)$$

$$\phi = \text{tg}^{-1} \frac{(\alpha-1)T\omega}{(1+T\sigma)(1+\alpha T\sigma) + \alpha T^2 \omega^2} \quad (68)$$

Para se encontrar o lugar geométrico de ϕ com um mesmo fator de amortecimento ζ basta fazer $\sigma = k\omega$, com $k = \frac{-\zeta}{\sqrt{1-\zeta^2}}$ e substituir na sua equação. A Figura 18 mostra esse lugar geométrico (GUIMARÃES *et al.*, 2000).

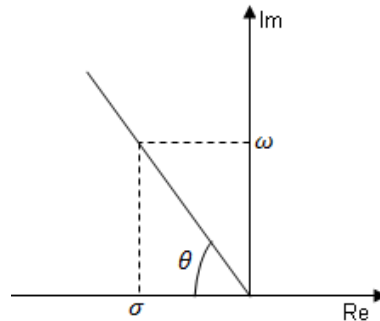


Figura 18: Lugar geométrico de amortecimento constante

Um dos diversos tipos de projeto de ESP é dado pela determinação dos parâmetros da malha de estabilização levando em conta que o ângulo máximo de avanço ou de atraso ocorre na frequência desejada do pólo a ser deslocado. Observando-se que a função tangente é mono tônica por partes, é possível calcular a condição para que ϕ seja máximo em relação a ω igualando a zero a derivada da sua tangente em relação a ω . A expressão da tangente é dada por:

$$\text{tg}\phi = \frac{(\alpha-1)T\omega}{1+(\alpha+1)Tk\omega+(k^2+1)\alpha T^2\omega^2} \quad (69)$$

Igualando a zero o numerador da equação da derivada em relação a ω da equação (69) e explicitando o valor de α , tem-se:

$$\alpha = \frac{1}{(k^2+1)T^2\omega^2} \quad (70)$$

Substituindo o valor de α da equação (70) na equação (69) tem-se:

$$\text{tg}\phi = \frac{1-(k^2+1)\omega^2T^2}{k(k^2+1)\omega^2T^2+2(k^2+1)\omega T+k}$$

$$(k^2 + 1)\omega^2(k\text{tg}\phi + 1)T^2 + 2(k^2 + 1)\omega\text{tg}\phi T + k\text{tg}\phi - 1 = 0 \quad (71)$$

fazendo:

$$a = (k^2 + 1)\omega^2(k\text{tg}\phi + 1)$$

$$b = 2(k^2 + 1)\omega\text{tg}\phi$$

$$c = k\text{tg}\phi - 1$$

Pode-se determinar o valor de T da equação de segundo grau (71), como segue:

$$T = \frac{-b \pm \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a} \quad (72)$$

Para que T seja maior do que zero deve-se considerar apenas o sinal positivo antes do radical da equação (72) pois na maioria dos casos a e b são positivos e c negativo. Com o valor de T determinado, basta substituí-lo na equação (70) para determinar o valor de α .

Como exemplo, o pólo $p = -0,0304 + j2,9389$ da Figura 14 deve ser deslocado de forma a possuir um amortecimento de $\zeta = 15\%$, mantendo sua frequência natural ω .

O valor de k pode ser calculado a partir da equação $k = \frac{-\zeta}{\sqrt{1-\zeta^2}}$, onde se obtém que $k = 0,1517$ e, conseqüentemente, $k^2 = 0,0230$.

Sabendo que $\phi = 17^\circ$ é possível obter os parâmetros $a = 9,2458$, $b = 1,8384$ e $c = -0,9536$. A partir das equações (70) e (72) obtém-se $\alpha = 2,0183$ e $T = 0,2368$.

Portanto, o controlador em avanço foi determinado e é representado por $H(s) = \left(\frac{1+0,4779s}{1+0,2368s} \right)$.

3.3 Projeto de estabilizadores através do método de Nyquist

Considerando o sistema realimentado ilustrado na Figura 15, a função de transferência de malha aberta deste sistema é $G(s)H(s)$ e a função de transferência de malha fechada é $F(s) = \frac{G(s)}{1+G(s)H(s)}$. Supondo que este sistema possua p pólos de malha aberta instáveis, não havendo pólos sobre o eixo imaginário, então o critério de Estabilidade de Nyquist estabelece que o sistema em malha fechada será estável se, e somente se, o diagrama de Nyquist de $G(s)H(s)$ envolver o ponto -1 do plano complexo exatamente p voltas no sentido anti-horário (OGATA, 2003).

Em outras palavras, o critério de Nyquist estabelece que (MARTINS, LIMA, 1989):

$$P_C = P_0 + N \quad (73)$$

onde N é o número de envolvimentos do ponto -1 no sentido horário do diagrama de Nyquist, P_0 é o número de pólos instáveis da função de transferência de malha aberta e P_C o número de pólos instáveis da função de transferência de malha fechada.

Portanto, a partir do conhecimento do número de pólos instáveis e da resposta em frequência de uma função de transferência $G(s)$ específica, o critério de Nyquist permite a determinação dos parâmetros de $H(s)$ para que o sistema de malha fechada seja estável. O procedimento básico para projetar e ajustar o estabilizador é a determinação da compensação de fase e ganho para que o diagrama polar da função de transferência de malha aberta $G(s)H(s)$ envolva o ponto -1 de forma adequada (BARBOSA, 1999).

Caso o sistema estudado seja estável, ou seja, não possua pólos no semi-plano direito do plano complexo, se houver necessidade de compensação de fase na frequência de interesse, o diagrama de Nyquist da função de transferência de malha aberta $G(s)H(s)$ deve envolver o ponto $+1$.

Nesse sentido, serão descritos dois métodos de projeto de estabilizador utilizando o critério de estabilidade de Nyquist. O primeiro, que utiliza o diagrama de

Nyquist convencional, possibilita alocar pólos ao longo do eixo imaginário, porém eventualmente pode produzir avanço de fase acima do necessário para frequências complexas bem amortecidas.

O segundo método, denominado Alocação de Pólos por Nyquist, está relacionado com o método descrito na seção 3.2 pois garante a alocação de pólos críticos a partir do traçado do diagrama de Nyquist com fator de amortecimento constante.

3.3.1 Projeto por diagrama de Nyquist convencional

Supondo que a função de transferência $G(s)$ possua um par de pólos complexos conjugados instáveis (no semi-plano direito), ou com fator de amortecimento abaixo de um valor desejado (no semi-plano esquerdo), e sendo sua frequência de ressonância ω_c , o projeto de $H(s)$ segue dois critérios básicos descritos a seguir.

Para um sistema com par de pólos complexos conjugados no semi-plano direito, o projeto de $H(s)$ é feito através da escolha de blocos do tipo avanço-atraso que compensem o ângulo de $G(j\omega_c)$, de modo que o ângulo de $F(j\omega_c)$ seja igual à 180 graus, fazendo com que o diagrama de Nyquist envolva o ponto -1 no sentido anti-horário em torno da frequência ω_c . O módulo de $F(j\omega_c)$ é igual à margem de ganho e pode ser ajustado através da escolha de um ganho apropriado (GOMES *et al.*, 1998).

Para um sistema com pólos no semi-plano esquerdo, projeta-se $H(s)$ através da escolha de blocos do tipo avanço-atraso que compensem o ângulo de $G(j\omega_c)$ de tal forma que o ângulo de $F(j\omega_c)$ seja igual a 0 graus, de modo que o diagrama de Nyquist não esteja próximo do envolvimento do ponto -1 em torno da frequência ω_c .

Os parâmetros α e T do compensador avanço-atraso cuja função de transferência é dada na equação (59) podem ser escolhidos de tal forma que o valor de máximo avanço (ou atraso) de fase dos blocos de compensação ocorra para a frequência de interesse ω_c . Esse critério otimiza a compensação, resultando em um ganho menor para altas frequências.

Os parâmetros α e T podem ser obtidos a partir das equações (60) e (61), respectivamente, apresentadas na seção 3.1. Reescrevendo a equação (60) considerando o número de blocos n de $H(s)$, tem-se:

$$\alpha = \frac{1 + \operatorname{sen} \frac{\phi_m}{n}}{1 - \operatorname{sen} \frac{\phi_m}{n}} \quad (74)$$

3.3.2 Projeto por Alocação de Pólos por Nyquist

Uma generalização do diagrama de Nyquist seria analisar o traçado do diagrama de Nyquist considerando uma reta de fator de amortecimento constante como mostrado na Figura 19. Isto significa que o diagrama de Nyquist é traçado considerando o lugar geométrico do valor de $G(\sigma + j\omega)$, onde o fator de amortecimento, ζ , é dado por:

$$\zeta = \frac{-\sigma}{\sqrt{\sigma^2 + \omega^2}} \quad (75)$$

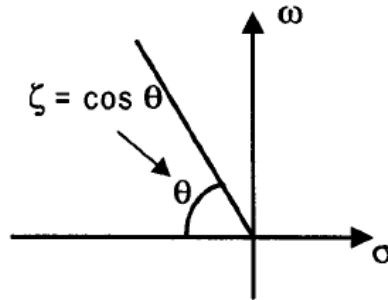


Figura 19: Reta com fator de amortecimento constante

Portanto, neste método, o diagrama de Nyquist com fator de amortecimento constante é utilizado para se obter a alocação de um par de pólos complexos, verificando-se simultaneamente o efeito da compensação na resposta em frequência do sistema.

Esta alocação é realizada através das equações para determinação dos parâmetros dos blocos de avanço (ou atraso) para compensação exata de fase do diagrama de Nyquist com amortecimento constante (GOMES *et al.*, 1998).

$$\operatorname{ang}[(k_1\sqrt{a} + k_2) + j\sqrt{a}] - \operatorname{ang}[(k_1\sqrt{a} + k_2a) + j\sqrt{a}] - \frac{\phi}{n} = 0 \quad (76)$$

$$\mathbf{T} = \frac{1}{\omega k_2 \sqrt{a}} \quad (77)$$

sendo $\operatorname{ang}[\alpha + j\beta]$ igual ao ângulo do número complexo $\alpha + j\beta$, que pode estar em qualquer quadrante (varia de $-\pi$ a $+\pi$). As constantes k_1 e k_2 são definidas como:

$$\mathbf{k}_1 = -\frac{\zeta}{\sqrt{1-\zeta^2}} \quad (78)$$

$$\mathbf{k}_2 = \sqrt{1 + \mathbf{k}_1^2} \quad (79)$$

As equações (76) e (77) são deduzidas utilizando o critério de que o máximo avanço (ou atraso) de fase dos blocos de compensação deve ocorrer para a frequência complexa $s_c = \sigma_c + j\omega_c$, considerando que s_c está sob a reta de fator de amortecimento constante e igual a ζ .

O parâmetro α na equação (76) só pode ser obtido por processo iterativo, como por exemplo, o método de Newton-Raphson. Uma estimativa satisfatória do valor de α para inicialização do método de Newton-Raphson pode ser calculada pela equação:

$$\mathbf{a}_0 = \frac{\mathbf{a}_x}{1 + \sigma_c T_0 - \sigma_c \mathbf{a}_x T_x} \quad (80)$$

sendo:

$$\mathbf{a}_x = \frac{1 + \text{sen}\frac{\phi}{n}}{1 - \text{sen}\frac{\phi}{n}} \quad T_x = \frac{1}{\omega_c \sqrt{\mathbf{a}_x}} \quad T_0 = \frac{T_x}{1 - \sigma_c T_x} \quad (81)$$

A equação (81) foi obtida desconsiderando a variação da parte real do pólo σ_c no cálculo da derivada do ângulo em relação à frequência de ressonância ω_c . Essa equação fornece uma excelente estimativa do parâmetro α quando o fator de amortecimento desejado não é superior a 15% e uma boa inicialização para o método de Newton-Raphson mesmo para altos valores de fator de amortecimento (superiores a 50%).

A Figura 20 ilustra o diagrama de Nyquist da função de transferência $\frac{\omega_{ref}}{V_{ref}}$ para o sistema Acre-Rondônia no cenário Acre-Rondônia importador de 210 MW do SIN, destacando o ângulo a ser compensado e a frequência do modo inter-área mal amortecido.

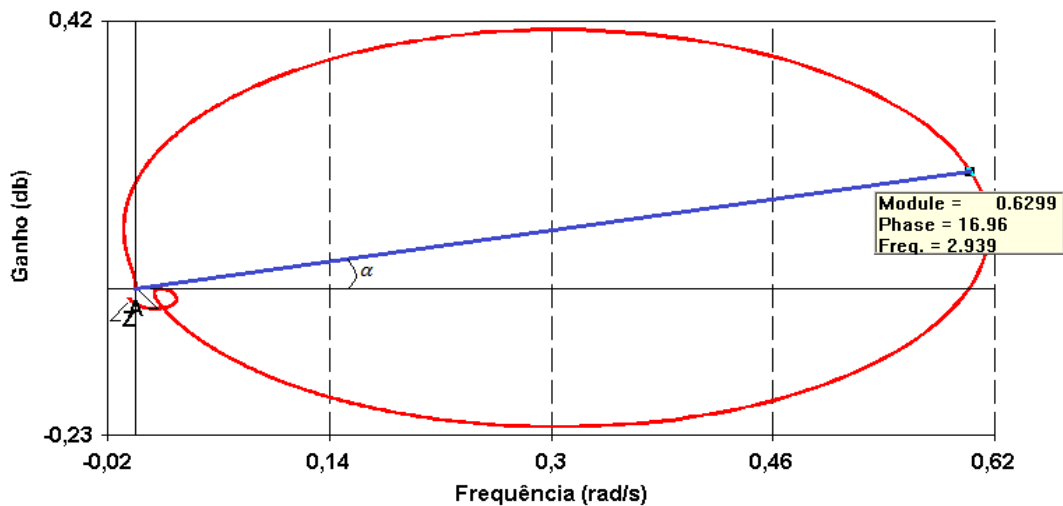


Figura 20: Diagrama polar da função de transferência $\frac{\omega_{ref}}{V_{ref}}$ da UHE Samuel

Verifica-se que é necessário compensar um avanço em torno de $\alpha = -17^\circ$ para que a frequência do modo estável, ω_c , envolva o ponto +1 e o diagrama polar fique mais simétrico em relação a este eixo.

A compensação do avanço da Figura 20 para a frequência de interesse ω_c , pode ser obtida com a utilização de um bloco avanço-atraso do tipo $\frac{1+s\alpha T}{1+sT}$, $\alpha < 1$ (atraso).

Em frequências mais altas, o parâmetro α representa o ganho dinâmico desse bloco, sendo que para valores elevados de α (no caso de compensação de avanço, onde $\alpha > 1$), problemas de amplificação de ruídos começam a surgir. De forma geral, se o estabilizador possui dois blocos de avanço, recomenda-se que o valor do ganho dinâmico em cascata (α^2) seja no máximo igual a cem, ou seja, o parâmetro α de cada bloco seja igual a dez (BARBOSA, 1999).

Um ajuste conveniente do controlador deve ser obtido através da determinação dos pólos dominantes do sistema, considerando a malha de estabilização fechada e diversas condições de operação do sistema (situações de emergência, sistema fraco, etc.). O ganho do estabilizador deve ser ajustado de forma a se obter um amortecimento adequado para todos os modos de oscilação dominantes.

Nesse capítulo, foram descritos três métodos para o projeto de um estabilizador de sistemas de potência. No próximo capítulo, é proposto um ajuste para os estabilizadores do sistema Acre-Rondônia, através do método de Nyquist e, posteriormente, esse ajuste é validado para condições de sistema em contingência.

Capítulo 4

Análise do Sistema Acre-Rondônia

O Sistema Interligado Nacional (SIN), cuja operação é de responsabilidade do Operador Nacional do Sistema Elétrico (ONS), abrange a geração e a transmissão em alta tensão de praticamente toda a extensão territorial do Brasil, atingindo quase todos os estados da federação. A exceção é feita a alguns sistemas isolados, especialmente aqueles que se localizam na região Norte (ONS, 2008b).

Os estados Acre e Rondônia foram interligados ao SIN em outubro de 2010, através de um sistema em 230 kV. Essa interligação possibilita o intercâmbio de energia entre o sistema Acre-Rondônia e o Sistema Interligado Nacional reduzindo a dependência da geração térmica, uma vez que a matriz energética desses estados é composta em grande parte por esse tipo de geração. Além disso, o atendimento à região é feito de forma mais eficiente e com mais confiabilidade.

Entretanto, a conexão entre esses dois subsistemas através de longas linhas em 230 kV de elevada impedância ocasiona o surgimento de oscilações inter-área pouco amortecidas, com elevada probabilidade de perda de sincronismo, caso não haja estabilizadores de sistemas de potência instalados.

Por esse motivo, os controladores do sistema Acre-Rondônia, representados por reguladores de tensão, sinais adicionais e reguladores de velocidade, tiveram seus ajustes verificados perante a nova configuração do SIN.

Nesse sentido, o objetivo deste trabalho é ajustar os estabilizadores das usinas do sistema Acre-Rondônia que sejam significativas para aumentar o amortecimento do modo de oscilação inter-área.

O estudo de otimização dos controladores foi realizado baseado em técnicas de análise linear (estabilidade a pequenas perturbações), para o sistema em regime permanente e com rede completa. Para validação dos ajustes propostos, foram realizadas simulações no tempo para verificação do comportamento dinâmico do sistema diante de perturbações.

Foi adotada uma representação do Sistema Interligado Nacional de acordo com a base de dados utilizada pelo Operador Nacional do Sistema Elétrico relativa ao mês de Junho de 2010 (ONS, 2010a). Os modelos de máquinas, reguladores e demais equipamentos de controle do SIN utilizados nos estudos de estabilidade eletromecânica também constam nessa base.

4.1 Descrição do sistema estudado

O sistema de transmissão em 230 kV existente na região dos estados do Acre e de Rondônia, que operava de forma isolada foi interligado ao SIN em 23/10/2010 através do estado de Mato Grosso. Esta interligação foi realizada através de um circuito duplo em 230 kV da subestação (SE) de Jauru, no Mato Grosso, até Vilhena, em Rondônia, conforme mostrado na Figura 21 (ONS, 2008b).

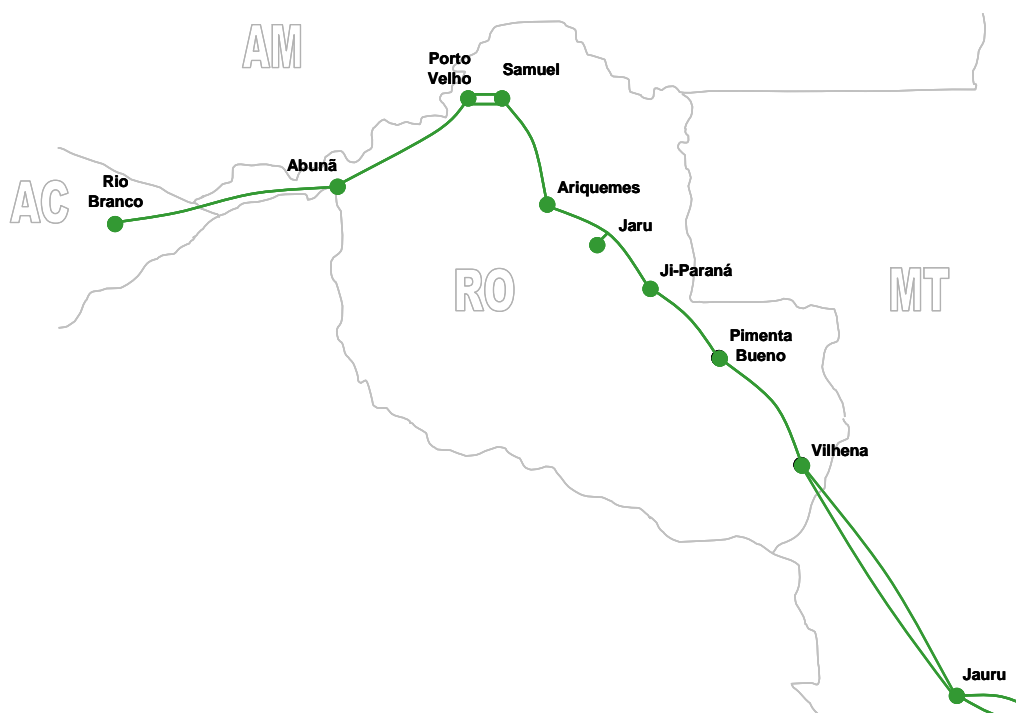


Figura 21: Mapa geoeletrico da área Acre-Rondônia – configuração intermediária

Esta configuração não é definitiva, visto que posteriormente será feita a duplicação de todo o tronco entre Vilhena e Samuel, conforme mostrado na Figura 22 (ONS, 2008b). Porém, devido a dificuldades para obtenção da licença de instalação desse segundo trecho, essas obras ainda não tem previsão de entrada em operação.

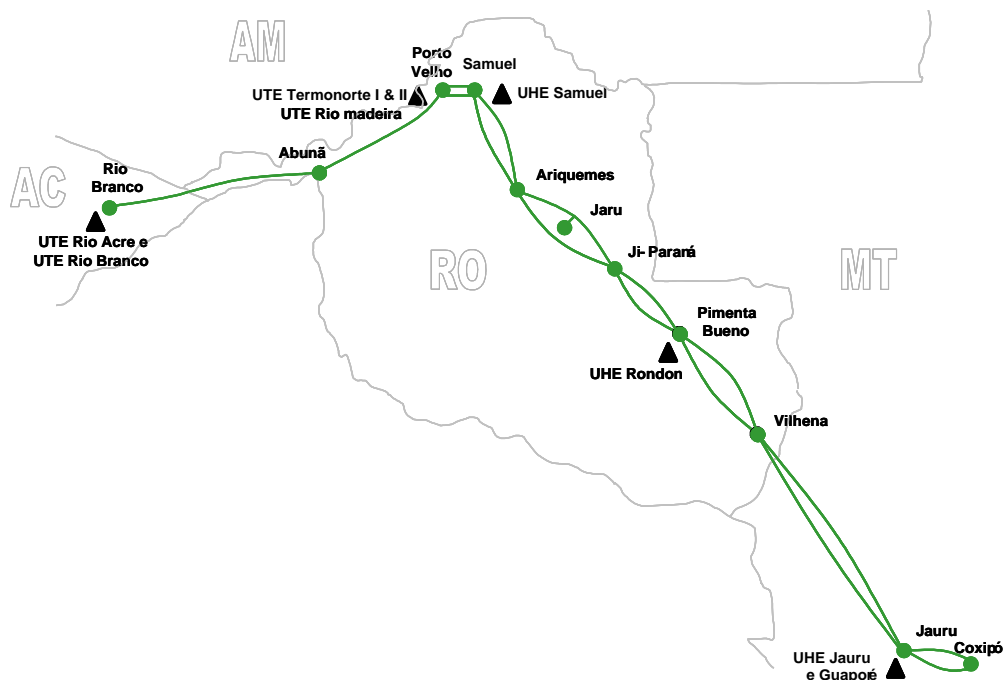


Figura 22: Mapa geoeletrico da área Acre-Rondônia – configuração completa

Na época da operação isolada, os estados do Acre e de Rondônia formavam um sistema altamente dependente de geração térmica a óleo combustível. A integração desse sistema ao SIN possibilitou a redução da dependência da geração térmica e o aumento da confiabilidade no atendimento à área.

O parque gerador do sistema Acre-Rondônia na etapa de configuração isolada era de natureza hidrotérmica, em que se destacam a usina hidrelétrica (UHE) de Samuel e as usinas termoeleétricas (UTE) de Termonorte I, Termonorte II e Rio Madeira, todas localizadas na região de Porto Velho. Completam este quadro as UTE Rio Branco I, Rio Branco II e Rio Acre, sendo ainda uma parcela da geração devida a pequenas centrais hidrelétricas (PCH).

A seguir, apresentam-se as principais usinas e respectivas potências instaladas que compõem o parque gerador do sistema Acre-Rondônia:

- UHE Samuel: 216 MW;
- UTE Termonorte I: 64 MW;
- UTE Termonorte II: 380 MW;
- UTE Rio Madeira: 82 MW;

- UTE Rio Acre: 36 MW;
- Geração de PCH na região: 112 MW;
- UHE Rondon II: 73,5 MW;
- UTE Rondon: 20 MW.

Em relação à carga da região, foram adotadas como referência para os casos analisados neste trabalho, as demandas correspondentes ao mês de março de 2009 dos Casos de Referência – Diretrizes para a Operação Elétrica Quadrimestral, que corresponde a 590 MW para o período de carga pesada e 380 MW para o período de carga leve. O período de carga média não foi analisado, uma vez que devido ao comportamento da carga e à proximidade de valores, é possível considerar que o período de carga média equivale às condições de carga pesada. (ONS, 2008a)

Nesse sentido, a Figura 23 (ONS, 2008b) apresenta a distribuição percentual da carga por subestação em 230 kV do sistema Acre-Rondônia, onde se verifica que 54% das cargas da região estão localizadas nas SE Porto Velho e Ji-Paraná.

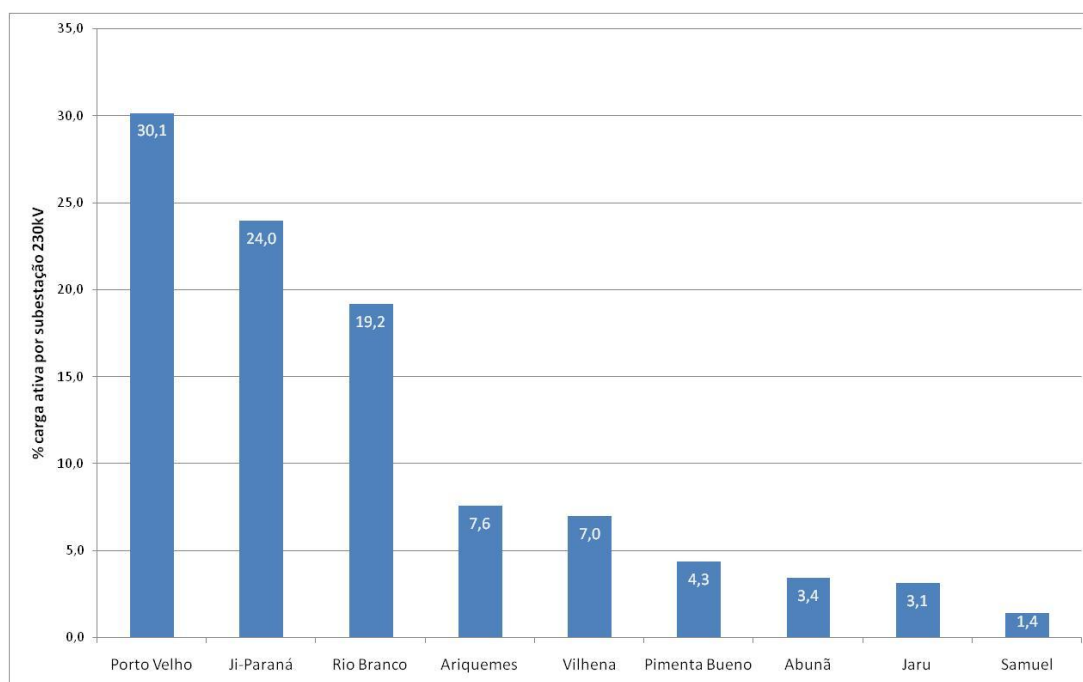


Figura 23: Distribuição da carga ativa por subestação em 230 kV do sistema Acre-Rondônia

No que se refere à modelagem da carga, foi considerado o modelo ZIP, composto de parcelas de carga em função da tensão, representadas por impedância

constante (Z), corrente constante (I) e potência constante (P), conforme as equações a seguir:

$$P_V = P_0[p_1\bar{V}^2 + p_2\bar{V} + p_3]; \quad (p_1 + p_2 + p_3 = 1) \quad (82)$$

$$Q_V = Q_0[q_1\bar{V}^2 + q_2\bar{V} + q_3]; \quad (q_1 + q_2 + q_3 = 1) \quad (83)$$

onde P_0 e Q_0 são as potências ativa e reativa da carga para a tensão V_0 .

Para o sistema Acre-Rondônia, a parte ativa da carga foi definida como 70% impedância constante ($p_1 = 0,7$) e 30% potência constante ($p_3 = 0,3$), sem representação de corrente constante ($p_2 = 0$). A parte reativa da carga foi definida como 100% impedância constante ($q_1 = 1, q_2 = q_3 = 0$).

4.2 Cenários analisados

Neste trabalho, foram considerados casos de regime permanente referentes ao mês de março de 2009, com condições de carga pesada e leve e intercâmbios que vão desde o cenário de Acre-Rondônia importador de energia do SIN até exportador, considerando ainda a possibilidade de fluxo nulo. Para a representação do sistema em regime permanente foi utilizado a ferramenta computacional Anarede (CEPEL, 2009).

Nesse sentido, são definidas duas siglas para identificação das diferentes situações de intercâmbios praticados entre o sistema Acre-Rondônia e o Sistema Interligado Nacional (ONS, 2008b):

- FACRO – Corresponde ao fornecimento Acre-Rondônia, portanto trata-se de um cenário Acre-Rondônia exportador de energia para o SIN. A medição desse intercâmbio é feita na linha de transmissão (LT) 230 kV Jauru-Vilhena (terminal de Vilhena).
- RACRO – Corresponde ao recebimento Acre-Rondônia, portanto trata-se de um cenário Acre-Rondônia importador de energia do SIN. A medição desse intercâmbio é feita na LT 230 kV Jauru-Vilhena (terminal de Jauru).

A Tabela 1 relaciona os intercâmbios analisados em função do cenário observado, para a configuração intermediária.

Tabela 1: Intercâmbio avaliados – configuração intermediária

Caso	Cenário	Intercâmbio (MW)	Carga
1	RACRO	210	Leve
2	RACRO	210	Pesada
3	RACRO	120	Leve
4	RACRO	0	Leve
5	RACRO	100	Pesada
6	RACRO	0	Pesada
7	FACRO	40	Pesada
8	FACRO	80	Leve
9	FACRO	80	Pesada
10	FACRO	170	Leve

As seguintes contingências são avaliadas neste estudo:

- LT 230 kV Jauru – Vilhena – perda dupla
- LT 230 kV Jauru – Vilhena – perda simples
- LT 500 kV Ribeirãozinho – Cuiabá
- LT 230 kV Abunã – Rio Branco

4.3 Critérios de desempenho

As análises realizadas nesse trabalho consideram o critério N-1. Entretanto, para a configuração intermediária, as perdas de linhas nos trechos entre as SE 230 kV Vilhena e Samuel, que irão operar provisoriamente como circuito simples, provocarão o isolamento de parte do sistema Acre-Rondônia, podendo provocar corte de carga ou corte de geração, em função do cenário praticado.

Além disso, a característica radial em circuito simples do sistema entre as SE Porto Velho e Rio Branco também foi avaliada, sob o enfoque do impacto da perda de linhas no desempenho do SIN, uma vez que não há previsão, a curto prazo, da duplicação do trecho naquela área.

Na avaliação do desempenho dinâmico do SIN sob o aspecto de estabilidade transitória, os critérios utilizados neste trabalho são os estabelecidos no Submódulo 23.3 dos Procedimentos de Rede do ONS (ONS, 2010b), com os principais pontos destacados a seguir:

- O sistema possui um amortecimento positivo e em 10 segundos após a eliminação do distúrbio apresenta uma amplitude máxima de oscilações de tensão de pico a pico de 2% nos barramentos da região analisada;
- A tensão mínima na primeira oscilação após a eliminação do defeito é igual ou superior a 60% e nas seguintes é igual ou superior a 80%. Nas simulações onde ocorrem mais de um chaveamento estas limitações devem ser respeitadas para todos os eventos considerados;

Adicionalmente aos critérios anteriormente descritos, foi considerado que:

- Os reatores equivalentes de curto circuito monofásico atendam ao critério de tensão de 0,7 pu (0,6 pu para as barras próximas a unidades geradoras) na barra de aplicação do curto, no momento do defeito (AQUINO *et al.*, 2010);
- A tensão mínima no final da simulação não deverá ser inferior a 90% em barras de carga.

Em função da presença de usinas termelétricas na região, deve-se atentar ainda para os valores de subfrequência durante a ocorrência de contingências que possam levar ao desligamento automático de unidades geradoras abaixo de 57 Hz, por atuação da proteção.

Na avaliação do desempenho frente a pequenas perturbações, o critério mínimo de amortecimento desejável para todos os modos inter-área do sistema estabelecido neste trabalho foi de 15% em regime permanente.

4.4 Otimização de controladores

O projeto dos estabilizadores foi feito utilizando a ferramenta computacional PacDyn (CEPEL, 1997). Entretanto, independente do software utilizado para o projeto, deve-se avaliar inicialmente o comportamento do sistema original, para em seguida analisar a atuação dos estabilizadores na resposta do sistema frente a distúrbios.

Nesse sentido, é preciso identificar os modos eletromecânicos mal-amortecidos do sistema original e proceder ao ajuste do ESP para o cenário em que o modo-eletromecânico possua o pior amortecimento. O procedimento no processo de estabilização do sistema inclui:

- identificação dos modos de oscilação eletromecânica (com fator de amortecimento baixo ou negativo);
- determinação das máquinas onde a instalação dos estabilizadores seria mais efetiva para o amortecimento dos modos críticos;
- verificação da contribuição de cada ESP no esforço do controle para a melhoria do amortecimento dos modos críticos;
- verificação deste projeto de ESP nos demais cenários de intercâmbio do sistema e realização dos ajustes necessários para se obter um amortecimento mínimo de 15% do modo inter-área em todos os pontos de operação do sistema analisados.
- verificação do desempenho do projeto de ESP no sistema frente a ocorrência de contingências.

A identificação dos modos-eletromecânicos mal amortecidos foi realizada considerando o caso 2 da Tabela 1 que corresponde ao cenário Acre-Rondônia importador, carga pesada, com fluxo na interligação Acre-Rondônia de 210 MW.

Inicialmente, são identificados os principais pólos e zeros do sistema original, de modo a verificar se existe algum pólo instável ou mal-amortecido e, caso exista, se há zeros muito próximos a esses pólos que possam dificultar seu controle.

Portanto, a Figura 24 mostra o mapa de pólos e zeros do sistema para a função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$ da usina de Samuel, destacando a região cujos pólos tem amortecimento menor ou igual a 20%.

Ressalta-se que os pólos foram calculados através do algoritmo de obtenção de múltiplos pólos dominantes (DPSE) disponível no programa PacDyn, e os zeros foram calculados através do método QR, por esse motivo, a quantidade de zeros na Figura 24 é muito superior à quantidade de pólos.

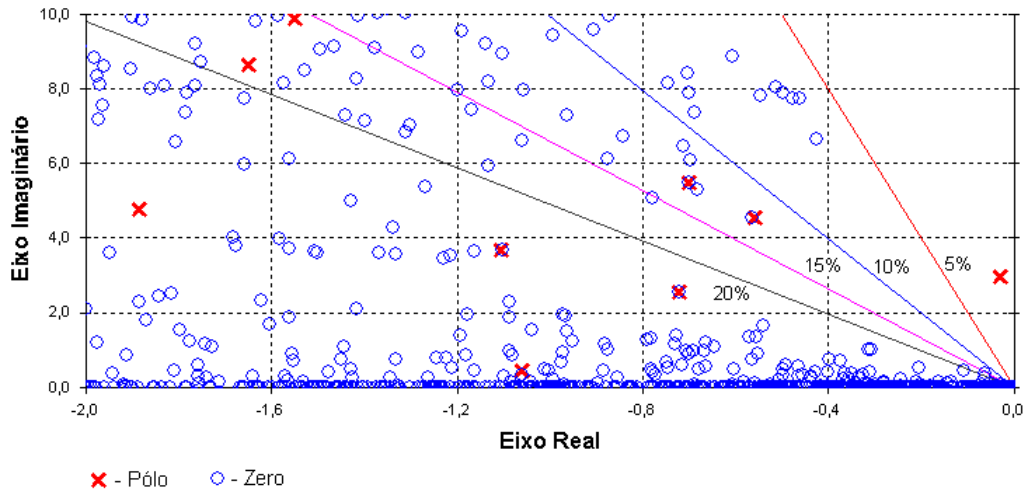


Figura 24: Mapa de pólos e zeros do cenário RACRO = 210 MW sem ESP

A partir da Figura 24, observa-se que para a função de transferência escolhida, há coincidência entre alguns pólos e zeros, porém em todos os casos o amortecimento desses pólos é superior a 10%. A Figura 24 mostra ainda que há um pólo (p) com amortecimento menor do que 5%, que é detalhado em seguida, junto com sua frequência (f) e seu amortecimento (ζ):

$$\begin{aligned}
 p &= -0,0304 + j2,9389 \\
 f &= 0,47 \text{ Hz} \\
 \zeta &= 1,04\%
 \end{aligned}
 \tag{84}$$

A frequência f desse pólo, por estar na faixa de 0,4 Hz a 0,7 Hz, sugere que se trate de um modo inter-área envolvendo diversas áreas do sistema, conforme detalhado no item 2.1. Portanto, para melhor identificar a que modo eletromecânico esse pólo está associado, faz-se uso de duas ferramentas disponíveis através do programa PacDyn: o *mode-shape* e o modelo reduzido.

A Figura 25 ilustra o *mode-shape* de velocidade associado ao autovalor $p = -0,0304 + j2,9389$. A Figura 26 mostra o mesmo *mode-shape* em outra escala para destacar as usinas do SIN que estão em oposição de fase às usinas do sistema Acre-Rondônia.

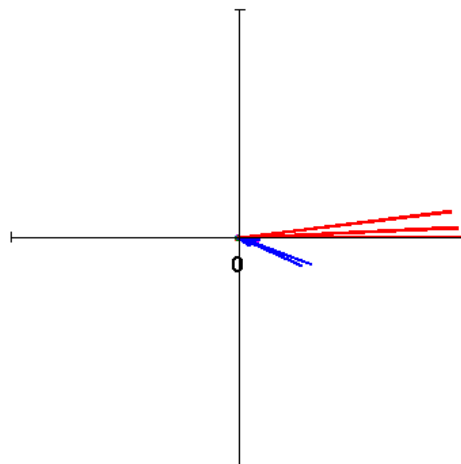
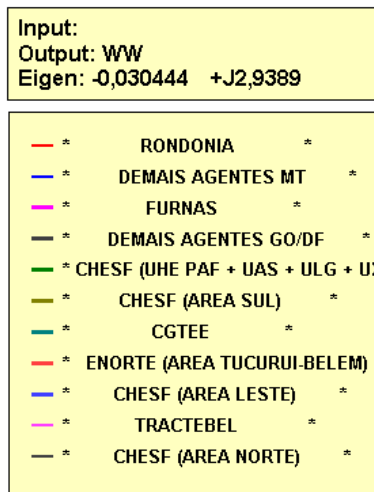


Figura 25: Mode-shape de velocidade associado ao pólo $p = -0,0304 + j2,9389$

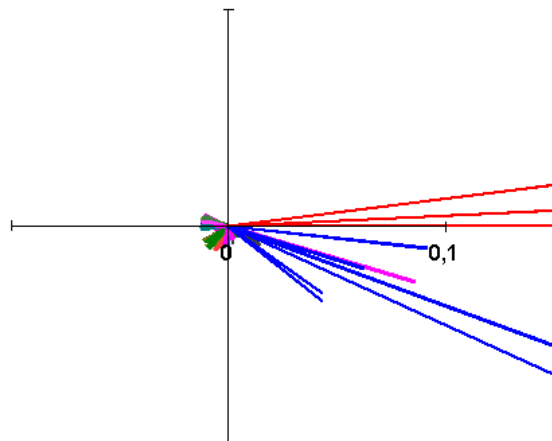
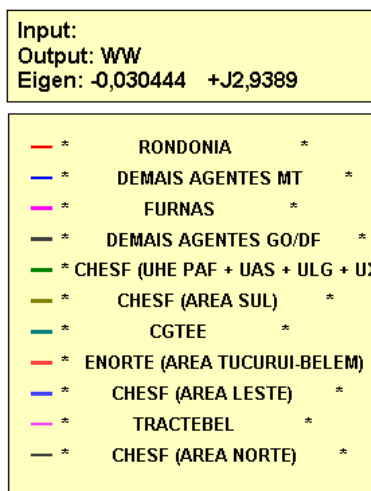


Figura 26: Mode-shape de velocidade do pólo $p = -0,0304 + j2,9389$ (destacado)

A Figura 27 mostra o mode-shape em forma de histograma do pólo $p = -0,0304 + j2,9389$. Tanto a Figura 26 quanto a Figura 27 destacam as usinas de Rondônia (Samuel e Termonorte II) oscilando contra as demais usinas do SIN.

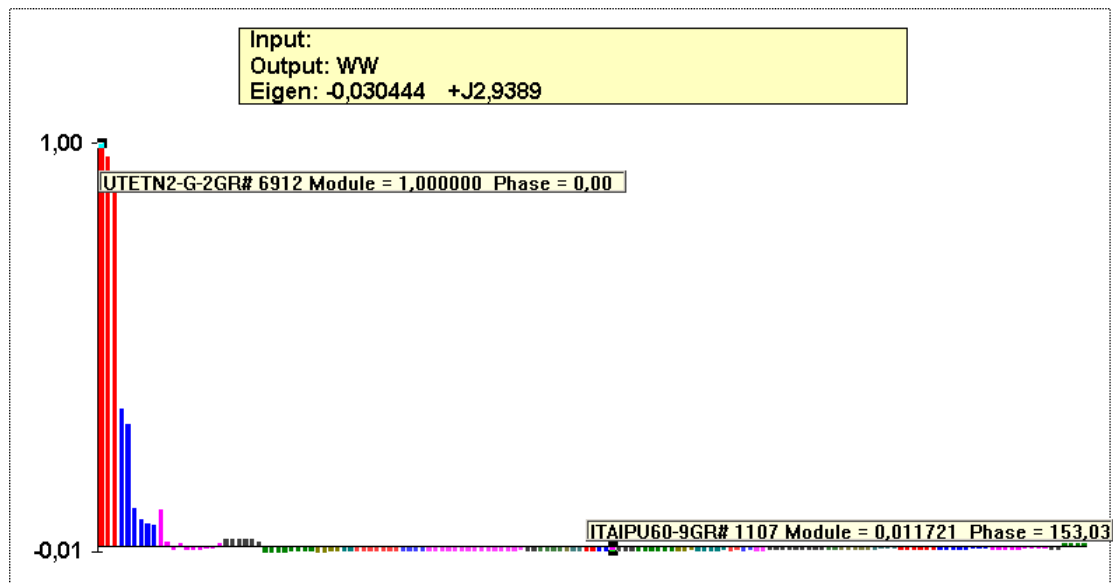


Figura 27: Mode-shape de velocidade do pólo $p = -0,0304 + j2,9389$ (histograma)

Através da ferramenta de modelo reduzido disponível no PacDyn é possível calcular as respostas em frequência e no tempo de um sistema considerando apenas os pólos de interesse. Dessa forma, pode-se observar a contribuição do pólo analisado na resposta do sistema.

A Figura 28 mostra o modelo reduzido da resposta em frequência considerando apenas a contribuição do pólo $p = -0,0304 + j2,9389$. A entrada da função de transferência considerada é composta pela tensão de referência da UHE Samuel e o negativo da tensão de referência da UTE Termonorte II – gás. A saída da função de transferência escolhida foi o fluxo ativo entre um dos circuitos da LT 230 kV Porto Velho – Samuel. Essa função de transferência foi escolhida pois permite observar melhor os modo eletromecânicos de interesse.

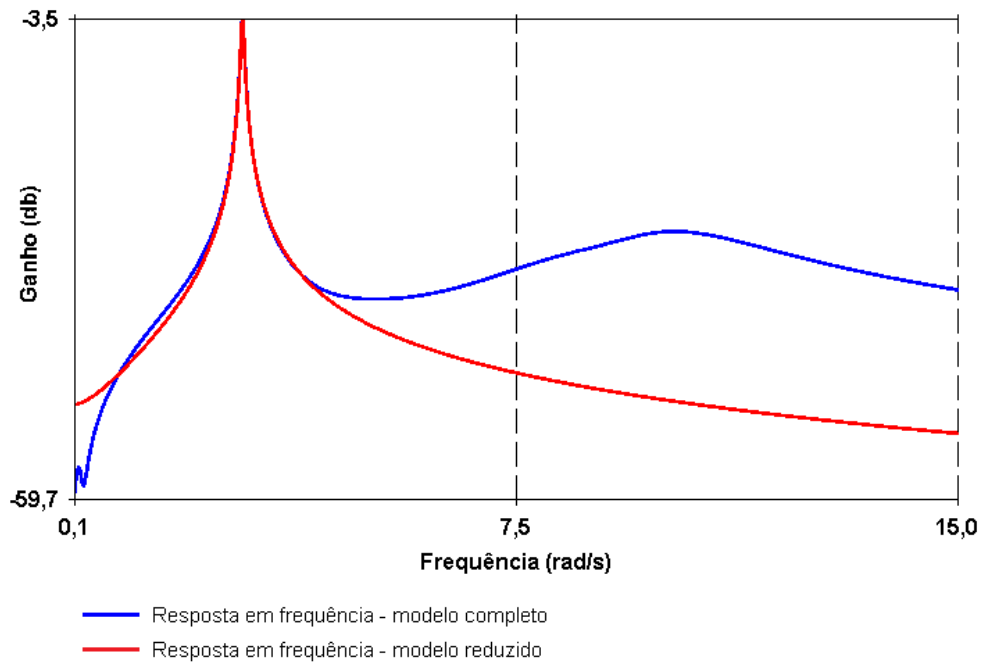


Figura 28: Modelo reduzido para $p = -0,0304 + j2,9389$

A partir da Figura 28 conclui-se que o pólo $p = -0,0304 + j2,9389$ possui grande contribuição sobre o modo inter-área com frequência próxima a 3 rad/s, o que comprova que este pólo está associado ao modo inter-área.

Através da Figura 28 também é possível identificar dois modos dominantes: o primeiro e mais dominante cuja frequência é próxima a 3 rad/s e que está associado ao modo inter-área; e o segundo com frequência mais alta, próxima a 10 rad/s que está associado ao modo local.

A Figura 29 ilustra o modelo reduzido da resposta em frequência considerando a contribuição dos pólos $p = -0,0304 + j2,9389$ e $p = -1,5390 + j9,8817$.

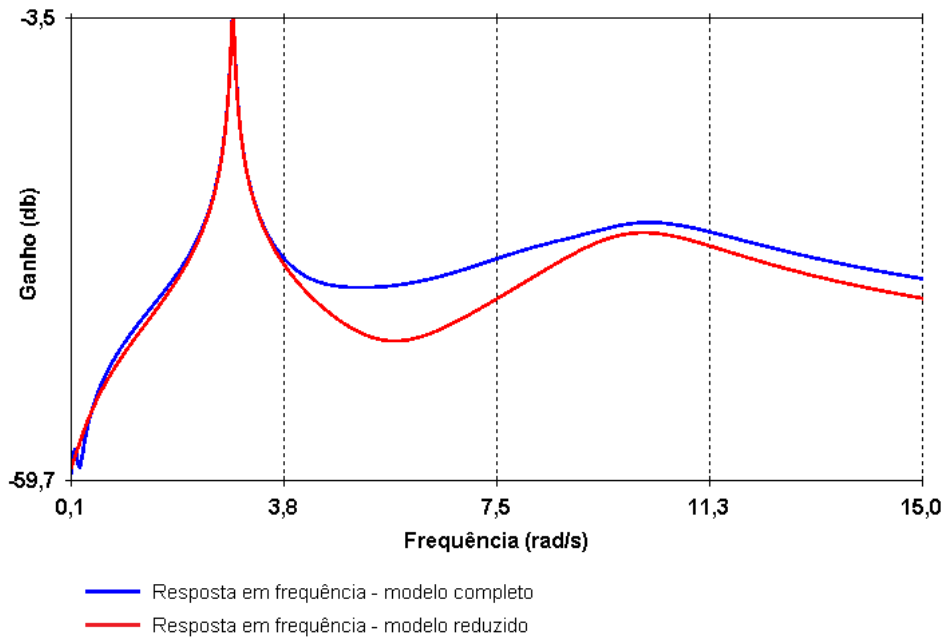


Figura 29: Modelo reduzido para $p = -0,0304 + j2,9389$ e $p = -1,5390 + j9,8817$

Através da Figura 29 verifica-se que ambos os pólos reproduzem satisfatoriamente a resposta em frequência nas frequências próximas aos modos dominantes.

A partir do *mode-shape* de velocidade associado ao pólo $p = -1,5390 + j9,8817$, conclui-se que esse pólo está relacionado ao modo local, conforme apresentado na Figura 30.

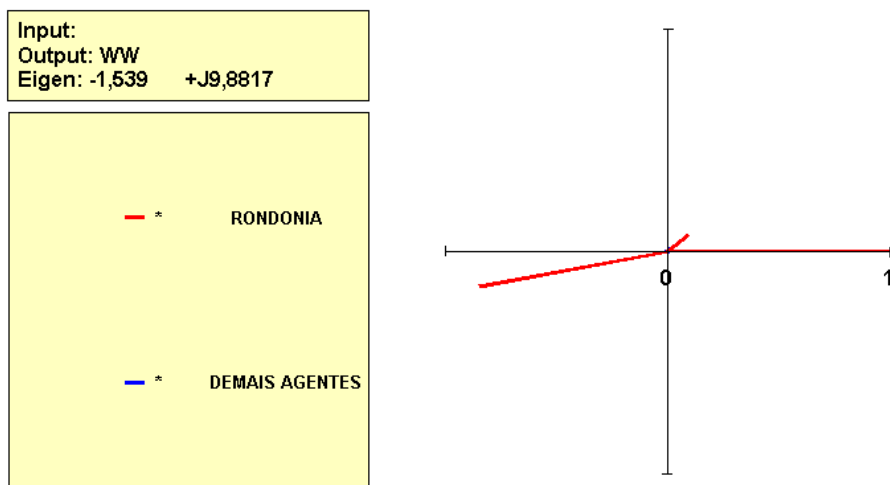


Figura 30: Mode-shape de velocidade associado ao pólo $p = -1,5390 + j9,8817$

A Tabela 2 detalha os vetores do *mode-shape* da Figura 30, onde é possível concluir que o pólo $p = -1,5390 + j9,8817$ está relacionado ao modo local, visto que mostra a UHE Samuel oscilando contra a UTE Termonorte.

