



GRUPO - IV

GRUPO DE ESTUDO DE ANÁLISES E TÉCNICAS DE SISTEMAS DE POTÊNCIA- GAT EQUALIZAÇÃO DE DINÂMICAS DE UNIDADES GERADORAS DE EXCITAÇÃO E PSS COM ARQUITETURAS DIFERENTES POR MINIMIZAÇÃO DA DIFERENÇA ENTRE RESPOSTAS EM FREQUÊNCIA

Jonas Roberto Pesente(*)
ITAIPU BINACIONAL

Manuel Leonardo Sosa Rios
ITAIPU BINACIONAL

RESUMO

Este trabalho foi desenvolvido no contexto da modelagem e sintonia da malha de excitação de geradores síncronos, incluindo o estabilizador de sistemas de potência. Nele, foi desenvolvido um método para reduzir diferenças de sistemas dinâmicos em malha fechada com diferentes arquiteturas, a partir da parametrização dos controladores.

A demanda do desenvolvimento do método foi a ocorrência de uma perturbação que evidenciou características dinâmicas indesejáveis em um gerador de fabricação recente. Posterior ao ajuste produzido pelo estudo foram realizados ensaios de campo para avaliar a qualidade da modelagem realizada e da sintonia resultante, se verificando bom desempenho da proposta.

PALAVRAS-CHAVE: Estabilizador de Sistema de Potência, Estabilidade a Pequenas Perturbações, Otimização.

1.0 - INTRODUÇÃO

As oscilações de potência em baixa frequência compõem um tópico de permanente e intensa discussão desde a década de 1920, quando se realizaram consideráveis esforços para modelagem e equacionamento direcionados às oscilações sustentadas de potência verificadas em regime permanente (e eventualmente desligamentos por perda de sincronismo). Tais oscilações foram associadas à transmissão de montantes elevados a longas distâncias, como apresentado em Doherty, Dewey (1925), Nickle, Lawton (1926), Evans, Wagner (1926) e Doherty (1928).

Estes estudos se direcionaram ao equacionamento dos campos magnéticos das máquinas rotativas sob a ótica das pequenas perturbações e em termos dos torques de amortecimento das máquinas síncronas, como apresentado por Park¹ (1929) e Nickle, Pierce (1929). Tais trabalhos fundamentaram as análises posteriores, que categorizaram o ganho de malha aberta da excitação dos geradores síncronos à redução do torque de amortecimento, como descrito em Concordia (1944).

A condição de redução de torque de amortecimento por sistemas de excitação de alto ganho e resposta rápida foi intensificada pelo advento das pontes tiristorizadas, contexto no qual o equacionamento dos torques presentes no gerador síncrono foi apresentado em termos de diagramas de blocos (domínio da frequência) e das constantes generalizadas em De Mello, Concordia (1969), trabalho conhecido também por discutir o emprego de sinais estabilizantes, originando os estabilizadores de sistemas de potência (do inglês *Power System Stabilizers*–PSS).

Até a década de 1980, várias técnicas de estabilização com base na resposta em frequência entre grandezas dos geradores síncronos estavam estabelecidas. Em Martins, Lima (1989) um amplo conjunto de análises relacionadas à estabilidade a pequenas perturbações (do inglês *Small Signal Stability* – SSS) é apresentado, considerando os diferentes aspectos exercem influência sobre a SSS.

¹ Devido à sua ampla influência, este trabalho foi considerado no âmbito do IEEE um dos quatro trabalhos de maior impacto na engenharia de sistemas de potência do século XX, ver Heidt, Venkata, Balijepalli (2001).