Tabela 2: Vetores do *mode-shape* associado ao pólo $p = -1,5390 + j9,8817$

Módulo	Fase	Nome da barra	Área
1,0000	0	UTETN2-V-1GR # 6913	* RONDONIA *
0,8631	-169,52	UHESAMUE-5GR # 6891	* RONDONIA *
0,1130	38,487	UTETN2-G-2GR # 6912	* RONDONIA *
0,0192	62,761	GUAPORE---2GR # 4804	* DEMAIS AGENTES MT *
0,0164	30,706	JAURU---3GR # 4809	* DEMAIS AGENTES MT *
0,0055	184,62	P.PEDR-- # 4520	* DEMAIS AGENTES MT *

A seguir, são detalhados a frequência (f) e o amortecimento (ζ) do modo local.

$$\begin{aligned}
 \mathbf{p} &= -1,5390 + j9,8817 \\
 \mathbf{f} &= 1,57 \text{ Hz} \\
 \boldsymbol{\zeta} &= 15,39\%
 \end{aligned}
 \tag{85}$$

Uma vez que o modo local é bem amortecido, o projeto do estabilizador deve tratar mais especificamente do amortecimento do modo inter-área, ainda que o ESP tenha atuação sobre os demais modos do sistema.

Portanto, uma vez identificado o modo inter-área, é preciso escolher entre todos os casos base, aquele cujo modo inter-área possua pior amortecimento, e realizar o ajuste do estabilizador para esse cenário. A Tabela 3 mostra os valores do modo inter-área para cada um dos dez casos base descritos na Tabela 1, bem como seu amortecimento (ζ) e sua frequência (f).

Tabela 3: Relação dos modos eletromecânicos inter-área em diferentes cenários.

Caso	Autovalores		ζ (%)	f (Hz)	Descrição do caso
	Real	Imaginário			
1	-0,2002	+j4,0886	4,89	0,65	Carga leve RACRO = 210
2	-0,0304	+j2,9389	1,04	0,47	Carga pesada RACRO = 210
3	-0,0302	+j3,4828	0,87	0,55	Carga leve RACRO = 120

4	0,0002	+j3,1130	0,01	0,50	Carga leve RACRO = 0
5	0,0466	+j2,9490	-1,58	0,47	Carga pesada RACRO = 100
6	0,0482	+j2,7714	-1,74	0,44	Carga pesada RACRO = 0
7	0,1296	+j2,6444	-4,89	0,42	Carga pesada FACRO = 40
8	0,1625	+j2,8983	-5,60	0,46	Carga leve FACRO = 80
9	0,1756	+j2,3177	-7,55	0,37	Carga pesada FACRO = 80
10	0,2487	+j2,3918	-10,34	0,38	Carga leve FACRO = 170

Baseado na Tabela 3 percebe-se que:

- O amortecimento do modo Acre-Rondônia-SIN é mais baixo para condições de intercâmbio no sentido Acre-Rondônia para o SIN;
- O amortecimento diminui com o aumento da potência exportada para o SIN;
- Entre os cenários com rede completa analisados, o menor amortecimento observado para o modo inter-área é de -10,34% para o cenário de carga leve, com fornecimento do Acre-Rondônia para o SIN de 170 MW.

Assim, o projeto dos estabilizadores do sistema Acre-Rondônia deve ser iniciado para o caso base de número 10 que corresponde ao cenário FACRO = 170 MW, carga leve, por apresentar o pior amortecimento do modo inter-área. O objetivo é definir um ajuste dos ESP de forma a amortecer esse modo em pelo menos 15%.

4.4.1 Ajuste do cenário 10 – carga leve FACRO = 170 MW

A Tabela 3 mostra que no cenário de exportação do Acre-Rondônia para o SIN de 170 MW o sistema é instável e o amortecimento do modo inter-área é de $\zeta = -10,34\%$. Como passo inicial para o projeto dos estabilizadores desse sistema, é feita a análise dos pólos e zeros do sistema, de modo a identificar os pólos mal amortecidos e a proximidade de zeros junto aos pólos de interesse.

A Figura 31 detalha os pólos e zeros desse sistema para a função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$ da usina de Samuel, destacando a região cujos pólos possuem amortecimento menor ou igual a 20%.

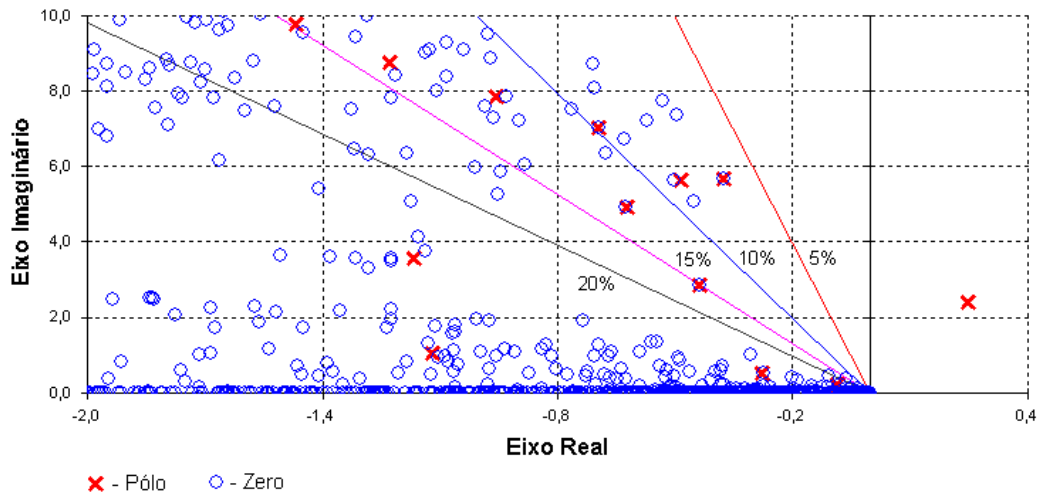


Figura 31: Mapa de pólos e zeros da função $\frac{\omega}{V_{ref}}$ sem ESP (FACRO = 170 MW)

De acordo com a Figura 31, não existem zeros próximos ao pólo instável $p = 0,2487 + j2,3918$ que possam dificultar o controle do pólo, portanto a função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$ representa uma boa escolha para o fechamento da malha de estabilização.

Nesse sentido, a Figura 32 ilustra o mapa de pólos e zeros do sistema para a função de transferência entre a tensão de referência e a tensão terminal do gerador da UHE Samuel, $\frac{V_B}{V_{ref}}$, destacando que há uma proximidade entre um zero e o modo inter-área, o que pode impedir a estabilização deste modo. Portanto, esse exemplo mostra que a função de transferência $\frac{V_B}{V_{ref}}$ não é uma boa opção para fechamento da malha de estabilização. Ressalta-se que na prática nunca se utiliza esse sinal para fechamento da malha.

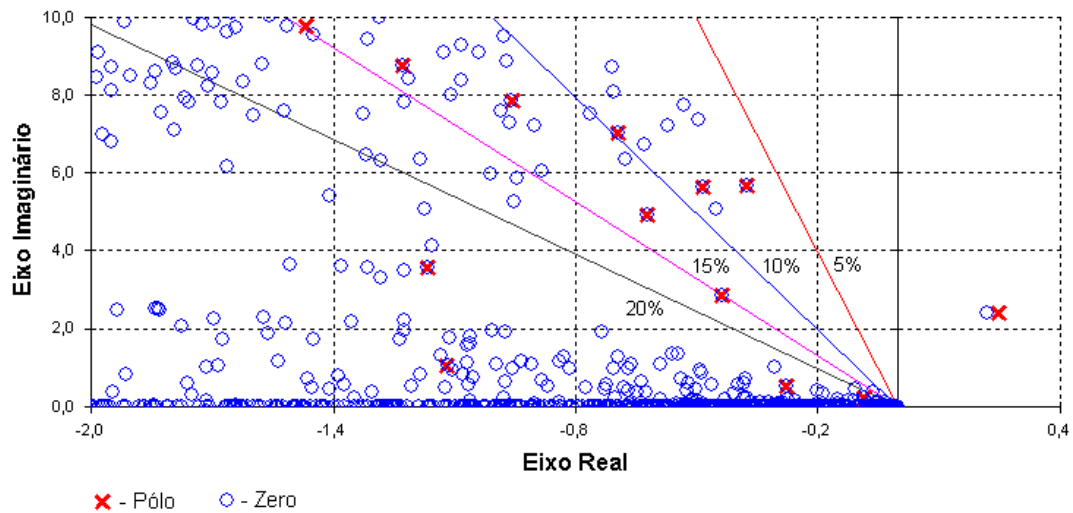


Figura 32: Mapa de pólos e zeros da função $\frac{V_B}{V_{ref}}$ sem ESP (FACRO = 170 MW).

A Figura 33 apresenta o *mode-shape* de velocidade associado ao pólo $p = 0,2487 + j2,3918$, mostrando que se trata de um modo inter-área e a Figura 34 ilustra o *mode-shape* em forma de histograma destacando melhor as usinas do sistema Acre-Rondônia oscilando contra as usinas do SIN.

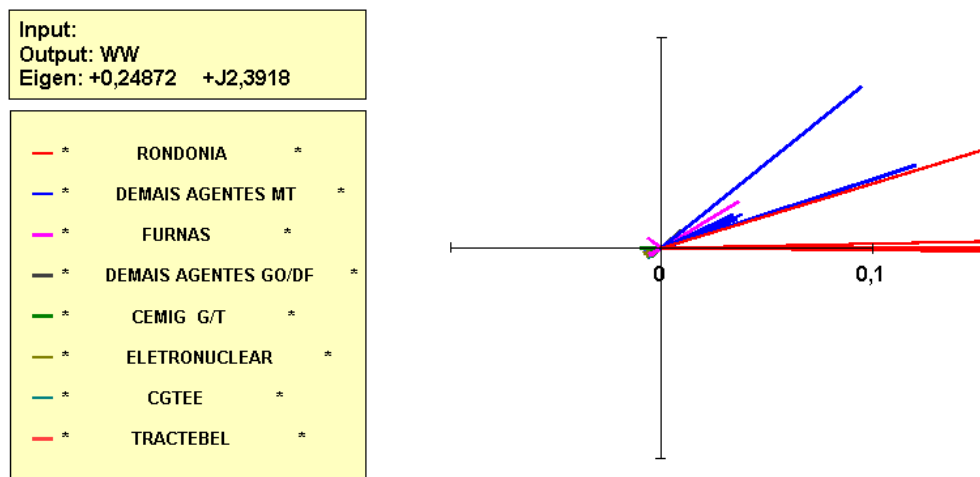


Figura 33: *Mode-shape* de velocidade associado ao pólo $p = 0,2487 + j2,3918$

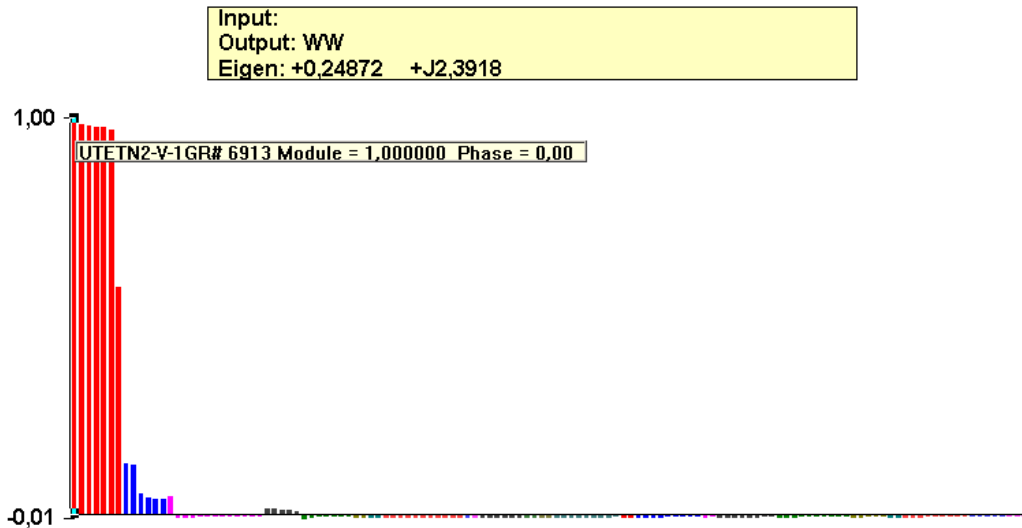


Figura 34: *Mode-shape* de velocidade (histograma) associado ao pólo $p = 0,2487 + j2,3918$

A partir da análise em modelo reduzido da resposta em frequência considerando a contribuição dos pólos $p = 0,2487 + j2,3918$ e $p = -1,4676 + j9,7478$ apresentada na Figura 35, verifica-se que o pólo $p = 0,2487 + j2,3918$ possui grande contribuição sobre o modo inter-área com frequência aproximada de 0,4 Hz, que é mais dominante. É possível concluir também que o autovalor $p = -1,4676 + j9,7478$ está associado ao modo local, cuja frequência é próxima a 1,5 Hz. Assim como no cenário RACRO = 210 MW apresentado na seção 4.4, o modo local é bem amortecido.

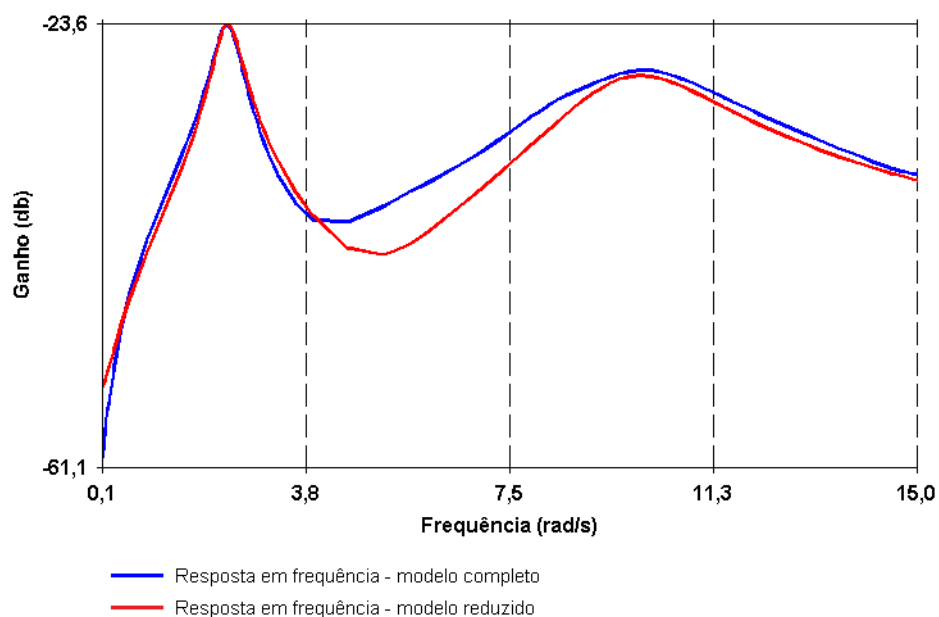


Figura 35: Modelo reduzido para $p = 0,2487 + j2,3918$ e $p = -1,4676 + j9,7478$

Uma vez identificado o pólo associado ao modo inter-área, é preciso ajustar o estabilizador para amortecer esse modo. Para isso, faz-se uso da ferramenta de resíduos da função de transferência, que determina os geradores mais adequados para a introdução do sinal adicional de estabilizador.

A Figura 36 ilustra o resíduo associado ao modo inter-área para a função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$, indicando que os geradores da UHE Samuel são os mais indicados para a instalação do estabilizador, seguidos pelos geradores da UTE Termonorte II.

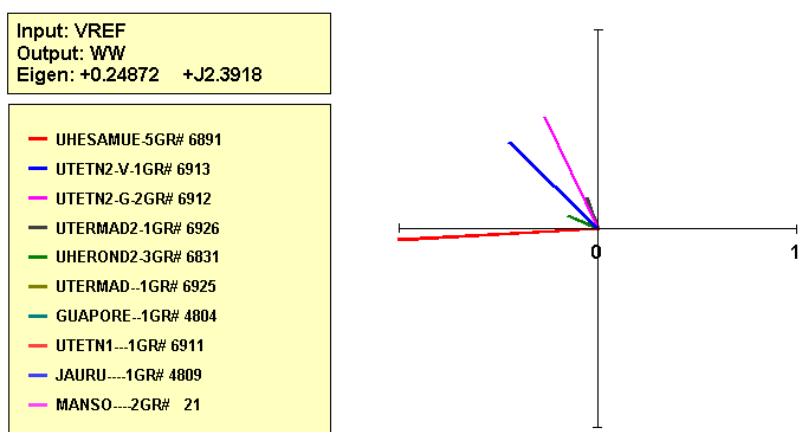


Figura 36: Resíduo de $\frac{\omega}{V_{ref}}$ associado ao modo inter-área

A Tabela 4 detalha os vetores do resíduo associado ao modo inter-área.

Tabela 4: Resíduo associado ao pólo $p = 0,2487 + j2,3918$

Módulo	Fase	Nome da barra
1,0000	-176,79	UHESAMUE-5GR# 6891
0,6162	135,99	UTETN2-V-1GR# 6913
0,6158	115,62	UTETN2-G-2GR# 6912
0,1615	109,85	UTERMAD2-1GR# 6926
0,1563	156,48	UHEROND2-3GR# 6831
0,0475	103,01	UTERMAD—1GR# 6925
0,0252	-170,74	GUAPORE—1GR# 4804
0,0214	123,63	UTETN1—1GR# 6911
0,0213	176,58	JAURU----1GR# 4809

0,0041	175,97	MANSO----2GR# 21
--------	--------	------------------

O ajuste dos estabilizadores do sistema Acre-Rondônia foi realizado através da análise do Diagrama de Nyquist, onde é possível visualizar a compensação de fase necessária para diversas frequências de interesse.

Inicialmente, foi calculado para a máquina da UHE Samuel o diagrama de Nyquist para a F.T. (função de transferência) $\frac{\omega}{V_{ref}}$, (vide Figura 37).

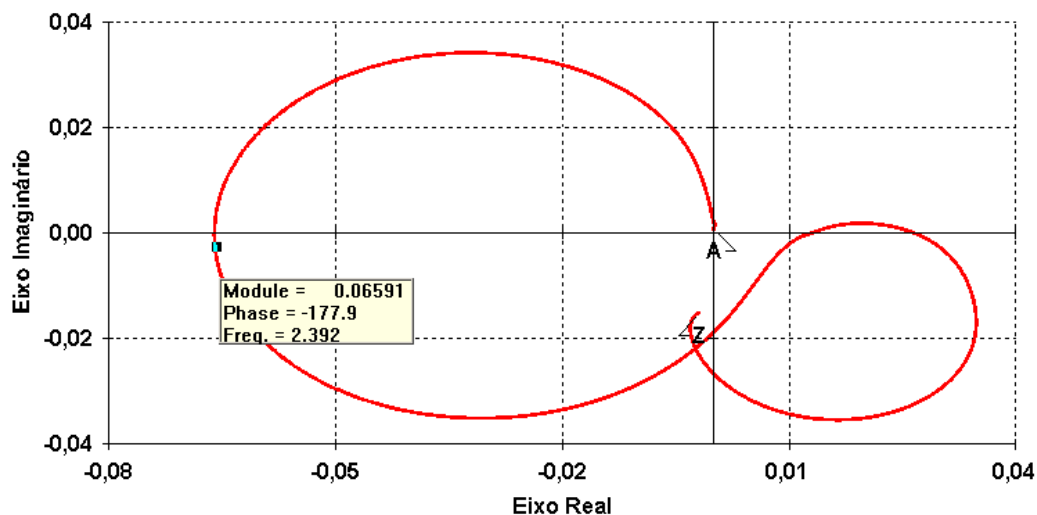


Figura 37: Diagrama de Nyquist para a máquina da UHE Samuel para a F.T. $\frac{\omega}{V_{ref}}$

Cada círculo do diagrama polar do sistema representa um modo dominante. Sendo assim, o círculo maior à esquerda da Figura 37 está associado ao modo inter-área, que é mais dominante, e as frequências na região desse círculo estão próximas à frequência do modo inter-área, conforme destacado na figura. Da mesma forma, o círculo menor à direita está associado ao modo local e as frequências na região desse círculo são frequências mais altas.

De acordo com o estabelecido pelo critério de Nyquist, para que o sistema seja estável é necessário que o ponto -1 do diagrama seja envolvido uma vez nessa frequência, visto que o sistema possui um pólo instável. Portanto, é preciso que o estabilizador seja ajustado de modo a adicionar um atraso na fase do pólo instável, conforme evidenciado na Figura 37.

A Figura 38 mostra o diagrama de blocos da função de transferência do estabilizador de sistemas de potência ajustado através do diagrama de Nyquist, utilizando o programa PacDyn.

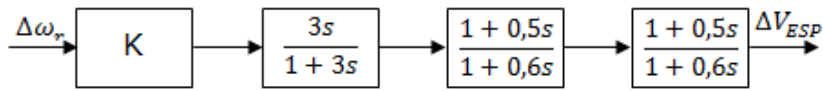


Figura 38: Diagrama de blocos do ESP da UHE Samuel

A Figura 39 ilustra o diagrama do L.R. (lugar das raízes) do novo sistema para a função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$ da UHE Samuel, acrescido da compensação de fase fornecida pelo estabilizador, para um ganho variando de zero a cinquenta. E a Figura 40 mostra o mesmo diagrama destacando a variação do modo inter-área com o aumento do ganho do ESP.

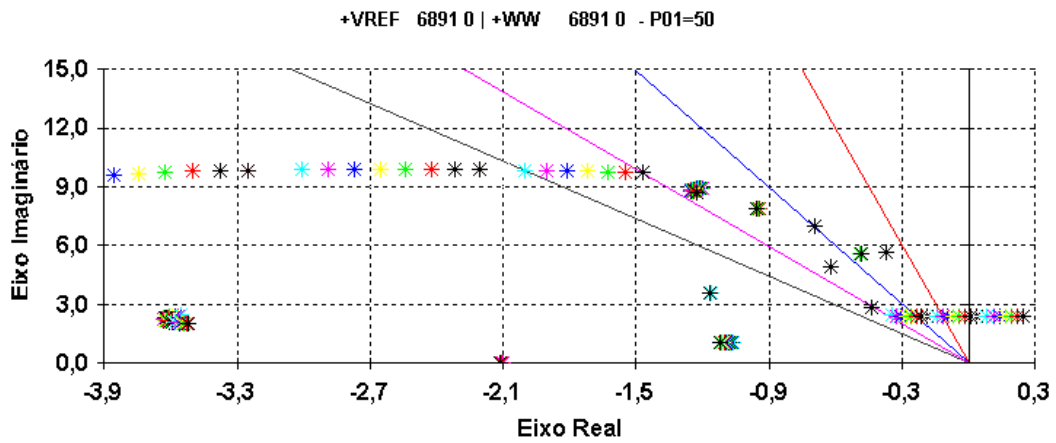


Figura 39: Diagrama do lugar das raízes para sistema com ESP na UHE Samuel

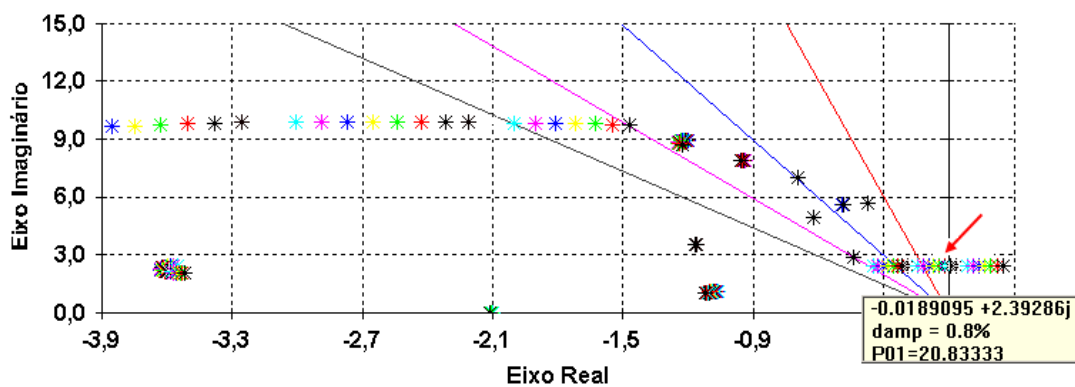


Figura 40: Diagrama do L.R. para sistema com ESP na UHE Samuel (destacado)

A partir da Figura 40, verifica-se que para um ganho no estabilizador (K) próximo a vinte, o modo inter-área é estável porém muito pouco amortecido. Observa-

se também que mesmo para um ganho de cinquenta, o amortecimento desse modo é um pouco acima de 15%.

Assim sendo, é recomendável a instalação de um estabilizador adicional na UTE Termonorte II (conforme indicação dos resíduos), tanto na unidade a gás como na unidade a vapor, para aumentar o amortecimento do modo inter-área. Além disso, a utilização de um estabilizador adicional é aconselhável como alternativa ao ESP da UHE Samuel, em situações que esta usina não esteja em operação ou seu estabilizador por algum motivo esteja desativado.

Nesse sentido, a Figura 41 ilustra o mapa de pólos e zeros do sistema considerando a presença do estabilizador na UHE Samuel com ganho $k = 15$. A partir da figura, verifica-se que o autovalor associado ao modo inter-área, que corresponde ao pólo $p = 0,0531 + j2,3902$, possui amortecimento negativo ($\zeta = -2,22\%$). O estabilizador da UTE Termonorte II deve, portanto, adicionar compensação de fase nessa frequência.

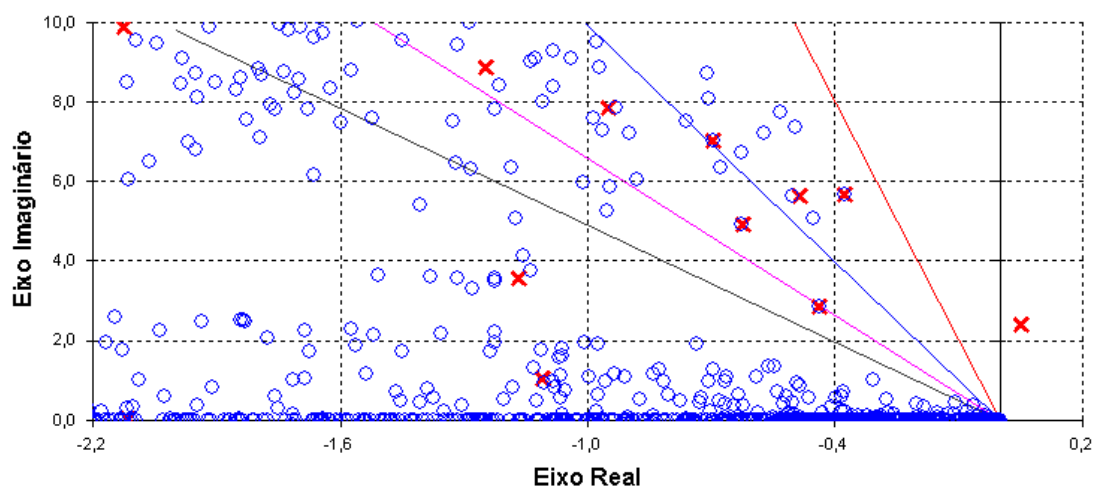


Figura 41: Mapa de pólos e zeros para sistema com ESP na UHE Samuel com ganho 15

A Figura 42 apresenta a resposta em frequência da função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$ da UTE Termonorte II – unidade a gás para o sistema com estabilizador na UHE Samuel com ganho 15.

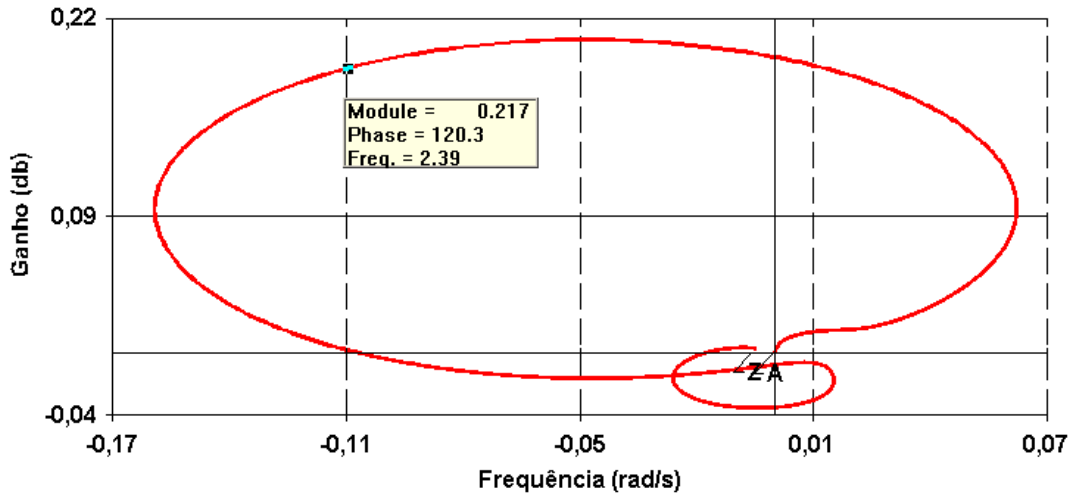


Figura 42: Diagrama polar para sistema com ESP na UHE Samuel com ganho 15

A resposta em frequência da F.T. $\frac{\omega}{V_{ref}}$ da UTE Termonorte II - gás apresentada na Figura 42 mostra que o sinal adicional de estabilizador a ser incluído nas máquinas dessa usina devem compensar o atraso de 60 graus, ou seja, o estabilizador deve adicionar um avanço no sistema, diferente do que ocorreu na UHE Samuel.

A Figura 43 ilustra o diagrama de blocos da função de transferência do estabilizador de sistemas de potência da UTE Termonorte II - gás ajustado através do diagrama de Nyquist, utilizando o programa PacDyn. Ressalta-se que o valor escolhido para o parâmetro T não corresponde à frequência de avanço máximo.

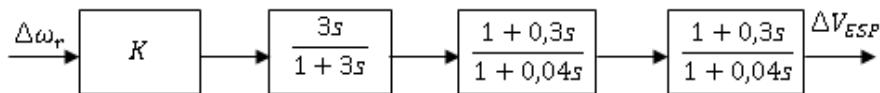


Figura 43: Diagrama de blocos do ESP da UTE Termonorte II - gás

A partir da Figura 43 é possível verificar que o ganho dinâmico do estabilizador da UTE Termonorte II unidade a gás vale $\alpha = 7,5$, portanto está abaixo do valor máximo recomendado na seção 3.3.2.

A Figura 44 mostra o diagrama do lugar das raízes do novo sistema para a função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$ da UTE Termonorte II - gás, acrescido da compensação de fase fornecida pelos estabilizadores das UHE Samuel e da UTE Termonorte II - gás, para um ganho variando de zero a cinquenta, com destaque para o ganho próximo a 15.

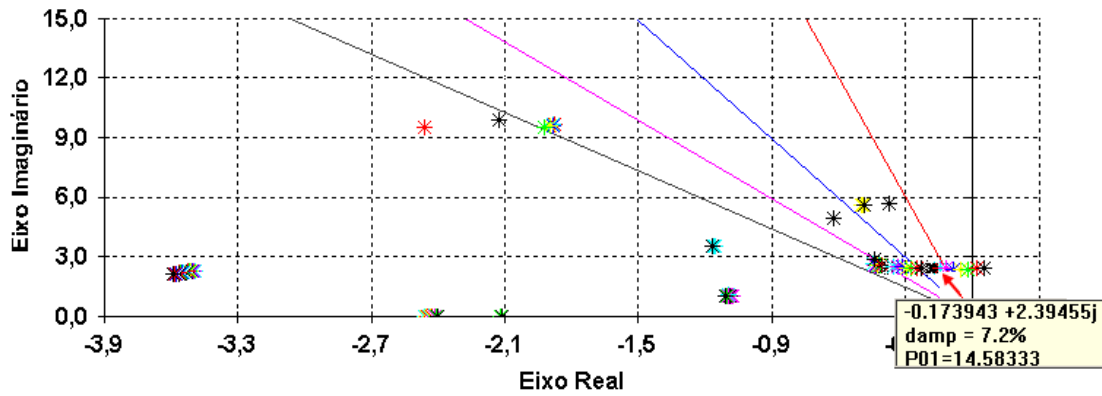


Figura 44: Diagrama do L.R. com ESP na UHE Samuel e na UTE Termonorte II - gás

Por fim, deve ser projetado o estabilizador da UTE Termonorte II unidade a vapor, o que é feito a partir da observação do mapa de pólos e zeros do sistema considerando a presença dos ESP da UHE Samuel e da UTE Termonorte II – gás com ganhos de 15, conforme ilustrado na Figura 45. Ressalta-se que nesse caso os zeros foram calculados através do algoritmo de Rayleigh disponível no programa PacDyn, que calcula os zeros a partir de uma estimativa inicial fornecida. Por esse motivo, a quantidade de zeros calculadas nesse método é inferior à quantidade calculada no método QR, que calcula todos os zeros do sistema.

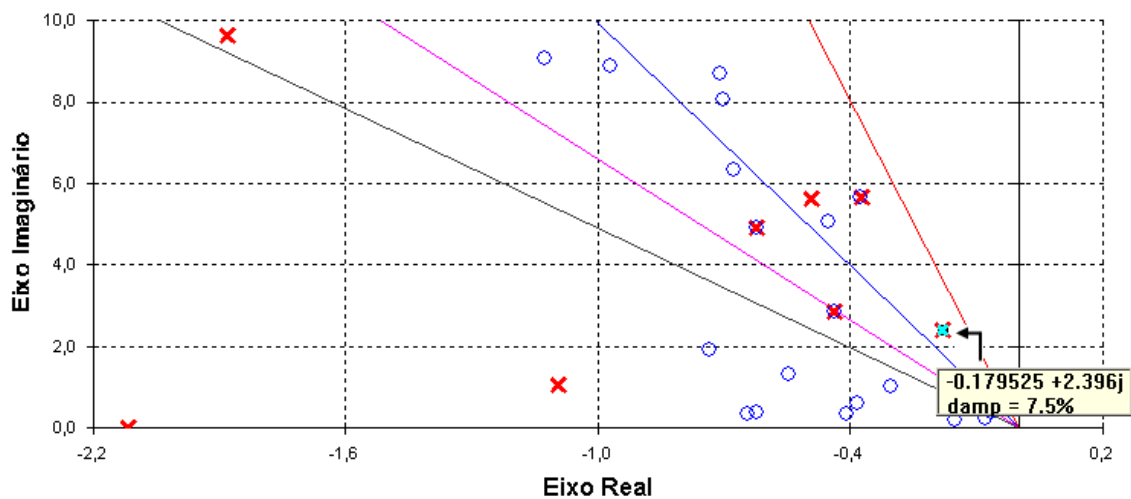


Figura 45: Mapa de P.Z. para sistema com ESP na UHE Samuel e na UTE Termonorte II - gás com ganho 15

A partir da Figura 45 verifica-se que o modo inter-área, que corresponde ao pólo $p = -0,1795 + j2,3960$, é pouco amortecido ($\zeta = 7,47\%$). O estabilizador da UTE

Termonorte II - vapor deve, portanto, adicionar compensação de fase nessa frequência.

Ressalta-se que a adição do sinal do estabilizador da UHE Samuel e da UTE Termonorte II – gás com ganho 15 torna o sistema estável, como mostrado na Figura 45. Portanto, de acordo com o que foi mostrado na seção 3.3 o diagrama de Nyquist deve envolver o ponto +1.

A Figura 46 apresenta a resposta em frequência da função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$ para o sistema com o estabilizador na UHE Samuel e na UTE Termonorte II – gás, com destaque para a frequência a ser compensada pelo ESP da UTE Termonorte II – vapor.

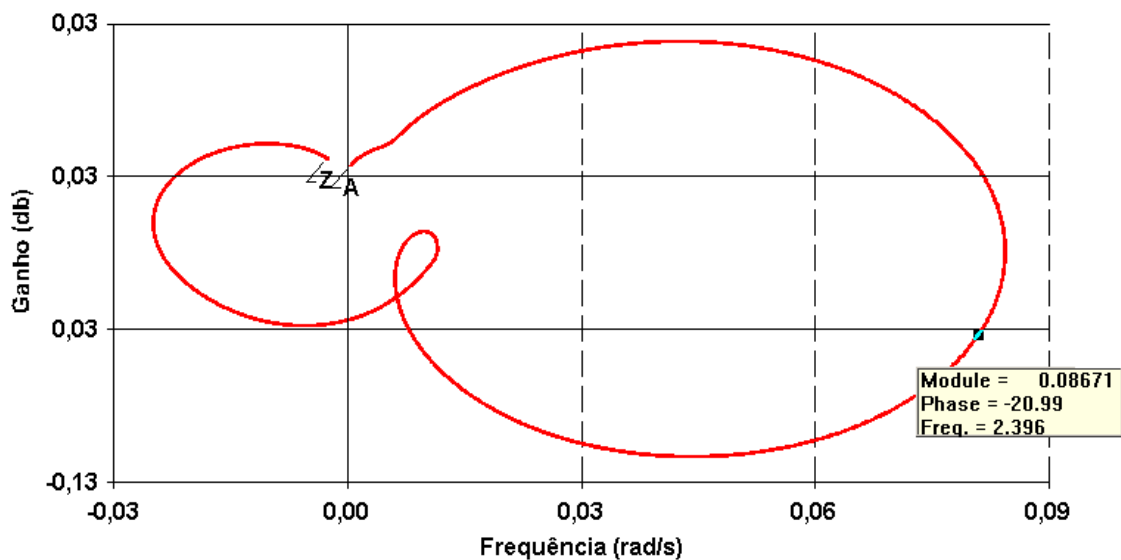


Figura 46: Diagrama de Nyquist para sistema com ESP na UHE Samuel e na UTE Termonorte II - gás

A resposta em frequência apresentada na Figura 46 mostra que o sinal adicional de ESP a ser incluído deve compensar o atraso de 21° graus, isto é, o estabilizador deve adicionar um avanço no sistema para que o diagrama de Nyquist envolva o ponto +1, uma vez que o sistema é estável.

A Figura 47 ilustra o diagrama de blocos da função de transferência do ESP da UTE Termonorte II - vapor ajustado através do diagrama de Nyquist, utilizando o programa PacDyn.

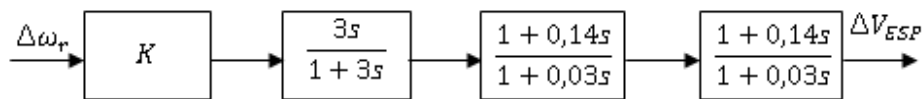


Figura 47: Diagrama de blocos do ESP da UTE Termonorte II - vapor

No caso do estabilizador da UTE Termonorte II unidade a vapor o ganho dinâmico vale $\alpha = 4,67$, estando abaixo do valor máximo recomendado na seção 3.3.2.

Na Figura 48 é apresentado o diagrama do lugar das raízes do sistema para a função de transferência da UTE Termonorte II – vapor, acrescido da compensação de fase fornecida pelos ESP da UHE Samuel e da UTE Termonorte – gás e vapor, para um ganho variando de zero a cinquenta, destacando o ganho $k = 20$.

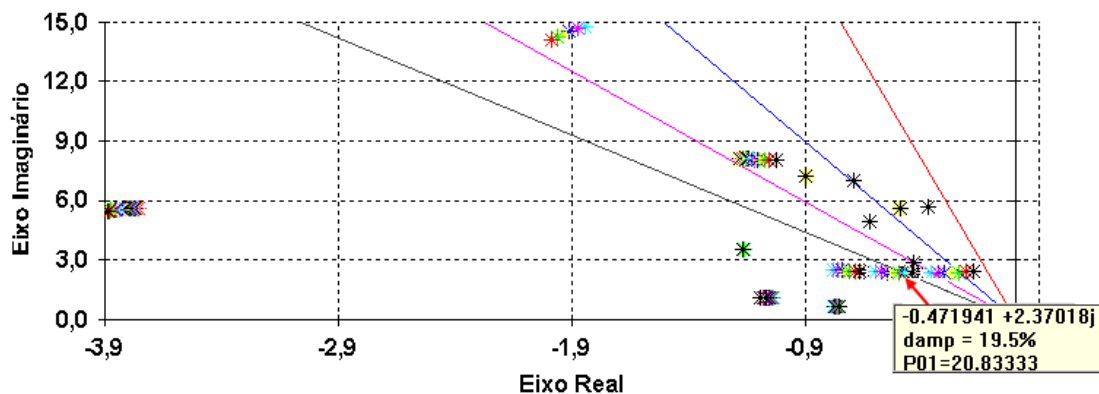


Figura 48: Diagrama do L.R. com ESP na UHE Samuel e na UTE Termonorte II – gás e vapor

A partir da Figura 48 é possível concluir que os projetos dos estabilizadores da UHE Samuel e da UTE Termonorte II – gás com ganho de 15 e da UTE Termonorte II – vapor com ganho de 20 permitem que o modo inter-área tenha um amortecimento dentro dos critérios utilizados neste trabalho, que é de 15%. Ressalta-se que este amortecimento ocorre no pior cenário (carga leve FACRO = 170 MW) dentre todos os estudados, portanto é esperado que nos demais cenários o amortecimento desse modo para os ESP projetados seja superior ao amortecimento obtido neste cenário.

Além disso, o diagrama do lugar das raízes da Figura 48 mostra também que o aumento do ganho não reduz de forma significativa o amortecimento de outros modos do sistema, como o modo da excitatriz.

Portanto, a Figura 49, a Figura 50 e a Figura 51 mostram o diagrama de blocos dos estabilizadores da UHE Samuel, da UTE Termonorte II – gás e da UTE Termonorte II - vapor, respectivamente, com todos os parâmetros definidos.

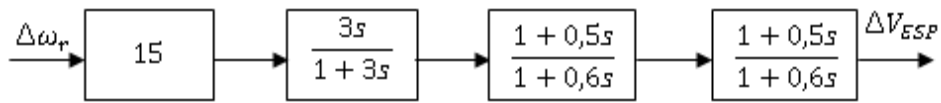


Figura 49: Diagrama de blocos completo do ESP da UHE Samuel

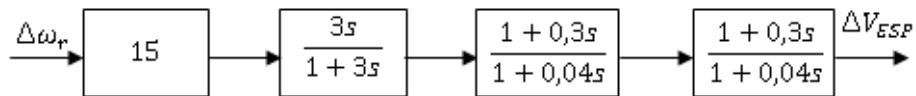


Figura 50: Diagrama de blocos completo do ESP da UTE Termonorte II - gás

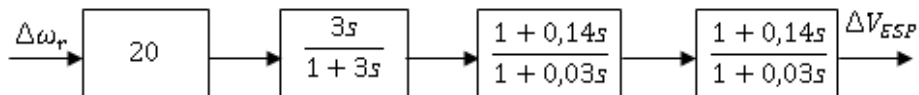


Figura 51: Diagrama de blocos completo do ESP da UTE Termonorte II – vapor

A Figura 52 mostra o modelo reduzido do sistema com os estabilizadores da UHE Samuel, e da UTE Termonorte II – gás e vapor, considerando a contribuição do modo inter-área $p = -0,4611 + j2,3693$.

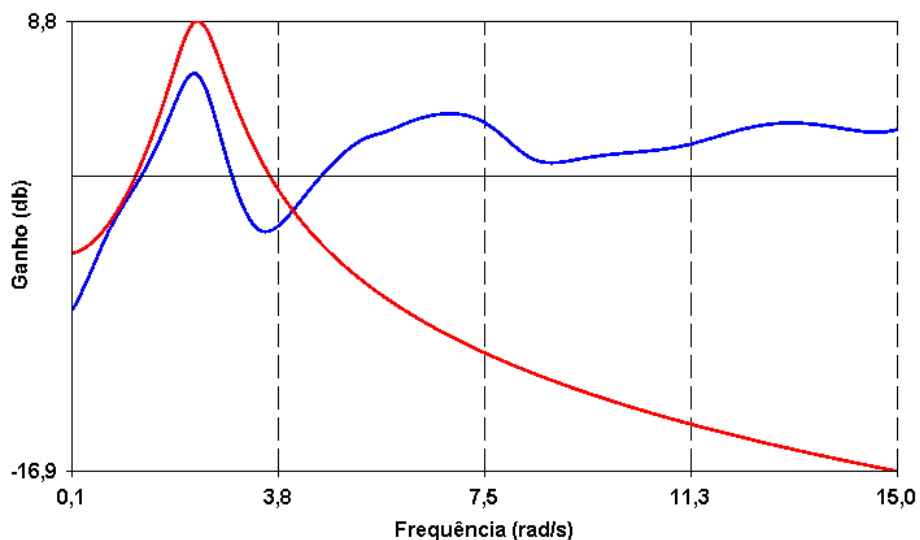


Figura 52: Modelo reduzido para $p = -0,4611 + j2,3693$

A Figura 53 ilustra o modelo reduzido do sistema com os estabilizadores da UHE Samuel e da UTE Termonorte II – gás e vapor, considerando a contribuição dos pólos $p = -1,1487 + j8,0895$, $p = -3,8104 + j5,5707$ e $p = -0,4611 + j2,3693$.

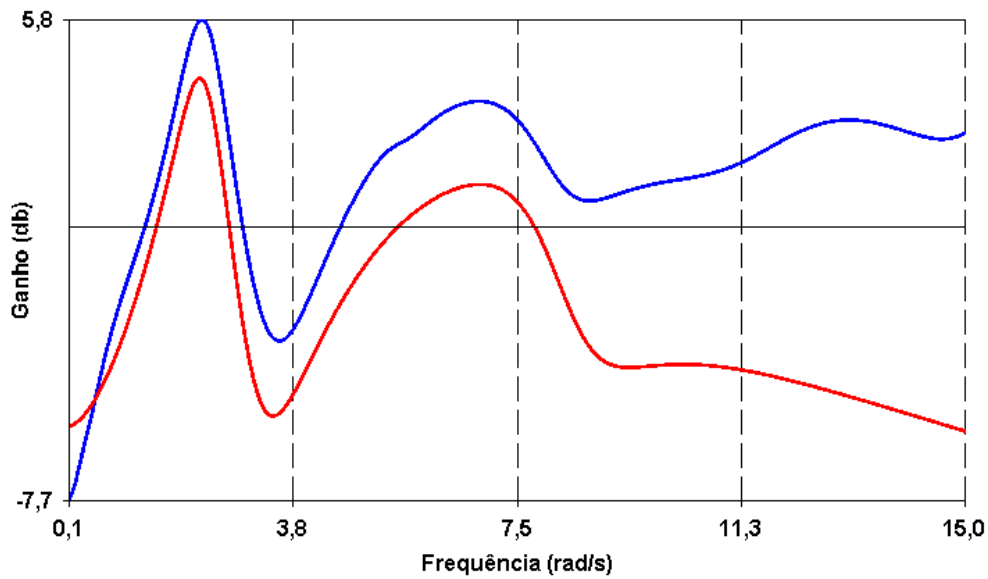


Figura 53: Modelo reduzido com a contribuição dos modos local e inter-área

A Figura 54 mostra o mapa de P.Z. (pólos e zeros) do novo sistema no cenário carga leve FACRO = 170 MW, considerando a presença dos estabilizadores na UHE Samuel e na UTE Termonorte II – gás e vapor.

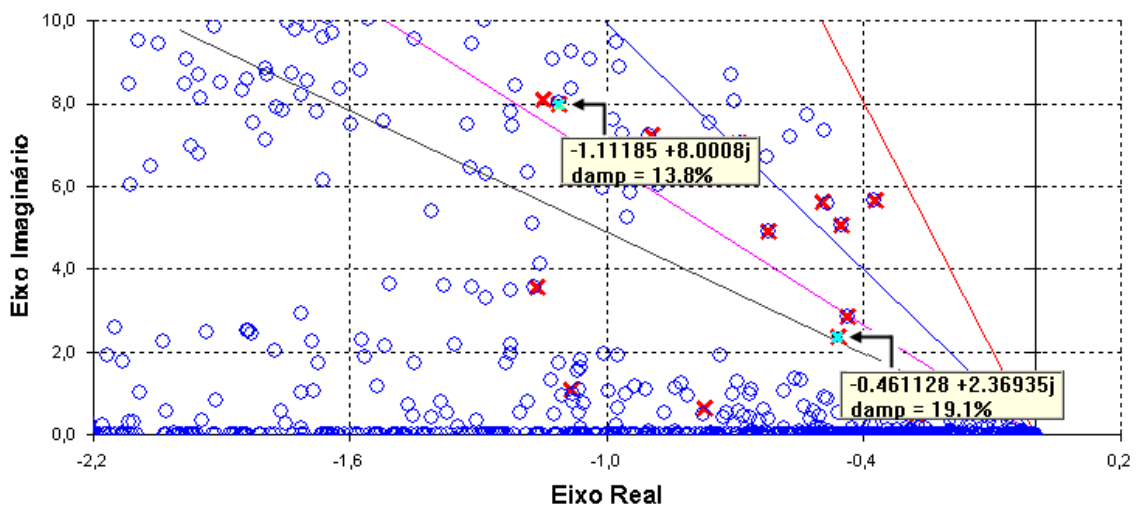


Figura 54: Mapa de P.Z. para sistema com ESP na UHE Samuel e UTE Termonorte II

A partir da Figura 54 é possível observar que o projeto dos estabilizadores atende ao critério definido neste trabalho de amortecimento mínimo de 15% para o

modo inter-área, uma vez que o mesmo possui amortecimento de 19%. Além disso, o projeto não reduz de forma significativa o amortecimento do modo local $\zeta = 13,8\%$, que não é crítico para a estabilidade do sistema.

A Figura 55 mostra a resposta em frequência para a função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$ da UTE Termonorte II – vapor do sistema considerando a presença de todos os ESP projetados. Apesar de o modo local possuir amortecimento de 13,8% conforme evidenciado na Figura 54, este modo não é preocupante pois o círculo associado ao modo local no diagrama de Nyquist da Figura 55 está distante do envolvimento do ponto -1, o que tornaria o sistema instável.

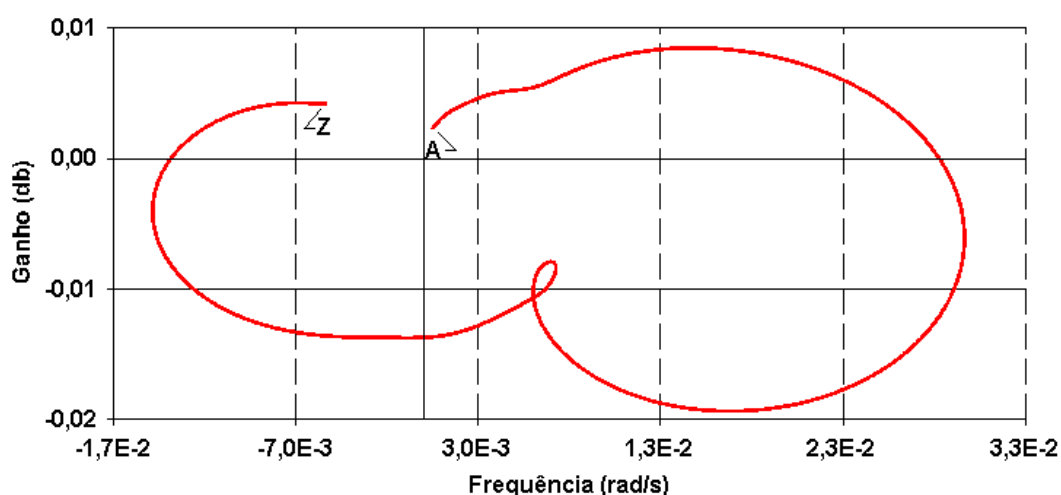


Figura 55: Diagrama polar do sistema os ESP da UHE Samuel e da UTE Termonorte II

Uma vez projetado os ESP que proporcionem um amortecimento satisfatório para os modos do sistema estudado no cenário com amortecimento mais baixo, é preciso testar esse projeto nos demais cenários para sistema em regime permanente relacionados na Tabela 1 e posteriormente no sistema em contingência.

4.4.2 Validação do projeto cenário 9 – carga pesada FACRO = 80 MW

A Tabela 3 mostra que no cenário de exportação do Acre-Rondônia para o Sistema Interligado Nacional de 80 MW o sistema é instável e o amortecimento do modo inter-área é de $\zeta = -7,55\%$. Portanto, é preciso verificar se os estabilizadores de sistemas de potência projetados na seção 4.4.1 proporcionam um amortecimento mínimo de 15% nos pólos críticos do sistema nesse cenário.

A Figura 56 ilustra o mapa de pólos e zeros desse sistema para a função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$ da UHE Samuel.

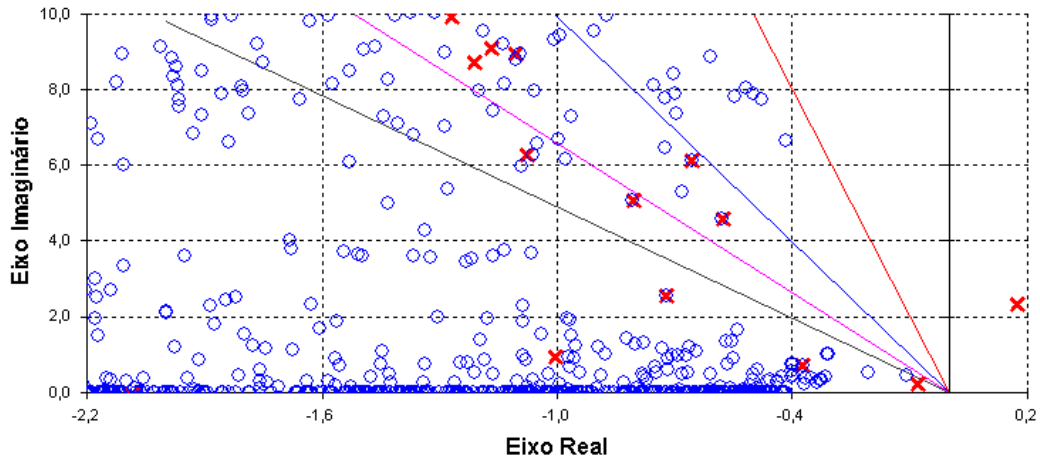


Figura 56: Mapa de pólos e zeros da F.T. $\frac{\omega}{V_{ref}}$ sem ESP (FACRO = 80 MW carga pesada)

A Figura 57 apresenta o *mode-shape* de velocidade associado ao pólo instável $p = 0,1756 + j2,3177$, mostrando que se trata de um modo inter-área e a Figura 58 ilustra o *mode-shape* em forma de histograma destacando melhor as usinas do sistema Acre-Rondônia oscilando contra as usinas do SIN.

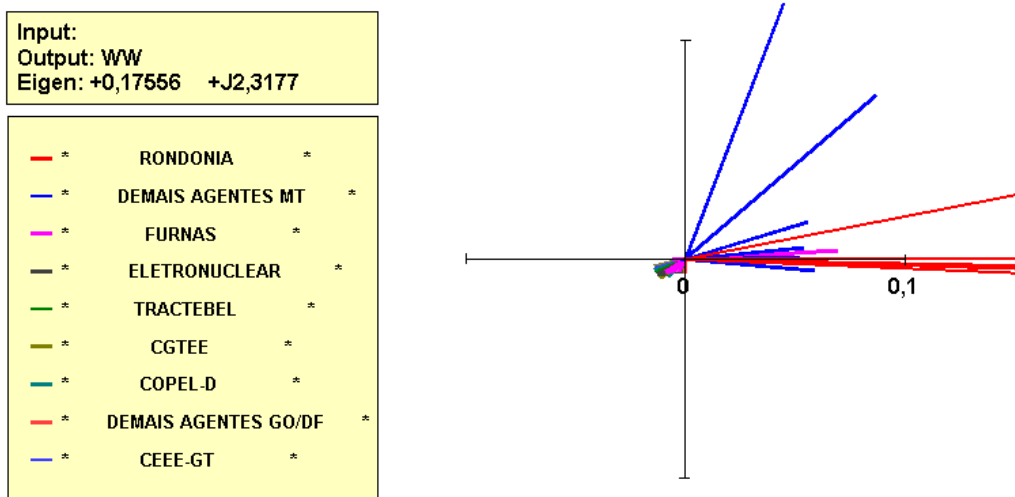


Figura 57: *Mode-shape* de velocidade associado ao pólo $p = 0,1756 + j2,3177$

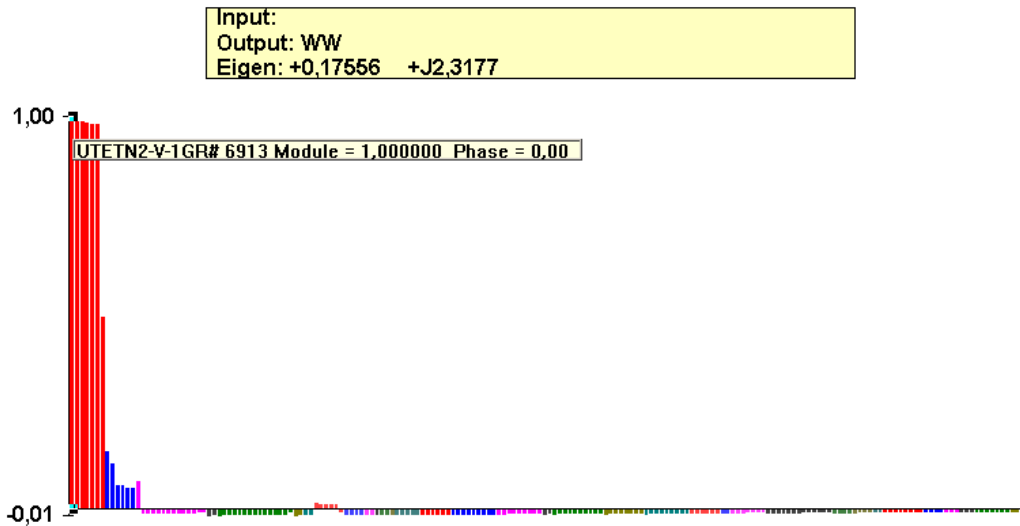


Figura 58: *Mode-shape* de velocidade (histograma) do pólo $p = 0,1756 + j2,3177$

A Figura 59 mostra o modelo reduzido da resposta em frequência considerando a contribuição dos pólos $p = -1,2685 + j9,8927$ e $p = 0,1756 + j2,3177$. Verifica-se que o pólo $p = -1,2685 + j9,8927$ possui grande contribuição sobre o modo local, com frequência aproximada de 1,5 Hz e o autovalor $p = 0,1756 + j2,3177$ está associado ao modo inter-área que é mais dominante, com frequência próxima a 0,4 Hz.

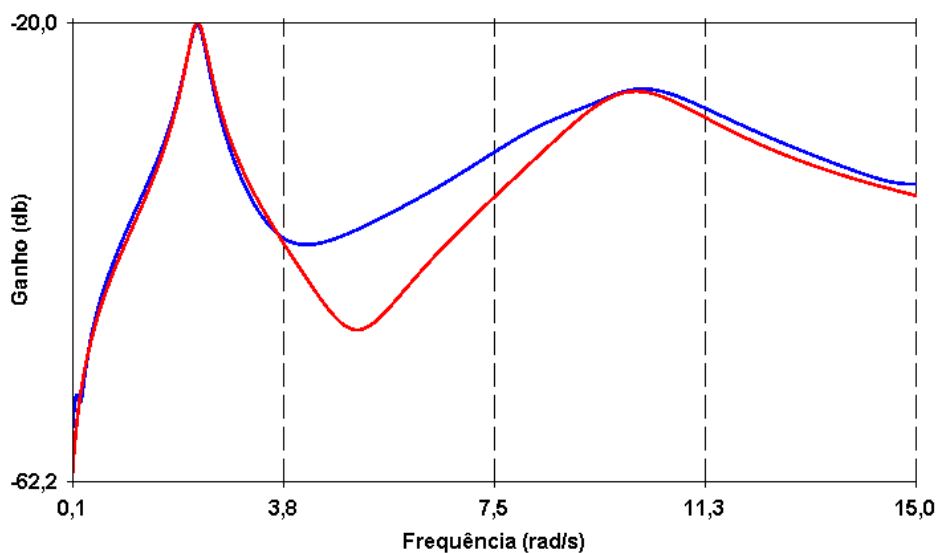


Figura 59: Modelo reduzido para $p = -1,2685 + j9,8927$ e $p = 0,1756 + j2,3177$

A Figura 60 ilustra a resposta em frequência do sistema para a função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$, destacando o círculo menor que representa o modo local e o círculo maior à esquerda que representa o modo inter-área. De acordo com a figura, para

estabilizar o sistema é preciso adicionar um atraso na fase do pólo instável, como ocorreu no cenário carga leve, FACRO = 170 MW.

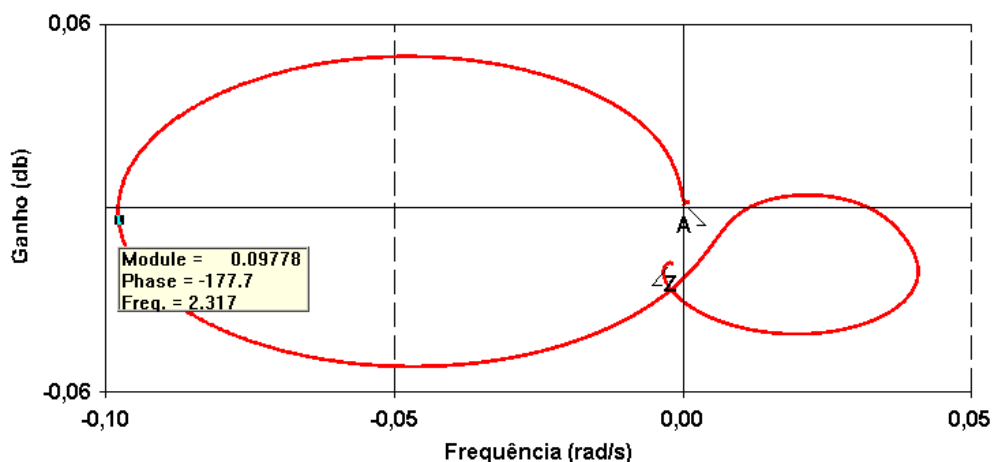


Figura 60: Diagrama de Nyquist para a máquina da UHE Samuel

A Figura 61 apresenta o modelo reduzido da resposta em frequência do sistema com os estabilizadores na UHE Samuel e na UTE Termonorte II – gás e vapor projetados na seção 4.4.1, considerando a contribuição do modo inter-área e do modo local. A partir da figura, é possível concluir que a inclusão dos estabilizadores no sistema Acre-Rondônia dificulta a observação do modo local.

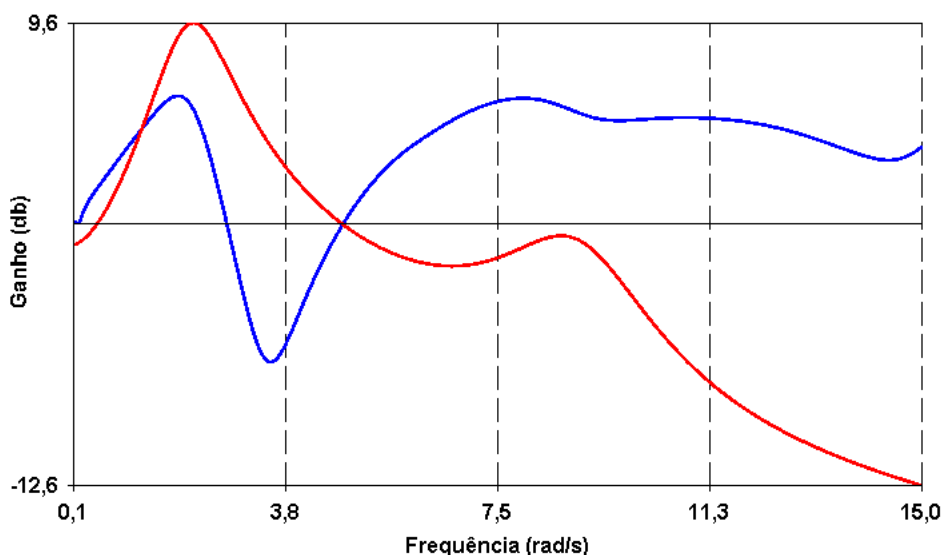


Figura 61: Modelo reduzido para sistema estabilizado (cenário FACRO = 80 MW, carga pesada)

A Figura 62 mostra o mapa de pólos e zeros do sistema considerando os ESP. Conforme pode ser observado, o sistema é estável e o modo inter-área bem

amortecido ($\zeta = 29,75\%$), o que significa que os estabilizadores projetados atendem a esse cenário.

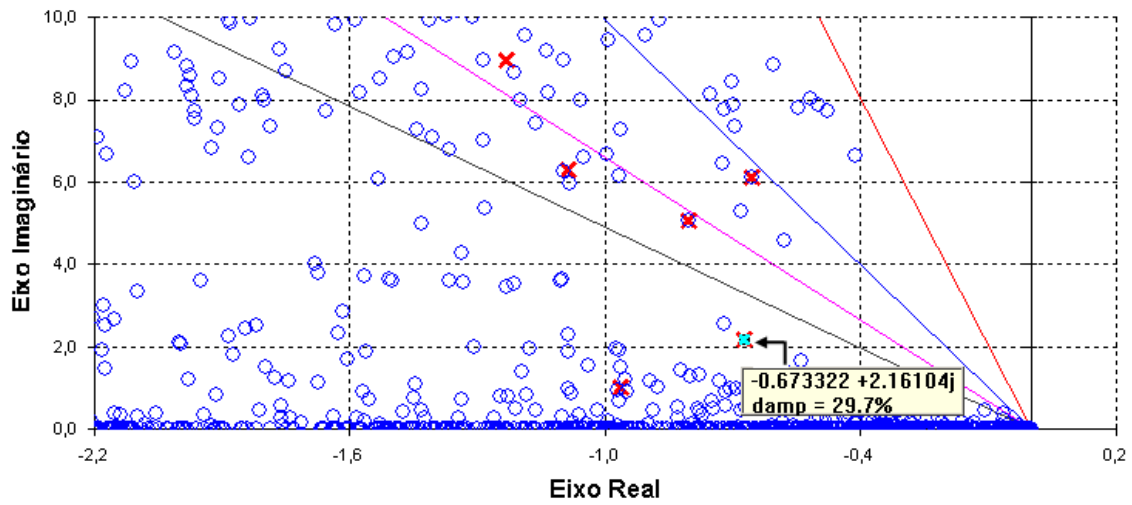


Figura 62: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário FACRO = 80 MW, carga pesada)

A Figura 63 ilustra a resposta em frequência do sistema com os estabilizadores para a função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$ da UTE Termonorte II – vapor.

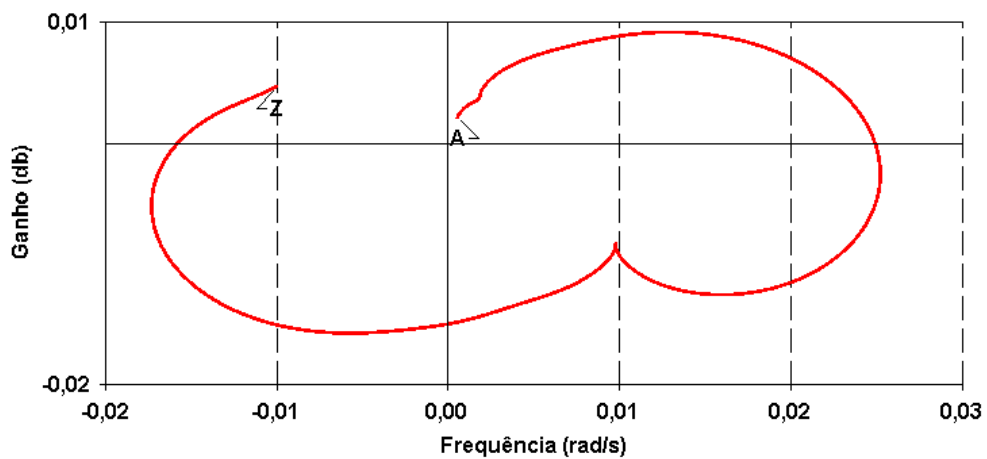


Figura 63: Diagrama de Nyquist do sistema estabilizado (FACRO = 80 MW, carga pesada)

Portanto, é possível concluir que os estabilizadores projetados para o sistema Acre-Rondônia atendem ao critério de amortecimento mínimo de 15% para o modo inter-área no cenário Acre-Rondônia exportador de 80 MW, carga pesada.

4.4.3 Validação do projeto cenário 8 – carga leve FACRO = 80 MW

Conforme a Tabela 3, no cenário Acre-Rondônia exportador de 80 MW para o SIN o sistema é instável e o amortecimento do modo inter-área $p = 0,1625 + j2,8983$ é de $\zeta = -5,6\%$, conforme mostrado no mapa de pólos e zeros da função de transferência da UHE Samuel na Figura 64.

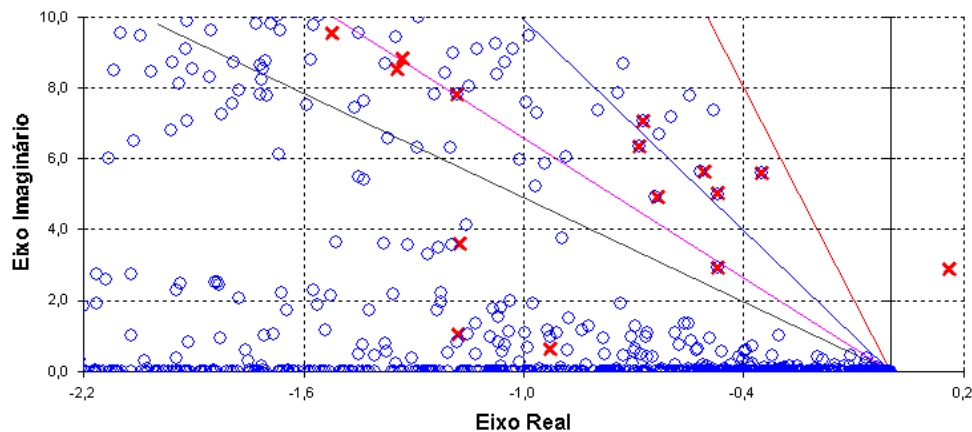


Figura 64: Mapa de pólos e zeros do sistema sem ESP (FACRO = 80 MW carga leve)

A Figura 65 ilustra o *mode-shape* de velocidade associado ao pólo instável $p = 0,1625 + j2,8983$, evidenciando que se trata de um modo inter-área e a Figura 66 mostra o *mode-shape* em forma de histograma, destacando as usinas do sistema Acre-Rondônia oscilando contra as usinas do SIN.

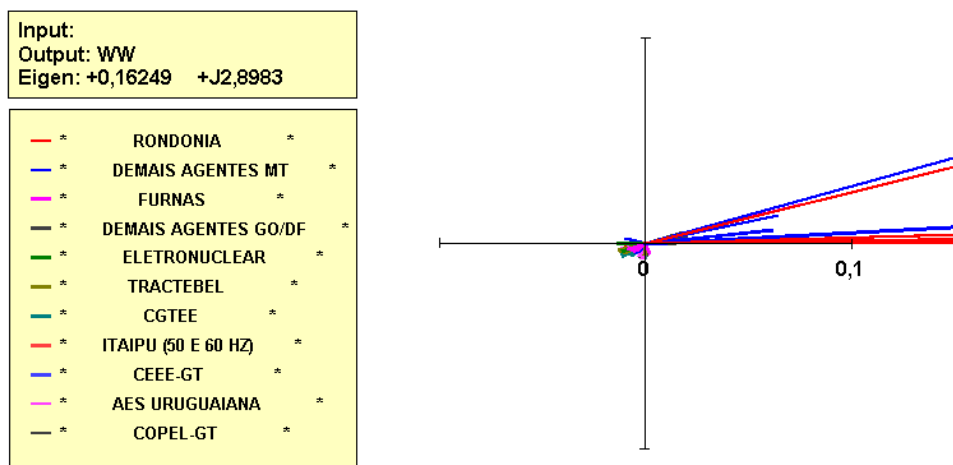


Figura 65: *Mode-shape* de velocidade associado ao autovalor $p = 0,1625 + j2,8983$

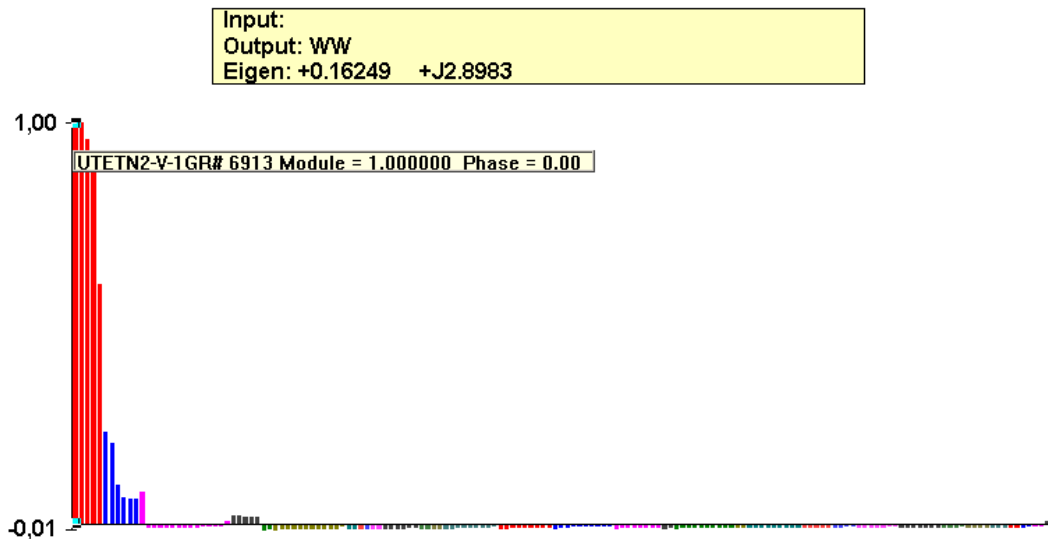


Figura 66: *Mode-shape* de velocidade (histograma) do pólo $p = 0,1625 + j2,8983$

A Figura 67 mostra a resposta em frequência do sistema para a função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$, destacando o círculo maior à esquerda que representa o modo inter-área, que é mais dominante e o círculo menor à direita que está associado ao modo local. Assim como nos cenários anteriores, a estabilização do sistema deve ser feita adicionando-se um atraso na fase do pólo instável.

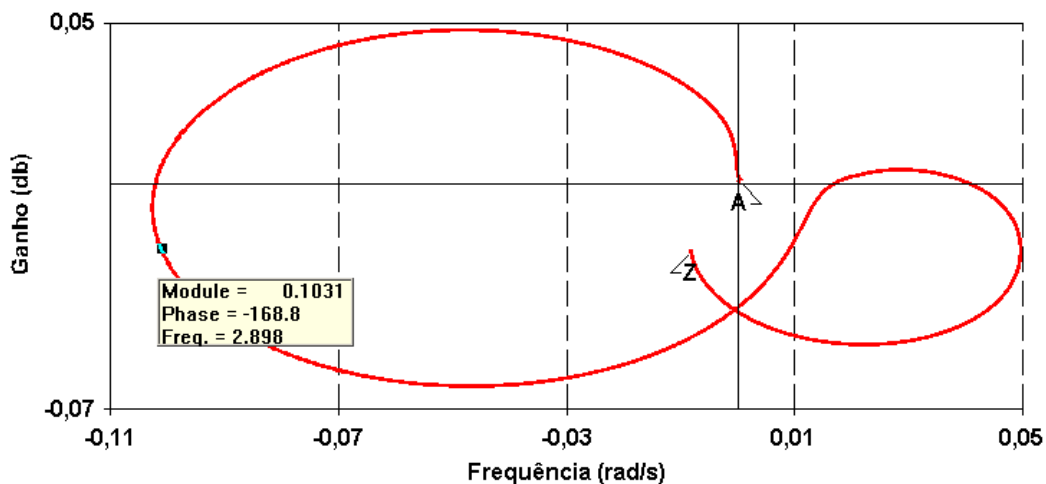


Figura 67: Diagrama de Nyquist para a máquina da UHE Samuel

A Figura 68 ilustra o mapa de pólos e zeros do sistema com os ESP, mostrando que o sistema é estável e o modo inter-área bem amortecido ($\zeta = 20,9\%$), o que significa que os estabilizadores projetados atendem a esse cenário.

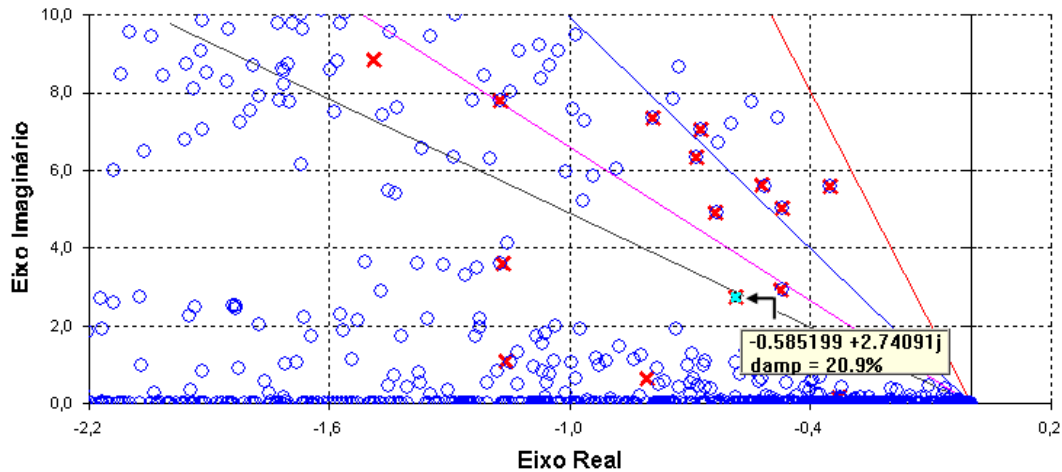


Figura 68: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário FACRO = 80 MW, carga leve)

Dessa forma, os estabilizadores projetados para o sistema Acre-Rondônia atendem ao critério de amortecimento mínimo de 15% para o modo inter-área no cenário Acre-Rondônia exportador de 80 MW, carga leve.

4.4.4 Validação do projeto cenário 7 – carga pesada FACRO = 40 MW

No cenário Acre-Rondônia exportador de 40 MW para o SIN, carga pesada, o sistema é instável e o amortecimento do modo inter-área $p = 0,1296 + j2,6444$ é de $\zeta = -4,89\%$, conforme a Tabela 3. A Figura 69 mostra o mapa de pólos e zeros da função de transferência da UHE Samuel.

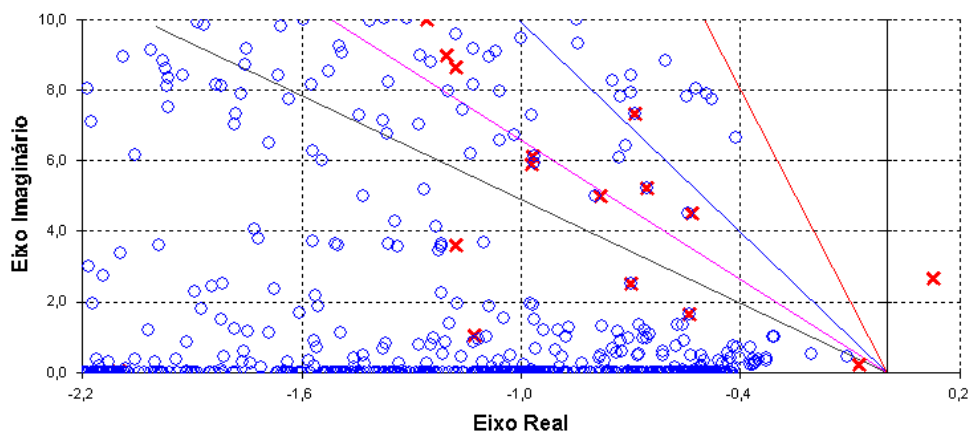


Figura 69: Mapa de pólos e zeros do sistema sem ESP (FACRO = 40 MW carga pesada)

Na Figura 70, é apresentado o *mode-shape* de velocidade associado ao pólo instável $p = 0,1296 + j2,6444$, mostrando que se trata de um modo inter-área e a Figura 71 ilustra o *mode-shape* em forma de histograma.

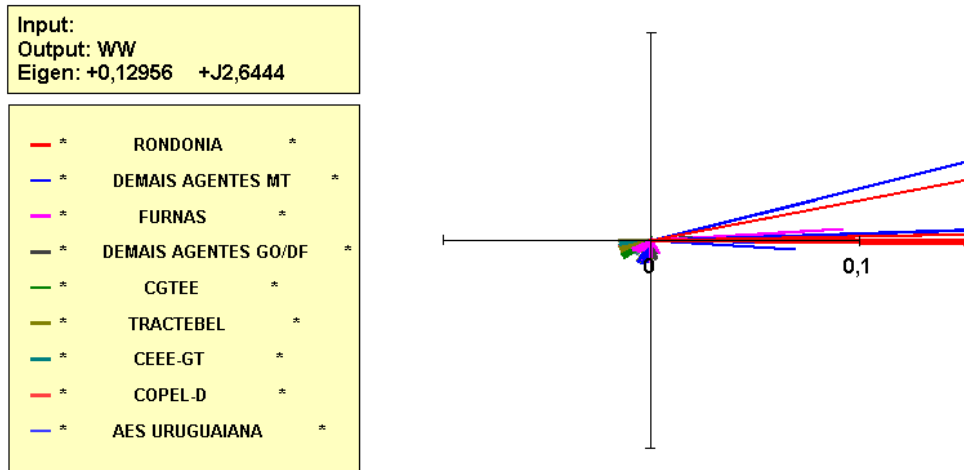


Figura 70: *Mode-shape* de velocidade associado ao autovalor $p = 0,1296 + j2,6444$

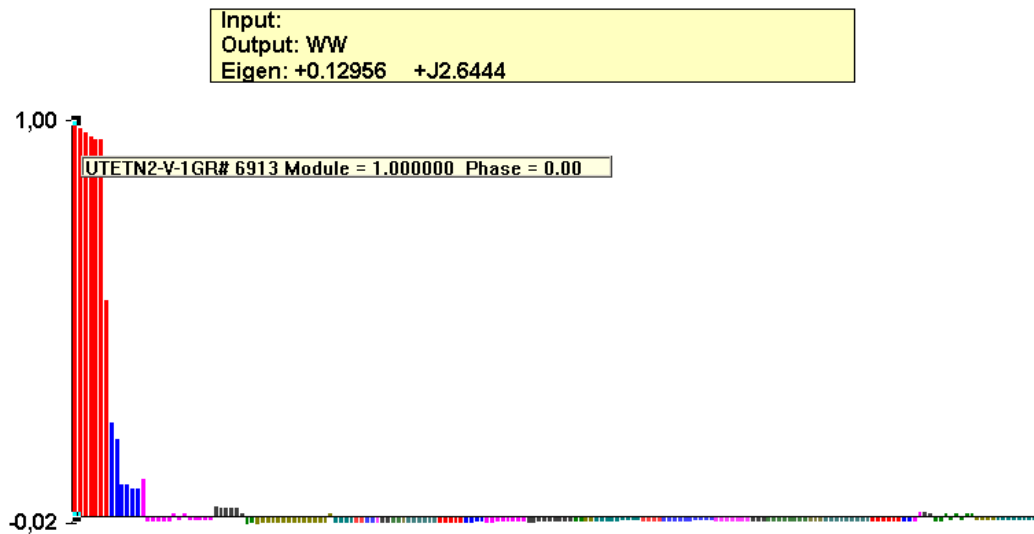


Figura 71: *Mode-shape* de velocidade (histograma) do pólo $p = 0,1296 + j2,6444$

Conforme pode ser observado no mapa de pólos e zeros do sistema com os estabilizadores da Figura 72, o sistema é estável e o modo inter-área é bem amortecido ($\zeta = 29,4\%$).

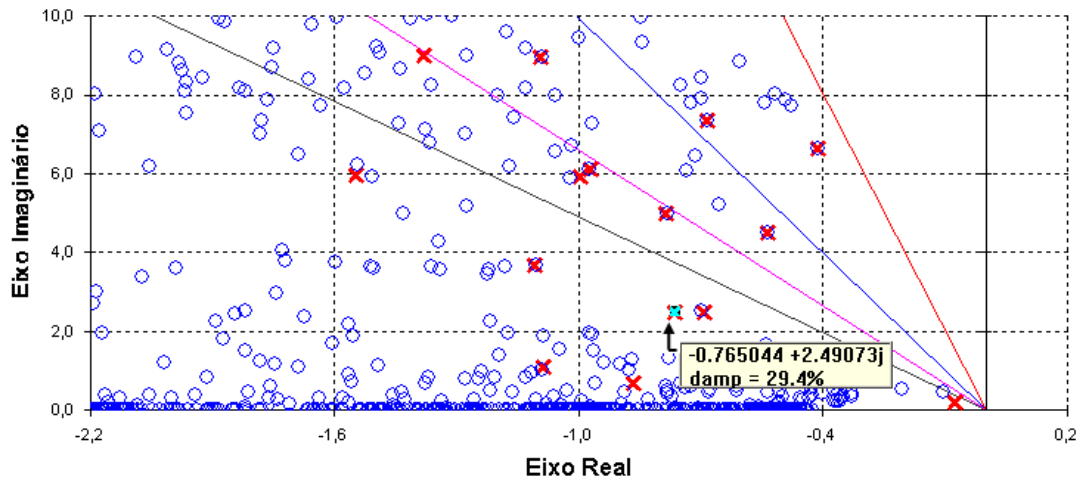


Figura 72: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário FACRO = 40 MW, carga pesada)

Assim sendo, os estabilizadores projetados para o sistema Acre-Rondônia atendem ao critério de amortecimento mínimo de 15% para o modo inter-área no cenário Acre-Rondônia exportador de 40 MW, carga pesada.

4.4.5 Validação do projeto cenário 6 - carga pesada RACRO = 0 MW

Nesse cenário, não há intercâmbio entre o Acre-Rondônia e o SIN. O sistema é instável e o amortecimento do modo inter-área $p = 0,0482 + j2,7714$ é de $\zeta = -1,74\%$, de acordo com a Tabela 3. A Figura 73 apresenta o mapa de pólos e zeros da função de transferência da UHE Samuel.

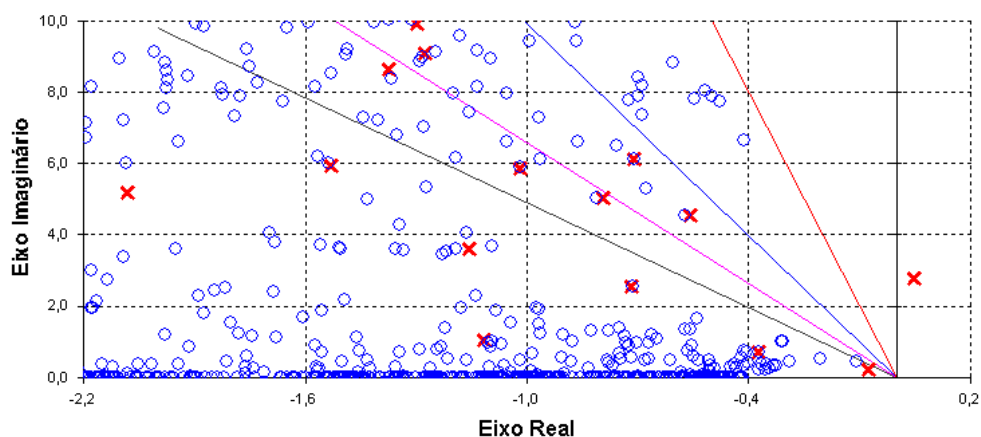


Figura 73: Mapa de pólos e zeros do sistema sem ESP (RACRO = 0 MW carga pesada)

A Figura 74 mostra o *mode-shape* de velocidade associado ao pólo instável $p = 0,0482 + j2,7714$, destacando que se trata de um modo inter-área e a Figura 75 ilustra o *mode-shape* em forma de histograma.

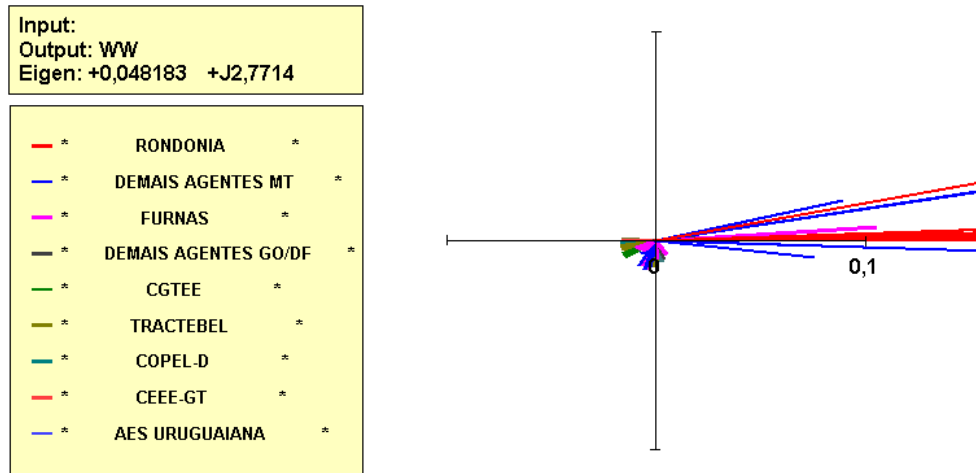


Figura 74: *Mode-shape* de velocidade associado ao autovalor $p = 0,0482 + j2,7714$

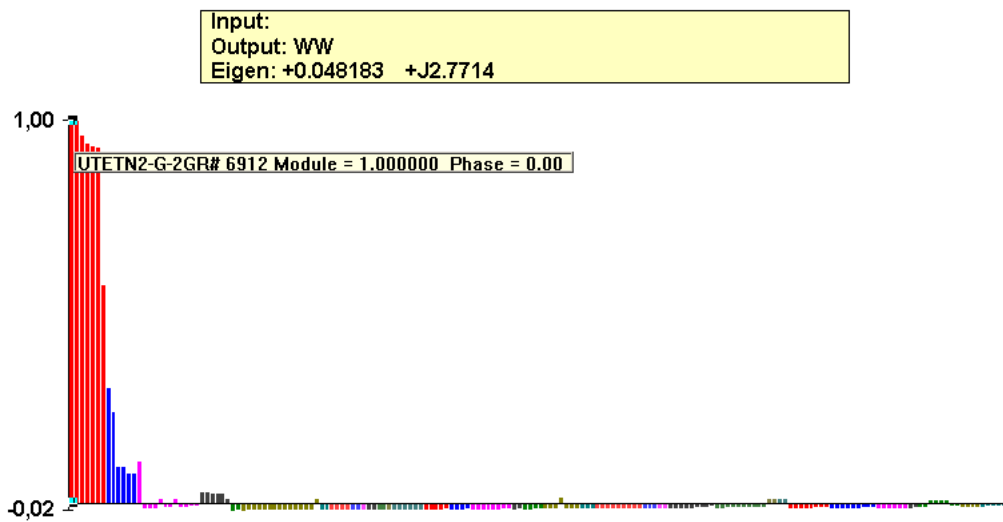


Figura 75: *Mode-shape* de velocidade (histograma) do pólo $p = 0,0482 + j2,7714$

A Figura 76 mostra o mapa de pólos e zeros do sistema estabilizado, com destaque para o autovalor associado ao modo inter-área.

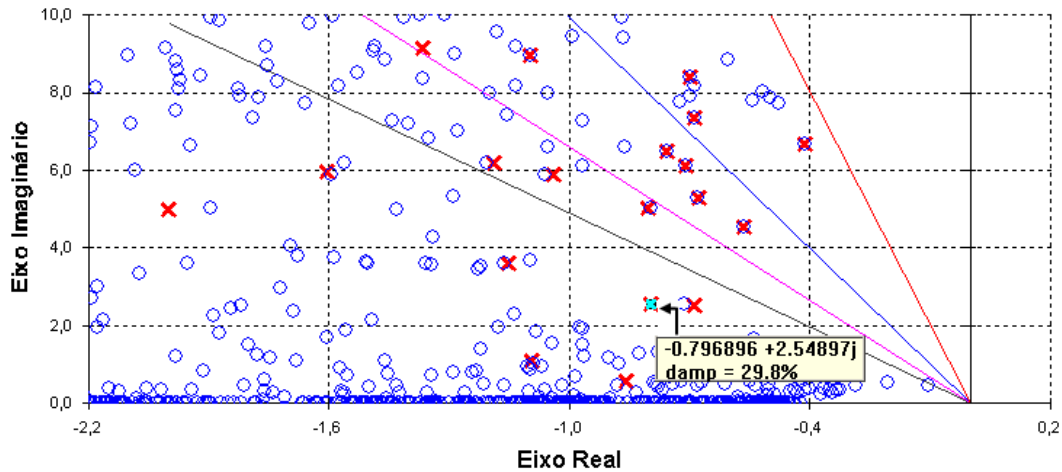


Figura 76: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário RACRO = 0 MW, carga pesada)

Portanto, os estabilizadores projetados para o sistema Acre-Rondônia atendem ao critério de amortecimento mínimo de 15% para o modo inter-área no cenário com intercâmbio nulo entre o Acre-Rondônia e o SIN, carga pesada.

4.4.6 Validação do projeto cenário 5 – carga pesada RACRO = 100 MW

No cenário Acre-Rondônia importador de 100 MW do SIN, carga pesada, o sistema é instável e o amortecimento do modo inter-área $p = 0,0466 + j2,9490$ é de $\zeta = -1,58\%$, segundo a Tabela 3. A Figura 77 apresenta o mapa de pólos e zeros da função de transferência da UHE Samuel.

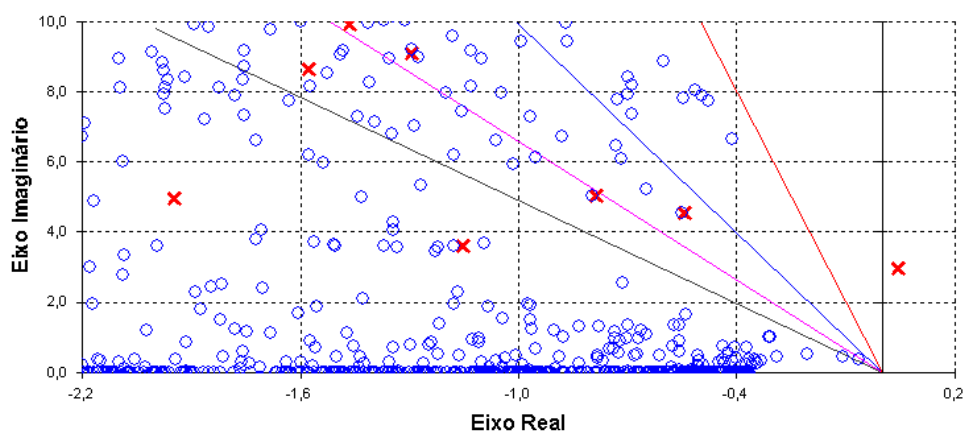


Figura 77: Mapa de pólos e zeros do sistema sem ESP (RACRO = 100 MW carga pesada)

A Figura 78 mostra o *mode-shape* de velocidade associado ao autovalor $p = 0,0466 + j2,9490$, evidenciando que se trata de um modo inter-área e a Figura 79 ilustra o *mode-shape* em forma de histograma.

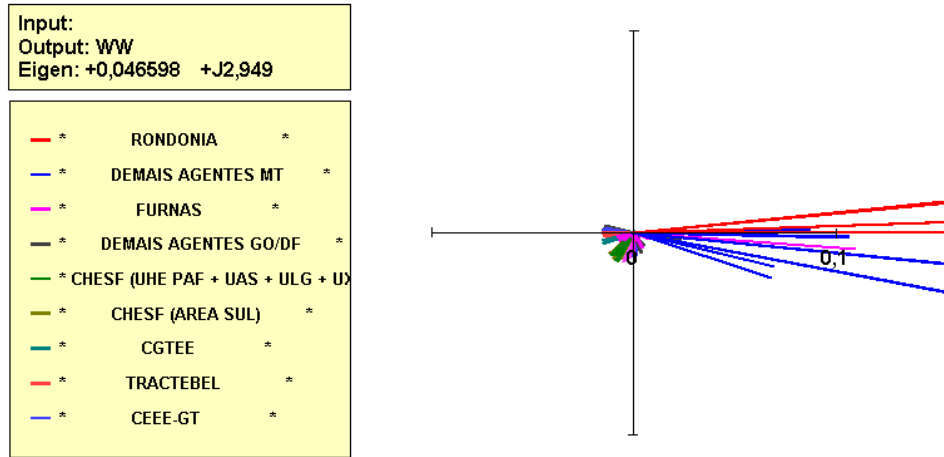


Figura 78: *Mode-shape* de velocidade associado ao pólo $p = 0,0466 + j2,9490$

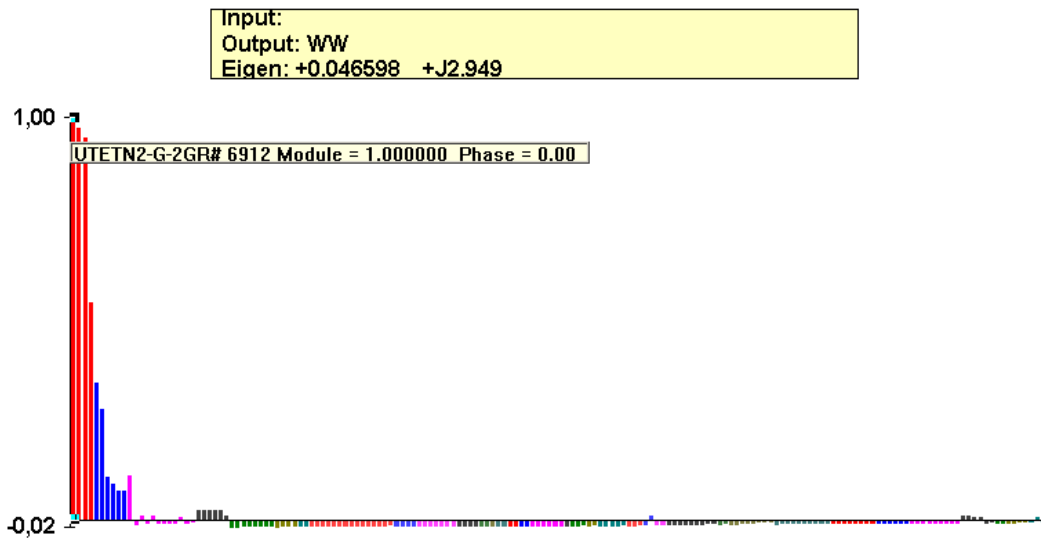


Figura 79: *Mode-shape* de velocidade (histograma) do pólo $p = 0,0466 + j2,9490$

A Figura 80 mostra o mapa de pólos e zeros do sistema estabilizado, com destaque para o autovalor associado ao modo inter-área que é bem amortecido ($\zeta = 27,8\%$).

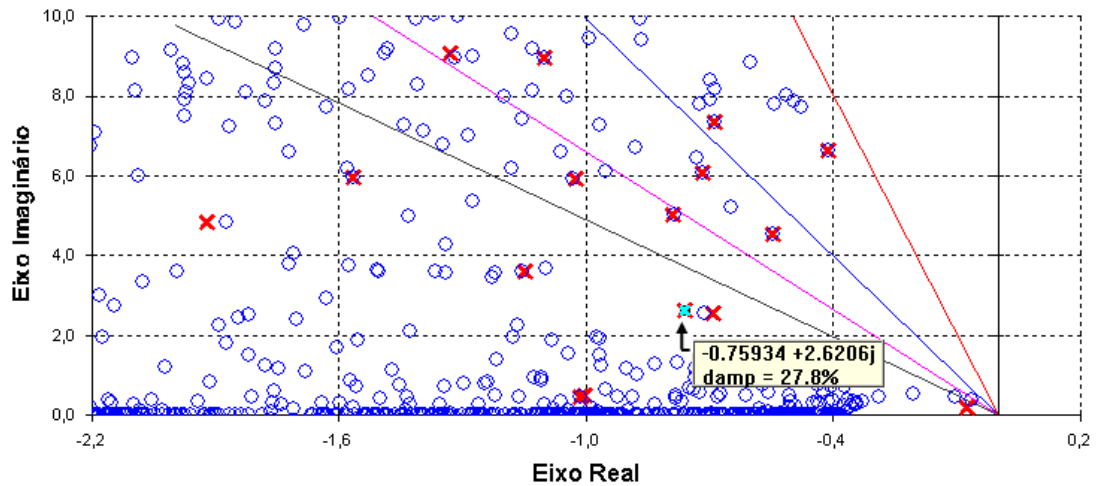


Figura 80: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário RACRO = 100 MW, carga pesada)

Assim, os estabilizadores projetados para o sistema Acre-Rondônia atendem ao critério de amortecimento mínimo de 15% para o modo inter-área no cenário de intercâmbio RACRO = 100 MW, carga pesada.