Simultaneamente ao estabelecimento das técnicas de adição de torque de amortecimento aos geradores síncronos, foi também desenvolvida a formulação para análise da SSS em sistemas de máquinas interligadas. Tal representação, obtida a partir da linearização do conjunto de equações algébricas e diferenciais, permite, além da obtenção de informações acerca dos modos eletromecânicos, o conhecimento dos estados que participam em cada modo, da atividade dos modos, sensibilidades entre parâmetros do modelo, entre outros. Uma vez que esse equacionamento é comumente aplicado a sistemas de “grande porte”, a obtenção dessas informações não é trivial, gerando nova demanda por pesquisas sobre a SSS. Embora existam numerosos estudos, pode-se considerar que os métodos pioneiros na determinação eficiente do cálculo dos autovalores de sistemas de grande porte foram o algoritmo AESOPS (Byerly, Bennon, Sherman, 1979), a análise modal seletiva (Perez-Arriaga et al. 1982), o método de Iterações de Potência Inversa (IPI) de Martins (1986), e o algoritmo STEPS por Semlyen, Wang (1988).

O estabelecimento das técnicas de análise dos sistemas de grande porte, equacionados pelo sistema descritor no *espaço de estados*, promoveu a análise e amortecimento de interações entre grupos de geradores (Kundur, Klein, Rogers, 1989) e a investigação das técnicas de controle de posicionamento regional de polos, tais como o controle empregando desigualdades matriciais lineares e desempenho mínimo em diferentes estados operacionais de um sistema elétrico (Ramos, Alberto, Bretas, 2003) e a descentralização dos controles (Ramos, Alberto, Bretas, 2004).

Todos esses desenvolvimentos estabeleceram um sólido conhecimento acerca da natureza das oscilações de baixa frequência dos Sistemas de Energia Elétrica (SEE), sua representação matemática (modelagem) e dos métodos para seu amortecimento.

Não obstante, eventualmente surgem problemas pontuais sem abordagem específica para solução. Itaipu Binacional possui unidades geradoras com diferentes tecnologias de fabricação, sendo que as mais recentemente comissionadas possuem estabilizador com modelo de arquitetura PSS-2B, enquanto as demais possuem modelo com arquitetura própria, definido previamente ao estabelecimento da norma IEEE 421.5, que promoveu a padronização das arquiteturas de estabilizadores de sistemas de potência fornecidos pelos fabricantes.

Na data de três de novembro de 2013 ocorreu defeito no sistema de regulação de velocidade de uma das unidades de fabricação recente, tal que resultou na indução de oscilação de potência ativa e reativa, sendo que a oscilação de potência reativa verificada foi cerca de dez vezes superior à esperada pelos modelos dinâmicos atuais.

A hipótese levantada à época foi de que a causa mais provável dessa ocorrência tenha sido o acoplamento entre a variação permanente de potência ativa e o comando do Regulador de Tensão (RT) proveniente do Estabilizador de Sistema de Potência (ESP) da unidade sob defeito.

Essa hipótese foi reforçada pelo aspecto de que a oscilação de potência ativa ocorreu com frequência da ordem de 1,0 Hz, valor compreendido no espectro de oscilações eletromecânicas locais das unidades de Itaipu. Tal hipótese, entretanto, não pode ser testada na análise de perturbação realizada na época, porque era necessária modelagem detalhada do regulador, incluindo testes em campo.

Neste estudo foi realizada a modelagem do regulador de tensão e do estabilizador de sistema de potência, e atestadas diferenças dinâmicas entre unidades, de modo que se gerou a demanda de estabelecer um método para aproximar as dinâmicas deste gerador e dos demais geradores de Itaipu, com o objetivo de eliminar dinâmicas indesejadas como intercâmbio transitório de potência ativa entre unidades durante grandes perturbações que Itaipu possa experimentar.

O método desenvolvido foi aplicado em duas etapas – inicialmente para equalização da dinâmica do regulador de tensão e posteriormente da unidade geradora, por reparametrização do regulador de tensão e do estabilizador de sistemas de potência, respectivamente. Os resultados obtidos atestaram que o método é capaz de minimizar as diferenças entre as dinâmicas das unidades, de modo que as excursões de grandezas sejam muito próximas nos geradores com controladores de diferentes arquiteturas. Da mesma forma, os ensaios de campo realizados durante parada para manutenção consolidaram a adequação do procedimento.

A apresentação deste trabalho está dividida como segue: na seção 2.0 a perturbação é descrita, na seção 3.0 os modelos dinâmicos são apresentados, na seção 4.0 o objetivo do estudo é delimitado e o método de equalização entre respostas em frequência é descrito, na seção 5.0 são apresentados experimentos computacionais, testes de campo e comentados os resultados obtidos, e na seção 6.0 são apontadas considerações finais do trabalho.