4.4.7 Validação do projeto cenário 4 – carga leve RACRO = 0 MW

Nesse cenário, o sistema é estável, porém o modo inter-área $p = -0,0002 + j3,1130$ é pouco amortecido ($\zeta = 0,01\%$), de acordo com a Tabela 3. A Figura 81 mostra o mapa de pólos e zeros da função de transferência da UHE Samuel.

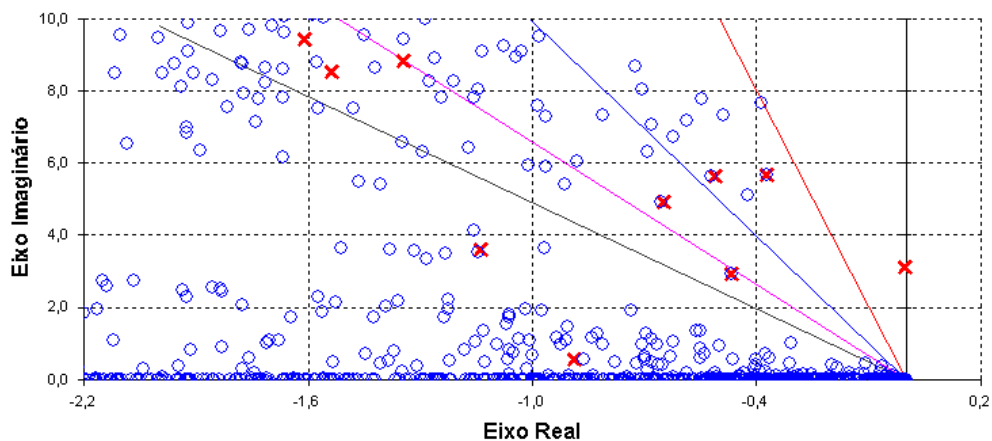


Figura 81: Mapa de pólos e zeros do sistema sem ESP (RACRO = 0 MW carga leve)

Na Figura 82 é apresentado o *mode-shape* de velocidade associado ao autovalor $p = -0,0002 + j3,1130$, destacando que se trata de um modo inter-área e a Figura 83 mostra o *mode-shape* em forma de histograma.

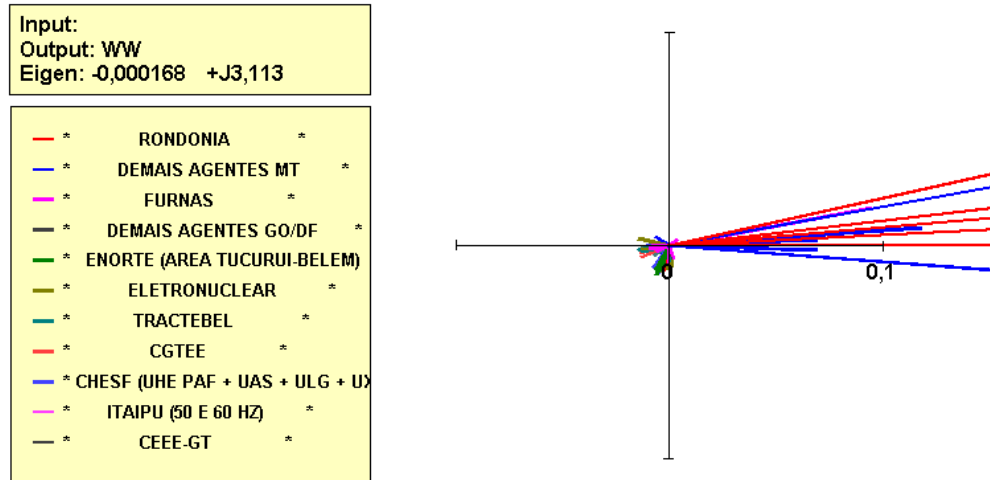


Figura 82: *Mode-shape* de velocidade associado ao pólo $p = -0,0002 + j3,1130$

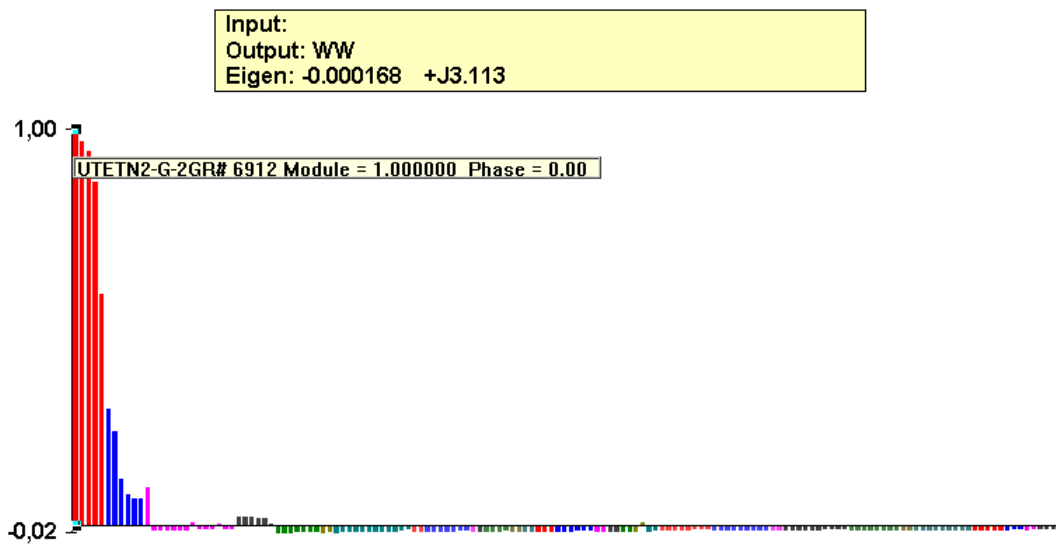


Figura 83: *Mode-shape* de velocidade (histograma) do pólo $p = -0,0002 + j3,1130$

Na Figura 84 é mostrado o mapa de pólos e zeros do sistema estabilizado, destacando o pólo associado ao modo inter-área que é bem amortecido ($\zeta = 25,1\%$).

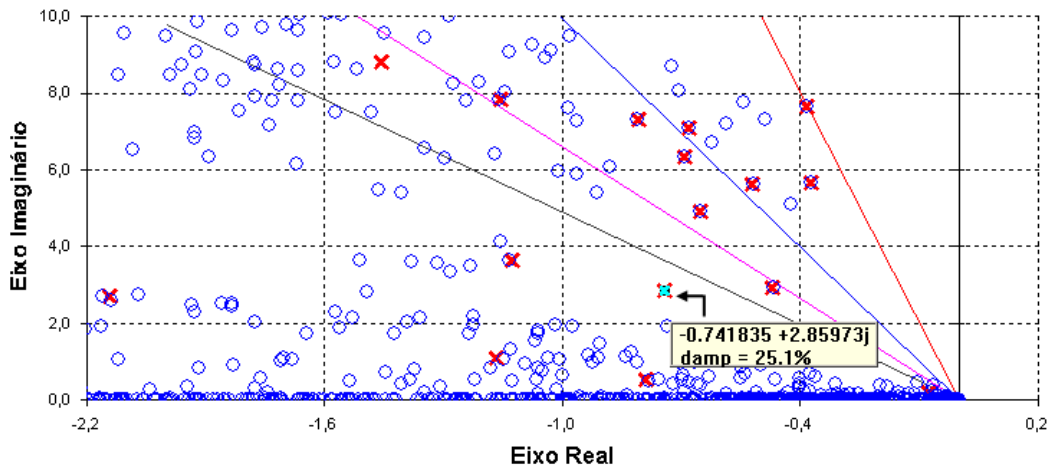


Figura 84: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário RACRO = 0 MW, carga leve)

Portanto, os estabilizadores projetados para o sistema Acre-Rondônia atendem ao critério de amortecimento mínimo de 15% para o modo inter-área no cenário de intercâmbio nulo entre o Acre-Rondônia e o SIN, carga leve.

4.4.8 Validação do projeto cenário 3 – carga leve RACRO = 120 MW

No cenário carga leve RACRO = 120 MW o sistema é estável. Entretanto o modo inter-área $p = -0,0302 + j3,4828$ é pouco amortecido ($\zeta = 0,55\%$), de acordo com a Tabela 3. A Figura 85 mostra o mapa de pólos e zeros da função de transferência da UHE Samuel.

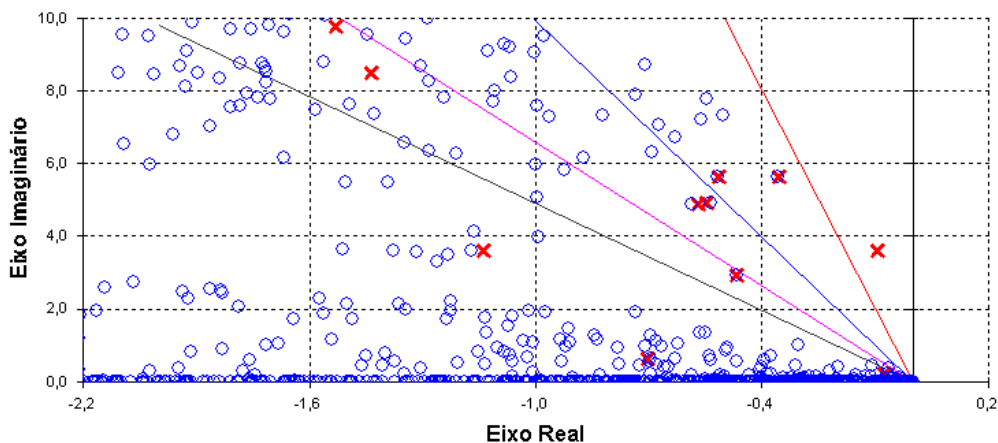


Figura 85: Mapa de pólos e zeros do sistema sem ESP (RACRO = 120 MW carga leve)

A Figura 86 ilustra o *mode-shape* de velocidade associado ao autovalor $p = -0,0302 + j3,4828$, destacando que se trata de um modo inter-área e a Figura 87 mostra o *mode-shape* em forma de histograma.

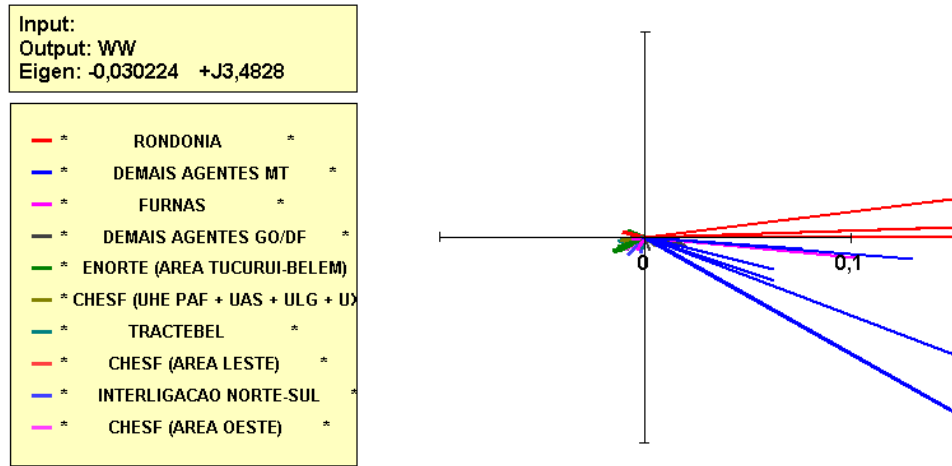


Figura 86: *Mode-shape* de velocidade associado ao pólo $p = -0,0302 + j3,4828$

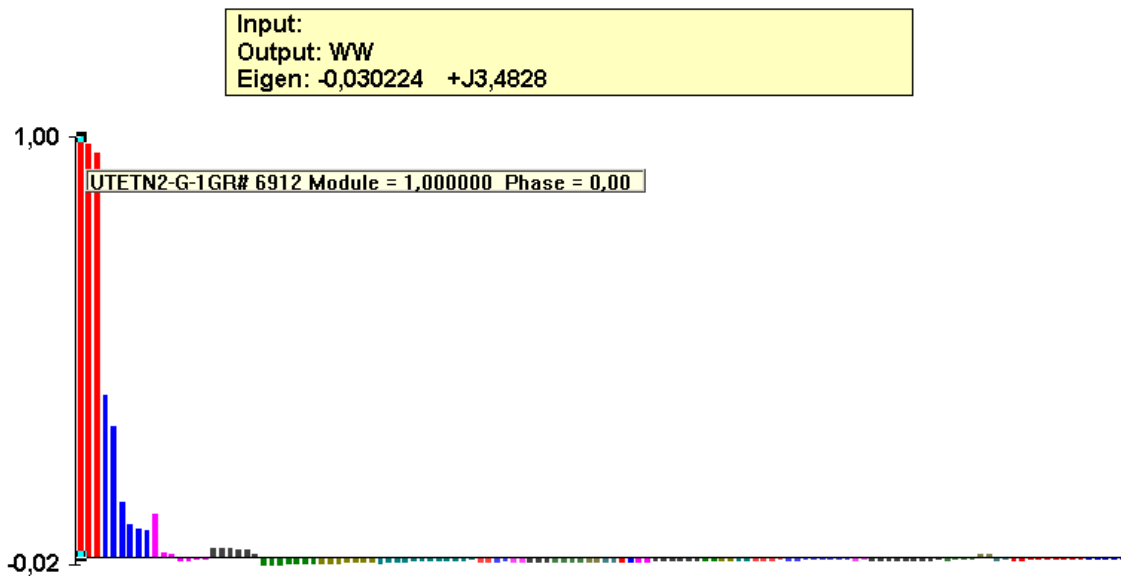


Figura 87: *Mode-shape* de velocidade (histograma) do pólo $p = -0,0302 + j3,4828$

Na Figura 88 é apresentado o modelo reduzido da resposta em frequência considerando a contribuição dos autovalores $p = -1,7084 + j9,4000$ e $p = -0,0302 + j3,4828$ que estão associados aos modos local e inter-área, com frequências próximas a 1,5 Hz e 0,5 Hz, respectivamente.

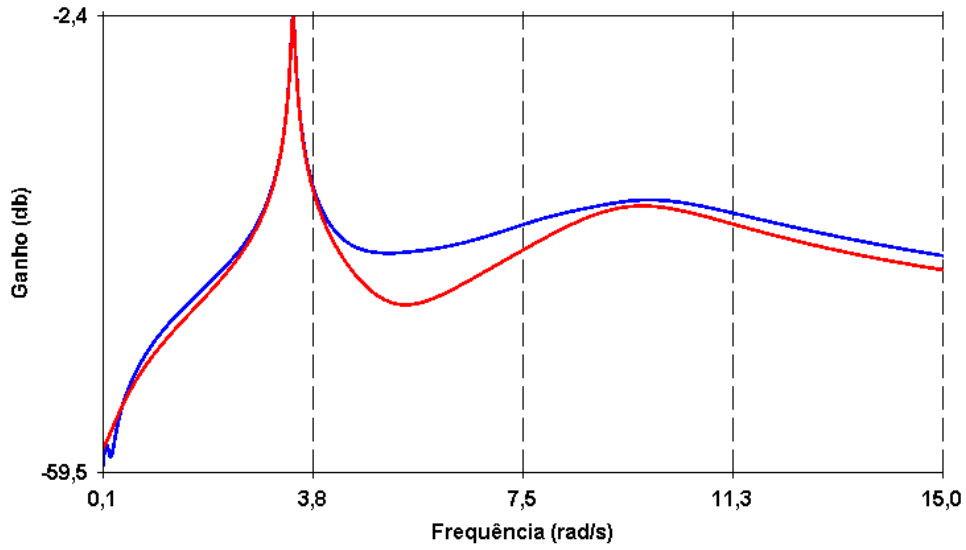


Figura 88: Modelo reduzido para $p = -1,7084 + j9,4000$ e $p = -0,0302 + j3,4828$

A Figura 89 ilustra a resposta em frequência do sistema para a função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$, com destaque para o modo inter-área que é mais dominante. Nesse caso, o sistema é estável, por isso o diagrama de Nyquist deve envolver o ponto +1. Portanto, o estabilizador deve adicionar um atraso na fase do pólo a ser amortecido, assim como nos cenários anteriores.

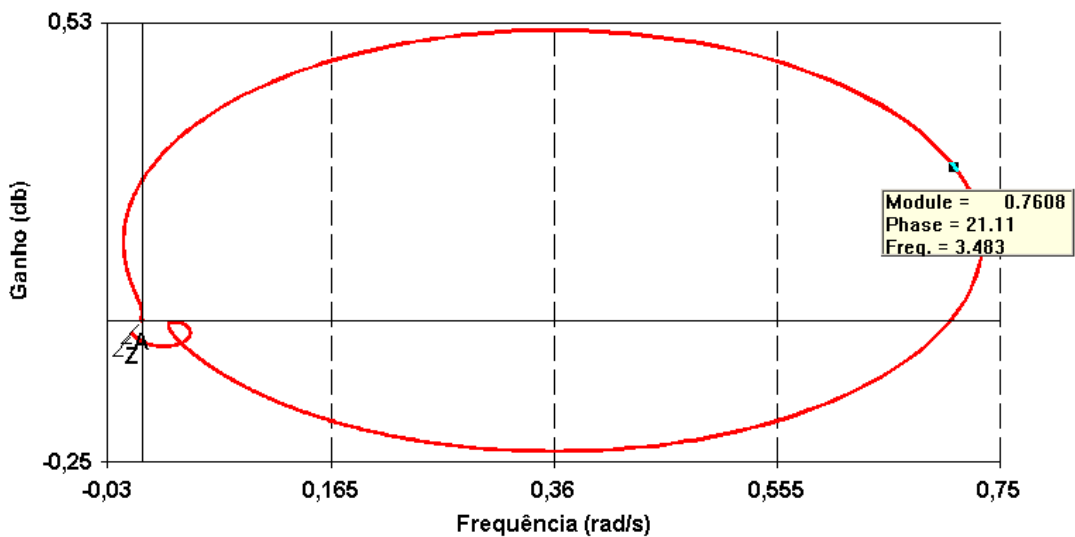


Figura 89: Diagrama de Nyquist para a máquina da UHE Samuel

Na Figura 90 é mostrado o mapa de pólos e zeros do sistema estabilizado, destacando o pólo associado ao modo inter-área que é bem amortecido ($\zeta = 25,9\%$).

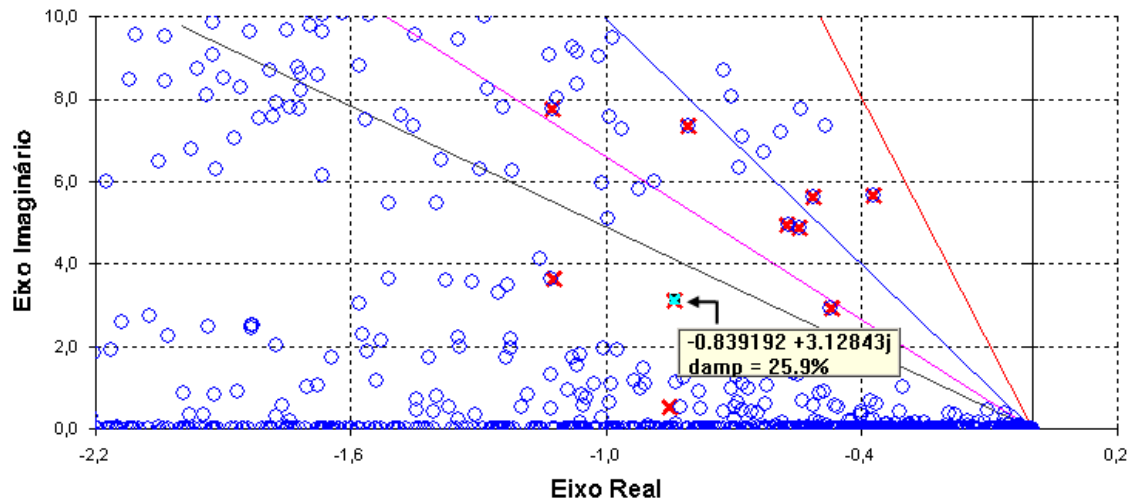


Figura 90: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário RACRO = 120 MW, carga leve)

A Figura 91 ilustra a resposta em frequência do sistema estabilizado para a função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$ da UTE Termonorte II – unidade a vapor

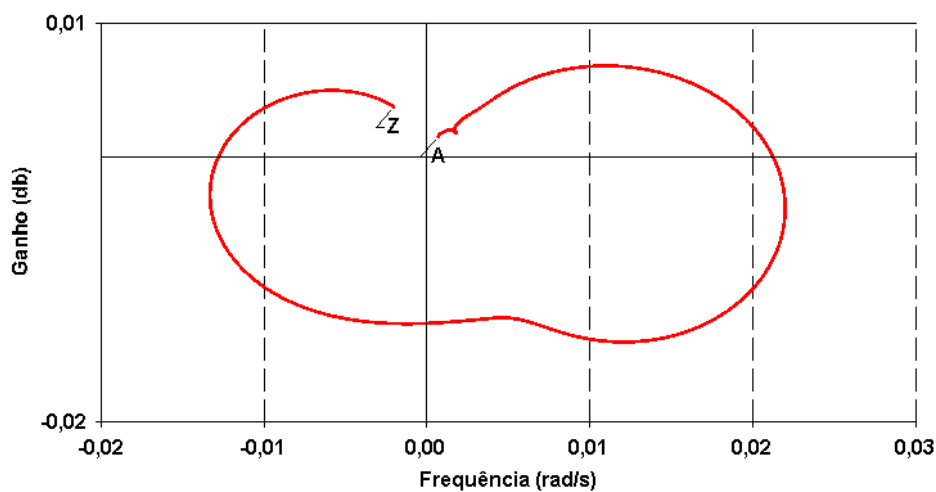


Figura 91: Diagrama polar do sistema estabilizado (RACRO = 120 MW, carga leve)

Assim, os estabilizadores projetados para o sistema Acre-Rondônia atendem ao critério de amortecimento mínimo de 15% para o modo inter-área no cenário Acre-Rondônia importador de 120 MW, carga leve.

4.4.9 Validação do projeto cenário 2 – carga pesada RACRO = 210 MW

Nesse cenário, o sistema também é estável e o modo inter-área $p = -0,0304 + j2,9389$ é pouco amortecido ($\zeta = 1,04\%$), de acordo com a Tabela 3. A Figura 92 mostra o mapa de pólos e zeros da função de transferência da UHE Samuel.

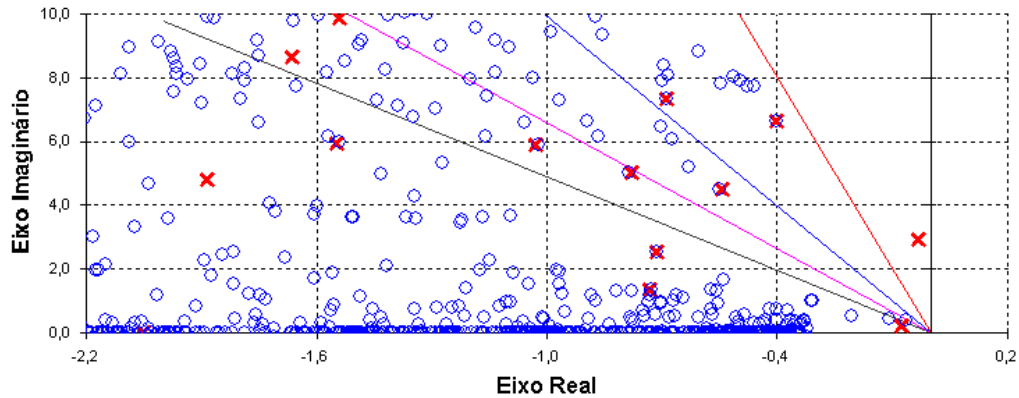


Figura 92: Mapa de pólos e zeros do sistema sem ESP (RACRO = 210 MW carga pesada)

Na Figura 93 é apresentado o *mode-shape* de velocidade associado ao autovalor $p = -0,0304 + j2,9389$, destacando que se trata de um modo inter-área e a Figura 94 mostra o *mode-shape* em forma de histograma.

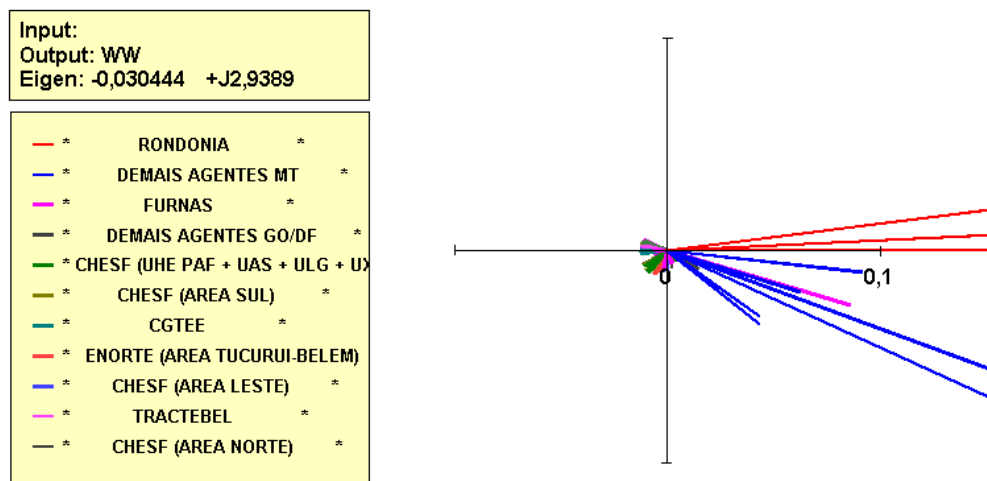


Figura 93: *Mode-shape* de velocidade associado ao pólo $p = -0,0304 + j2,9389$

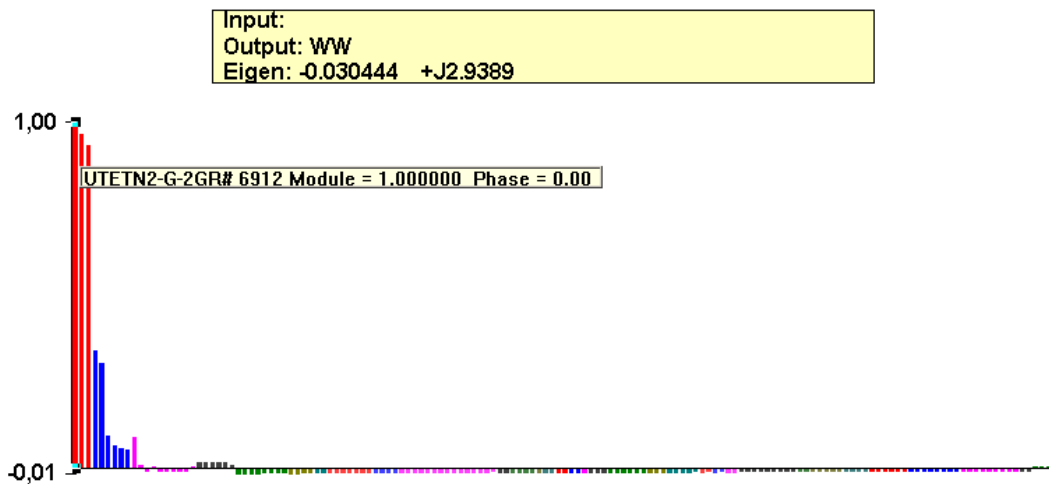


Figura 94: *Mode-shape* de velocidade (histograma) do pólo $p = -0,0304 + j2,9389$

A Figura 95 mostra o mapa de pólos e zeros do sistema estabilizado, com destaque para o pólo associado ao modo inter-área e seu amortecimento ($\zeta = 30,9\%$).

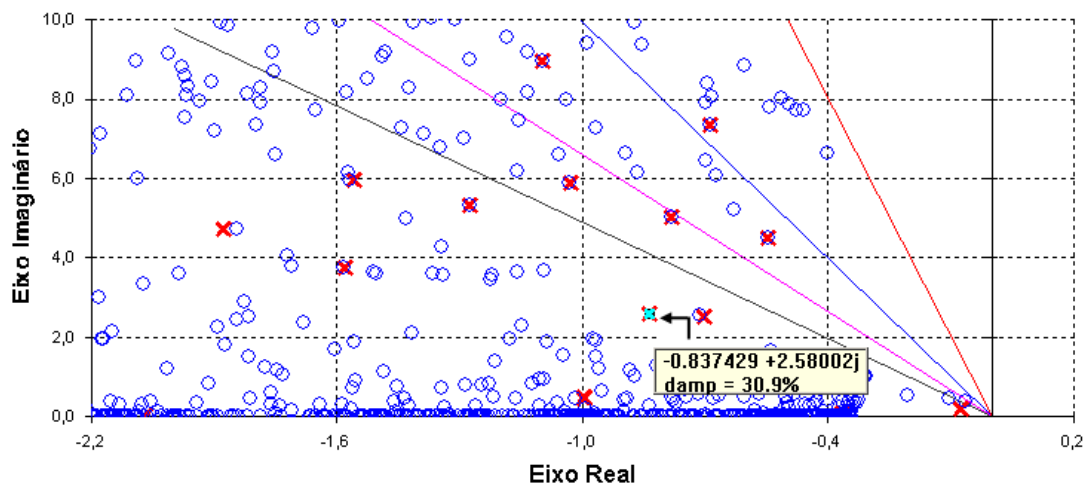


Figura 95: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário RACRO = 210 MW, carga pesada)

Portanto, os estabilizadores projetados para o sistema Acre-Rondônia atendem ao critério de amortecimento mínimo de 15% para o modo inter-área no cenário RACRO = 210 MW, carga pesada.

4.4.10 Validação do projeto cenário 1 – carga leve RACRO = 210 MW

Nesse cenário, a UTE Termonorte II - vapor está desligada para que seja possível praticar o intercâmbio de 210 MW em carga leve. O sistema é estável, porém o modo inter-área $p = -0,2002 + j4,0886$ é pouco amortecido ($\zeta = 4,89\%$), de acordo

com a Tabela 3. A Figura 96 mostra o mapa de pólos e zeros da função de transferência da UHE Samuel.

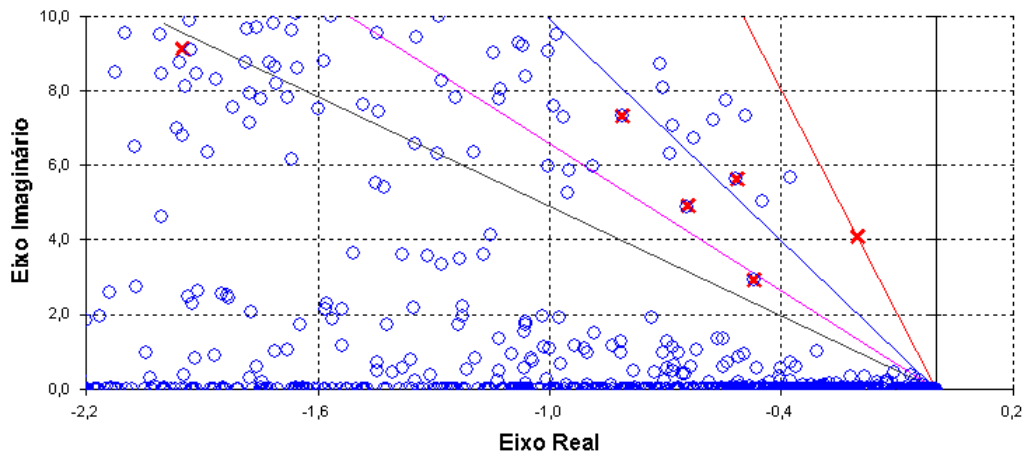


Figura 96: Mapa de pólos e zeros do sistema sem ESP (RACRO = 210 MW carga leve)

A Figura 97 ilustra o *mode-shape* de velocidade associado ao autovalor $p = -0,2002 + j4,0886$, destacando que se trata de um modo inter-área e a Figura 98 mostra o *mode-shape* em forma de histograma.

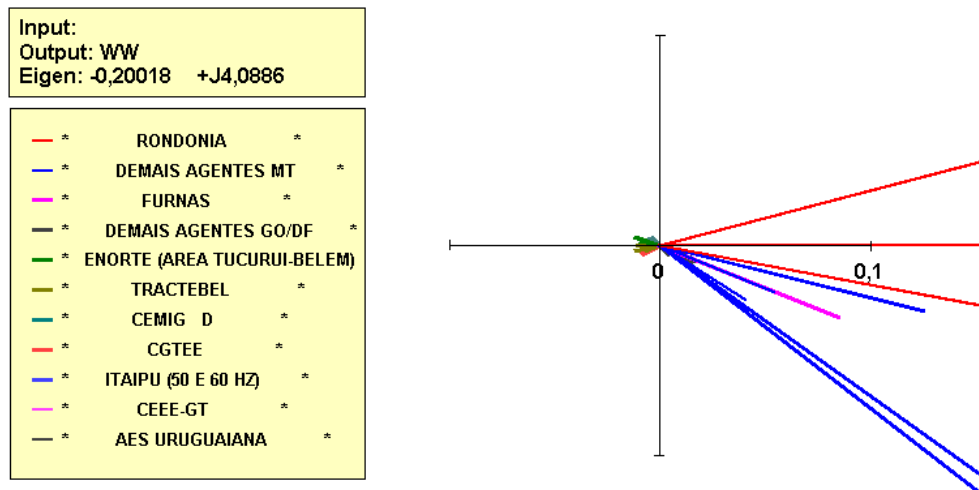


Figura 97: *Mode-shape* de velocidade associado ao pólo $p = -0,2002 + j4,0886$

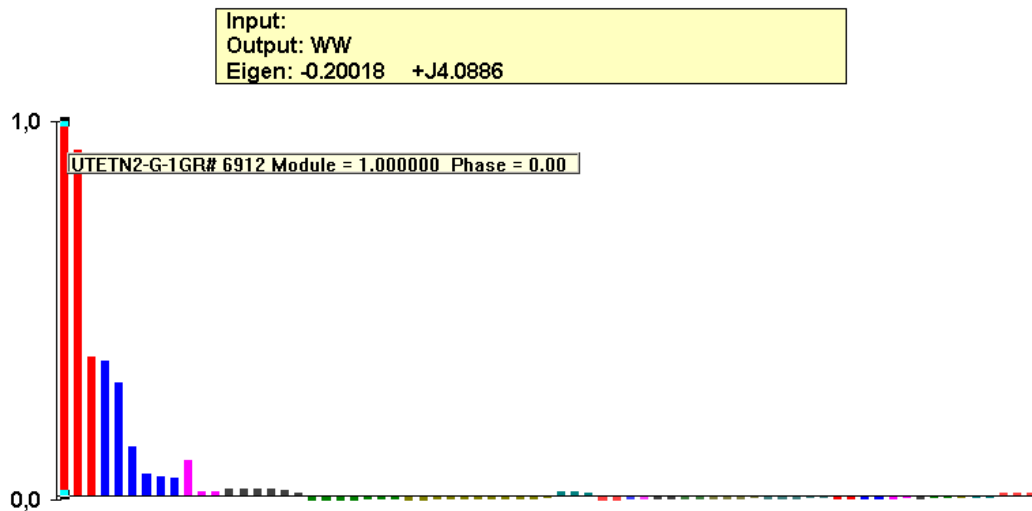


Figura 98: *Mode-shape* de velocidade (histograma) do pólo $p = -0,2002 + j4,0886$

A Figura 99 ilustra o mapa de pólos e zeros do sistema estabilizado, destacando o autovalor associado ao modo inter-área e seu amortecimento ($\zeta = 30,3\%$).

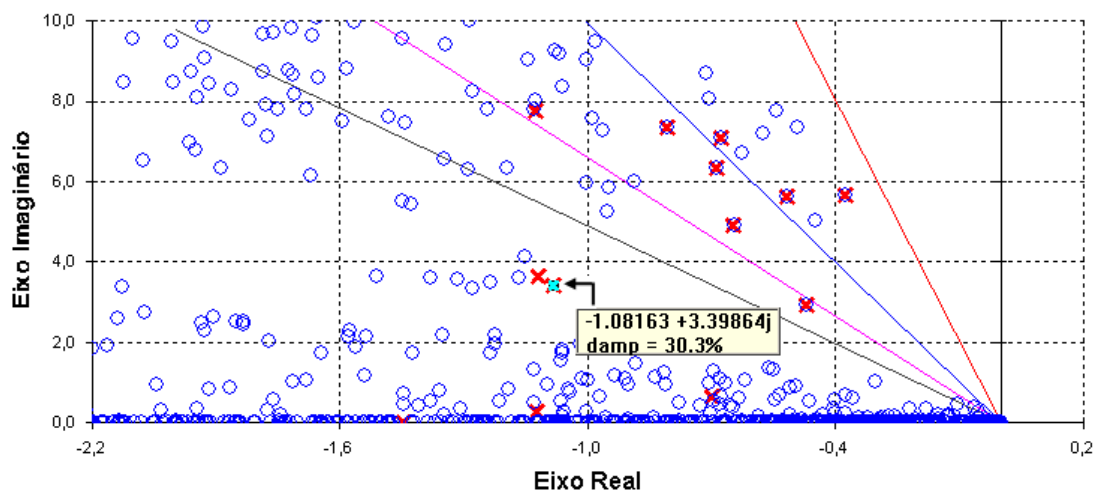


Figura 99: Mapa de P.Z. do sistema com ESP (cenário RACRO = 210 MW, carga leve)

Deste modo, os estabilizadores projetados para o sistema Acre-Rondônia atendem ao critério estabelecido neste trabalho de amortecimento mínimo de 15% dos modos eletromecânicos inter-área em regime normal de operação, uma vez que para todos os cenários estudados o amortecimento obtido foi superior.

Nesse sentido, a próxima etapa é avaliar o desempenho dinâmico do sistema diante de perturbações considerando a presença dos estabilizadores na UHE Samuel e na UTE Termonorte II – unidade a gás e a vapor, o que é feito na próxima seção.

4.5 Análise para sistema diante de contingências

Uma vez projetados os ESP para as usinas do sistema Acre-Rondônia e feita a validação do projeto para todos os cenários de intercâmbio considerados neste trabalho, é preciso comprovar a efetividade dos ajustes propostos através da análise do desempenho dinâmico do sistema sob as contingências enumeradas na seção 4.2. Para isso, utiliza-se a ferramenta computacional Anatem (CEPEL, 2010).

Tendo em vista a complexidade para operação sob contingência do sistema Acre-Rondônia, alguns Sistemas Especiais de Proteção (SEP) e Proteções Sistêmicas foram implementados devido à interligação do sistema Acre-Rondônia ao SIN, e portanto estão consideradas neste trabalho, a saber (ONS, 2009):

- Esquema Regional de Alívio de Carga (ERAC) - o Esquema Regional de Alívio de Carga – ERAC – é um dos mais importantes Sistemas Especiais de Proteção que, através do desligamento automático, escalonado e controlado de blocos de carga utilizando relés de frequência, minimiza os efeitos de subfrequência decorrentes da perda de grandes blocos de geração. Dessa forma, sua correta atuação é capaz de evitar blecautes, graças à sua perfeita adequação no que se refere à disponibilização de carga para corte em estágios dentro de valores recomendados por estudos. A Tabela 5 mostra os ajustes para os diversos estágios do ERAC do sistema Acre-Rondônia (ONS, 2009):

Tabela 5: Ajustes do ERAC para o sistema Acre-Rondônia

Estágio	Ajuste (Hz)	Carga rejeitada (%)
1 ^o	58,5	15
2 ^o	58,2	10
3 ^o	57,9	10
4 ^o	57,7	10
5 ^o	57,5	10

- Esquemas de corte de geração – SEP de perda simples da LT 230 kV Abunã-Porto Velho ou da LT 230 kV Rio Branco-Abunã – após a identificação da perda simples deve ser enviado a UHE Samuel um sinal para corte de (n-2) unidades geradoras. Este SEP deverá ser habilitado apenas para condições de intercâmbio de 80 MW de recebimento, para valores menores que isso (RACRO < 80 MW), e para toda a faixa de exportação de energia do sistema Acre-Rondônia para o SIN (qualquer valor de FACRO). A Figura 100 apresenta o diagrama simplificado deste SEP (ONS, 2009).

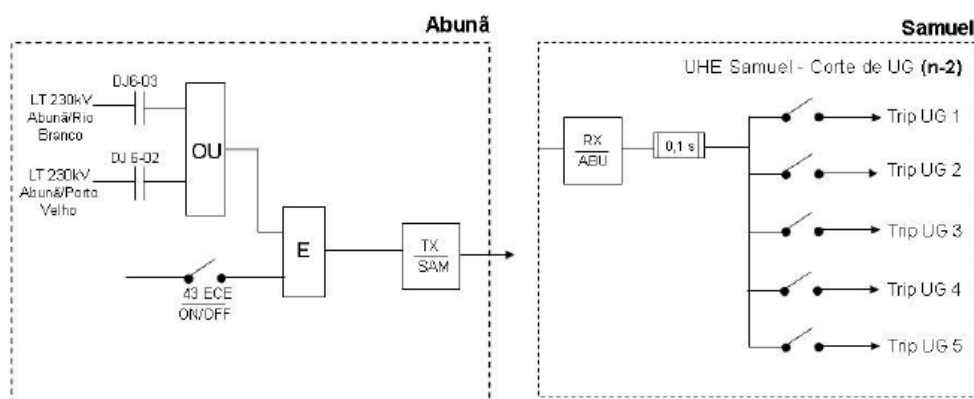


Figura 100: SEP de perda simples da LT 230 kV Abunã-Porto Velho ou da LT 230 kV Rio Branco-Abunã

- Proteção para Perda de Sincronismo (PPS) - para viabilizar os limites de intercâmbios definidos para a configuração intermediária e garantir a operação segura do sistema nesta condição interligada, foi ativada a função de disparo por perda de sincronismo na SE Pimenta Bueno. Os ajustes implantados garantem a abertura da interligação Acre-Rondônia quando de oscilações instáveis, preservando parte das cargas de severas variações de tensão e de um possível colapso. Em função do exposto, foi adotada a seguinte filosofia de proteção: ativação de proteção de perda de sincronismo na LT 230 kV Pimenta Bueno – Vilhena, em Pimenta Bueno, com disparo na entrada da característica interna. Com ajustes de resistências de 0,30 pu e 0,35 pu (na base 230kV – 100MVA), respectivamente, característica interna e externa, para ambos os sentidos positivo e negativo. O relé não deve operar na presença de defeitos de qualquer tipo. A Figura 101 apresenta o ajuste para a proteção de perda de sincronismo, considerando relés que utilizam características quadrilaterais (ONS, 2009). Os valores de impedância estão apresentados em pu, na base 230kV – 100MVA. O tempo de discriminação da PPS, que é o intervalo de

tempo decorrido entre o instante em que a impedância vista pelo relé atinge a característica externa e alcança a característica interna, está ajustado em 25 ms. Abaixo deste tempo, o relé não deve ser sensibilizado, por se tratar de ocorrência de defeito. Por outro lado, valores acima deste tempo indicam perda de sincronismo e a PPS deverá atuar.

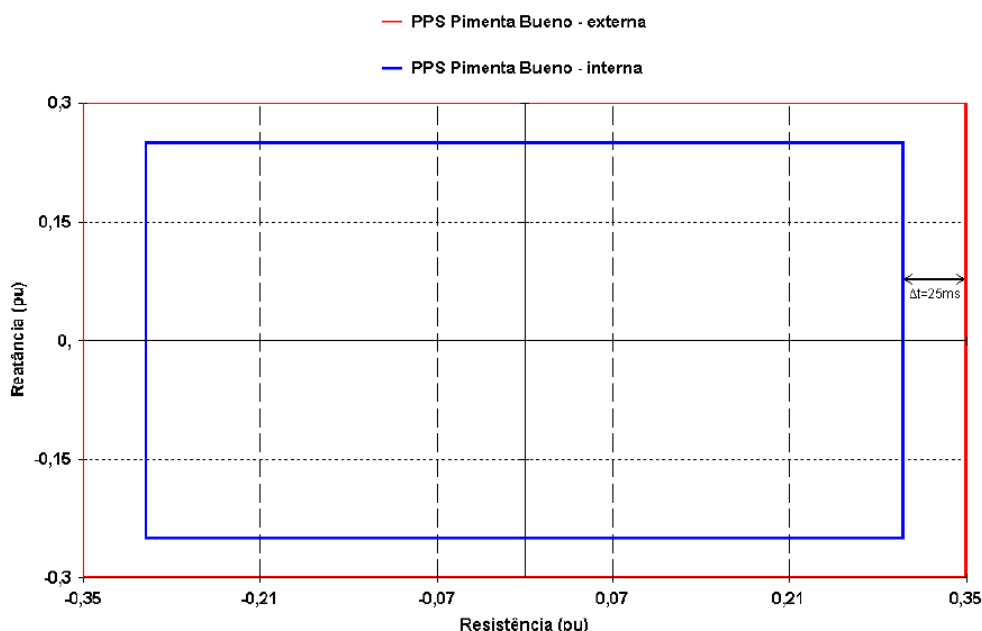


Figura 101: Ajuste da PPS da LT 230 kV P. Bueno – Vilhena, em Pimenta Bueno

- Esquema de inserção de banco de capacitores por subtensão no sistema – a Tabela 6 apresenta o esquema de inserção de banco de capacitores em função da subtensão no sistema implementado na região (ONS, 2009):

Tabela 6: SEP de inserção de elemento shunt por subtensão

Subestação	Esquema	Proteções		
		27T (pu)	Curva	Tempo (s)
Ji-Paraná	Inserção do 1º b. de capacitores	0,90	Tempo definido	2,5
	Inserção do 2º b. de capacitores	0,90	Tempo definido	2,8

- Esquema de inserção/retirada de elemento shunt em função de sobretensão no sistema – a Tabela 7 apresenta o esquema de retirada de banco de

capacitores e inserção de banco de reatores em função de sobretensão no sistema implementado na região (ONS, 2009):

Tabela 7: SEP de inserção/retirada de elemento shunt por sobretensão

Subestação	Esquema	Proteções		
		27T (pu)	Curva	Tempo (s)
Ji-Paraná	Reirada do 1º b. de capacitores	1,10	Tempo definido	2,5
	Reirada do 2º b. de capacitores	1,10	Tempo definido	2,8
Pimenta Bueno	Inserção do reator de barra	1,10	Tempo definido	3,0
Vilhena	Inserção do reator de barra	1,10	Tempo definido	3,5
Abunã	Inserção do reator de barra	1,10	Tempo definido	3,0
Rio Branco	Inserção do reator de barra	1,10	Tempo definido	3,5

- Proteção de sobretensão – a Tabela 8 apresenta os ajustes das proteções de sobretensão do sistema Acre-Rondônia (ONS, 2009). Ressalta-se que as funções 59T e 59I estão associadas às unidades temporizada e instantânea, respectivamente. Ressalta-se ainda que as colunas associadas ao tempo referem-se somente ao tempo de atuação do relé, sem contar o tempo de abertura do disjuntor que é de quarenta milissegundos.

Tabela 8: Ajuste das proteções de sobretensão

LINHA DE TRANSMISSÃO	SUBESTAÇÃO	PROTEÇÕES						
		59T (pu)	Ajuste (Uajuste)	Curva (n) (U)	Tempo (s) (T)*	59I	Ajuste (V)	Tempo (ms)
PVAN-LT6-01	Porto Velho	1,2		Tempo definido	2,0	1,4		100,0
	Abunã	1,2		Tempo definido	2,0	1,4		100,0
PVSM-LT6-01	Porto Velho	1,12	129	(1) 138,0	10,24	1,39	159,6	31,2
				(1) 145,0	2,73			
	Samuel	1,12	129	(1) 138,0	10,24	1,39	159,6	31,2
				(1) 145,0	2,73			
PVSM-LT6-02	Porto Velho	1,14	131	(1) 138,0	10,24	1,39	159,6	31,2
				(1) 145,0	2,73			
	Samuel	1,14	131	(1) 138,0	10,24	1,39	159,6	31,2
				(1) 145,0	2,73			
SMAQ-LT6-01	Samuel	1,13	130,0	(1) 138,0	10,24	1,39	159,2	31,2
				(1) 145,0	2,73			
AQJR-LT6-01	JRJP-LT6-01	1,13	130,0	(1) 138,0	10,24	1,39	159,2	31,2
				(1) 145,0	2,73			
JPRL-LT5-01	Ji-Paraná	1,2		Tempo definido	2,5	1,4		
	Rolim de Moura	1,2		Tempo definido	2,5	1,4		

JPPB-LT6-01	Ji-Paraná	1,2		Tempo definido	2,5	1,4		
	Pimenta Bueno	1,2		Tempo definido	2,5	1,4		
PBVN-LT6-01	Pimenta Bueno	1,2		Tempo definido	2,0	1,4		
	Vilhena	1,2		Tempo definido	2,0	1,4		
ANRB-LT6-01	Abunã	1,2		Tempo definido	1,75	1,4		
	Rio Branco	1,2		Tempo definido	1,75	1,4		
ANGJ-LT5-01	Abunã	1,2		Tempo definido	1,5	1,4		
	Guajará Mirim	1,2		Tempo definido	1,5	1,4		
Jauru-Vilhena C1	Jauru	1,2		Tempo definido	1,5	1,4		
	Vilhena	1,2		Tempo definido	1,5	1,4		
Jauru-Vilhena C2	Jauru	1,2		Tempo definido	2,5	1,4		
	Vilhena	1,2		Tempo definido	2,5	1,4		

$$* 59T - \text{curva } T = \frac{4,05 \times n}{20 \left[\frac{U - U_{ajuste}}{U_{ajuste}} \right]^{-1}}$$

- Desligamento automático de estabilizadores sob grandes variações de frequência – os estabilizadores da UHE Samuel e da UTE Termonorte II deverão ser desligados na ocorrência de qualquer evento que leve o sistema Acre-Rondônia ao ilhamento, que ocasione variações bruscas de frequência por desbalanço carga/geração. O parâmetro para ajuste desta função deve se basear na observação da variação de frequência dos geradores que seja superior a 0,8 Hz ($\Delta f = 0,8$ Hz). Uma vez que isto aconteça, o desligamento deverá ser temporizado em 1 segundo, para evitar que subtensões ou sobretensões decorrentes do ilhamento sejam maximizadas, em função da ação indevida dos ESP. Após desativação automática por frequência, o ESP deverá ser ativado manualmente. A Figura 102 mostra a faixa para operação e bloqueio dos ESP (ONS, 2009).

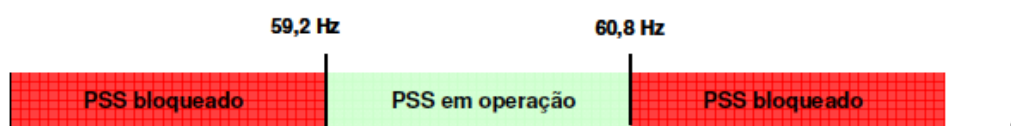


Figura 102: Faixa de frequência de operação e bloqueio do ESP

A seguir, são apresentados os resultados de algumas simulações dinâmicas do sistema sob contingências para avaliar a atuação dos estabilizadores ajustados. Para evitar que a apresentação deste trabalho se torne repetitiva e cansativa para o leitor, o desempenho dos dez cenários avaliados neste trabalho é mostrado apenas para uma contingência (perda simples da LT 230 kV Jauru-Vilhena). Nas demais contingências, é apresentado o desempenho de alguns cenários considerados representativos.

4.5.1 Perda dupla da LT 230 kV Jauru-Vilhena

Nesta contingência, foi simulada a ocorrência de um curto-circuito monofásico na SE 230 kV Jauru, eliminado através da abertura dos dois circuitos da linha de transmissão 230 kV Jauru-Vilhena. Portanto, há a separação entre o SIN e o sistema Acre-Rondônia.

Para esta contingência, são apresentados os resultados do cenário de máxima exportação do Acre-Rondônia (carga leve FACRO = 170 MW), que também é o cenário mais crítico em termos de amortecimento em regime permanente, de um cenário de importação do Acre-Rondônia em nível intermediário (carga pesada

RACRO = 100 MW) e do cenário de máxima importação do sistema Acre-Rondônia (carga pesada RACRO = 210 MW).

4.5.1.1 Cenário carga leve FACRO = 170 MW

A Figura 103 mostra a tensão nas barras do sistema Acre-Rondônia na perda dupla da LT 230 kV Jauru-Vilhena, destacando a retirada de banco de capacitores por atuação da proteção de sobretensão de algumas barras do sistema. Verifica-se que o sistema Acre-Rondônia apresenta desempenho dinâmico satisfatório na ocorrência dessa perturbação.

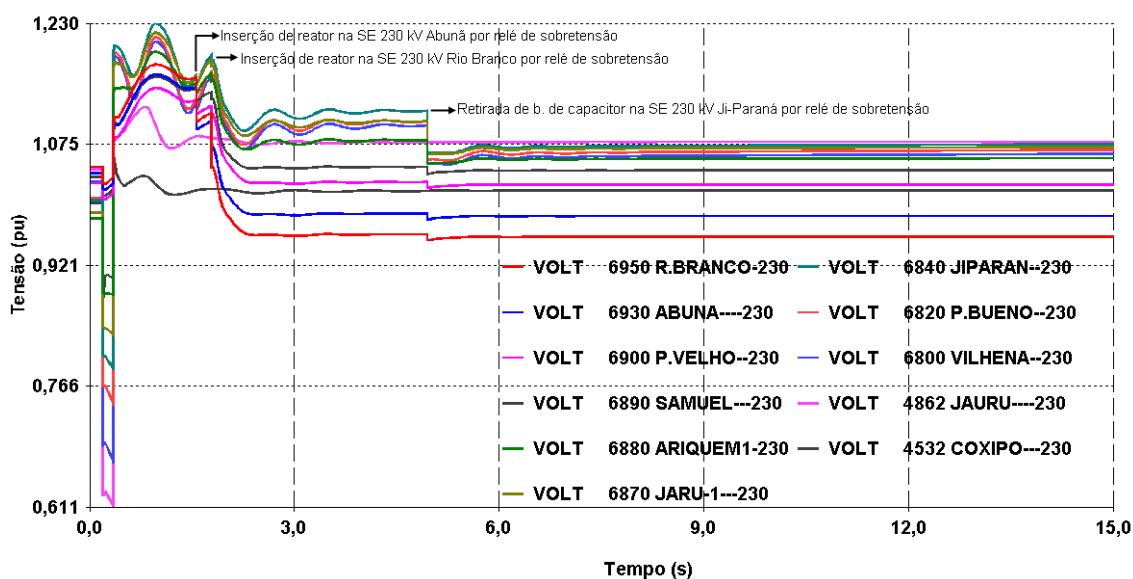


Figura 103: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

4.5.1.2 Cenário carga pesada RACRO = 100 MW com ERAC desativado

A Figura 104 mostra o comportamento da frequência do sistema Acre-Rondônia na perda dupla da LT 230 kV Jauru-Vilhena quando o Esquema Regional de Alívio de Carga está desativado, destacando que esse esquema é de fundamental importância para minimizar a ocorrência de subfrequência no sistema.

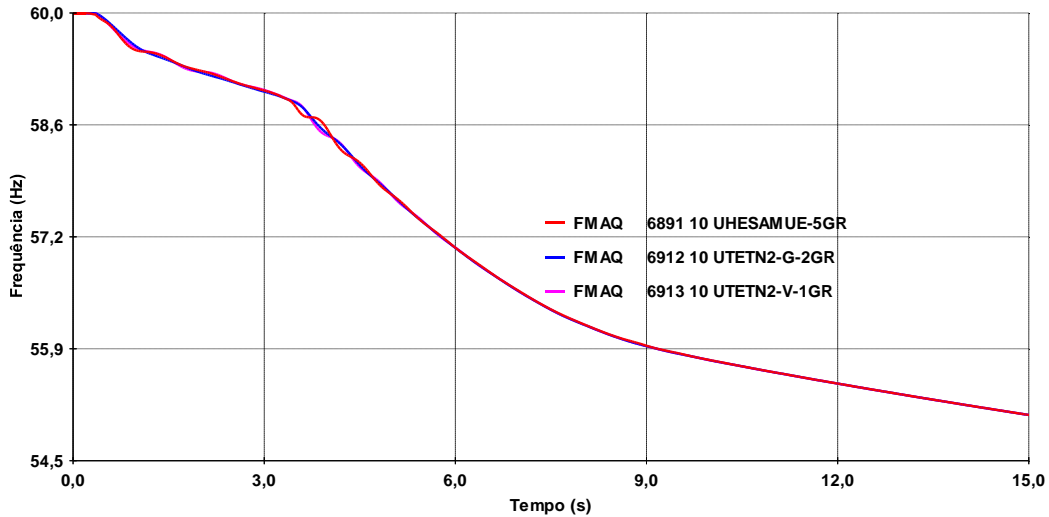


Figura 104: Frequência do sistema Acre-Rondônia com ERAC desativado

4.5.1.3 Cenário carga pesada RACRO = 100 MW com ERAC ativado

A Figura 105 ilustra a tensão nas barras do sistema Acre-Rondônia na ocorrência da perda dupla da LT 230 kV Jauru-Vilhena com o ERAC ativado destacando a atuação dos esquemas de proteção de subtensão e de subfrequência.

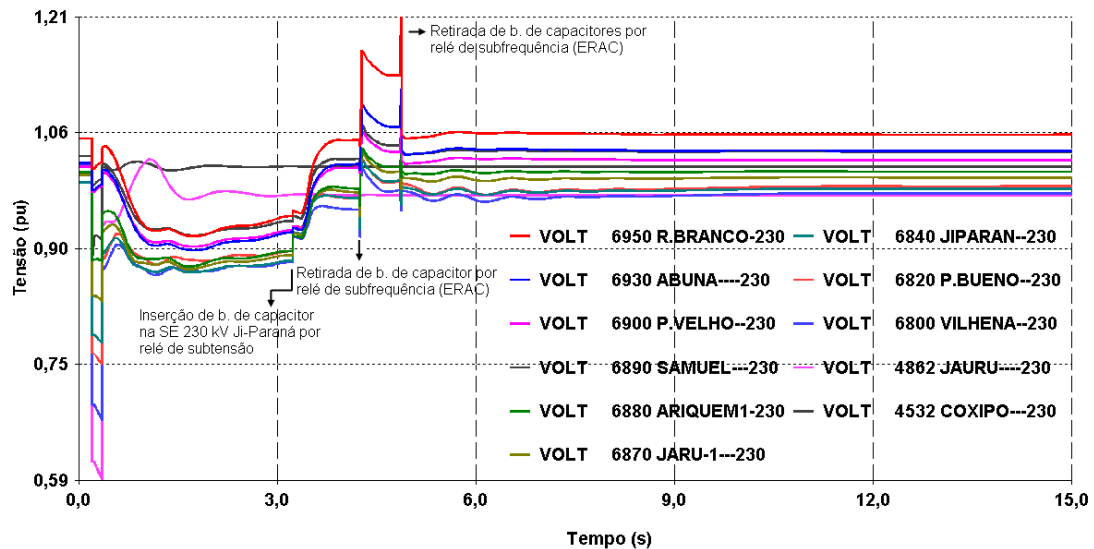


Figura 105: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

A Figura 106 mostra a frequência do sistema Acre-Rondônia destacando a atuação de dois estágios do ERAC, seguido da recuperação da frequência.

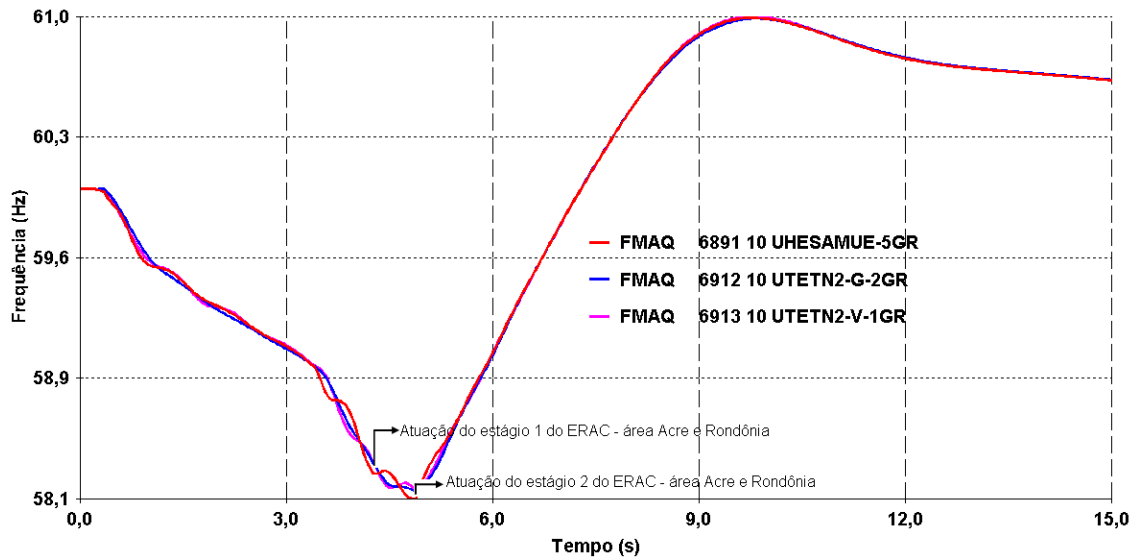


Figura 106: Frequência do sistema Acre-Rondônia com ERAC ativado

4.5.1.4 Cenário carga pesada RACRO = 210 MW com ERAC desativado

A Figura 107 apresenta o comportamento da frequência do sistema Acre-Rondônia na contingência dupla da LT 230 kV Jauru-Vilhena com o ERAC desativado, destacando que o sistema seria submetido a níveis inaceitáveis de frequência. Nesse caso, como a importação de energia do SIN é maior, a queda na frequência é mais acentuada.

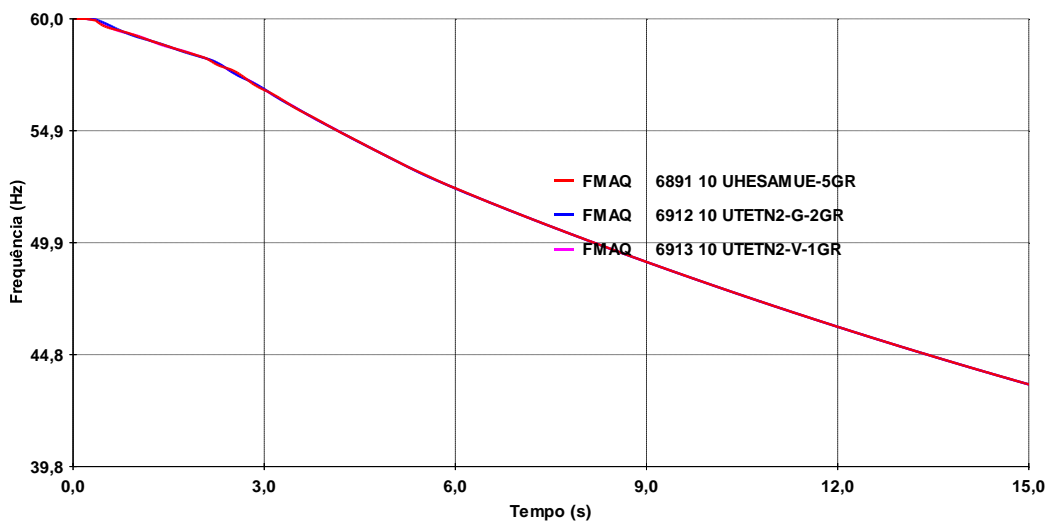


Figura 107: Frequência do sistema Acre-Rondônia com ERAC desativado

4.5.1.5 Cenário carga pesada RACRO = 210 MW com ERAC ativado

A Figura 108 mostra a tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia na perda dupla da LT 230 kV Jauru-Vilhena com o ERAC ativado, destacando a atuação das proteções de sobretensão e subfrequência.

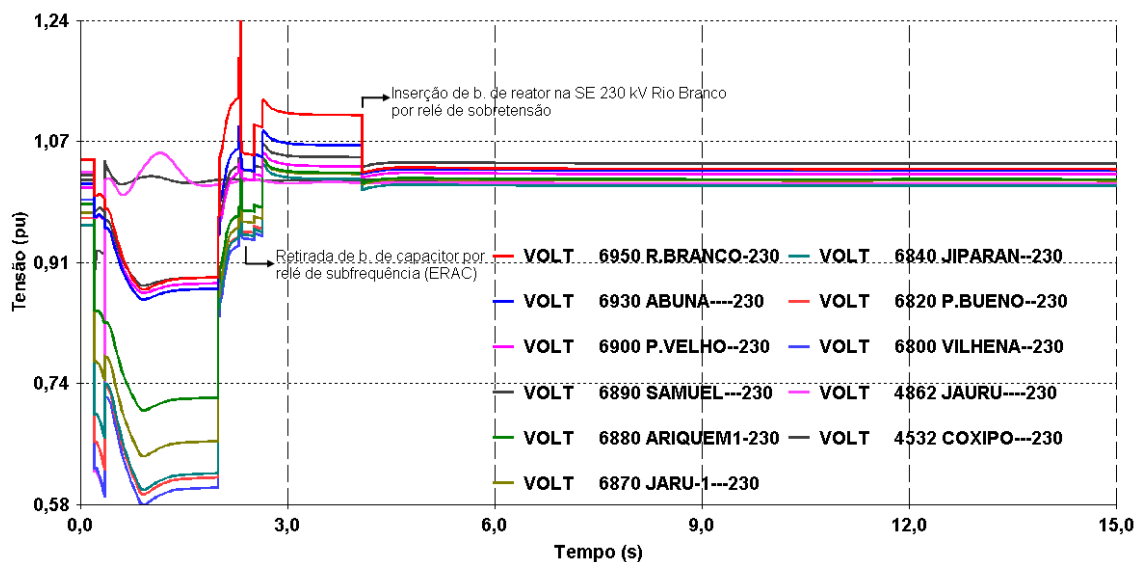


Figura 108: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

A Figura 109 apresenta o comportamento da frequência do sistema Acre-Rondônia frente à contingência estudada, com destaque para a atuação de três estágios do ERAC e a recuperação da frequência após o corte de carga.

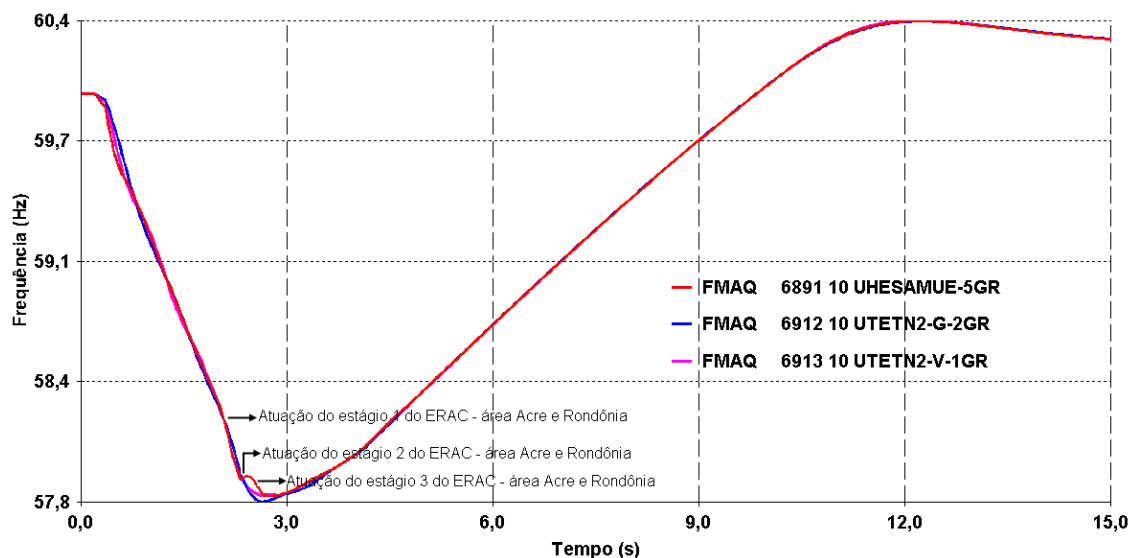


Figura 109: Frequência do sistema Acre-Rondônia com ERAC ativado

Nesse cenário, a frequência do sistema atinge níveis que sensibilizam a lógica de desligamento automático dos estabilizadores no ilhamento do sistema Acre-Rondônia com variações bruscas de frequência. Com o objetivo de avaliar a efetividade dessa lógica, foram realizadas simulações em que a mesma foi desativada e os ESP permanecem ligados após o ilhamento do sistema Acre-Rondônia. O ganho dos estabilizadores foi alterado para valores acima e abaixo dos valores ajustados neste trabalho de forma a enfatizar a ação indevida dos estabilizadores.

A Figura 110 mostra a tensão na SE 230 kV Pimenta Bueno nas diferentes situações analisadas, no cenário carga pesada RACRO = 210 MW, evidenciando que as sobretensões decorrentes do ilhamento são maximizadas com o aumento do ganho dos estabilizadores. As sobretensões verificadas chegam a níveis tão elevados que sensibilizariam a atuação da proteção de sobretensão de linhas, o que levaria a um desligamento em cascata de circuitos.

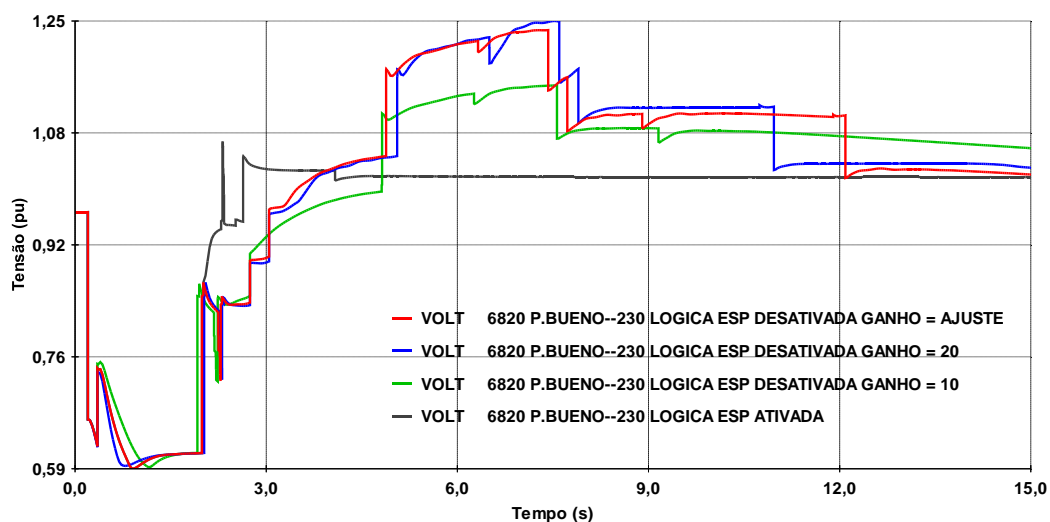


Figura 110: Desempenho do sistema na atuação da lógica de desligamento do ESP – RACRO = 210, carga pesada

4.5.2 Perda simples da LT 230 kV Jauru-Vilhena

Nesta contingência, foi avaliada a ocorrência de um curto-circuito monofásico na SE 230 kV Jauru, eliminado através da abertura de um circuito da linha de transmissão 230 kV Jauru-Vilhena.

Tendo em vista que nesta perturbação o sistema Acre-Rondônia permanece interligado ao SIN, é possível avaliar a atuação dos estabilizadores de sistema de

potência no amortecimento dos modos de oscilação, especialmente no modo de oscilação inter-área. Por esse motivo, é apresentado o desempenho dinâmico do sistema frente a contingência para os dez cenários estudados.

4.5.2.1 Cenário carga leve FACRO = 170 MW

A Figura 111 apresenta o perfil de tensão no sistema Acre-Rondônia no cenário de exportação máxima, carga leve. Nesse cenário, há atuação da proteção de perda de sincronismo (PPS) que comanda a abertura da LT 230 kV Pimenta Bueno – Vilhena, portanto o sistema Acre-Rondônia é isolado do SIN. Mesmo após a atuação da PPS, o perfil de tensão observado é aceitável, havendo inserção de banco de reatores por atuação de proteção de sobretensão em algumas barras do sistema.

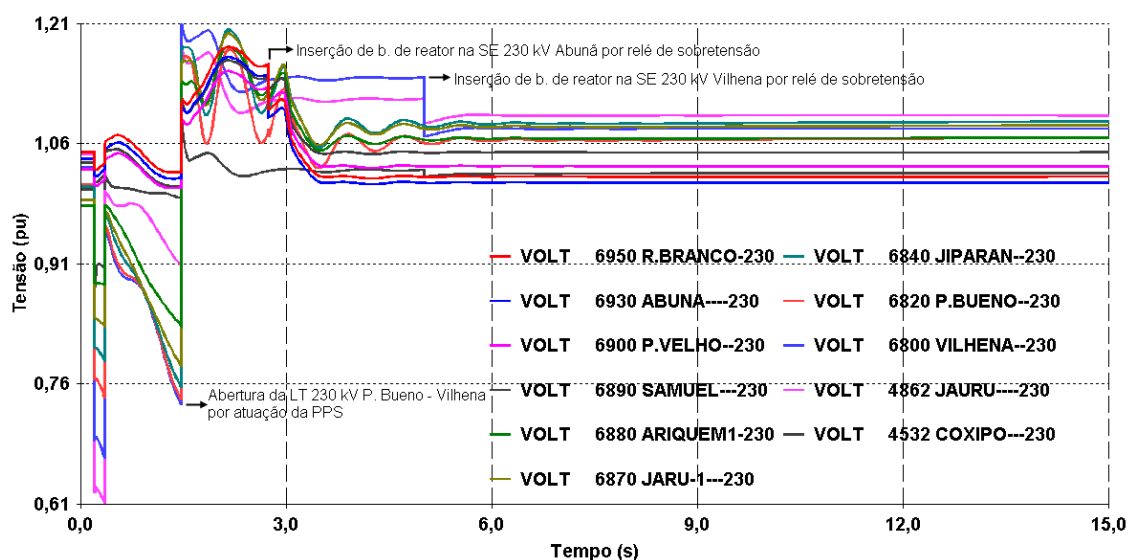


Figura 111: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

4.5.2.2 Cenário carga pesada FACRO = 80 MW

A Figura 112 ilustra o perfil de tensão no sistema Acre-Rondônia destacando que as tensões estão dentro dos limites aceitáveis.

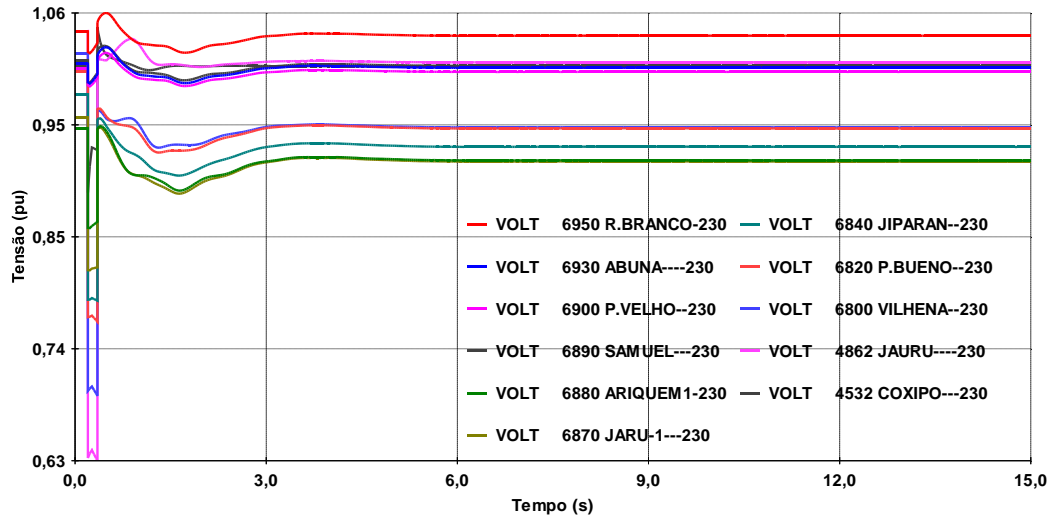


Figura 112: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

A Figura 113 mostra o comportamento da frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II – gás e vapor, destacando a sobrefrequência durante a ocorrência da perturbação uma vez que o cenário é de exportação de energia para o SIN, e o retorno da frequência ao valor de regime permanente do sistema antes da perturbação.

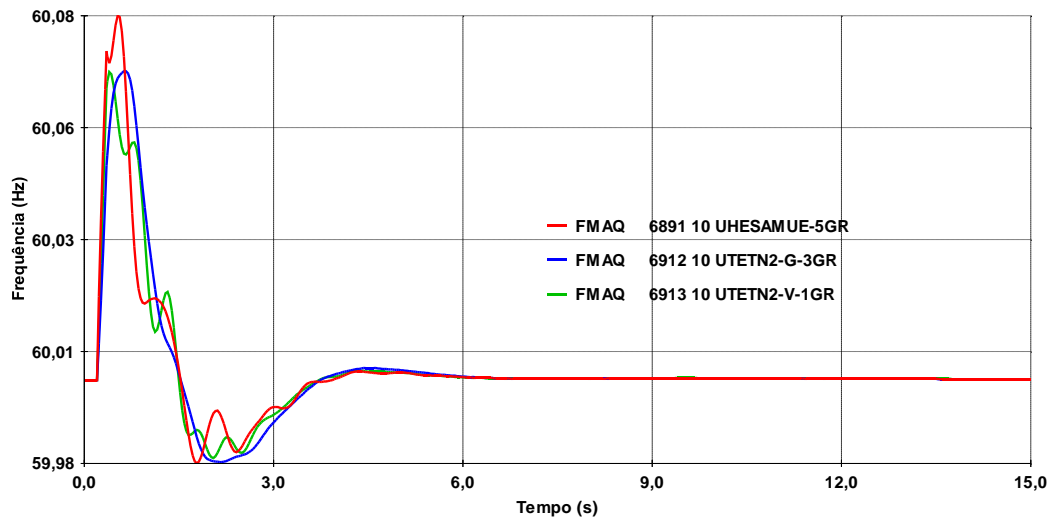


Figura 113: Frequência do sistema Acre-Rondônia

A Figura 114 e a Figura 115 mostram a potência ativa da UHE Samuel e da UTE Termonorte II – gás e vapor, destacando a eficiência da atuação dos estabilizadores, uma vez que as oscilações de potência são rapidamente amortecidas.

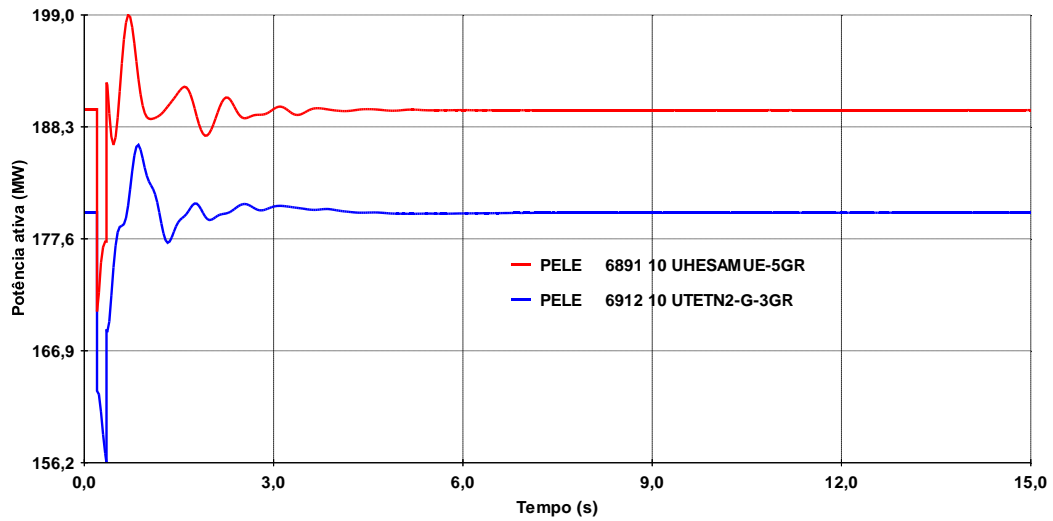


Figura 114: Potência ativa da UHE Samuel e UTE Termonorte II - gás

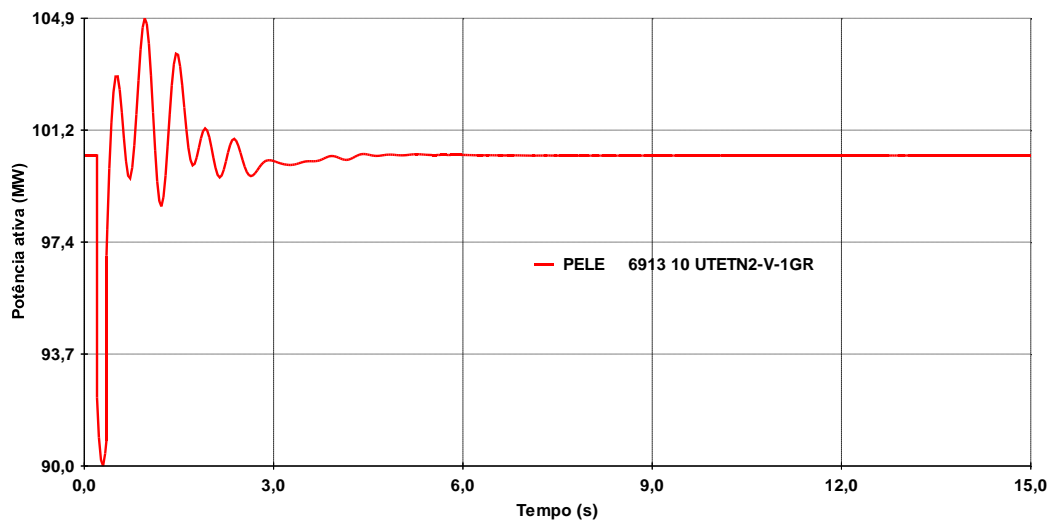


Figura 115: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor

4.5.2.3 Cenário carga leve FACRO = 80 MW

A Figura 116 apresenta o perfil de tensão do sistema Acre-Rondônia para o cenário de exportação de 80 MW, carga leve.

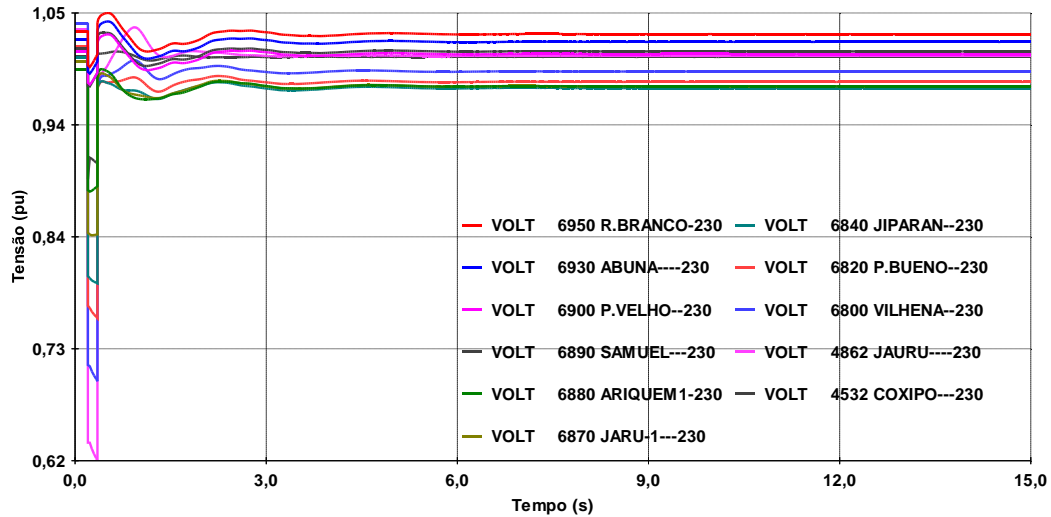


Figura 116: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

A Figura 117 ilustra o comportamento da frequência do sistema Acre-Rondônia, que se recupera e retorna ao valor de regime permanente antes da ocorrência do distúrbio.

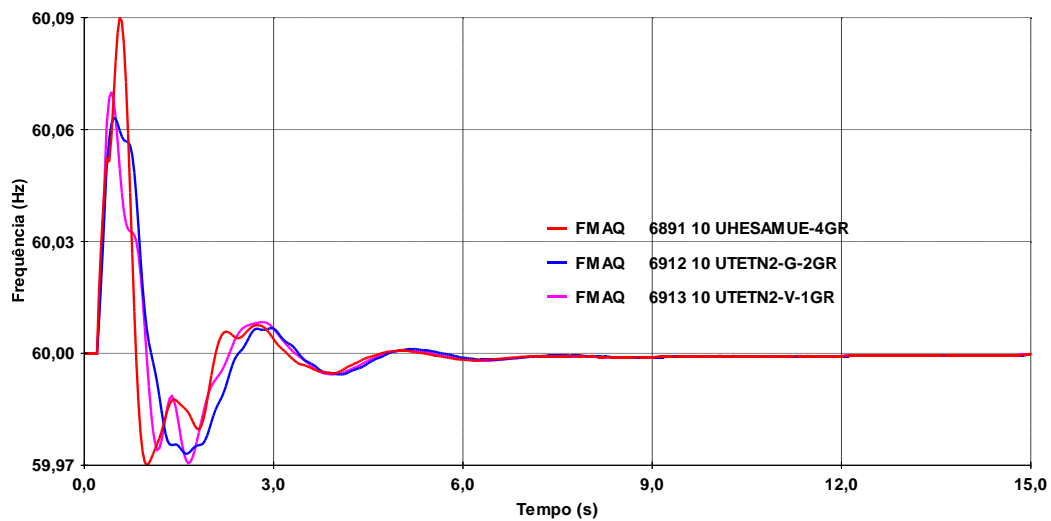


Figura 117: Frequência do sistema Acre-Rondônia

A Figura 118 e a Figura 119 ilustram o comportamento da potência ativa das UHE Samuel e Termonorte II com oscilações bem amortecidas.

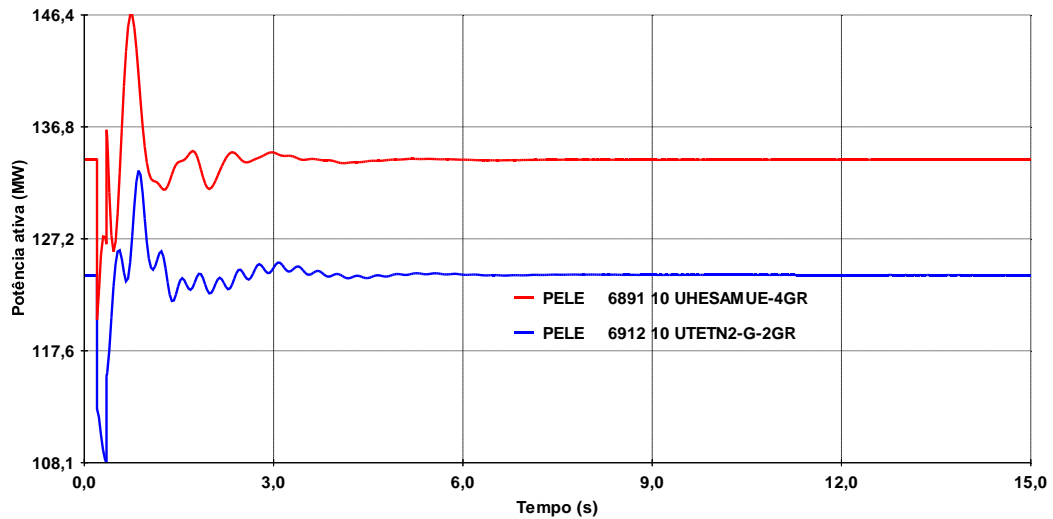


Figura 118: Potência ativa da UHE Samuel e UTE Termonorte II – gás

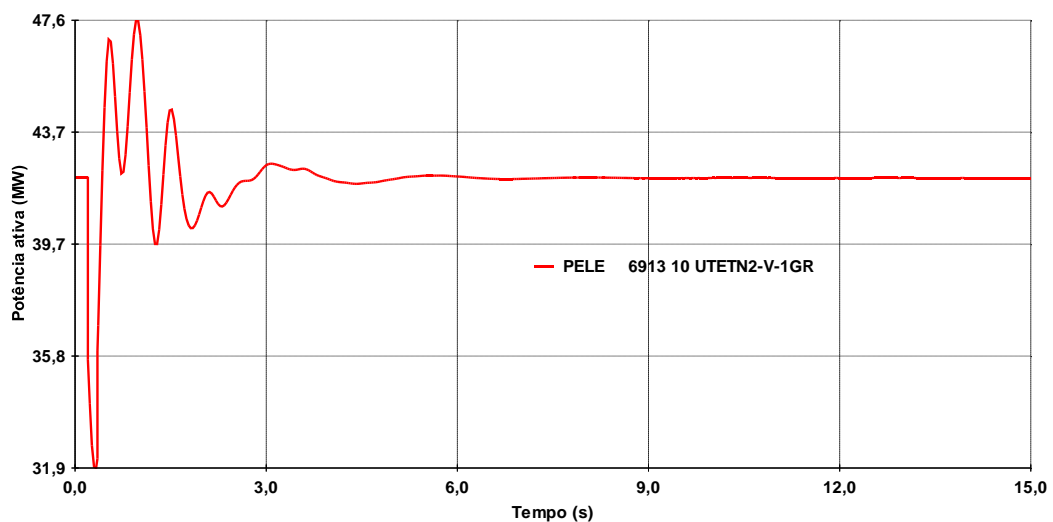


Figura 119: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor

4.5.2.4 Cenário carga pesada FACRO = 40 MW

A Figura 120 mostra as tensões nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia para o cenário de exportação de 40 MW, carga pesada.

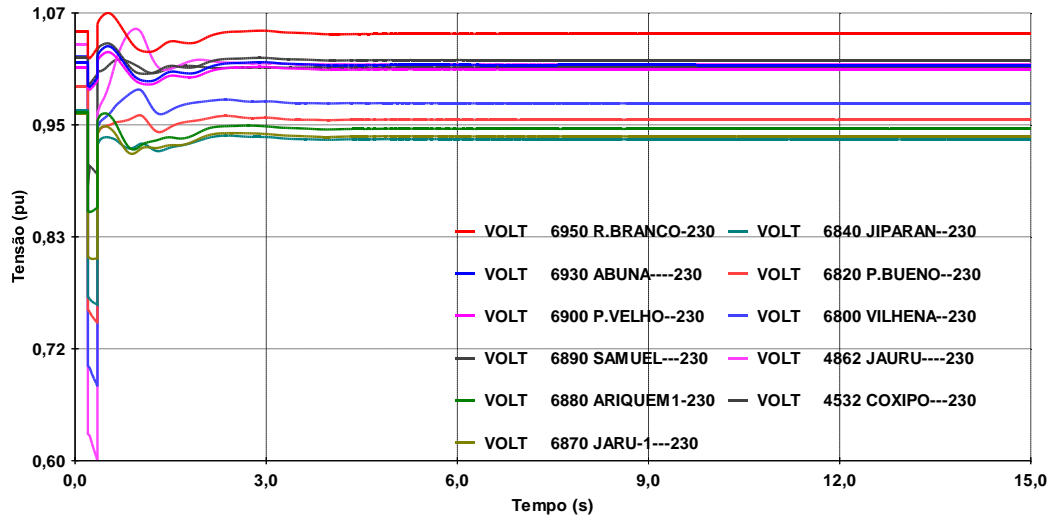


Figura 120: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

A Figura 121 apresenta o desempenho da frequência do sistema Acre-Rondônia, com destaque para sua recuperação após a eliminação do curto-circuito.

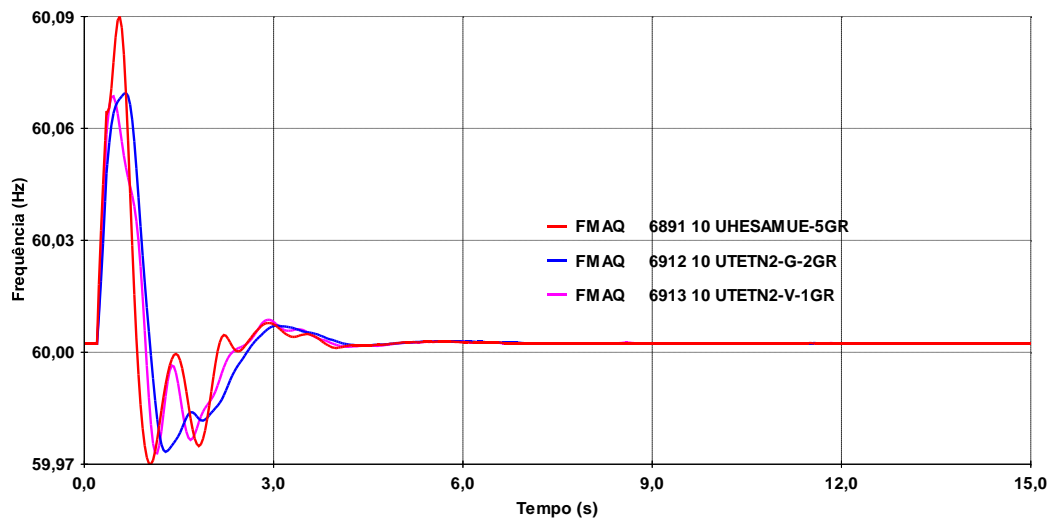


Figura 121: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II

A Figura 122, a Figura 123 e a Figura 124 ilustram o comportamento da potência ativa da UHE Samuel, UTE Termonorte II – gás e UTE termonorte II – vapor, respectivamente, comprovando que o ajuste dos estabilizadores é efetivo, visto que as oscilações de potência são bem amortecidas.

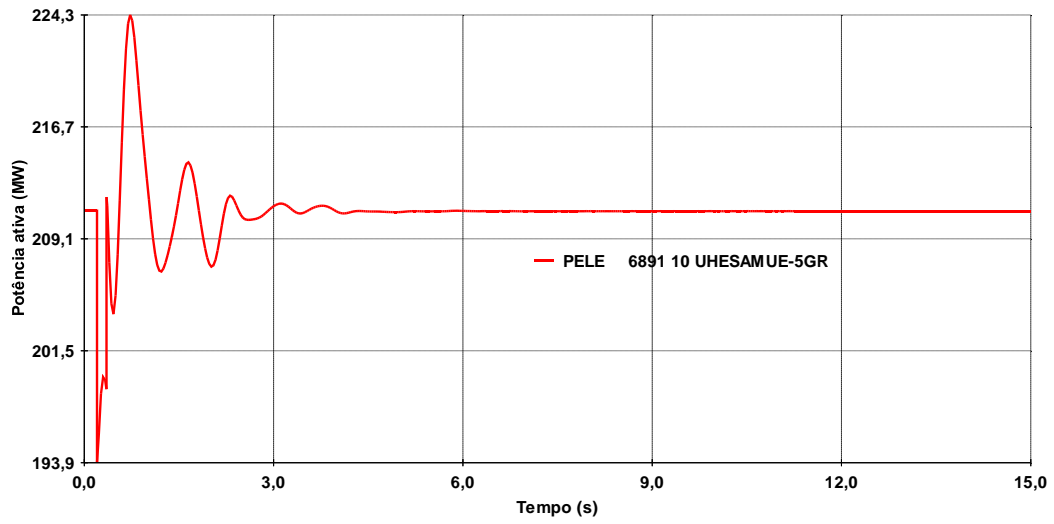


Figura 122: Potência ativa da UHE Samuel

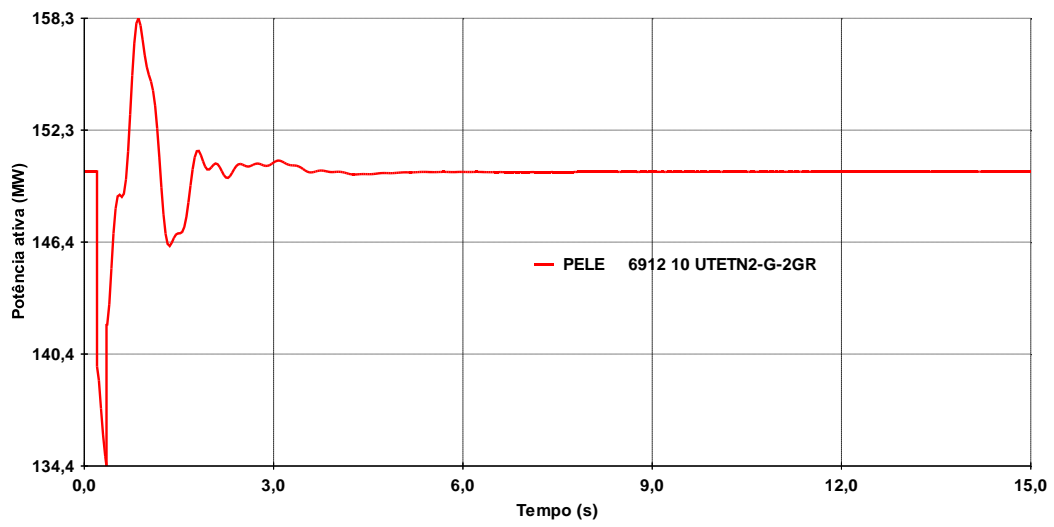


Figura 123: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás

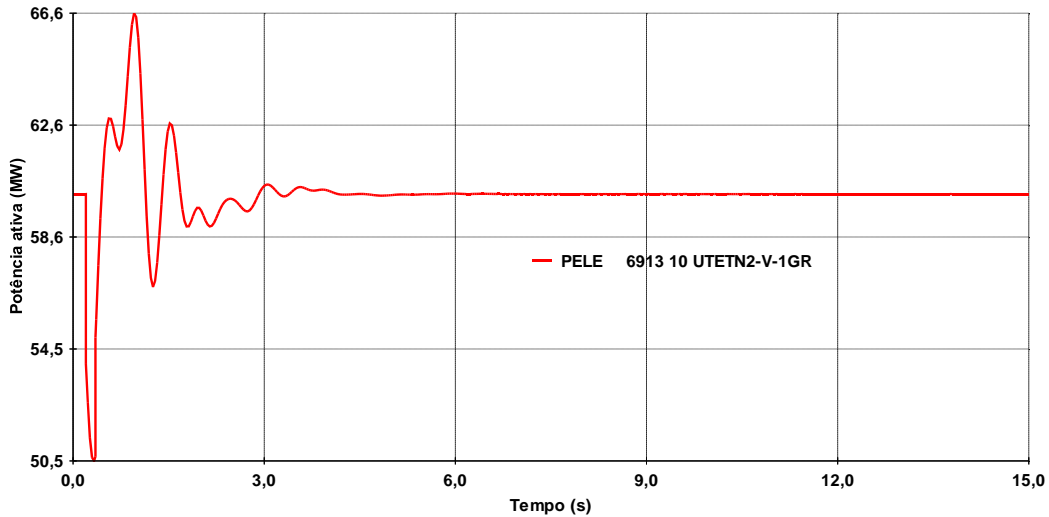


Figura 124: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor

Para efeito de comparação entre as situações considerando ou não a presença dos estabilizadores nas usinas do sistema Acre-Rondônia e a fim de comprovar a efetividade dos ajustes propostos neste trabalho, a Figura 125 mostra o perfil de tensão na SE 230 kV Vilhena para o sistema sem os ESP, destacando o comportamento dinâmico instável.

A Figura 125 mostra também que a oscilação verificada está associada ao modo inter-área, uma vez que a frequência da oscilação encontra-se na faixa de 0,1 a 0,7 Hz, como pode ser calculado a partir das informações de tempo destacadas na figura.