2.0 - DESLIGAMENTO DA UNIDADE U18A EM 03/11/2013

No dia 02/11/2013, às 12h42min, ocorreu falha no sensor de posicionamento do distribuidor, associado ao sistema eletrônico de regulação de velocidade da unidade U18A de Itaipu, de tal forma que o distribuidor fosse comandado à máxima abertura. À época, a unidade estava com curso do distribuidor limitado e constante à 92% do seu valor nominal, na intenção de evitar intensificar desgaste existente na válvula distribuidora no circuito do servomotor.

A falha ocorrida é ilustrada na Figura 1, pela variação de pressão no reservatório de ar-óleo (acumulador de energia potencial) que alimenta o circuito do servomotor. A carga e descarga continuada de energia potencial ilustra a ação realizada no sentido de abrir o distribuidor, proveniente do defeito existente no sensor.

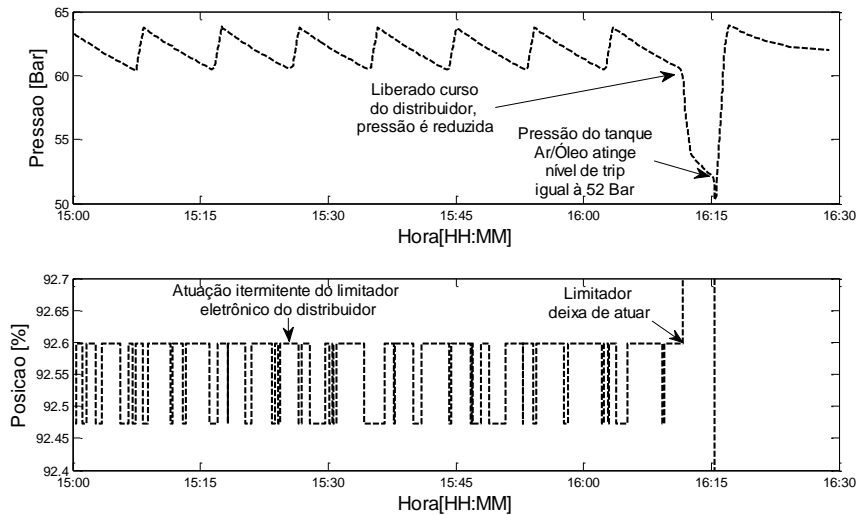


FIGURA 1 – Atuação do sistema de regulação da unidade até ocorrência do *trip*.

Tal falha permaneceu durante 27h19min, quando o limitador falhou em fixar o curso máximo do distribuidor, de modo que a ação de controle para abertura se intensificou e baixou subitamente a pressão do acumulador, como indicado na Figura 1. A queda da pressão atingiu nível de *trip*, igual à 52Bar, desarmando o relé de desligamento com bloqueio e sem sobrevelocidade (86N) e desligando a unidade, como também ilustrado na Figura 1.

Foi verificado, no registro dinâmico, que a concorrência entre comando de abertura do distribuidor e do limitador induziu oscilações de potência ativa no setor de 60Hz, como ilustrado na Figura 2, onde também é apresentado resultados da simulação do evento. A comparação do registro e simulação evidenciou ainda, que a magnitude da potência reativa foi 8,3 vezes maior que a esperada, considerando os modelos dinâmicos existentes.