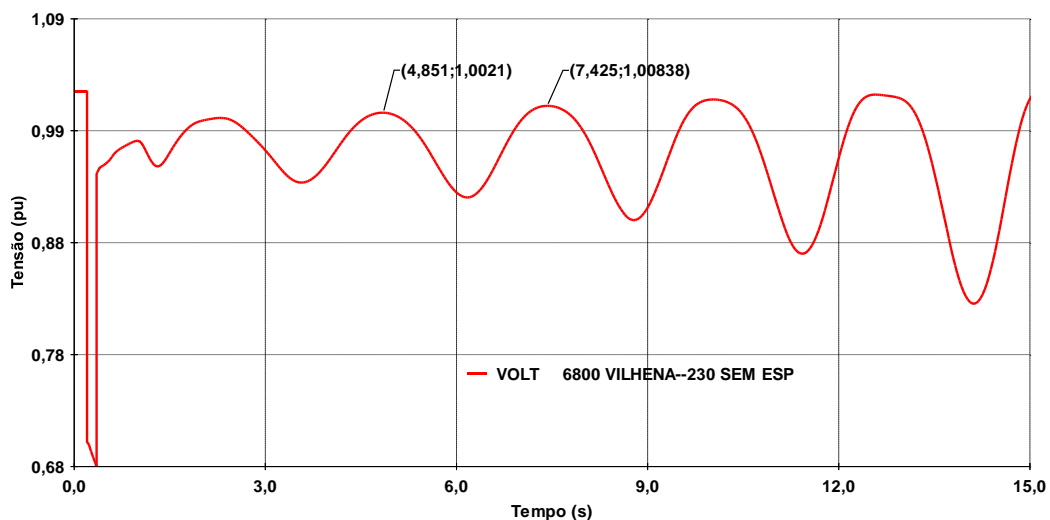


Figura 125: Tensão na SE 230 kV Vilhena para sistema sem ESP

Adicionalmente, a Figura 126 apresenta uma comparação da tensão na SE 230 kV Vilhena para o sistema sem estabilizadores e considerando a presença dos ESP projetados neste trabalho variando apenas o parâmetro ganho. Conclui-se, portanto, que os estabilizadores são essenciais para a manutenção da estabilidade do sistema frente à ocorrências de distúrbios.

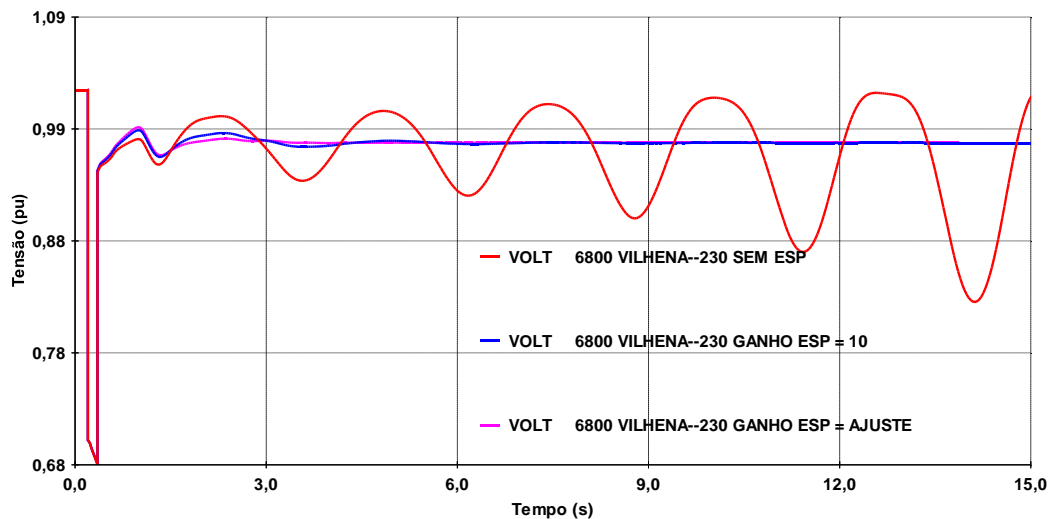


Figura 126: Tensão da SE 230 kV Vilhena para diferentes ajustes

4.5.2.5 Cenário carga pesada RACRO = 0 MW

A Figura 127 ilustra as tensões nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia para o cenário de intercâmbio nulo entre o sistema Acre-Rondônia e o SIN, carga pesada.

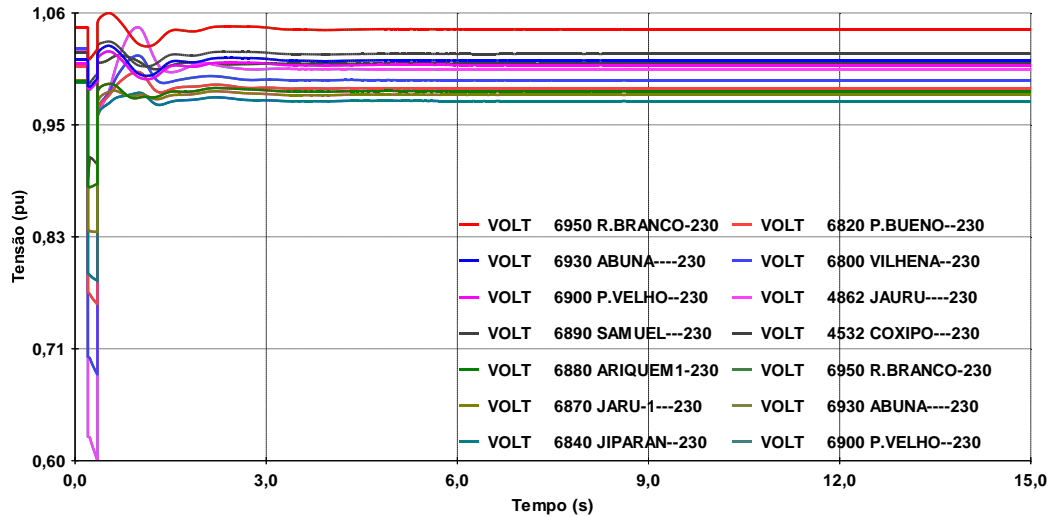


Figura 127: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

A Figura 128 apresenta a frequência do sistema Acre-Rondônia, mostrando sua recuperação após a eliminação do distúrbio.

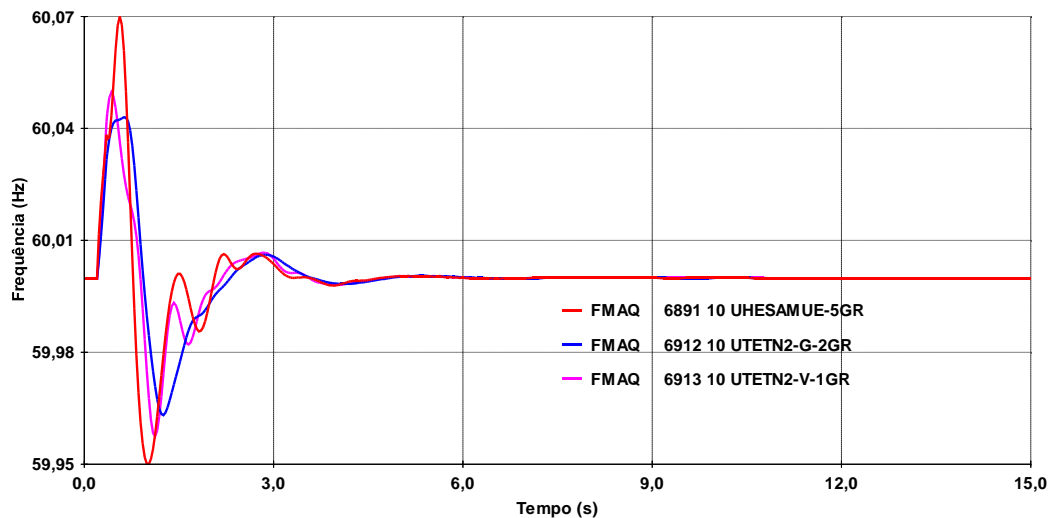


Figura 128: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II

A Figura 129, a Figura 130 e a Figura 131 apresentam o desempenho da potência ativa da UHE Samuel, da UTE Termonorte II – gás e da UTE Termonorte II – vapor, destacando o bom amortecimento nas oscilações de potência.

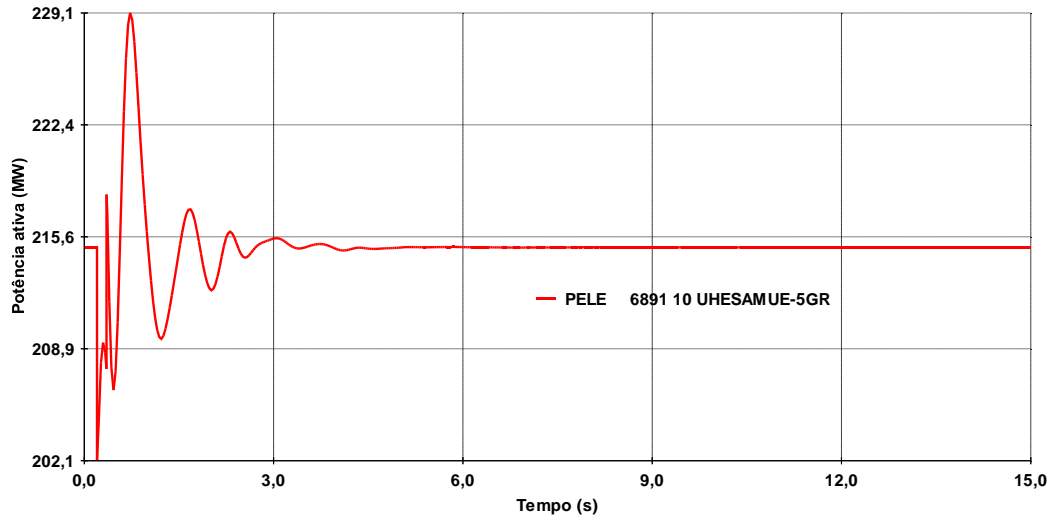


Figura 129: Potência ativa da UHE Samuel

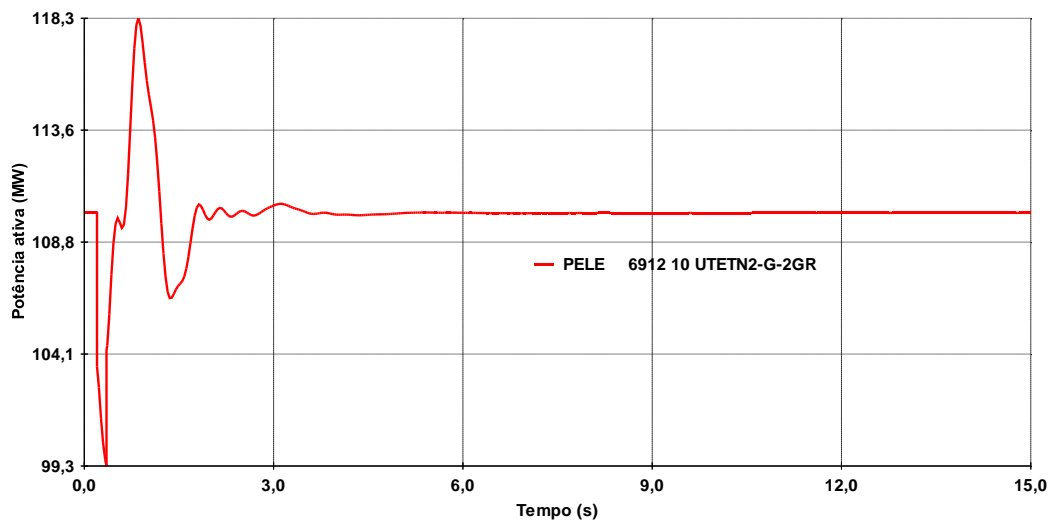


Figura 130: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás

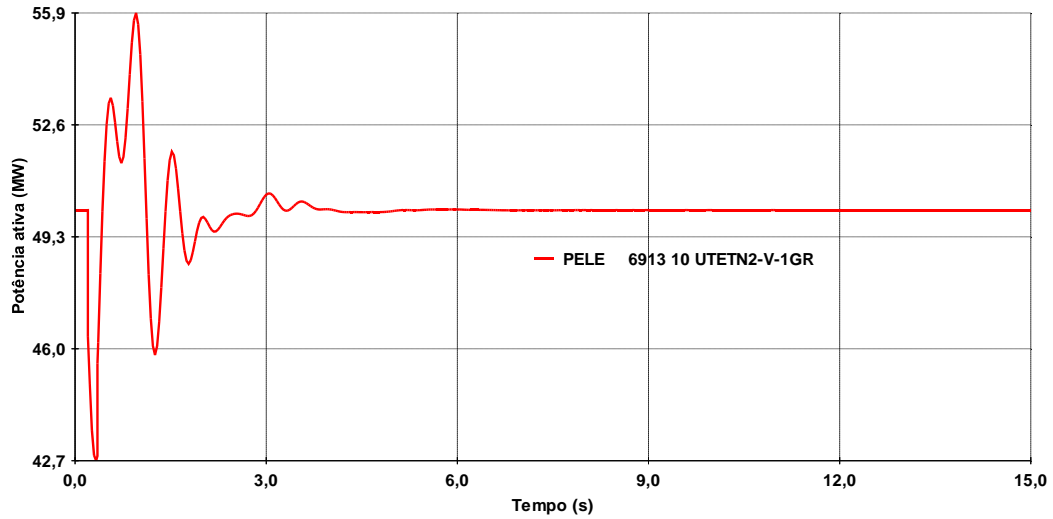


Figura 131: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor

4.5.2.6 Cenário carga pesada RACRO = 100 MW

A Figura 132 mostra o perfil de tensão do sistema Acre-Rondônia para o cenário de importação de 100 MW de potência, carga pesada.

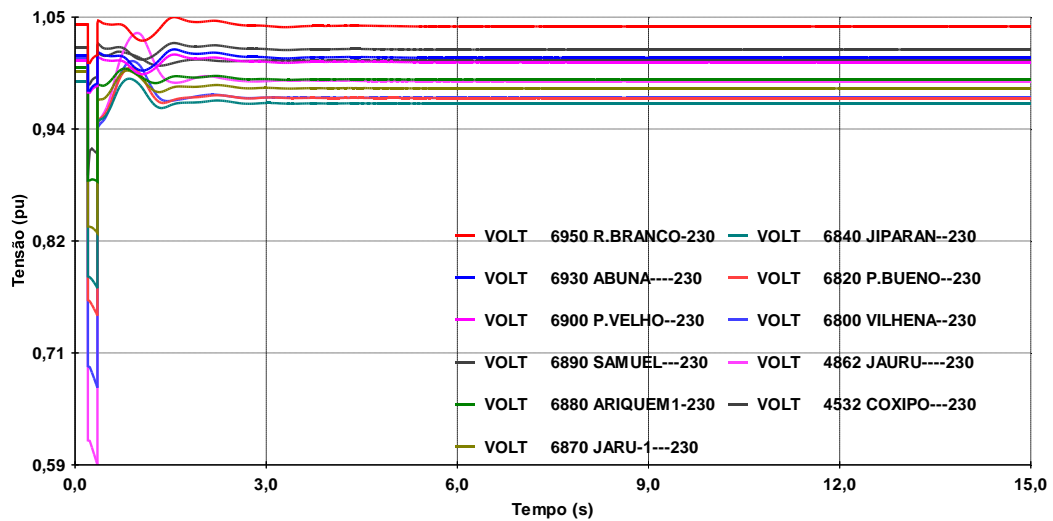


Figura 132: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

A Figura 133 apresenta o comportamento da frequência do sistema Acre-Rondônia na ocorrência do curto-circuito.

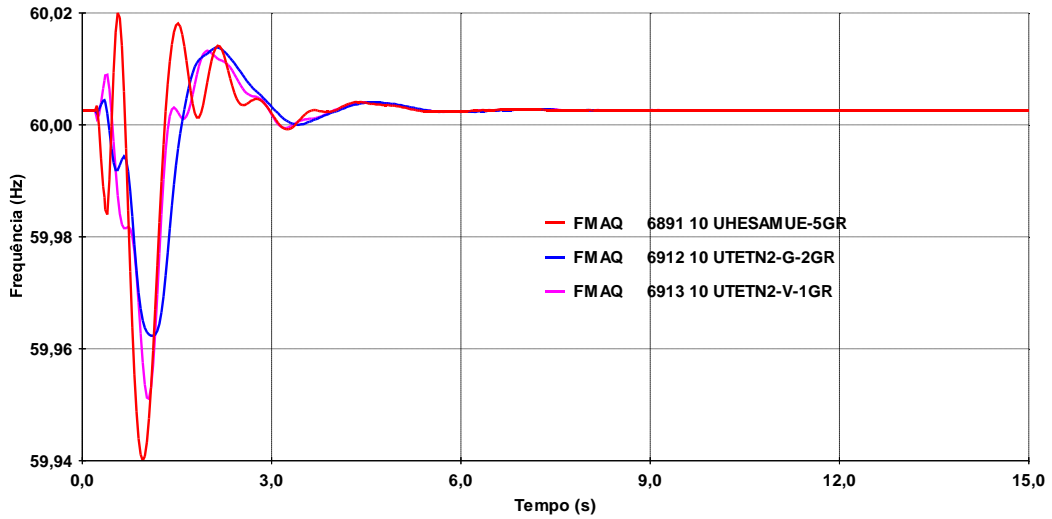


Figura 133: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II

A Figura 134, a Figura 135 e a Figura 136 destacam a efetividade na atuação dos estabilizadores projetados, uma vez que as oscilações de potência são bem amortecidas.

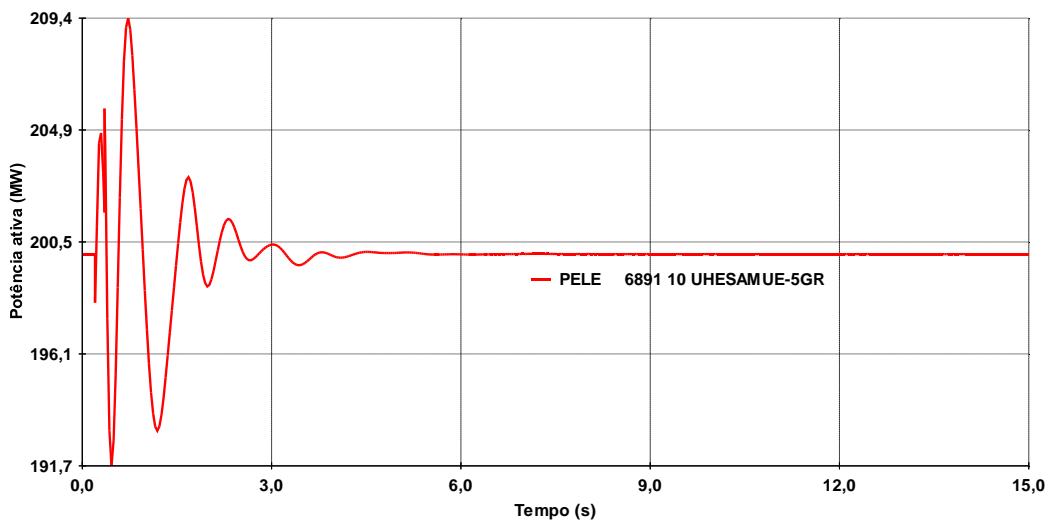


Figura 134: Potência ativa da UHE Samuel

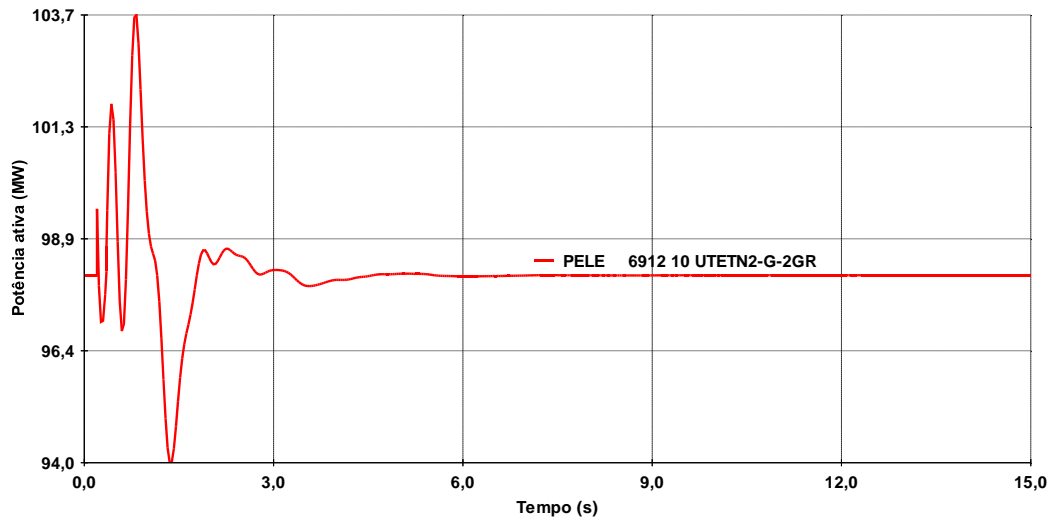


Figura 135: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás

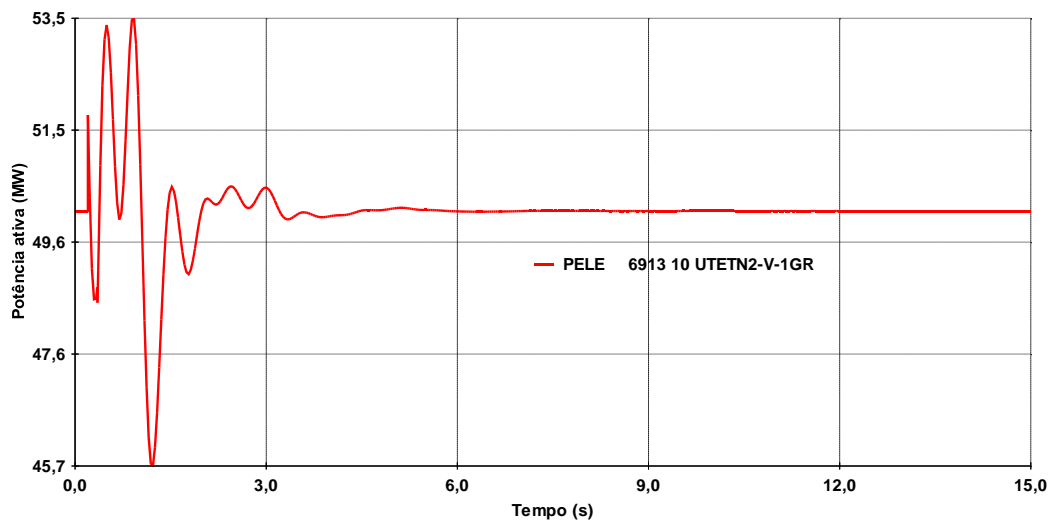


Figura 136: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor

4.5.2.7 Cenário carga leve RACRO = 0 MW

A Figura 137 apresenta o perfil de tensão do sistema Acre-Rondônia para o cenário de intercâmbio nulo entre o sistema Acre-Rondônia e o SIN, carga leve.

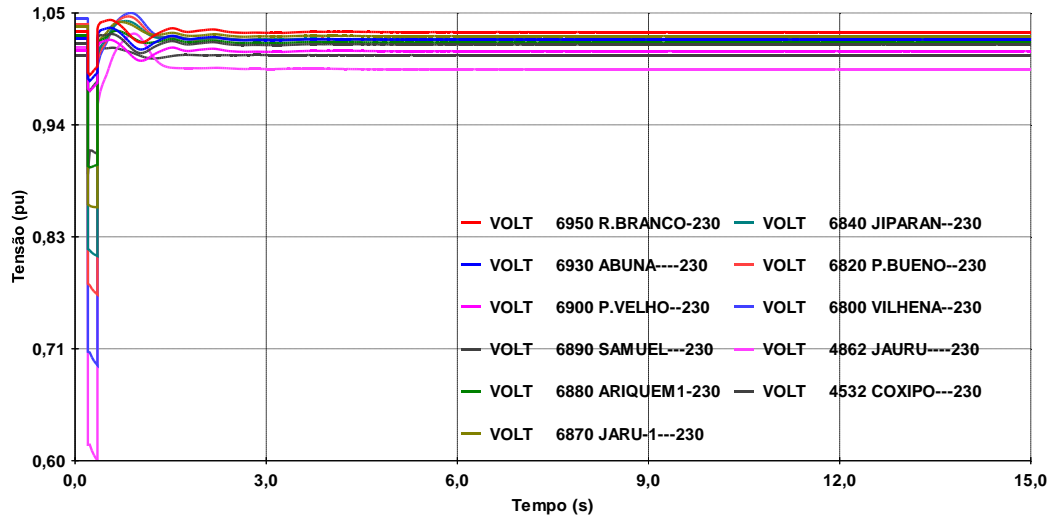


Figura 137: Tensão nas barras do sistema Acre-Rondônia

Na Figura 138 é ilustrado o comportamento da frequência do sistema Acre-Rondônia, com destaque para sua recuperação após a eliminação do distúrbio.

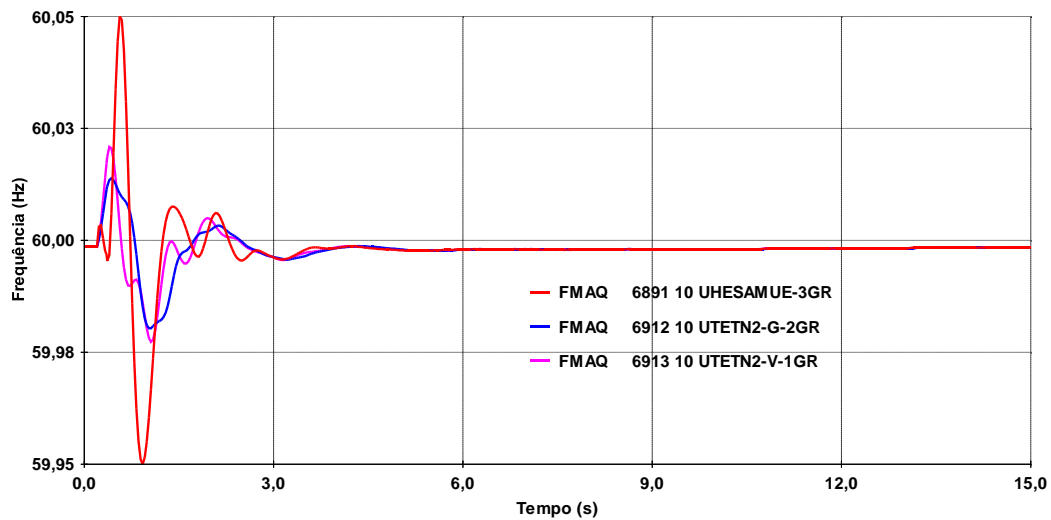


Figura 138: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II

A Figura 139 e a Figura 140 mostram a potência ativa das UHE Samuel e UTE Termonorte II – gás e vapor, evidenciando o rápido amortecimento nas oscilações de potência.

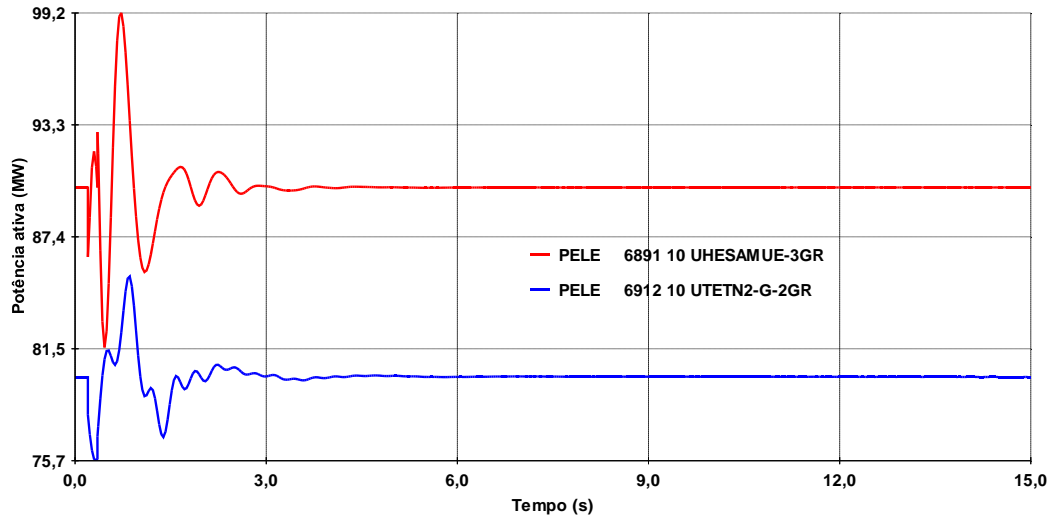


Figura 139: Potência ativa da UHE Samuel e da UTE Termonorte II – gás

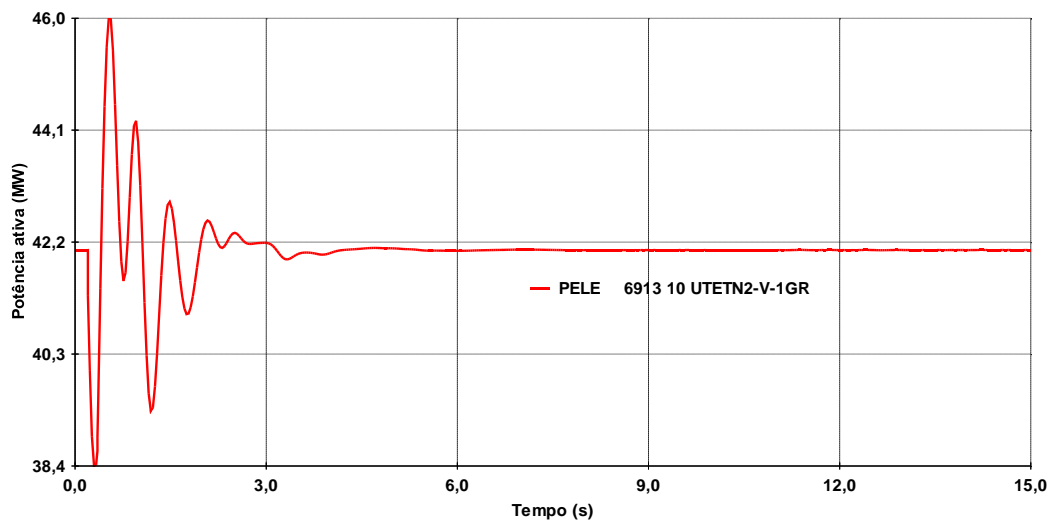


Figura 140: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor

4.5.2.8 Cenário carga leve RACRO = 120 MW

A Figura 141 mostra o perfil de tensão do sistema Acre-Rondônia no cenário de importação de 120 MW de potência, carga leve.

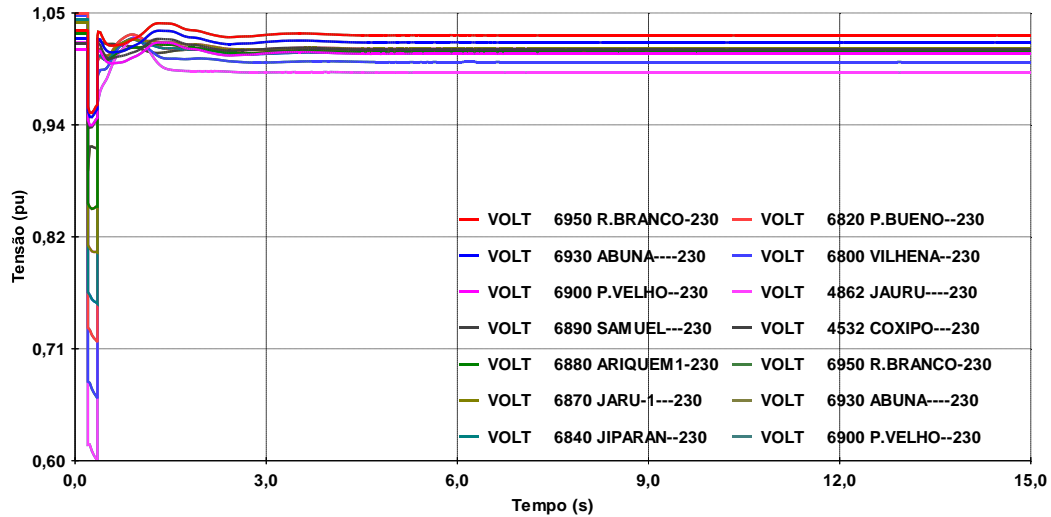


Figura 141: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

A Figura 142 apresenta o desempenho da frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II – gás e vapor, destacando a subfrequência durante a ocorrência do curto-circuito uma vez que o cenário é de importação de energia do SIN, e o retorno da frequência ao valor de regime permanente do sistema antes da perturbação.

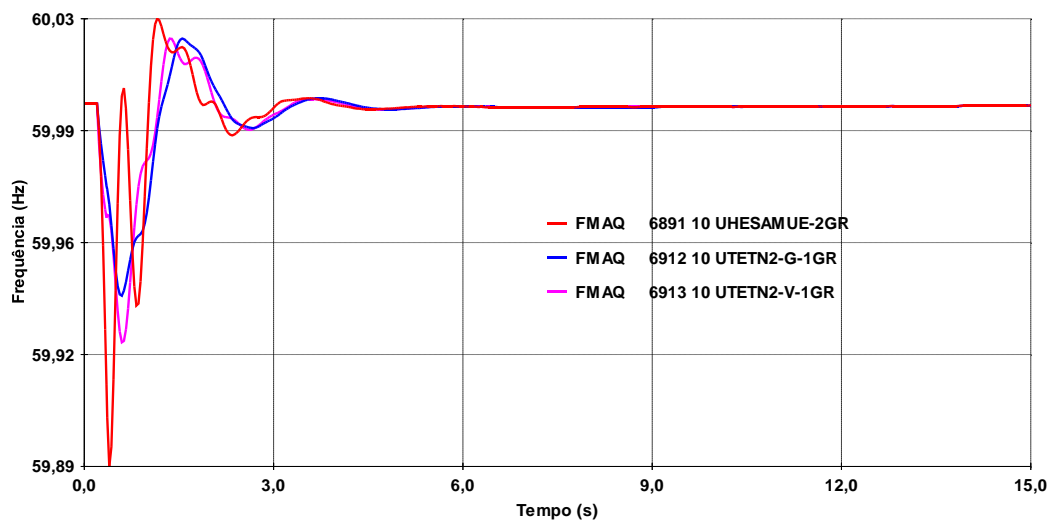


Figura 142: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II

A Figura 143 e a Figura 144 ilustram o comportamento da potência ativa das UHE Samuel e UTE Termonorte II – gás e vapor, com destaque para o bom amortecimento das oscilações de potência.

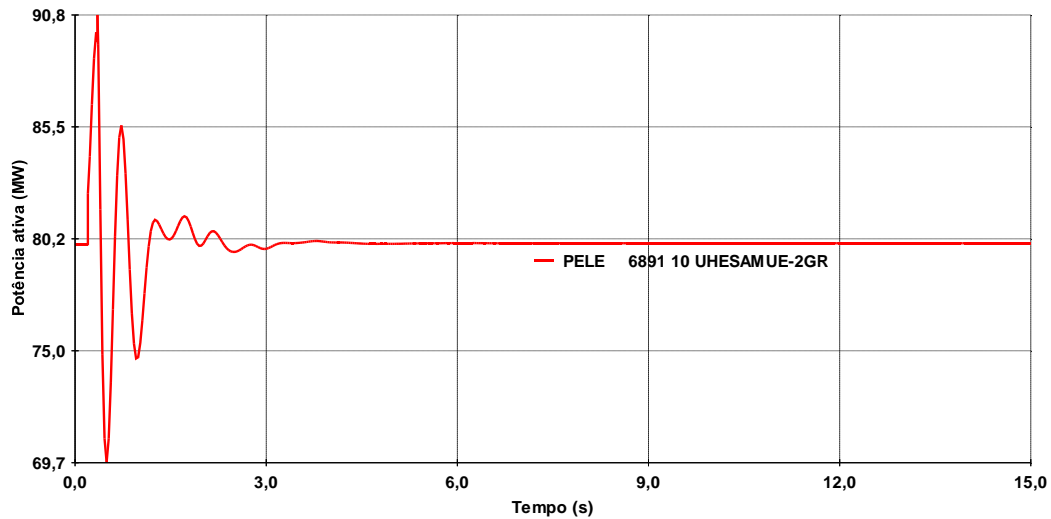


Figura 143: Potência ativa da UHE Samuel

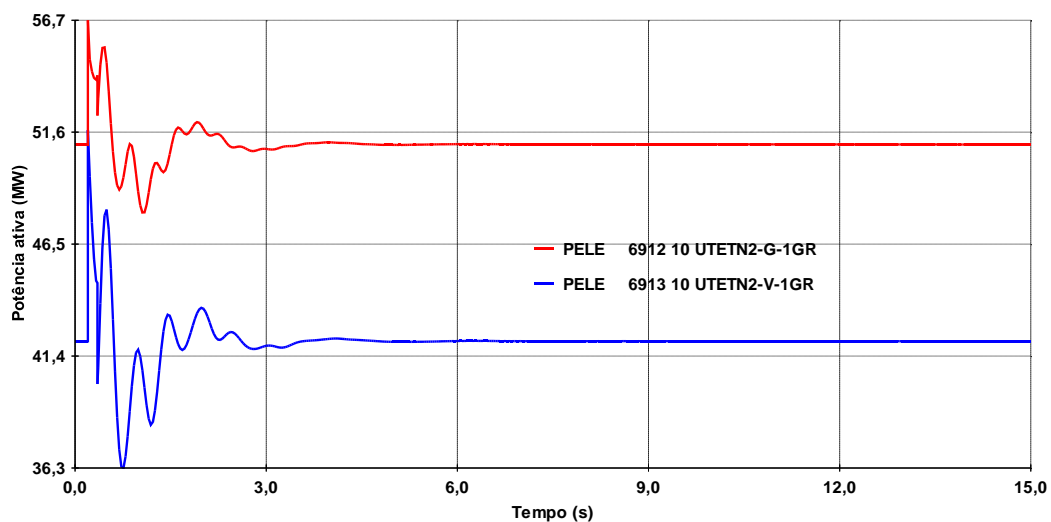


Figura 144: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás e vapor

4.5.2.9 Cenário carga pesada RACRO = 210 MW

A Figura 145 mostra as tensões nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia no cenário de importação de 210 MW de potência, carga pesada, destacando a inserção de banco de capacitores em algumas barras por atuação da proteção de subtensão.

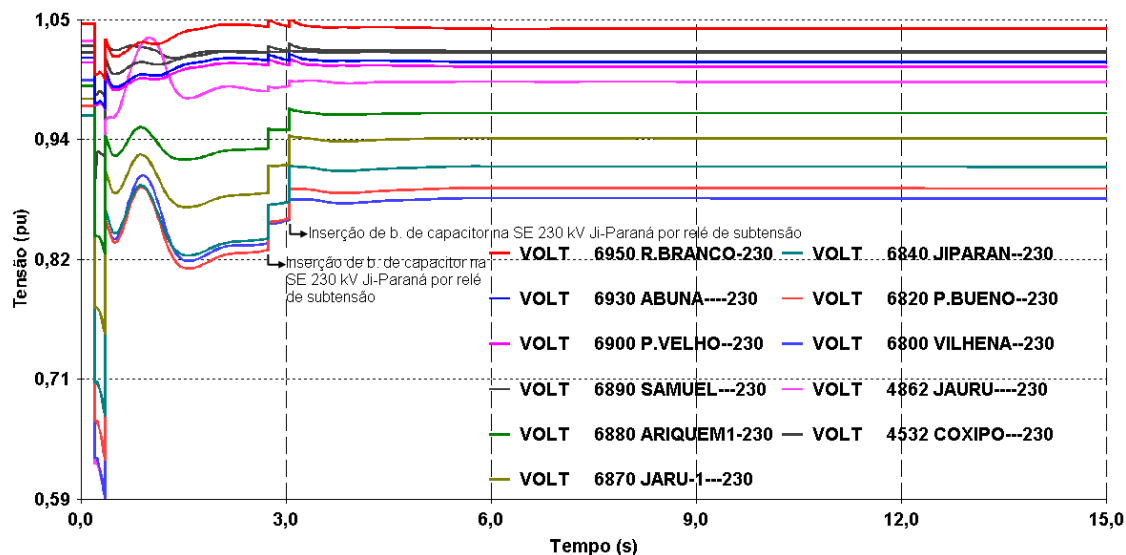


Figura 145: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

A Figura 146 ilustra a frequência do sistema Acre-Rondônia, que retorna para o valor de regime permanente antes da ocorrência do defeito.

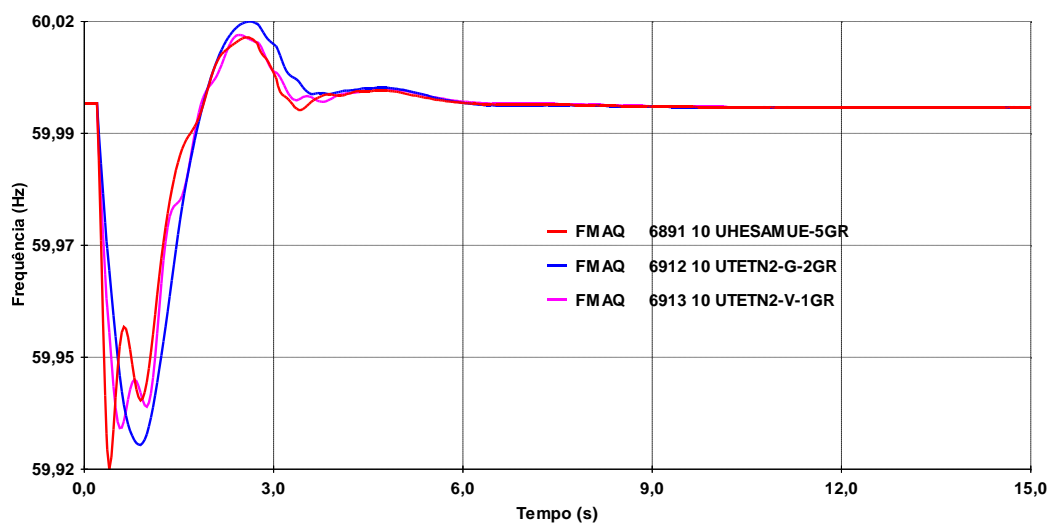


Figura 146: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II

A Figura 147, a Figura 148 e a Figura 149 mostram a potência ativa da UHE Samuel, da UTE Termonorte II – gás e da UTE Termonorte II – vapor, respectivamente, evidenciando o rápido amortecimento nas oscilações de potência.

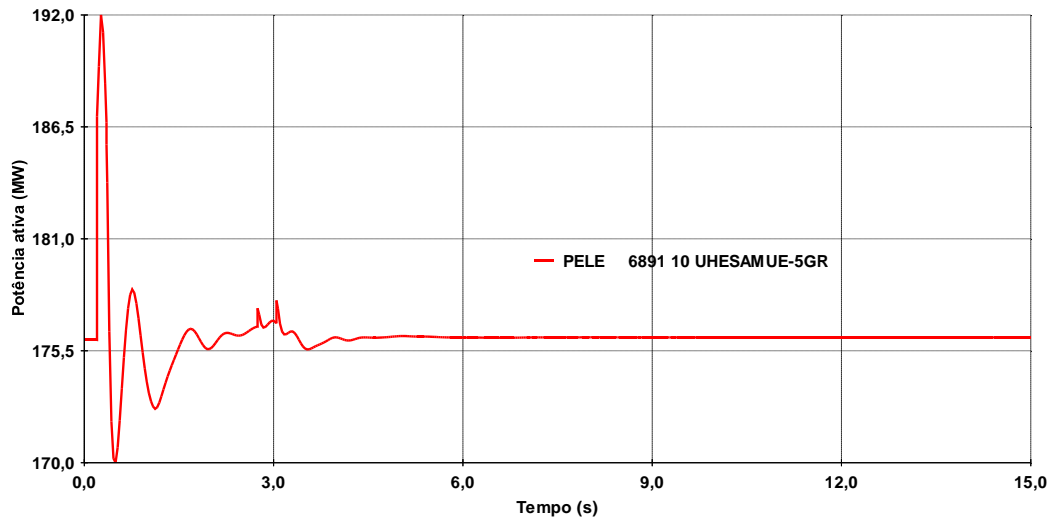


Figura 147: Potência ativa da UHE Samuel

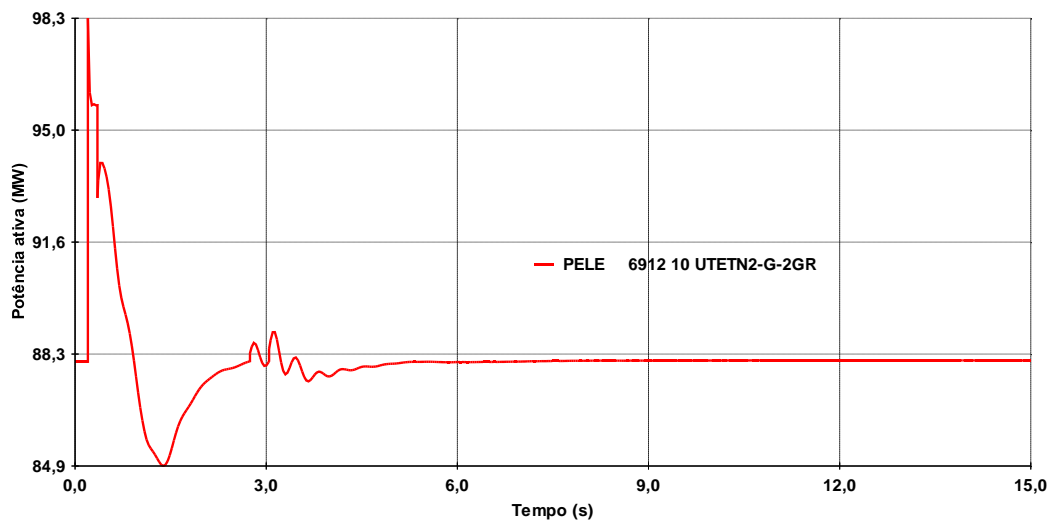


Figura 148: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás

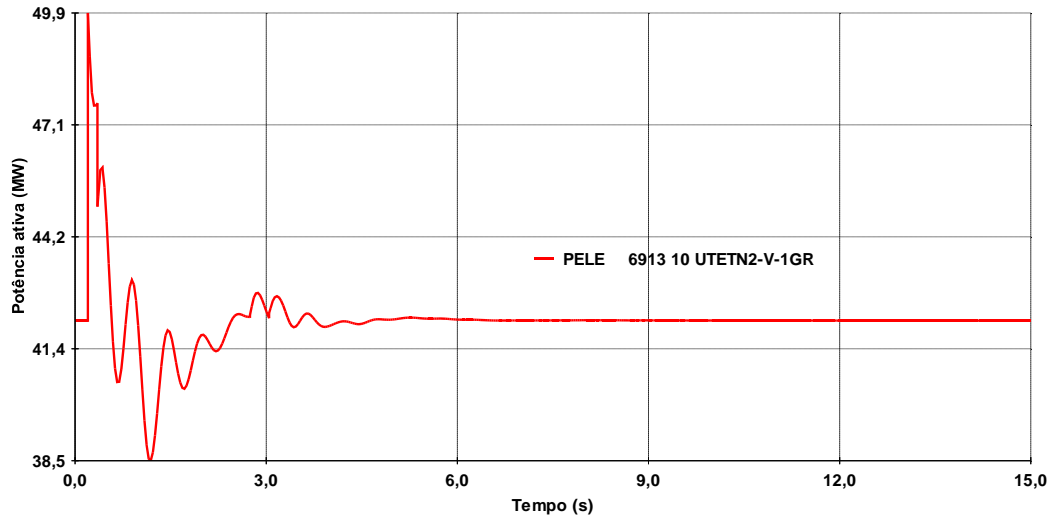


Figura 149: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor

4.5.2.10 Cenário carga leve RACRO = 210 MW

A Figura 150 mostra as tensões nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia no cenário de importação de 210 MW de potência do SIN, carga leve.

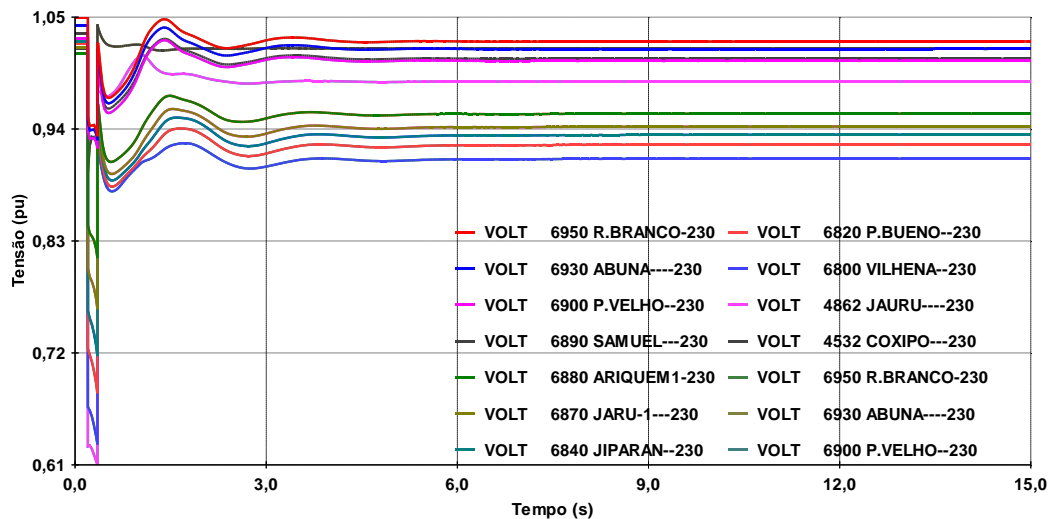


Figura 150: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

A Figura 151 apresenta o comportamento da frequência do sistema Acre-Rondônia durante a ocorrência do curto-circuito e a sua recuperação após a eliminação do mesmo.

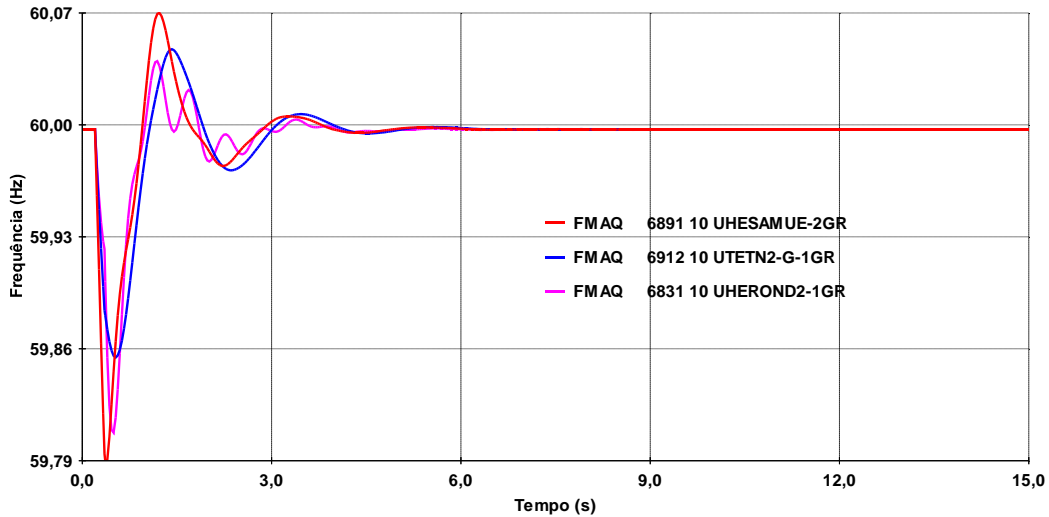


Figura 151: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II

A Figura 152 mostra a potência ativa da UHE Samuel e da UTE Termonorte II - gás, com destaque para o rápido amortecimento nas oscilações de potência. Ressalta-se que neste cenário a UTE Termonorte II – vapor não está despachada.

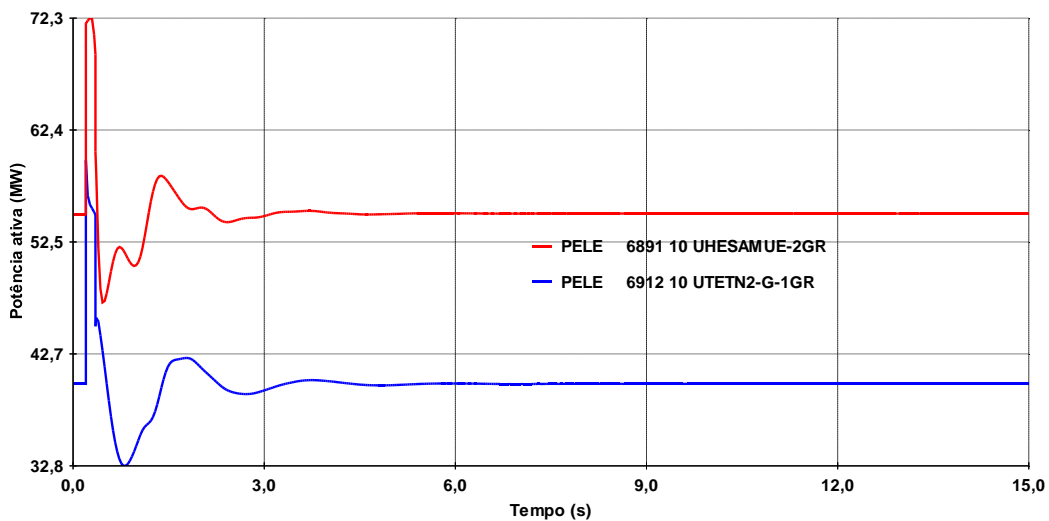


Figura 152: Potência ativa da UHE Samuel e UTE Termonorte II - gás

4.5.3 Perda da LT 500 kV Ribeirãozinho - Cuiabá

Nesta contingência, foi simulada a ocorrência de um curto-circuito monofásico na SE 500 kV Cuiabá, eliminado através da abertura da linha de transmissão 500 kV Ribeirãozinho – Cuiabá, como ilustrado na Figura 153.

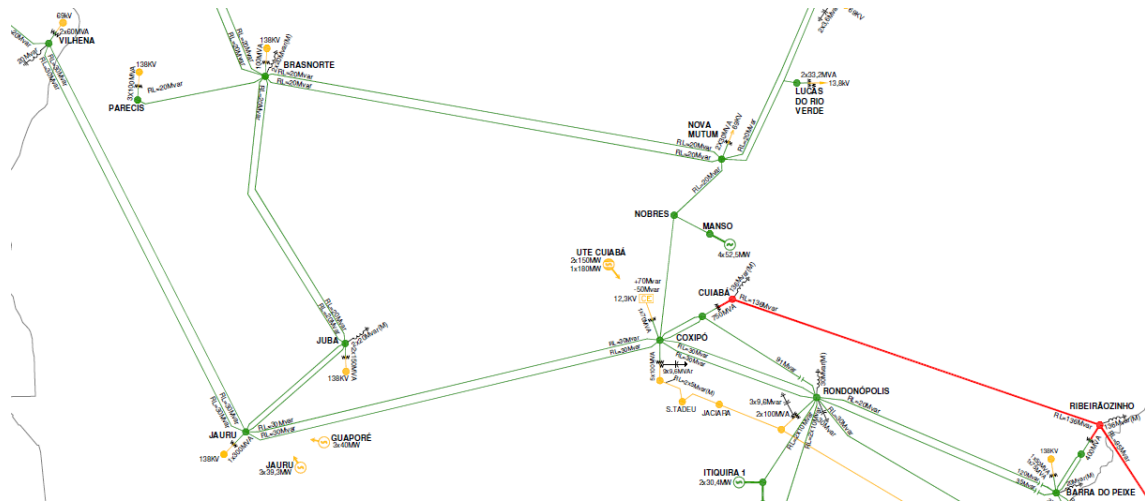


Figura 153: LT 500 kV Ribeirãozinho - Cuiabá

Para esta perturbação, são apresentados os resultados do cenário de máxima exportação do Acre-Rondônia (carga leve FACRO = 170 MW), de um cenário de importação do Acre-Rondônia em nível intermediário (carga pesada RACRO = 100 MW) e do cenário de máxima importação do sistema Acre-Rondônia (carga pesada RACRO = 210 MW).

4.5.3.1 Cenário carga leve FACRO = 170 MW

A Figura 154 apresenta o perfil de tensão do sistema Acre-Rondônia no cenário de máxima exportação de energia para o SIN, carga leve.

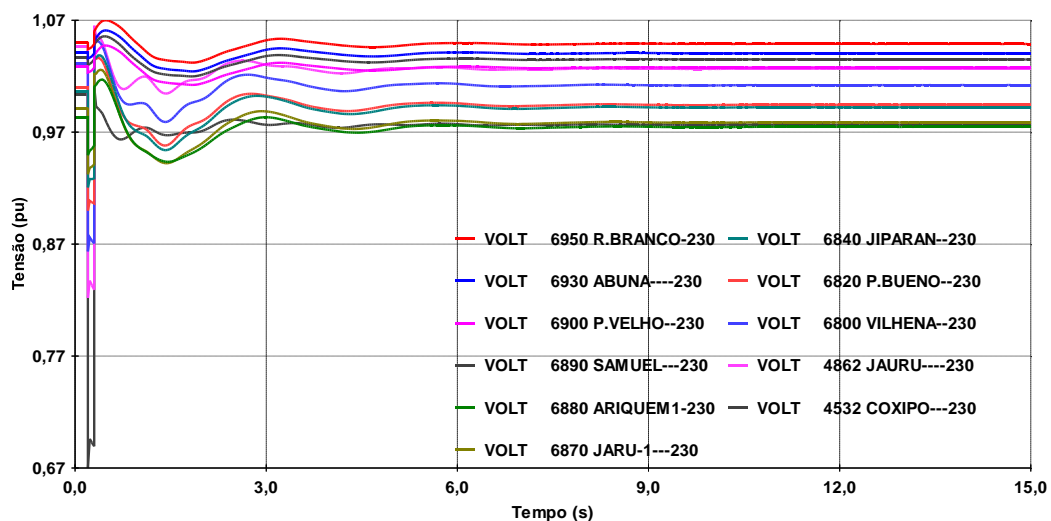


Figura 154: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

A Figura 155 mostra o comportamento da frequência do sistema Acre-Rondônia diante da ocorrência do distúrbio, destacando sua recuperação.

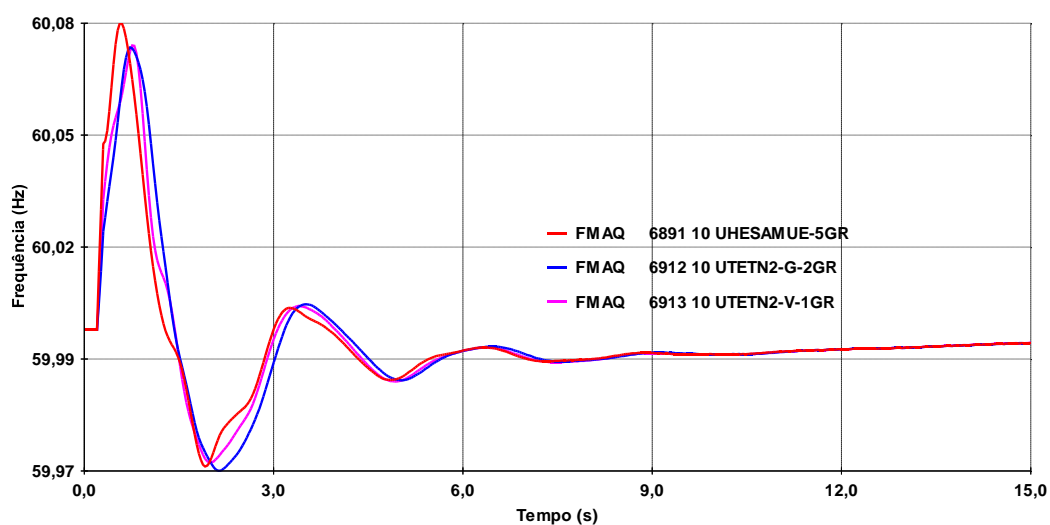


Figura 155: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II

A Figura 156, a Figura 157 e a Figura 158 descrevem o desempenho da potência ativa face à ocorrência da perturbação. Verifica-se que o amortecimento das oscilações de potência é satisfatório.

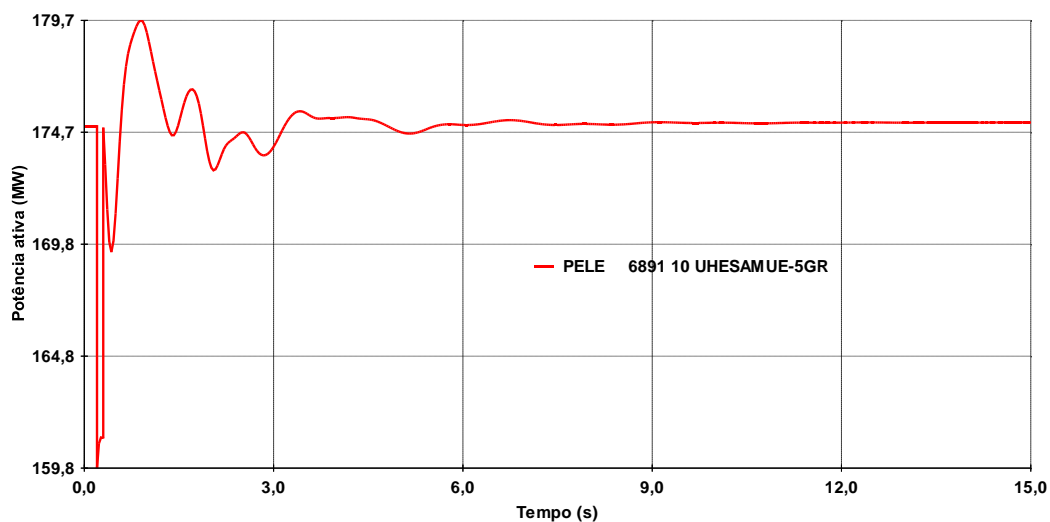


Figura 156: Potência ativa da UHE Samuel

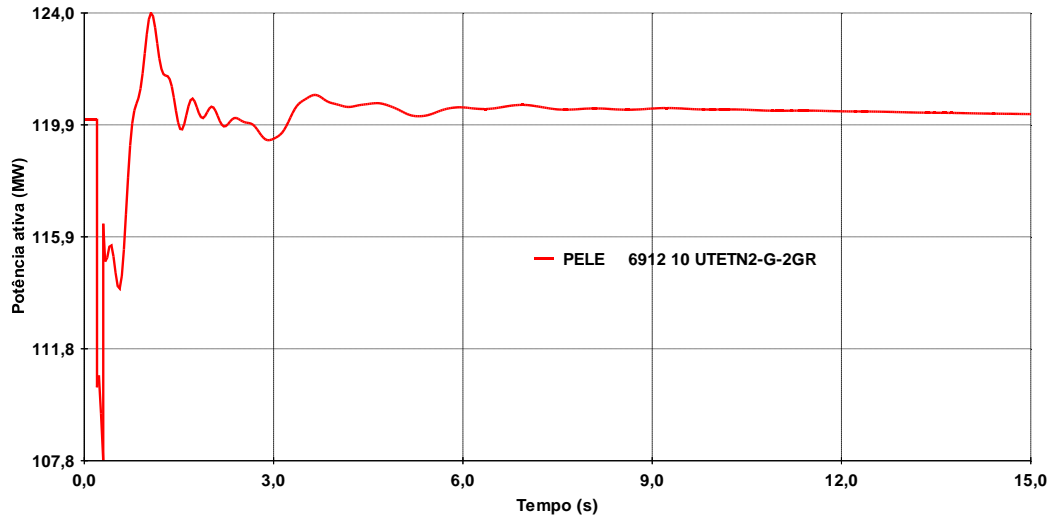


Figura 157: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás

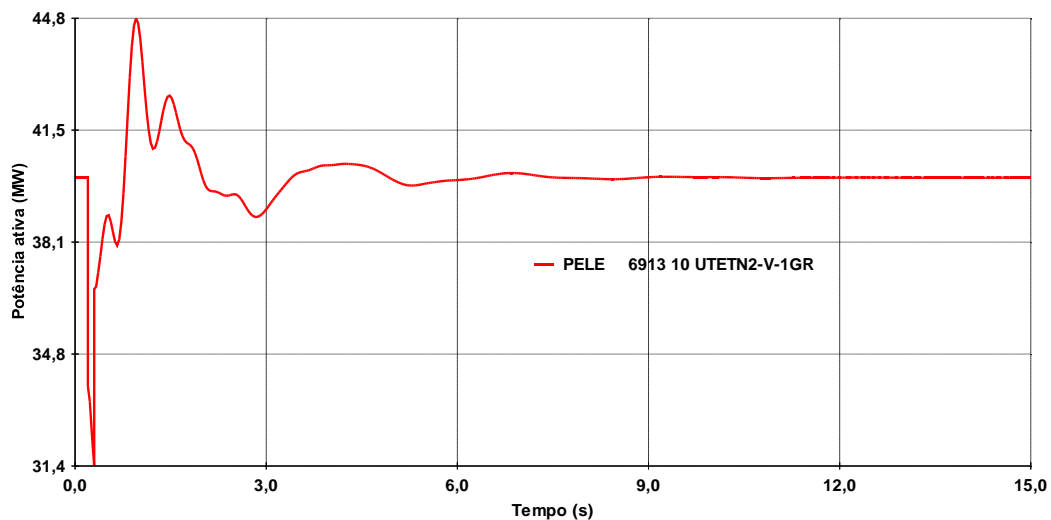


Figura 158: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor

A Figura 159 apresenta o perfil de tensão na SE 230 kV Vilhena numa situação em que o sistema Acre-Rondônia não possui estabilizadores e em duas situações onde os ESP estão presentes e com o ajuste projetado neste trabalho, porém com variações no parâmetro ganho. Verifica-se que a presença dos estabilizadores é suficiente para evitar a atuação da PPS e sua conseqüente separação entre o sistema Acre-Rondônia e o SIN. Constata-se também, que o ajuste do ganho conforme projetado neste trabalho possibilita maior amortecimento nas oscilações de tensão.

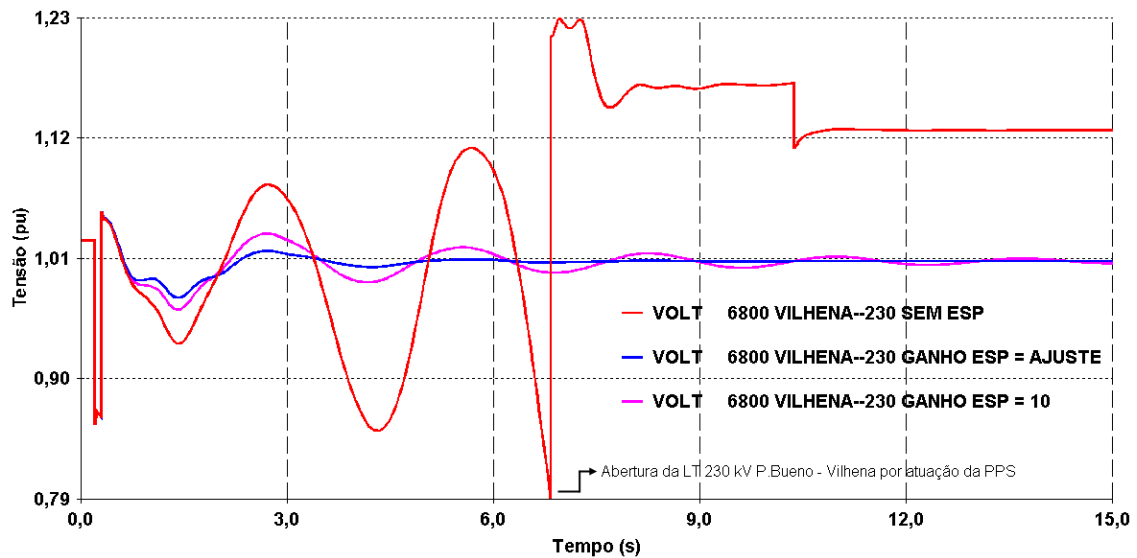


Figura 159: Tensão da SE 230 kV Vilhena para diferentes ganhos do ESP

4.5.3.2 Cenário carga pesada RACRO = 100 MW

A Figura 160 apresenta o perfil de tensão do sistema Acre-Rondônia no cenário de importação de 100 MW, carga pesada.

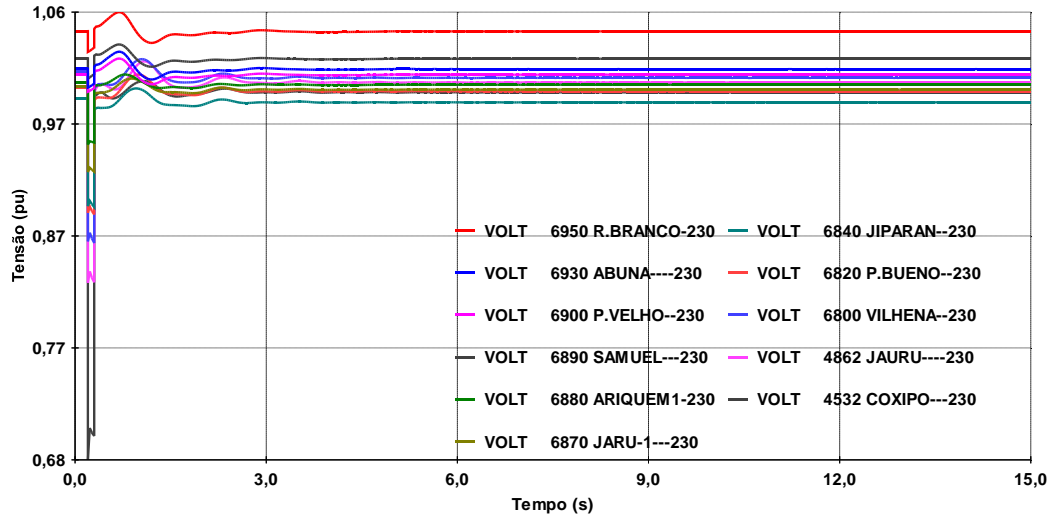


Figura 160: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

A Figura 161 mostra o comportamento da frequência no sistema Acre-Rondônia, diante da ocorrência do curto circuito na SE 500 kV Cuiabá e sua rápida recuperação ao valor de regime permanente antes da contingência.

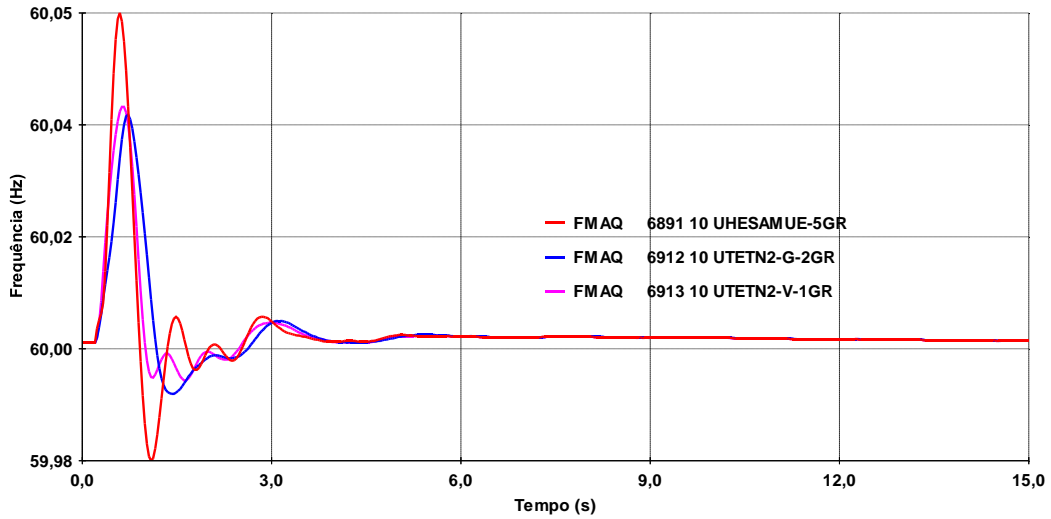


Figura 161: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II

A Figura 162, a Figura 163 e a Figura 164 apresentam a potência ativa da UHE Samuel, da UTE Termonorte II – gás e da UTE Termonorte II – vapor, respectivamente, destacando o rápido amortecimento nas oscilações.

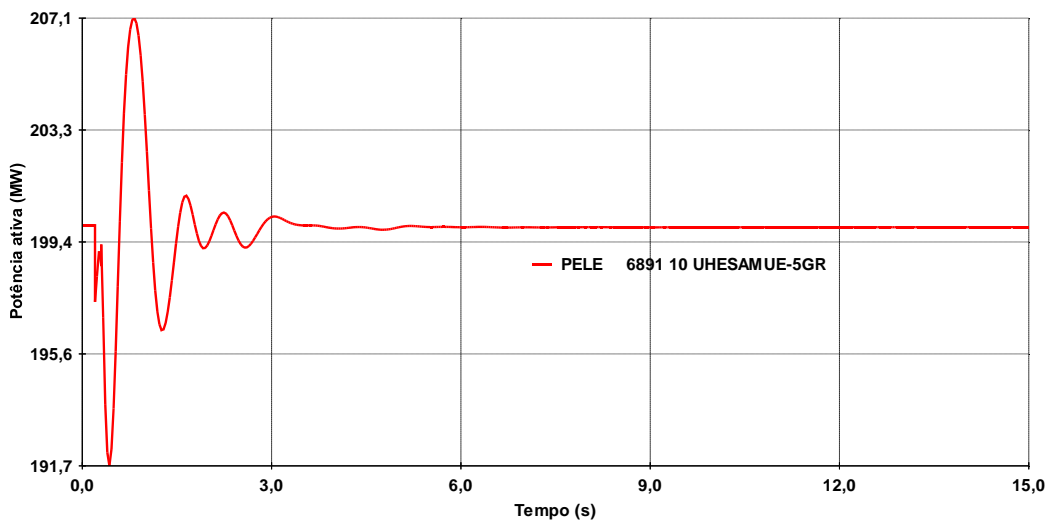


Figura 162: Potência ativa da UHE Samuel

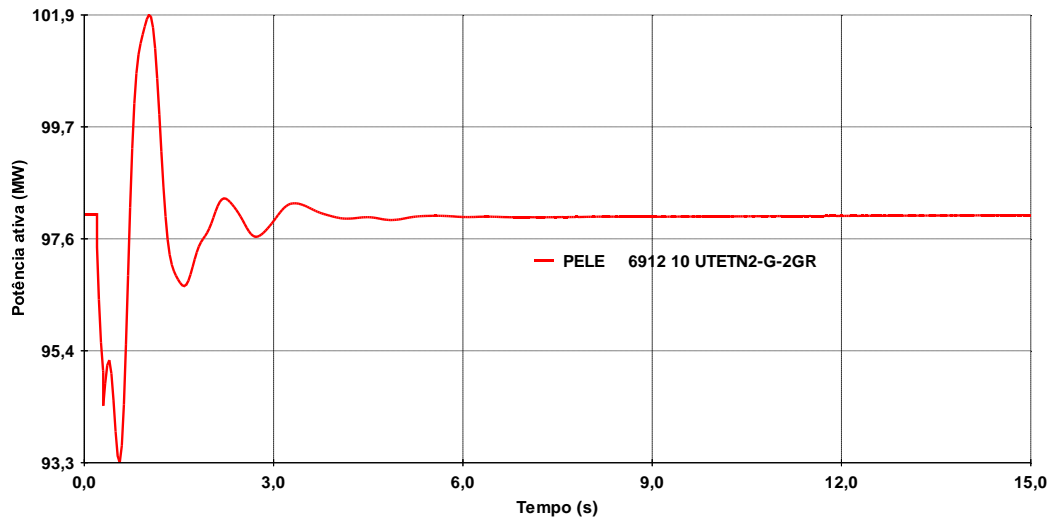


Figura 163: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás

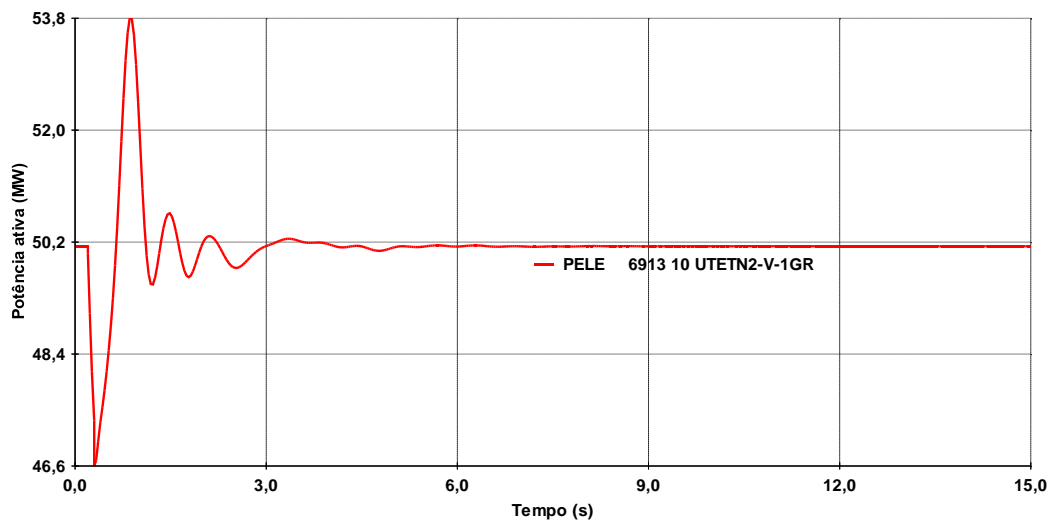


Figura 164: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor

4.5.3.3 Cenário carga pesada RACRO = 210 MW

A Figura 165 mostra as tensões nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia no cenário de importação de 210 MW, carga pesada.

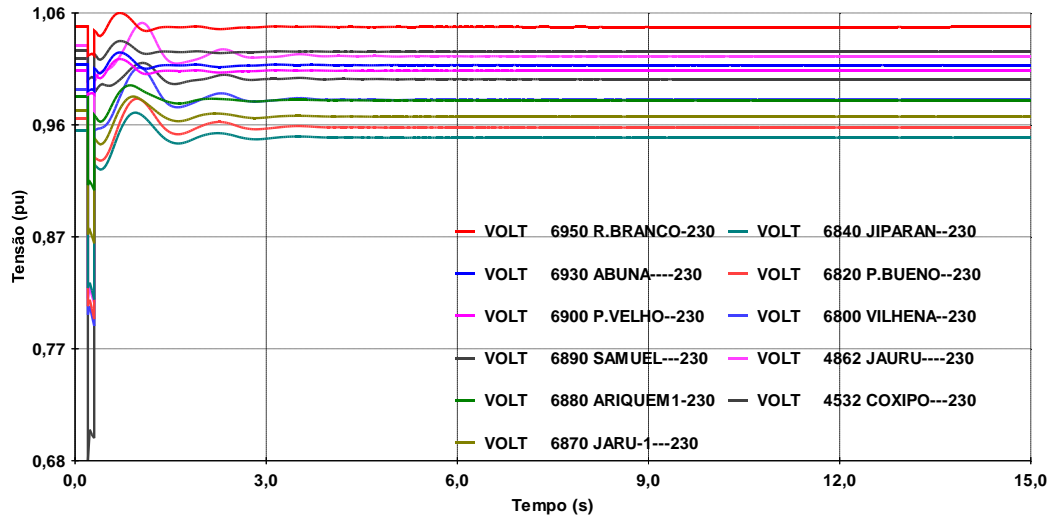


Figura 165: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

Na Figura 166 é apresentado o comportamento da frequência na ocorrência do curto-circuito, com destaque para sua recuperação após a eliminação do mesmo.

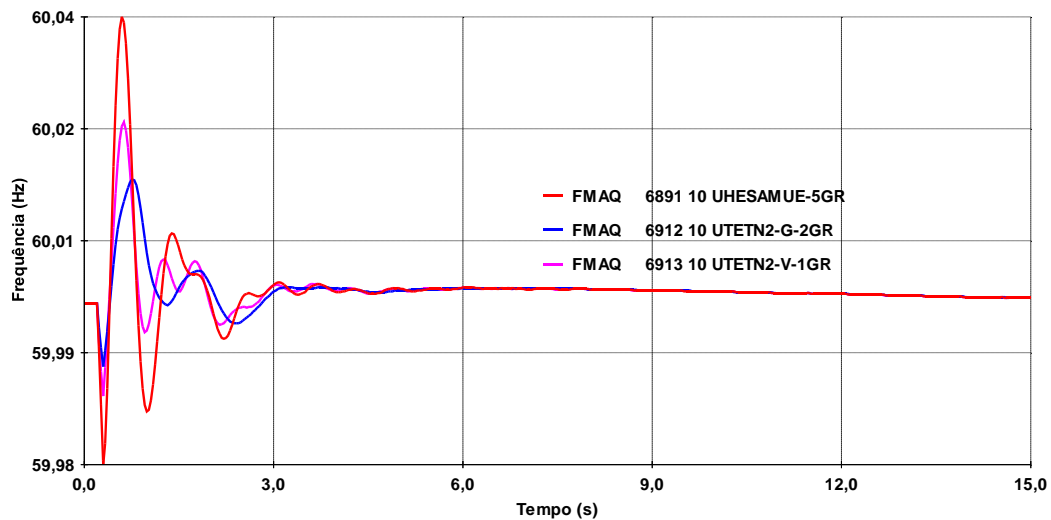


Figura 166: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II

A Figura 167, a Figura 168 e a Figura 169 mostram a potência ativa na UHE Samuel, na UTE Termonorte II – gás e na UTE termonorte II – vapor, respectivamente. Verifica-se que as oscilações de potência são bem amortecidas.

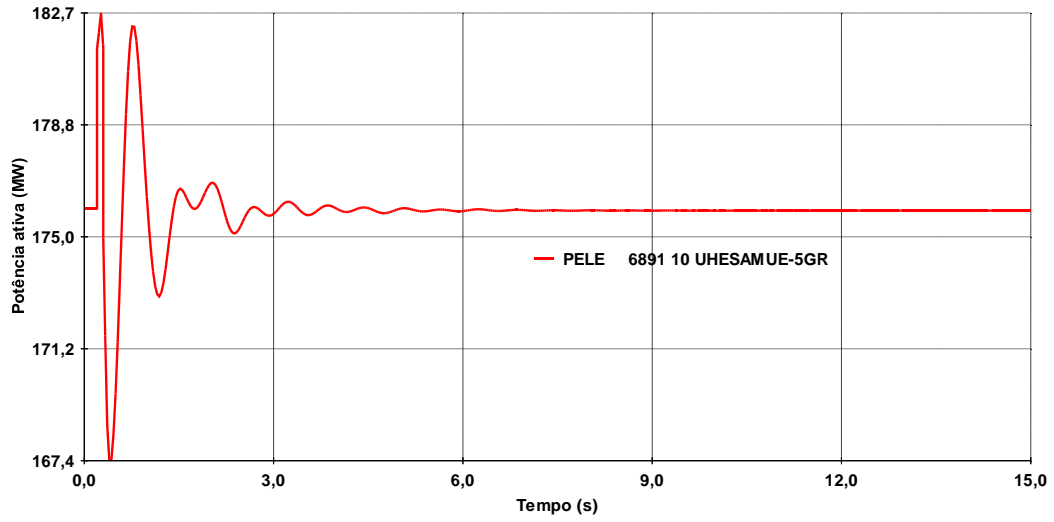


Figura 167: Potência ativa da UHE Samuel

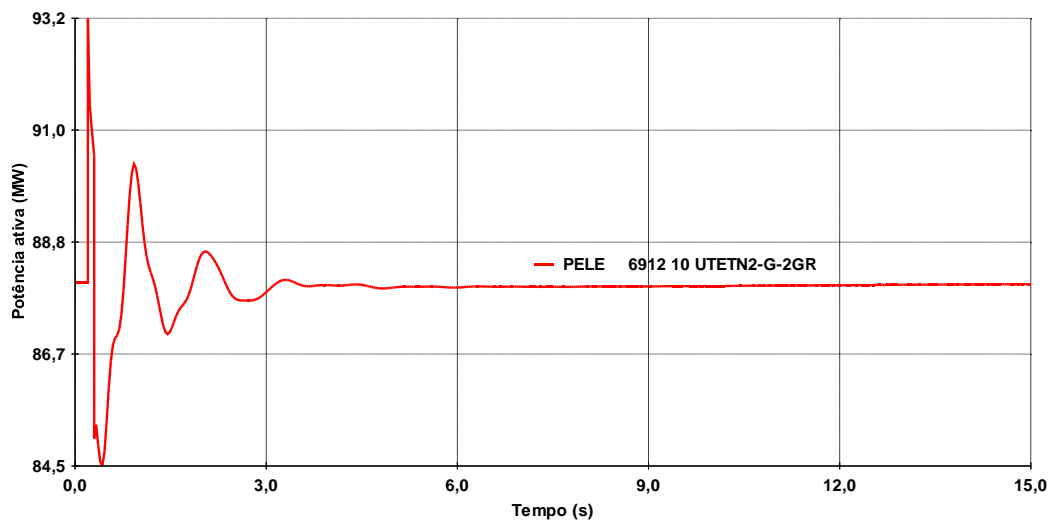


Figura 168: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás

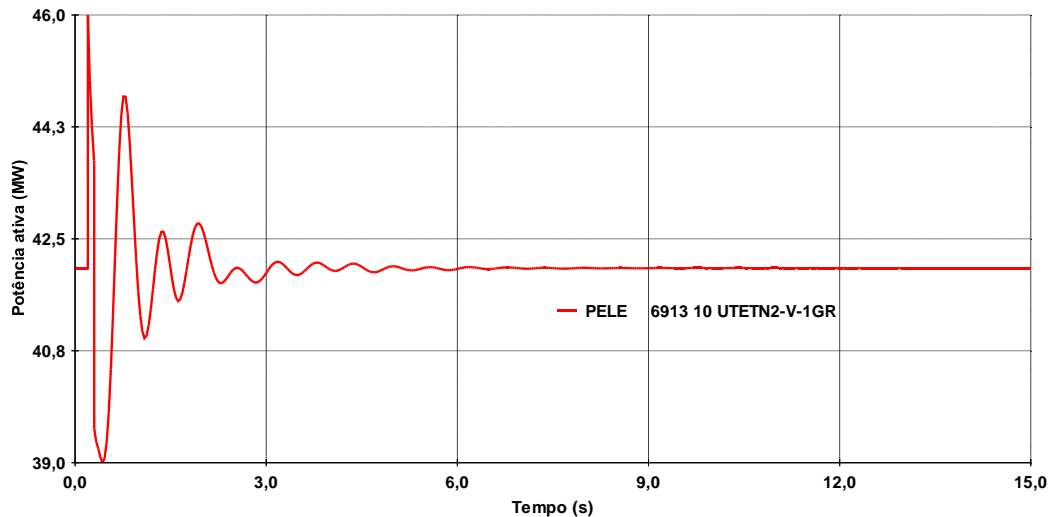


Figura 169: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor

4.5.4 Perda da LT 230 kV Abunã - Rio Branco

Nesta contingência, foi simulada a ocorrência de um curto-circuito monofásico na SE 230 kV Abunã, seguido de sua eliminação através da abertura da linha de transmissão 230 kV Abunã – Rio Branco. Nesta contingência, há interrupção de grande parte da carga do Acre, levando o estado a blecaute.

Para esta perturbação, são apresentados os resultados do cenário de máxima exportação do Acre-Rondônia (carga leve FACRO = 170 MW), de um cenário de importação do Acre-Rondônia em nível intermediário (carga pesada RACRO = 100 MW) e do cenário de máxima importação do sistema Acre-Rondônia (carga pesada RACRO = 210 MW).

4.5.4.1 Cenário carga leve FACRO = 170 MW

Na Figura 170 é apresentado o perfil de tensão do sistema Acre-Rondônia, diante da ocorrência da perturbação analisada.

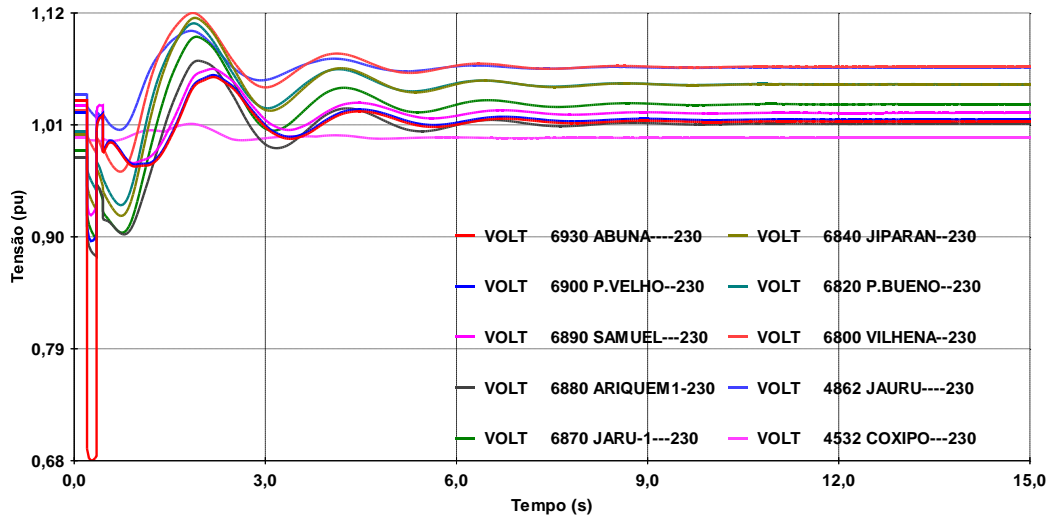


Figura 170: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

A Figura 171 mostra o comportamento da frequência do sistema Acre-Rondônia na ocorrência do curto-circuito. Verifica-se que há uma recuperação na frequência mesmo com a perda de parte da carga do Acre. Isso é possível devido à atuação do SEP de perda simples da LT 230 kV Abunã – Rio Branco, que corta três unidades geradoras na UHE Samuel, conforme evidenciado na Figura 172.

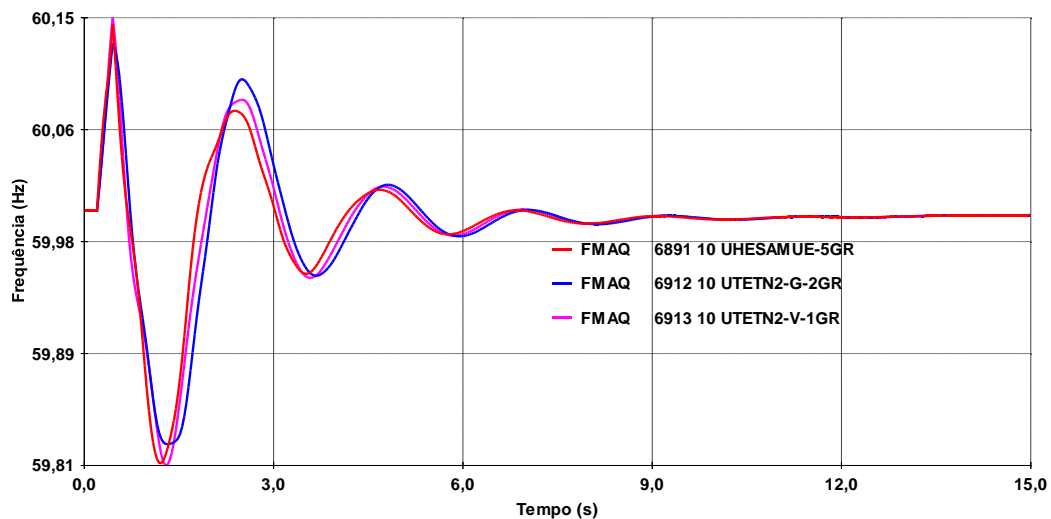


Figura 171: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II

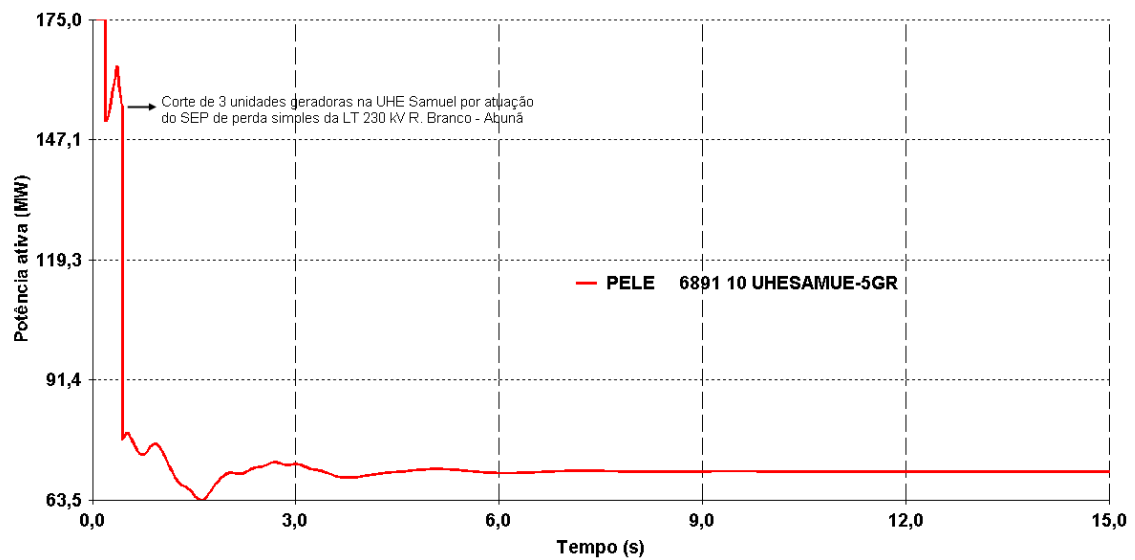


Figura 172: Potência ativa da UHE Samuel

A Figura 173 e a Figura 174 ilustra a potência ativa na UTE Termonorte II – gás e UTE Termonorte II – vapor, destacando o rápido amortecimento nas oscilações de potência.

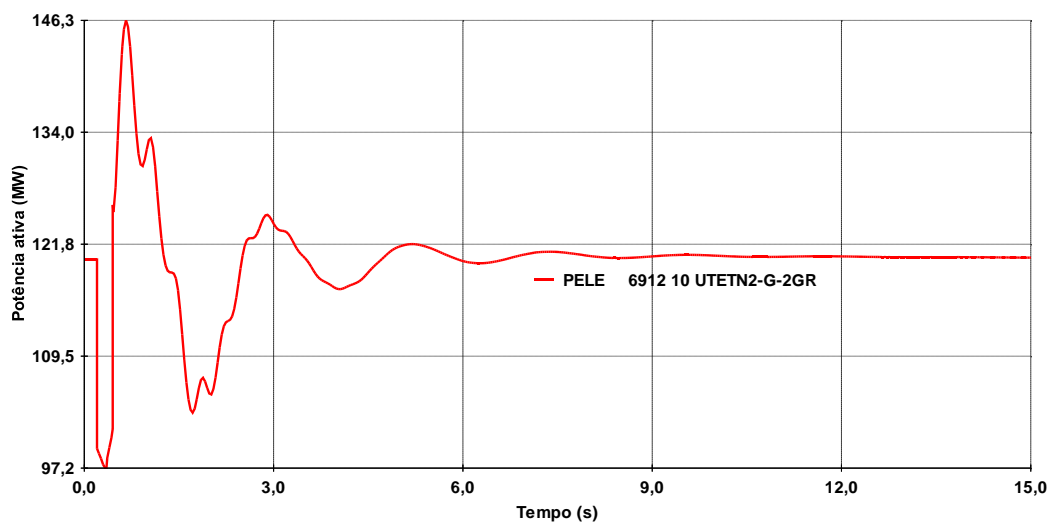


Figura 173: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás

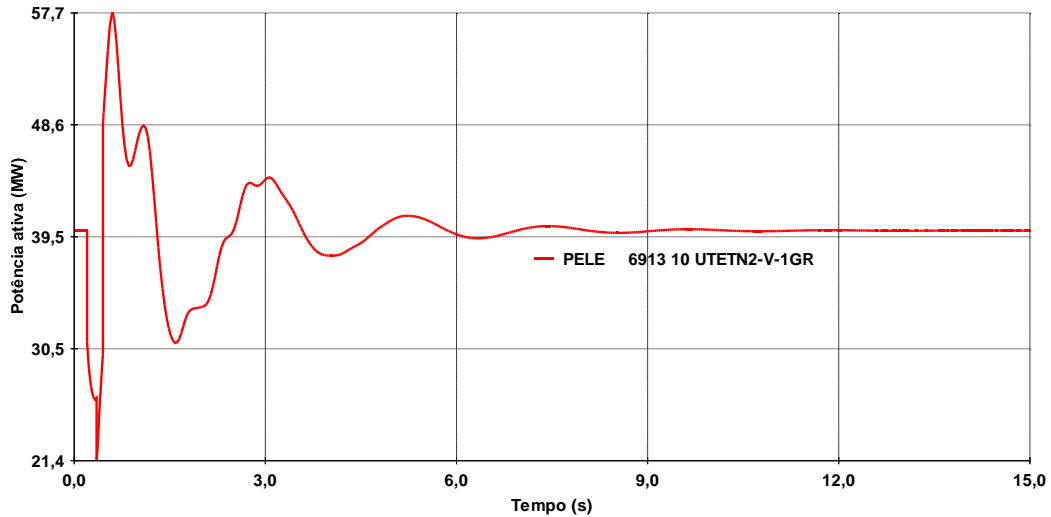


Figura 174: Potência ativa da UTE Termonorte II – vapor

4.5.4.2 Cenário carga pesada RACRO = 100 MW

A Figura 175 mostra o perfil de tensão do sistema Acre-Rondônia no cenário de importação de 100 MW, carga pesada.

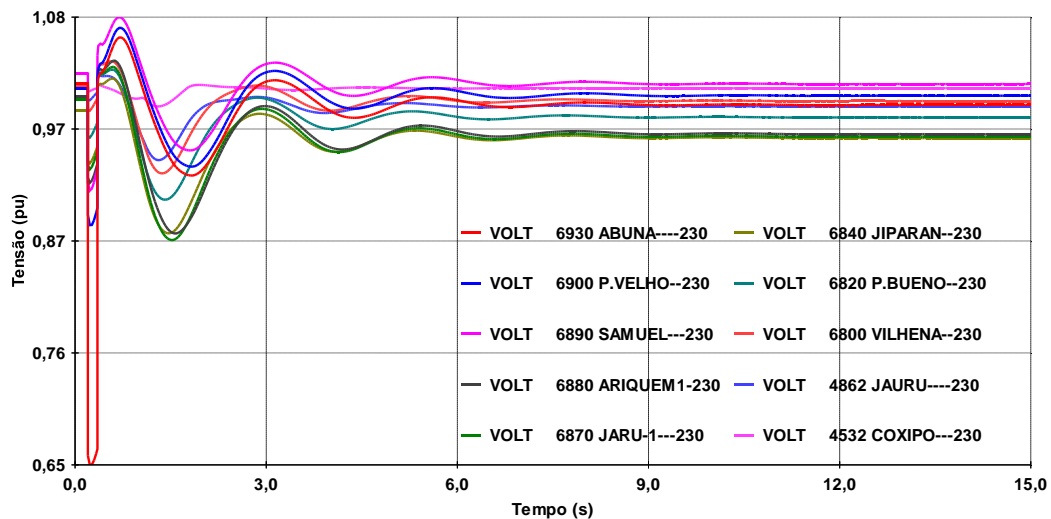


Figura 175: Tensão nas barras de 230 kV do sistema Acre-Rondônia

Na Figura 176 é mostrado o comportamento da frequência do sistema Acre-Rondônia diante da ocorrência da perturbação. Nesse caso, não há atuação do SEP de perda simples da LT 230 kV Abunã – Rio Branco, uma vez que o mesmo está

ativado apenas para intercâmbios de exportação de energia pelo Acre-Rondônia ou de importação de energia de até 80 MW.

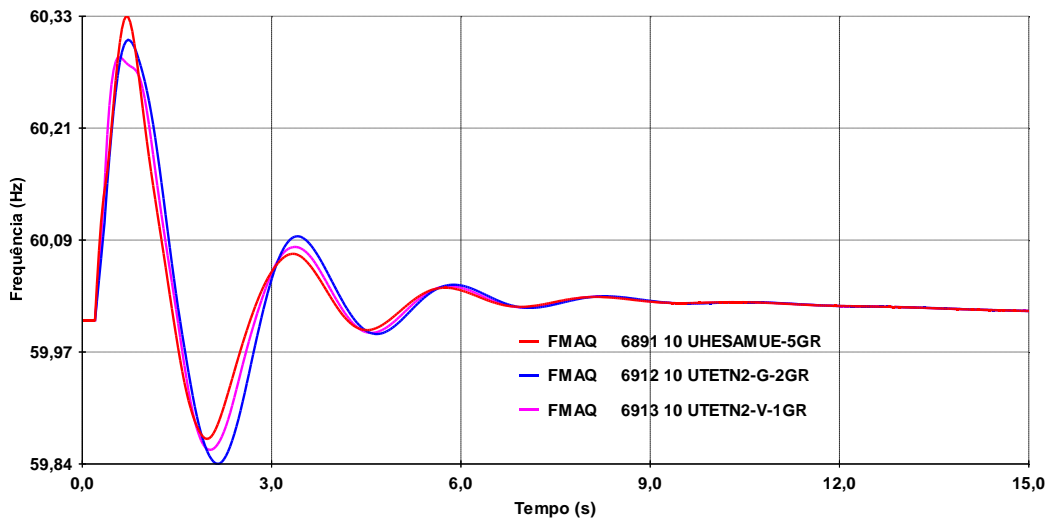


Figura 176: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II

A Figura 177 e a Figura 178 ilustram a potência ativa da UHE Samuel e da UTE Termonorte II – gás e vapor, destacando o rápido amortecimento nas oscilações de potência.