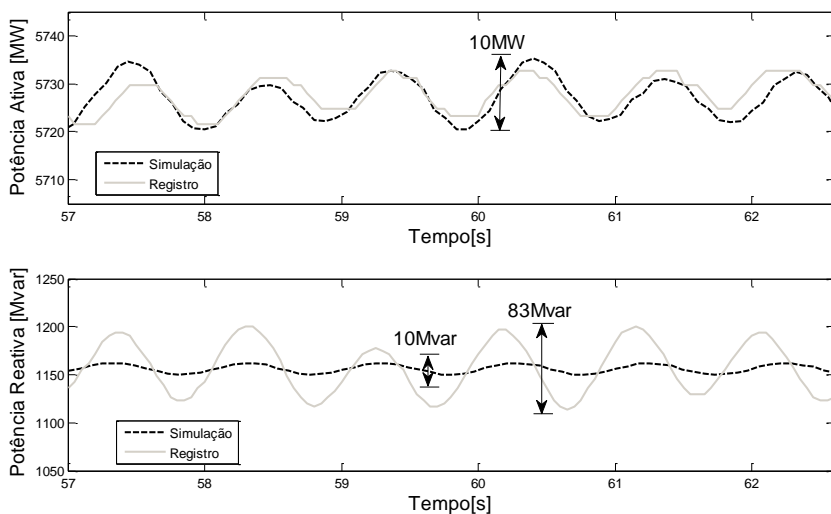


FIGURA 2 – Excursões de potência ativa e reativa, simulada e registrada.

A estimação espectral da relação entre potência ativa e reativa do setor apresenta a razão média de magnitude e fase igual para $\Delta Q_e / \Delta P_e$ igual à $8,33 \pm 69,7^\circ$, a frequência de 1,053Hz, coincidente com oscilações locais de Itaipu, o que intensifica a hipótese de que a malha de excitação está relacionada ao acoplamento entre as duas grandezas.

3.0 - MODELAGEM DO SISTEMA DE EXCITAÇÃO DA UNIDADE

Esta seção é dividida nas subseções dos modelos dinâmicos da malha de excitação das unidades instaladas no mesmo período e da unidade recente, como segue.

3.1 Unidades U10 a U18

As unidades U10 a U18 possuem regulador de estado sólido e excitação tiristorizada alimentada pelo barramento terminal da unidade através de transformador dedicado (*bus-fed*). A ponte de tiristores da excitação pode ser adequadamente representada por um ganho $K_b = 0,95[\text{pu}]$. O regulador de tensão é composto de dois circuitos com resposta de primeira ordem, ilustrado na Figura 3, onde $T_a = 1,46[\text{s}]$, $T_b = 0,0535[\text{s}]$, $V_0 = 10[\text{pu}]$, $V_p = 6,55[\text{pu}]$, $V_{\text{inf}} = 10,6[\text{pu}]$.

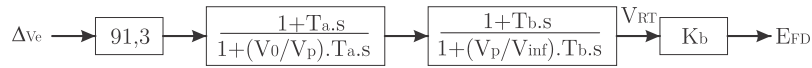


FIGURA 3 – Diagrama de blocos do regulador de tensão das unidades U10 a U18.

O PSS das unidades U10 a U18 possui estrutura de controle diferencial entre sinais da variação de potência ativa e de frequência, tal como ilustrado na Figura 4, onde $T_1 = 0,03[s]$, $T_2 = 1,5[s]$, $V_1 = 6,76[pu]$, $V_p = 2,8[pu]$, $T_3 = 0,04[s]$, $T_4 = 1,5[s]$, $V_2 = 11,5[pu]$, e $V_{p2} = 17[pu]$.

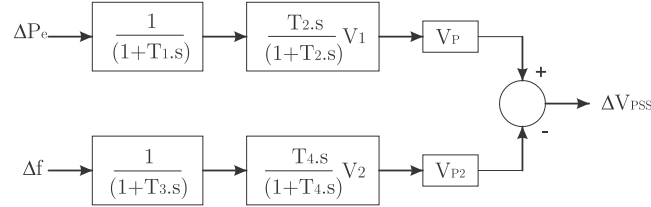


FIGURA 4 – PSS das unidades U10 a U18.

3.2 Unidade U18A

Segundo os manuais do fabricante, o RT da unidade U18A é um controlador PID de resposta em frequência de acordo com a Figura 5, parametrizado ainda com duas constantes de tempo, na época do desligamento iguais a $T_A = 1,55[s]$, e $T_B = 0,08[s]$.