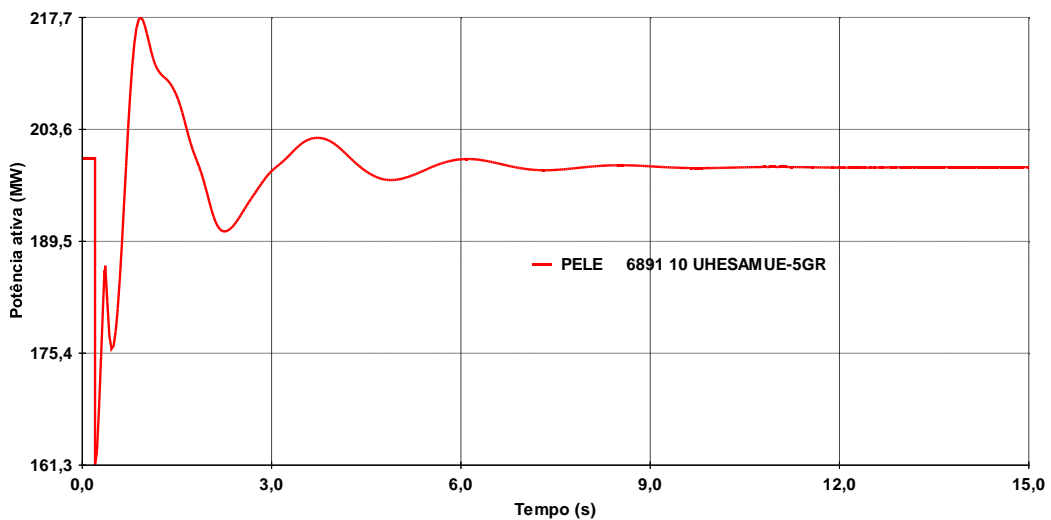


Figura 177: Potência ativa da UHE Samuel

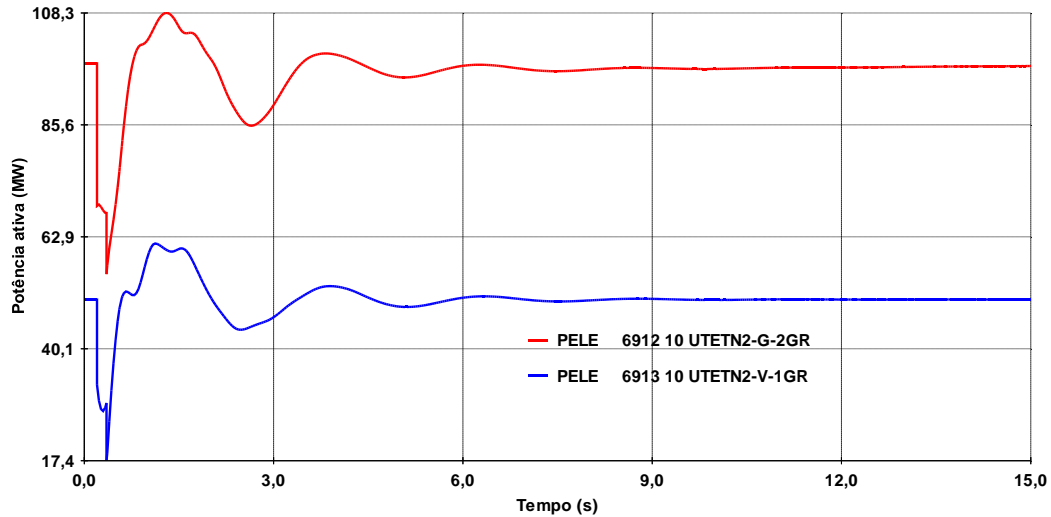


Figura 178: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás e vapor

A Figura 179 mostra o perfil de tensão na SE 230 kV Vilhena numa situação em que o sistema Acre-Rondônia não possui estabilizadores e em duas situações onde os ESP estão presentes e com o ajuste projetado neste trabalho, porém com variações no parâmetro ganho. Verifica-se que na ausência dos ESP a ocorrência desta perturbação levaria o sistema à instabilidade e conseqüente perda de sincronismo. Constata-se também, que o ajuste do ganho conforme projetado neste trabalho possibilita maior amortecimento nas oscilações do modo inter-área.

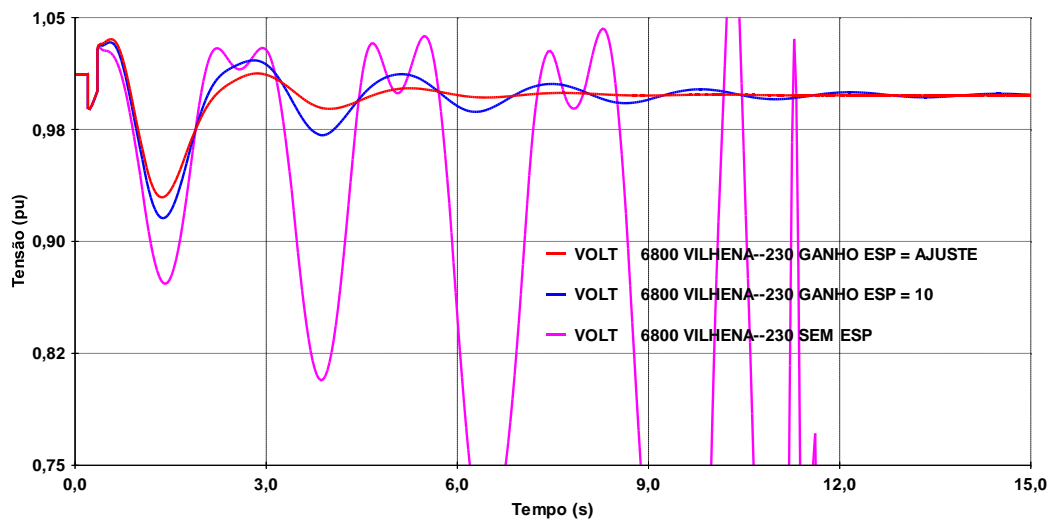


Figura 179: Tensão da SE 230 kV Vilhena para diferentes ganhos do ESP

4.5.4.3 Cenário carga pesada RACRO = 210 MW

A Figura 180 mostra o perfil de tensão do sistema Acre-Rondônia no cenário de importação de 210 MW, carga pesada.

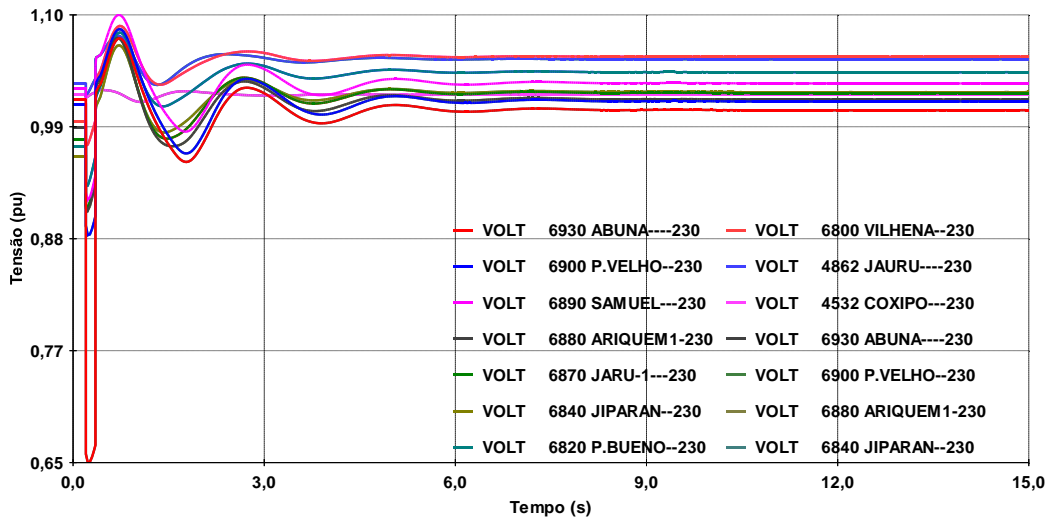


Figura 180: Tensão nas barras do sistema Acre-Rondônia

Na Figura 181 é ilustrado o comportamento da frequência diante da perturbação analisada, destacando sua recuperação após a eliminação do defeito.

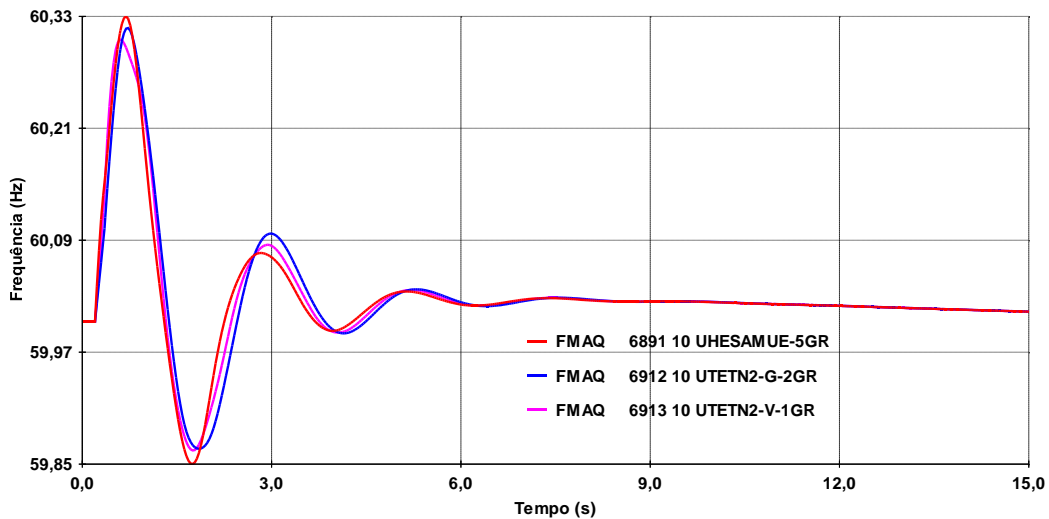


Figura 181: Frequência da UHE Samuel e da UTE Termonorte II

Por fim, a Figura 182 e a Figura 183 mostram o comportamento da potência ativa da UHE Samuel e da UTE Termonorte II – gás e vapor diante da ocorrência do distúrbio. Ressalta-se que as oscilações de potência são rapidamente amortecidas.

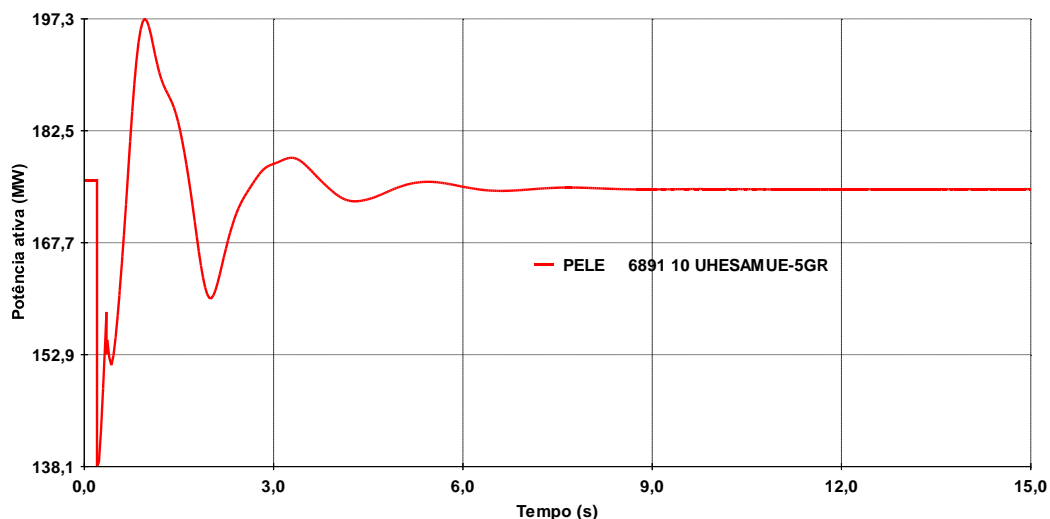


Figura 182: Potência ativa da UHE Samuel

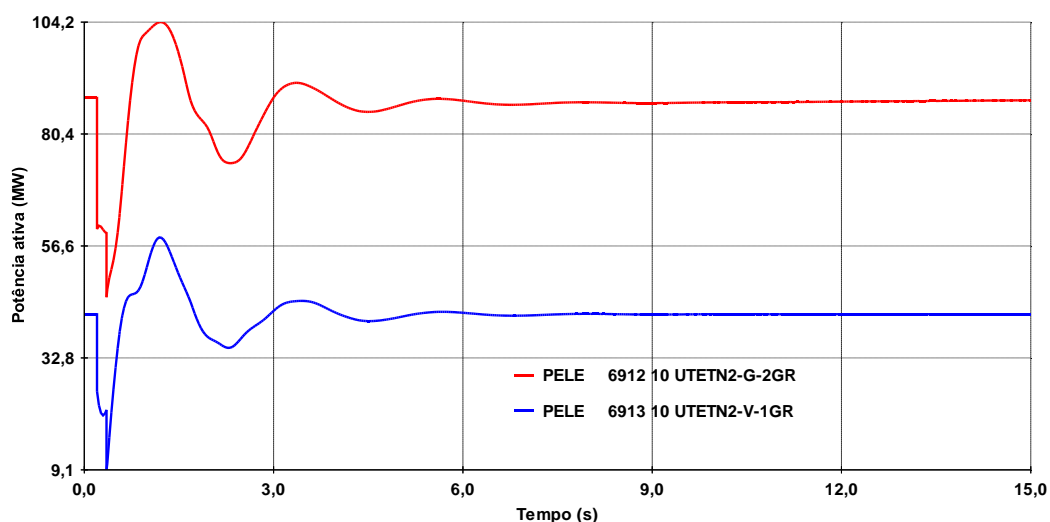


Figura 183: Potência ativa da UTE Termonorte II – gás e vapor

Portanto, as simulações dinâmicas mostram que os estabilizadores possibilitam que o sistema possua um bom desempenho diante da ocorrência de contingências. Ressalta-se que nas contingências de perda dupla da LT 230 kV Juru – Vilhena, perda simples da LT 500 kV Ribeirãozinho – Cuiabá e perda simples da LT 230 kV Abunã – Rio Branco, todos os dez cenários analisados tiveram desempenho dinâmico

satisfatório, porém nem todos os cenários foram apresentados de modo a evitar que o trabalho ficasse repetitivo e cansativo para o leitor.

Capítulo 5

Conclusão

A utilização de técnicas lineares na análise e controle do amortecimento de oscilações eletromecânicas é de grande importância no estudo de estabilidade de sistemas elétricos de potência.

Nesse sentido, a ferramenta computacional PacDyn mostrou-se de grande utilização na otimização dos controladores deste trabalho, uma vez que permite a análise em sistemas de grande porte, como é o caso do Sistema Interligado Nacional.

O projeto dos estabilizadores de sistemas de potência apresentado neste trabalho mostrou-se eficaz no amortecimento dos modos eletromecânicos mal amortecidos, especialmente no modo inter-área que surgiu devido à interligação do sistema Acre-Rondônia ao SIN.

Dessa forma, a inclusão dos ESP nas usinas de Samuel e Termonorte II – gás e vapor foi suficiente para garantir um amortecimento do modo inter-área superior a 15% em todos os cenários de regime permanente analisados.

Além disso, o projeto dos ESP não prejudicou de forma significativa o amortecimento do modo local e não reduziu de forma expressiva o amortecimento do modo da excitatriz.

Na análise dinâmica a grandes perturbações, verificou-se que com a presença dos estabilizadores ajustados neste trabalho, as oscilações de potência são rapidamente amortecidas, quando da ocorrência de distúrbios de grande porte. Em algumas situações, a presença dos estabilizadores foi suficiente para que o sistema não perdesse o sincronismo.

Por outro lado, constatou-se o impacto negativo dos estabilizadores quando o sistema Acre-Rondônia fica isolado do SIN e é submetido a grandes variações de frequência. Na tentativa de amortecer os modos eletromecânicos, a modulação da tensão através dos estabilizadores teve efeito negativo no balanço carga/geração, o

que ficou evidenciado nas curvas de tensão. Assim, a lógica de desligamento dos estabilizadores na ocorrência de eventos que levem o sistema Acre-Rondônia ao ilhamento com grandes variações de frequência é de fundamental importância para o bom desempenho do sistema.

Portanto, os estabilizadores de sistemas de potência do sistema Acre-Rondônia proporcionam benefícios reais para o Sistema Interligado Nacional, tendo em vista que seu custo é pequeno e sua utilização permite aumentar os limites de intercâmbios praticados entre esses dois sistemas.

Para trabalhos futuros, são feitas as seguintes sugestões:

- Avaliar a eficácia do ajuste proposto neste trabalho na configuração completa do sistema Acre-Rondônia (entrada em operação do segundo circuito entre Vilhena e Samuel);
- Avaliar a eficácia do ajuste proposto neste trabalho com a entrada em operação das usinas de Santo Antônio e Jirau e do elo HVDC;
- Análise da sensibilidade da eficácia dos estabilizadores para diferentes modelos de carga.

Referências Bibliográficas:

Arcidiacono, V.; Ferrari, E.; Marconato, R. *et al.*, 1980, "Evaluation and improvement of Electromechanical Oscillation Damping by Means of Eigenvalue - Eigenvector Analysis. Practical Results in the Central Peru Power System", *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, v. PAS-99, n. 2 (Mar./Apr.), pp. 769-777.

Aquino, A. F. C.; Silva, B. A. S.; Massaud, A. G. *et al.*, 2010, "Um Critério para Estudos de Estabilidade Transitória frente a Curtos Monofásicos, na Ausência de Informações sobre a Rede de Sequência Zero", Simpósio Brasileiro de Sistemas Elétricos, Pará, Brasil.

Barbosa, A. A., 1999, *Utilização de Ferramentas Lineares na Análise e Controle do Amortecimento de Oscilações Eletromecânicas em Sistemas de Grande Porte*, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.

Caldeira, N. S., 2009, *Aplicação de Estabilizadores de Sistemas de Potência em Reguladores de Velocidade e Turbinas*, Dissertação de M. Sc., Unifei, Itajubá/MG, Brasil

Campagnolo, J. M.; Martins, N.; Falcão, D. M., 1996, "Refactored Bi-Iteration: A High Performance Eigensolution Method for Large Power System Matrices", *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 11, n. 3 (Aug.), pp. 1228-1235.

CEPEL, 1997, *Pacdyn – Manual do Usuário*, Rio de Janeiro, Brasil.

CEPEL, 2009, *Programa de Análise de Redes – Manual do Usuário*, Rio de Janeiro, Brasil.

CEPEL, 2010, *Programa Anatem – Análise de Transitórios Eletromecânicos – Manual do Usuário V10.04.04*, Rio de Janeiro, Brasil

Gomes Jr., S.; Martins, N.; Pinto, H.J.C.P., 1998, "Utilização do Método de Nyquist para a Estabilização de Sistemas de Potência Envolvendo Alocação de Par de Pólos

Complexos”, In: *Anais do XII Congresso Brasileiro de Automática – CBA*, Set., pp.137-142, Uberlândia.

Guimarães, C. H. C.; Taranto, G. N.; Gomes Jr., S.; Martins, N., 2000, “Projeto de Estabilizadores de Sistemas de Potência por Posicionamento Parcial de par de pólos Complexos Conjugados”, In: *Anais do XIII Congresso Brasileiro de Automática – CBA*, Set., pp. 1661-1666, Florianópolis.

Jusan, F. C., 2007, *Análise Linear de Oscilações Subsíncronas em Sistemas Elétricos de Potência*, Dissertação de M. Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.

Kailath, T., 1980, *Linear Systems*, 1st ed., Prentice-Hall, Inc., USA.

Kundur, P., 1994, *Power System Stability and Control*, 1st ed., McGraw-Hill, Inc., USA.

Kundur, P.; Lee, D.C.; Zein El-Din, H.M., 1981, “Power System Stabilizers for Thermal Units: Analytical Techniques and On-site Validation”, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, v. PAS-100, n. 1 (Jan.), pp. 81-95.

Kundur, P.; Paserba, J.; Ajarapu, V. *et al.*, 2004, “Definition and Classification of Power System Stability”, *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 19, n. 2 (May), pp. 1387-1401.

Larsen, E. V.; Swann, D. A., 1981, “Applying Power System Stabilizers part I: General Concepts”, *IEEE transactions on Power Apparatus and Systems*, v. PAS-100, n. 6 (Jun), pp. 3017-3024.

Lima, L.T.G, 1991, *Estudo Comparativo de Métodos Iterativos de Cálculo de Autovalores Aplicados ao Estudo de Estabilidade a Pequenas Perturbações de Sistemas Elétricos de Potência*, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.

Machowski, J.; Bialek, J. W.; Bumby, J. R., 1997, *Power System Dynamics and Stability*, 1st ed., John Wiley & Sons, England.

Martins, N., 2004, “*Overview of Numerical Algorithms for Small Signal Stability Analysis and Control Design*”, Technical Report CEPEL/DSE – 167/2004, Rio de Janeiro, Brasil.

Martins, N.; Pinto, H. J. C. P.; Lima, L. T. G, 1992, "Efficient Methods for Finding Transfer Function Zeros of Power Systems", *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 7, n. 3 (Aug.), pp. 1350-1361.

Martins, N.; Lima, L.T.G., 1989, "Eigenvalue and Frequency Domain Analysis of Small Signal Eletromechanical Stability Problems", In: *IEEE Symposium on Application of Eigenanalysis and Frequency Domain Methods for System Dynamic Performance*, publication 90TH0292-3PWR, pp. 17-33.

Martins, N.; Lima, L. T. G.; Pinto, H. J. C. P, 1996, "Computing Dominant Poles of Power System Transfer Functions", *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 11, n. 1 (Feb.), pp. 162-170.

Martins, N., 1997, "The Dominant Pole Spectrum Eigensolver", *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 12, n. 1 (Feb.), pp. 245-254.

Mota, D. S, 2010, "*Técnicas de Ajuste de Estabilizadores de Sistemas de Potência*", Dissertação de M.Sc., USP, São Paulo, Brasil.

Ogata, K., 2003, *Engenharia de Controle Moderno*, 4ª Ed., Prentice Hall, Brasil.

ONS, 2008a, *Integração do Sistema Acre-Rondônia ao SIN – Avaliação dos Limites de Intercâmbio (Configuração Intermediária e Final)*, Nota Técnica NT 060/2008, Rio de Janeiro, Brasil.

ONS, 2008b, *ONS RE 3/227/2008, Estudos Pré-Operacionais para Interligação da Região Acre-Rondônia ao Sistema Interligado Nacional*, Rio de Janeiro, Brasil.

ONS, 2009, *ONS RE 3-028/2009, Sistemas Especiais de Proteção – SEP e Proteções Sistêmicas da Interligação Acre-Rondônia. Relatório de Implantação*, Rio de Janeiro, Brasil, disponível em http://www.ons.org.br/download/operacao/sep/Interligacao_Acre-Rondonia.pdf. Acesso em março de 2011.

ONS, 2010a, *Base de dados de estabilidade – transitórios eletromecânicos*, disponível em: http://www.ons.org.br/avaliacao_condicao/casos_eletromecanicos.aspx. Acesso em junho de 2010.

ONS, 2010b, *Procedimentos de Rede – Submódulo 23.3 – Diretrizes e Critérios para Estudos Elétricos*, disponível em: <http://www.ons.org.br/procedimentos/index.aspx>. Acesso em junho de 2010.

Pérez-Arriaga, I. J.; Verghese, G. C.; Schweppe, F. C., 1982, “Selective Modal Analysis with Applications to Electric Power Systems, Part I: Heuristic Introduction”, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, v. PAS-101, n. 9 (Sept.), pp. 3117-3125.

Ramos, R. A., 2002, *Procedimento de Projeto de Controladores Robustos para o Amortecimento de Oscilações Eletromecânicas em Sistemas de Potência*, Tese de D.Sc., USP, São Carlos, Brasil.

Rouco, L.; Pagola, F. L., 2001, “Eigenvalue Sensitivities for Design of Power System Damping Controllers”, *Proceedings of the 40th IEEE – Conference on Decision and Control*, Florida, USA, Dec., pp. 3051-3055.

Sevillano, J.E.V, 2005, *Análise Modal no Sistema Elétrico Peruano*, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.

Strang, G., 1988, *Linear Algebra and Its Applications*, 3rd ed., Harcourt Brace Jovanovic, Inc., USA.

Taranto, G.N.; Pedroso, A.S.; Assis, T.M.L., 2004, *Metodologia para Inserção da Ferramenta PacDyn nos Estudos das Interligações – Horizonte 4 anos*, COPPETEC, Projeto PEE-4870, Relatório 01.

Wang, L.; Semlyen, A., 1990, “Application of Sparse Eigenvalue Techniques to the Small Signal Stability Analysis of Large Power Systems”, *IEEE Transactions on Power Systems*, v. 5, n. 2 (May), pp. 635-642.

Apêndice A

Modelo dos Controladores das Usinas do Sistema Acre-Rondônia

A Figura 184, a Figura 185 e a Figura 186 apresentam os diagramas de blocos dos reguladores de tensão da UHE Samuel, UTE Termonorte II – unidade a gás e UTE Termonorte II – unidade a vapor, respectivamente. A Tabela 9, a Tabela 10 e a Tabela 11 apresentam os parâmetros associados aos reguladores dos respectivos diagramas de blocos (ONS, 2008b).

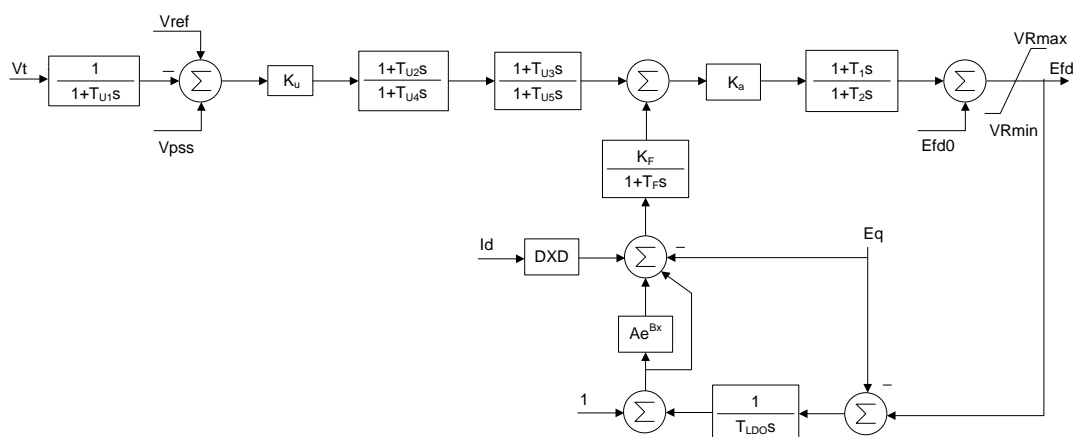


Figura 184: Diagrama de blocos – Regulador de tensão da UHE Samuel

Tabela 9: Parâmetros do regulador de tensão da UHE Samuel

UHE Samuel	
Parâmetro	Valor
<i>AG</i>	0,072
<i>BG</i>	5,516
<i>KA</i>	3,509
<i>KU</i>	100,6
<i>TU1</i>	0,01s
<i>TU2</i>	0,442

$TU3$	$1,00s$
$TU4$	$0,874s$
$TU5$	$1,00s$
$T1$	$1,00s$
$T2$	$1,00s$
VR_{max}	$5,776$
VR_{min}	$-5,552$
KF	$4,417$
TF	$0,01s$
DXD	$0,61$
$TLD0$	$4,5s$

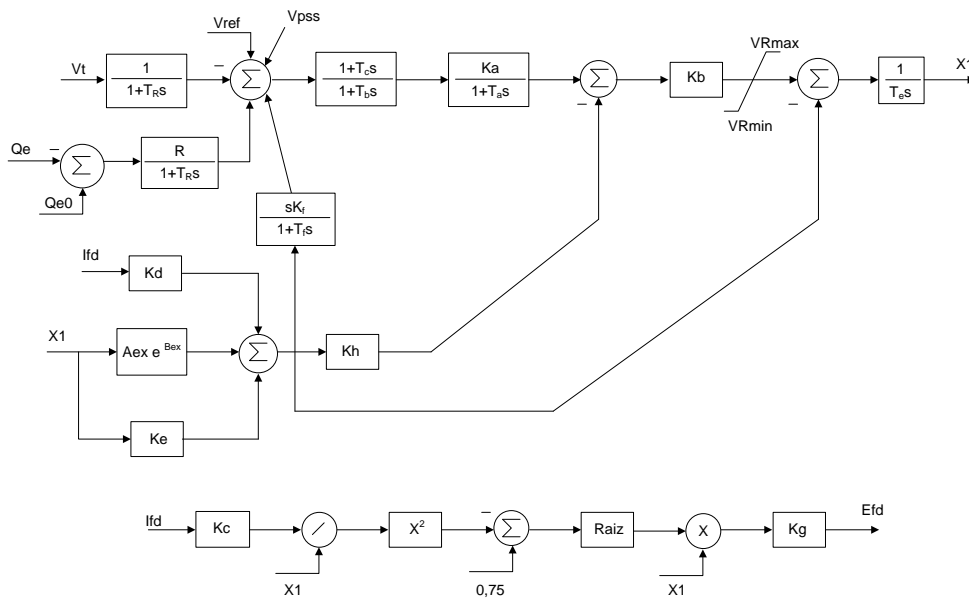


Figura 185: Diagrama de blocos – Regulador de tensão da UTE Termonorte II – gás

Tabela 10: Parâmetros do regulador de tensão da UTE Termonorte II – Gás

UTE Termonorte II - gás	
Parâmetro	Valor
Aex	0,0
Bex	5,11
KA	1000
KB	1,0

KC	0,1
KD	1,7
KE	1,0
KF	0,05
KG	1,0
KH	0,0
R	0,05s
TA	0,01s
TB	1,0s
TC	1,0s
TE	1,2s
TF	1,0s
TR	0,01s
VR_{max}	33,0
VR_{min}	-33,0

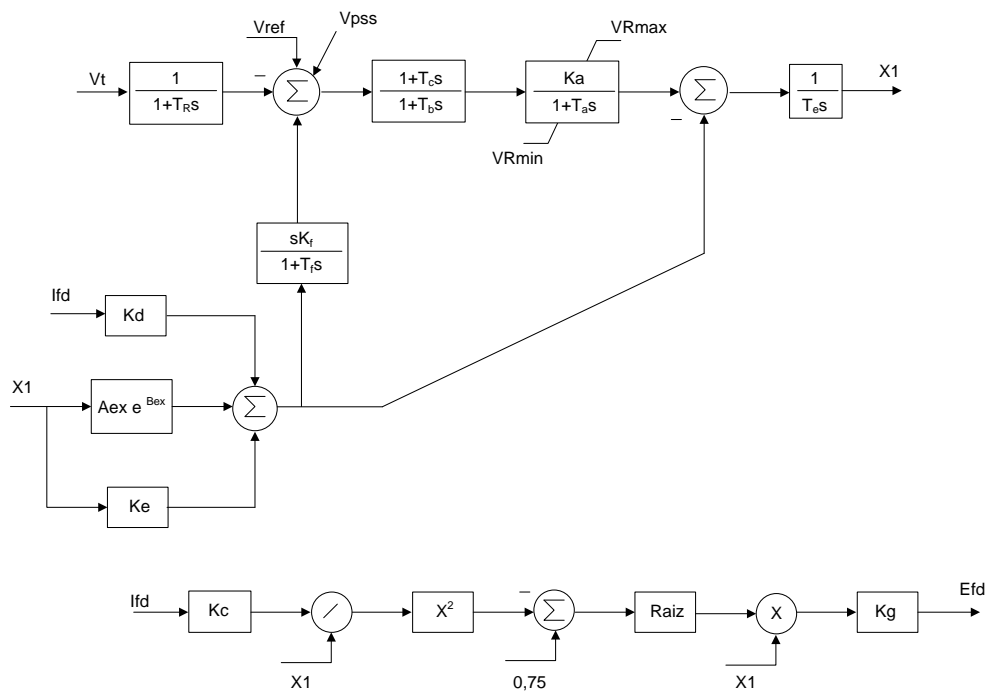


Figura 186: Diagrama de blocos – Regulador de tensão da UTE Termonorte II – vapor

Tabela 11: Parâmetros do regulador de tensão da UTE Termonorte II – Vapor

UTE Termonorte II - vapor	
Parâmetro	Valor
A_{ex}	0,0
B_{ex}	8,36
KA	195
KC	0,14
KD	0,3
KE	1,0
KF	0,055
KG	2,2
TA	0,0001s
TB	0,7s
TC	0,6s
TE	0,6s
TF	2,4s
TR	0,024s
VR_{max}	7,38
VR_{min}	-7,38

A Figura 187 apresenta o diagrama de blocos do estabilizador do tipo integral de potência acelerante utilizado neste trabalho (ONS, 2008b).

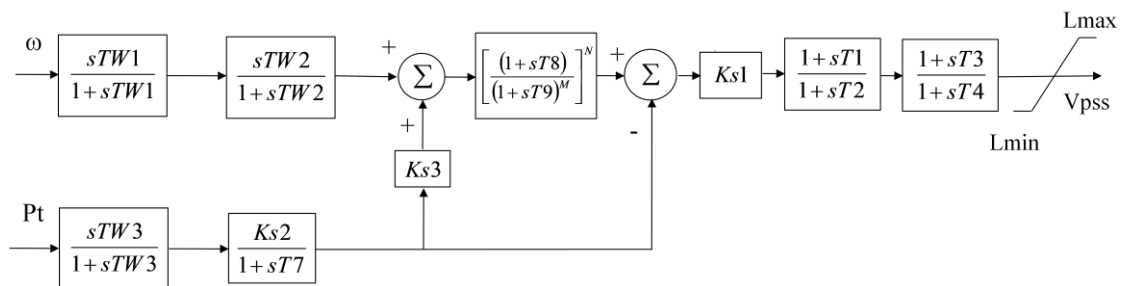


Figura 187: Diagrama de blocos – ESP do tipo integral de potência acelerante

Apêndice B

Projeto por Alocação de Pólos por Nyquist

Nesta seção, são apresentados os resultados do projeto dos estabilizadores do sistema Acre-Rondônia através do método de Alocação de Pólos por Nyquist para o cenário Acre-Rondônia exportador de 170 MW para o SIN, carga leve, que é o cenário mais crítico dentre os analisados neste trabalho.

A Figura 188 reproduz o mapa de pólos e zeros do sistema para a função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$ da usina de Samuel, destacando a região cujos pólos possuem amortecimento menor ou igual a 20%. Ressalta-se que essa figura é idêntica à apresentada na seção 4.4.1.

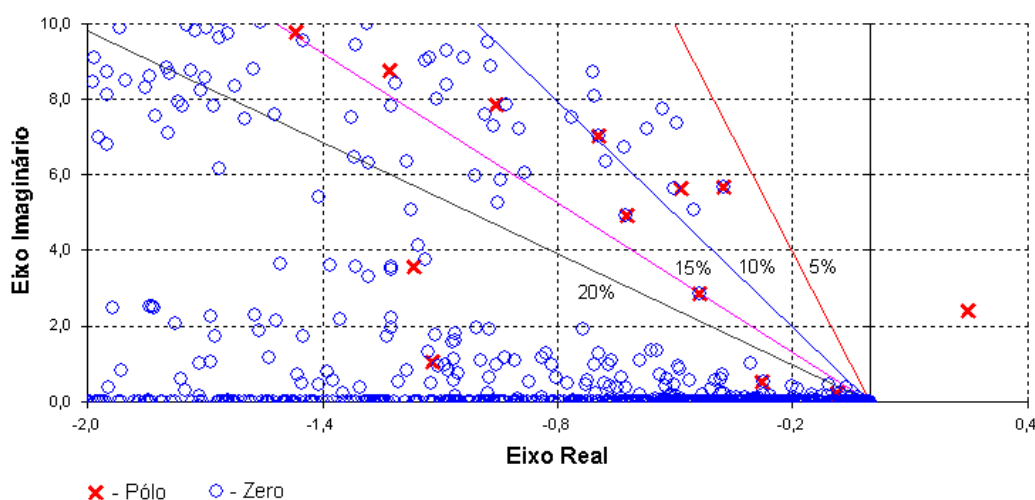


Figura 188: Mapa de pólos e zeros da função $\frac{\omega}{V_{ref}}$ sem ESP (FACRO = 170 MW)

A Figura 189 mostra a resposta em frequência da UHE Samuel para a função de transferência $\frac{\omega}{V_{ref}}$ considerando uma reta de amortecimento de 15%.

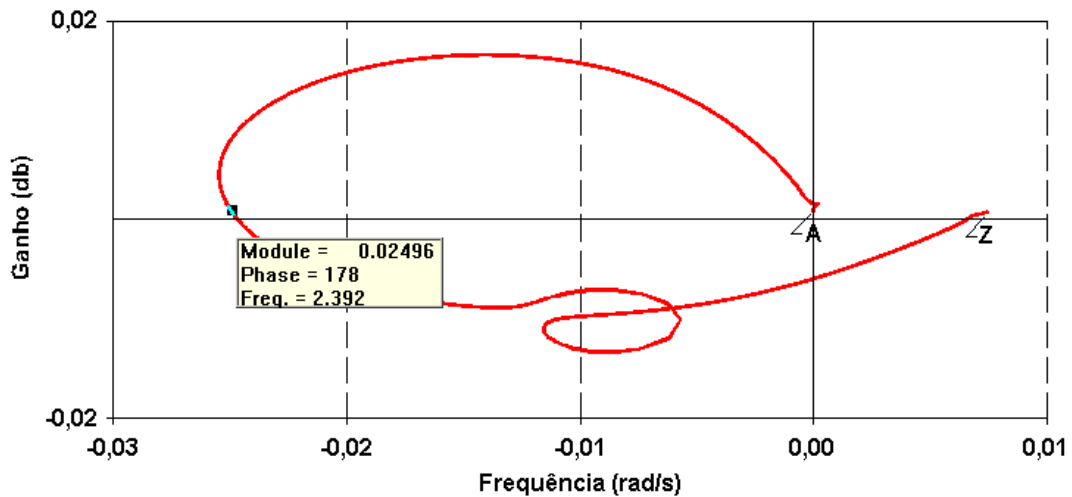


Figura 189: Diagrama polar para a máquina da UHE Samuel para a F.T. $\frac{\omega}{V_{ref}}$

A Figura 190 apresenta o diagrama de blocos do estabilizador da UHE Samuel projetado. Ressalta-se que para obter o amortecimento do modo inter-área de 15%, é preciso que o ganho do estabilizador seja da ordem de 40. Por isso, foi adotado um ganho $k = 15$ para o estabilizador e considerou-se um estabilizador adicional na UTE Termonorte II – gás.

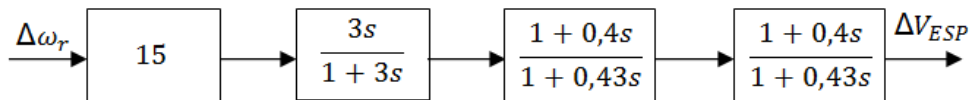


Figura 190: Diagrama de blocos do ESP da UHE Samuel

A Figura 191 ilustra o diagrama do lugar das raízes do sistema, com destaque para o ganho $k = 15$. É possível verificar que a inclusão do estabilizador na UHE Samuel possibilita que o modo inter-área tenha um amortecimento de aproximadamente $\zeta = -1\%$, que representa um amortecimento maior do que o obtido na seção 4.4.1 através do método de Nyquist convencional ($\zeta = -2,22\%$).

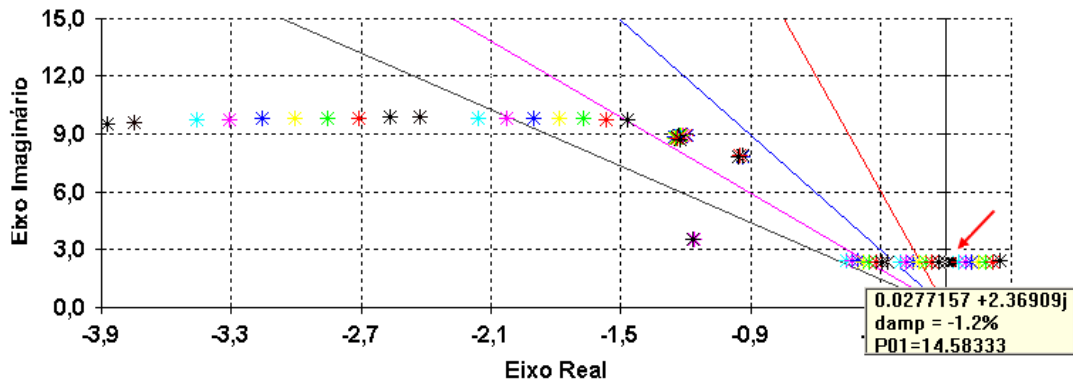


Figura 191: Diagrama do L.R. para sistema com ESP na UHE Samuel (destacado)

A Figura 192 mostra o mapa de pólos e zeros do sistema considerando o ESP na UHE Samuel com ganho de 15.

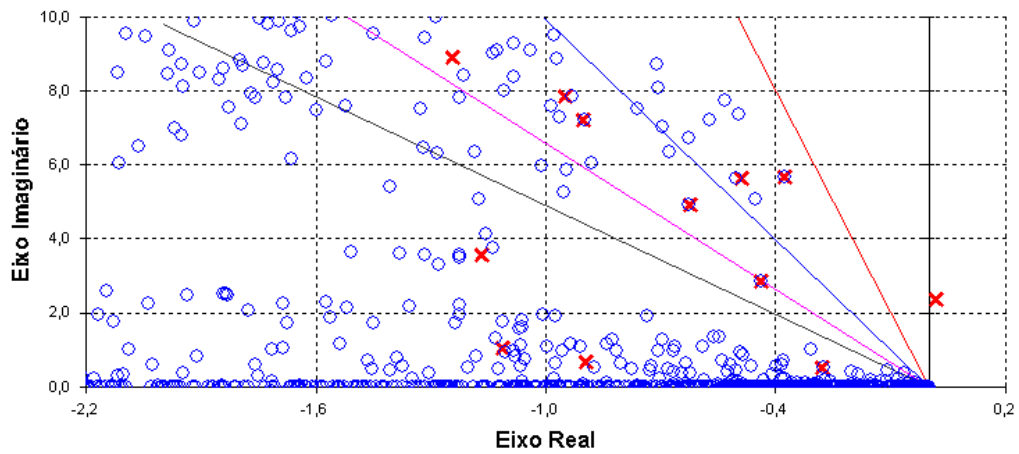


Figura 192: Mapa de P.Z. para sistema com ESP na UHE Samuel com ganho 15

Em seguida, é projetado o estabilizador da UTE Termonorte II – gás. A Figura 193 mostra o diagrama de Nyquist do sistema considerando o ESP na UHE Samuel para um amortecimento de 15%.

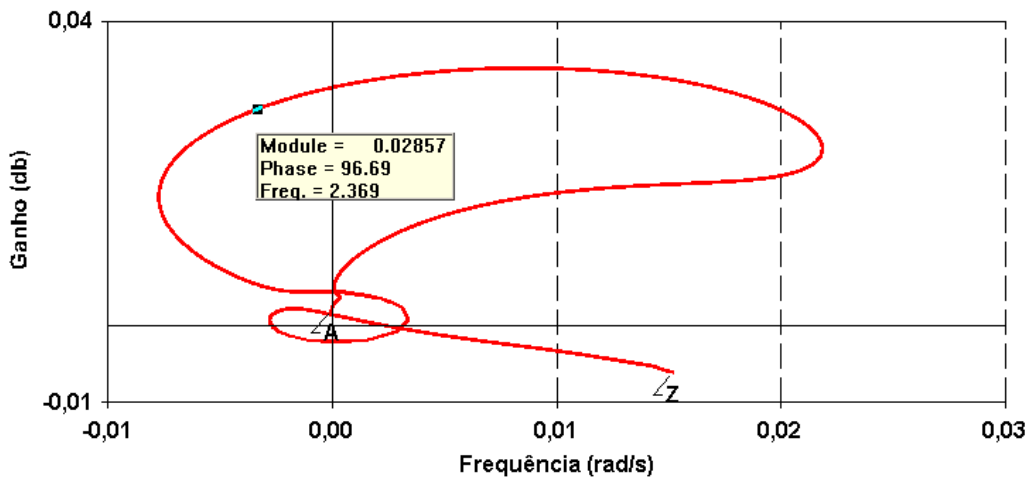


Figura 193: Diagrama de Nyquist para sistema com ESP na UHE Samuel com ganho 15

A Figura 194 ilustra o diagrama de blocos do estabilizador da UTE Termonorte II – gás projetado através do método de Alocação de Pólos por Nyquist.

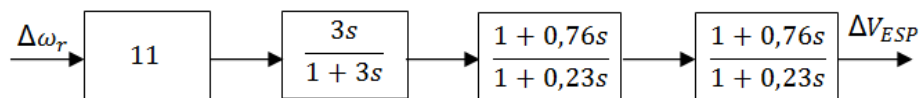


Figura 194: Diagrama de blocos do ESP da UTE Termonorte II – gás

A Figura 195 mostra o mapa de pólos e zeros do sistema com os estabilizadores na UHE Samuel e na UTE Termonorte II – gás projetados através do método de Alocação de Pólos por Nyquist. Verifica-se que a inclusão dos dois estabilizadores projetados foi suficiente para atender ao critério de amortecimento mínimo de 15% do modo inter-área no cenário FACRO = 170 MW, carga leve. Esse fato representa uma vantagem em relação ao projeto realizado através do método de Nyquist convencional no qual foram necessários três estabilizadores. Entretanto, no ajuste obtido através do método de Alocação de Pólos por Nyquist o modo local é pouco amortecido, conforme destacado na Figura 195.

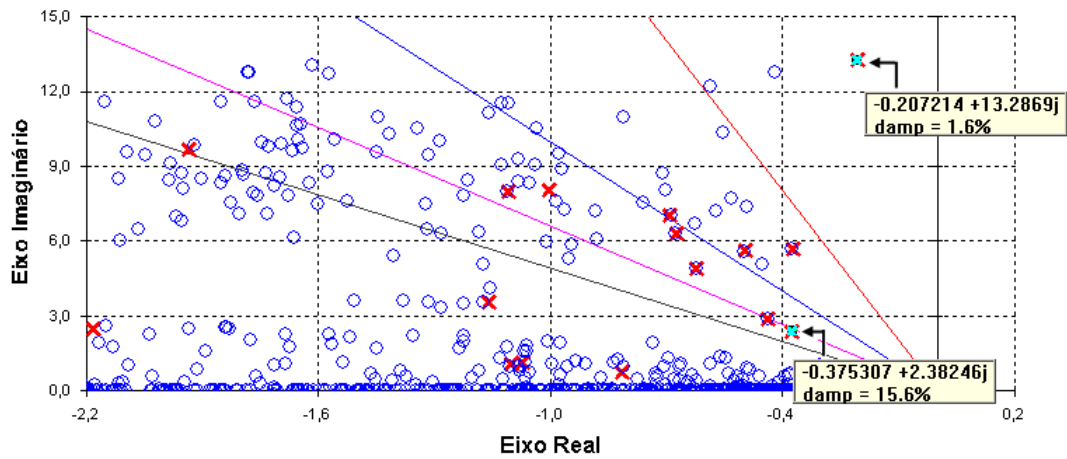


Figura 195: Mapa de P.Z. para sistema com ESP na UHE Samuel e na UTE Termonorte II - gás com ganho 15 e 11, respectivamente

Por fim, a Figura 196 ilustra o diagrama do lugar das raízes do sistema considerando os dois estabilizadores projetados para um ganho do ESP da UTE Termonorte II - gás variando de 0 a 50. Verifica-se que o aumento do ganho do estabilizador da UTE Termonorte II – gás instabiliza o sistema, uma vez que o modo local passa a ser instável.

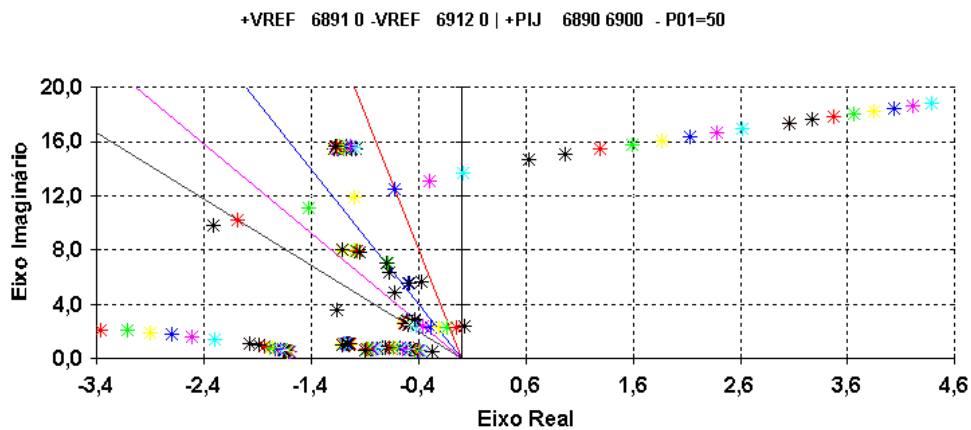


Figura 196: L.R. do sistema com ESP na UHE Samuel e UTE Termonorte II – gás

Portanto, apesar de ser possível atender ao critério de amortecimento mínimo de 15% do modo inter-área apenas com dois estabilizadores, o ajuste obtido através do método de Alocação de Pólos por Nyquist proporciona baixo amortecimento para o modo local e por isso deve ser avaliado para diferentes cenários de intercâmbio, além de condições de sistema em contingência, de modo a garantir uma característica aceitável para diferentes condições de operação.