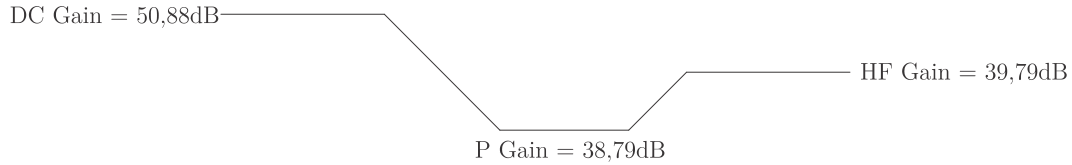


FIGURA 5 – Resposta em frequência do regulador de tensão da unidade U18A.

Os fatores derivativo e integral do referido PID foram aproximados por dinâmicas de primeira ordem, de acordo com (1), onde os subscritos correspondem à i - integrador, z - zero, d - derivativo, p - pólo.

$$RT(s) = K \frac{(t_{z_i} \cdot s + 1) \cdot (t_d \cdot s + 1)}{(t_i \cdot s + 1) \cdot (t_{p_d} \cdot s + 1)} \quad (1)$$

O diagrama indica que a constante de tempo T_A é referente a um fator de integração que altera a magnitude da resposta em frequência em -20db/década , de forma que se pode afirmar que T_A está relacionada à t_i . Como a frequência de corte do integrador deve ser inferior à do zero nesse fator, conclui-se que esta constante de tempo é t_{z_i} . De forma análoga, se pode afirmar que T_B é a constante de tempo do pólo do fator derivativo t_{p_d} .

As frequências referentes à t_i e t_d estão separadas das frequências referentes ao zero do fator de primeira ordem pelos fatores apresentados em (2) e (3).

$$20 \cdot \log(k1) = (50,88 - 38,79)\text{dB} \rightarrow k1 = 10^{\frac{12,09}{20}} = 4,02 \quad (2)$$

$$20 \cdot \log(k2) = (39,79 - 38,79)\text{dB} \rightarrow k2 = 10^{\frac{0,29}{20}} = 1,03 \quad (3)$$

De onde se podem calcular as constantes de tempo do zero do integrador e do pólo do fator derivativo como apresentado em (4) e (5).

$$t_i = k1 \cdot T_A = 4,02 \cdot 1,55 = 6,242 \text{ s} \quad (4)$$

$$t_d = T_B / k2 = 0,08 / 1,03 = 0,075 \text{ s} \quad (5)$$

Resultando, por fim, no modelo apresentado em (6).

$$RT(s) = 350 \frac{(1,55 \cdot s + 1) \cdot (0,075 \cdot s + 1)}{(6,242 \cdot s + 1) \cdot (0,080 \cdot s + 1)} \quad (6)$$

Em termos de conferência, a resposta em frequência do modelo calculado foi comparada a do módulo sobressalente do RT da unidade U18A obtida em bancada, resultando compatíveis, como apresentado na Figura 6.

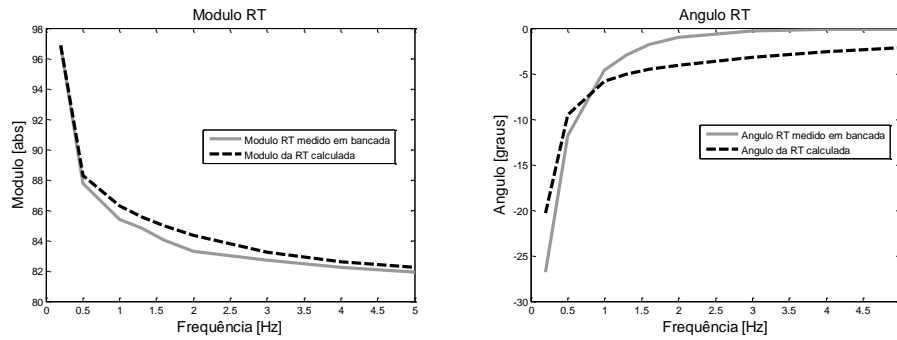


FIGURA 6 – Comparação da resposta em frequência obtida em bancada e do RT modelado.

A proposta de reajuste do regulador de tensão, no escopo desse trabalho e considerando a segurança dos sistemas envolvidos, observa os requisitos estabelecidos em IEEE (2014).

O PSS da unidade U18A possui arquitetura tal como apresentado na Figura 7, onde na época do desligamento estavam parametrizados $K = 8[\text{pu}]$, $T_1 = 0,2[\text{s}]$, $T_2 = 0,04[\text{s}]$, $T_3 = 0,28[\text{s}]$, e $T_4 = 0,12[\text{s}]$.

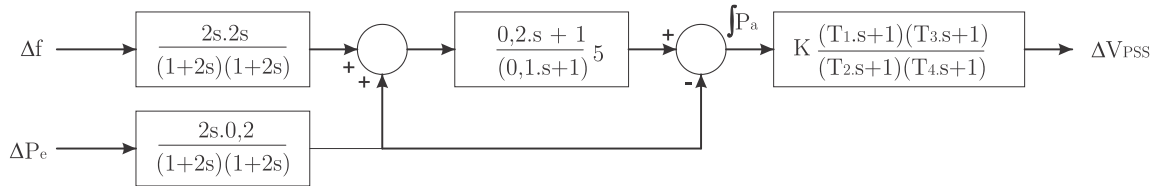


FIGURA 7 – Arquitetura do PSS da unidade U18A.

Foram considerados K , T_1 , T_2 , T_3 e T_4 parâmetros para sintonia do PSS no âmbito desse trabalho, observando que na compensação da fase da função de transferência de interesse $\Delta T_e / \Delta \omega$, pode ser considerado diretamente o módulo de compensação $\Delta V_{PSS} / \int P_a$ (grandezas apresentadas na Figura 7), sem perda da generalidade da solução do problema, como descrito nas referências Murdoch et al. (1999) e Murdoch, Venkataraman, Lawson (1999).

De forma análoga, foram realizados testes de bancada que indicaram modelo coerente com dispositivos, como apresentado na Figura 8.

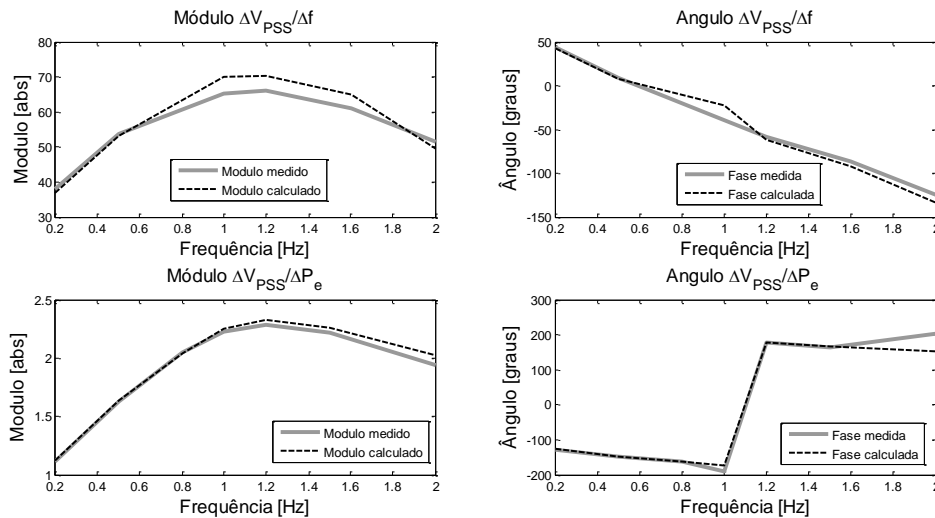


FIGURA 8 – Resultado dos testes de bancada do PSS da unidade U18A.

Com base nos modelos computados, construiu-se o diagrama de blocos de Heffron-Phillips comparou-se a resposta em frequência $\Delta V_t / \Delta V_{REF}$ a vazio, calculada e medida na unidade U18A. O teste de campo foi realizado pela injeção de um sinal composto da soma normalizada de senoides desde 0,2Hz à 3Hz, apresentado na Figura 9.

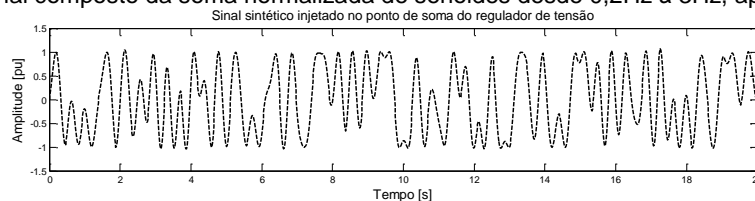


FIGURA 9 – Sinal sintético injetado no ponto de soma da unidade U18A.

Os resultados são apresentados na Figura 10, e reafirmaram o modelo construído.

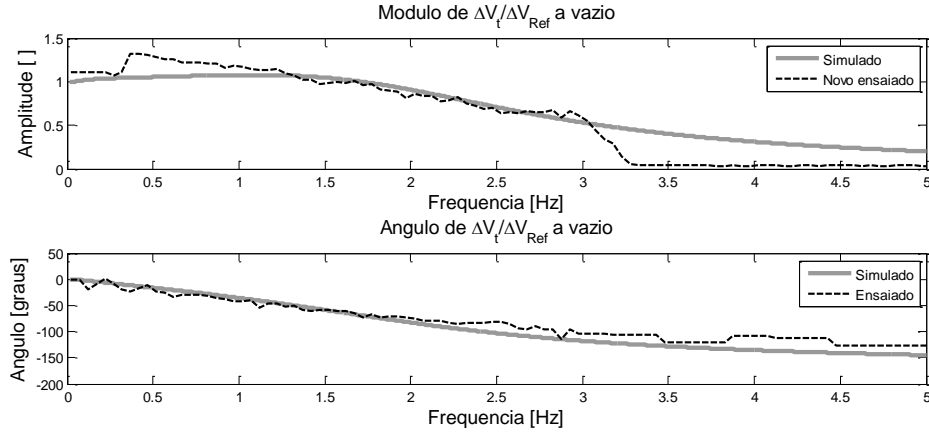


FIGURA 10 – Resposta em frequência de $\Delta V_t/\Delta V_{REF}$ a vazio para a unidade U18A.

Uma vez atestados os modelos construídos, o problema é formulado e é proposto um procedimento para sua transposição, como segue.

4.0 - PROCEDIMENTO DE EQUALIZAÇÃO DAS DINÂMICAS DE UNIDADES DIFERENTES

4.1 Definição do problema

O objetivo deste estudo pode ser sintetizado na seguinte prerrogativa: “qual é o conjunto de soluções viáveis para $T_A, T_B, DC_{GAIN}, P_{GAIN}, HF_{GAIN}, K, T_1, T_2, T_3$ e T_4 tal que a unidade U18A possua dinâmica equivalente à das unidades U10 a U18?”. Sabe-se, de antemão e no atendimento dessa questão, que os parâmetros dos geradores são essencialmente os mesmos, devido à ensaios realizados no comissionamento.

Logo, o objetivo do trabalho é ajustar o RT e o PSS U18A tal que dinamicamente a unidade responda de forma equânime às demais. É uma proposição razoável que isso seja obtido se as funções $\Delta T_e/\Delta\omega$ em ambos os casos apresentem mesmas respostas em frequência. Com a sintonia existente à época do desligamento, os RTs as funções $\Delta V_t/\Delta\omega$ diferem como apresentado na Figura 11 à esquerda e à direita, respectivamente.

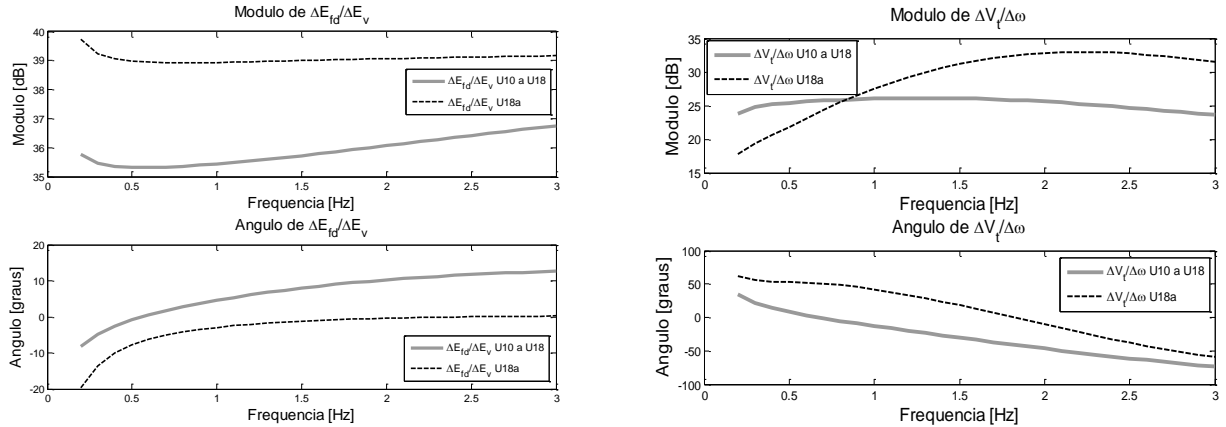


FIGURA 11 – Esquerda: diferenças entre RF dos reguladores de tensão das unidades de Itaipu
Direita: diferenças entre RF das funções $\Delta T_e/\Delta\omega$ das unidades de Itaipu.

Em termos de reduzir tais diferenças, postula-se o problema a ser resolvido em dois níveis: o nível 1 é fundamentado pelo problema de otimização da (6) e o nível 2 pelo problema de (7).

Nível 1

$$\min f_{RT}(x_{RT}) = \left(\text{abs} \left(\sum_{\omega=2\pi \cdot 0,2}^{\omega=2\pi \cdot 5} (RT_{U10-U18}(j\omega) - RT_{U18A}(x_{RT}, j\omega)) \right) \right)$$

s. a.

$$x_{RT \min} \leq x_{RT} \leq x_{RT \max}$$

onde

$$x_{RT} = [DC_{GAIN}, P_{GAIN}, HF_{GAIN}, T_A, T_B]$$

(6)

Nível 2

$$\min f_{PSS}(x_{PSS}) = \left(\text{abs} \left(\sum_{\omega=2\pi \cdot 0,2}^{\omega=2\pi \cdot 5} \left(\frac{\Delta V_t}{\Delta \omega_{U10-U18}}(j\omega) - \frac{\Delta V_t}{\Delta \omega_{U18A}}(x_{PSS}, j\omega) \right) \right) \right)$$

s. a.

$$x_{PSS \min} \leq x \leq x_{PSS \max} \quad (7)$$

$$\min \left(\xi \left(\frac{\Delta V_t}{\Delta \omega} \right) \right) \geq 15\%$$

onde

$$x_{PSS} = [K, T_1, T_2, T_3, T_4]$$

Definido o objetivo como um problema de otimização, o procedimento de solução proposto é descrito a seguir.

4.2 Procedimento de solução

O problema descrito na seção anterior se trata da minimização de um valor real descrito em termos da avaliação de funções de transferências em diferentes frequências ω . Neste caso, não se dispõe de informações analíticas do gradiente de descida da função objetivo com relação aos parâmetros, então se elegeu empregar um método de busca direta para otimização. Dentre os métodos conhecidos, se decidiu aplicar o método desenvolvido por Nelder-Mead (1964). O procedimento codificado possui os seguintes passos (constantes de expansão/reflexão definidas):

- 1) Varia-se separadamente 5% cada parâmetro e computa-se $f(x)$, dos quais criam-se n-vértices;
- 2) Ordene os n+1 vértices na ordem crescente da função objetivo: $f(x_1) \leq f(x_2) \leq \dots \leq f(x_{n+1})$;
- 3) Calcule o ponto refletido $x_r = 2 \cdot \bar{x} - x_{n+1}$, onde $\bar{x} = \sum_{i=1}^n x_i / n$ é o centroide dos "n" melhores pontos (todos os vértices com exceção de x_{n+1}). Caso $f(x_1) \leq f(x_r) \leq f(x_n)$ seja atendido, substitui-se o vértice x_{n+1} por x_r , a iteração é finalizada e o processo volta para passo 2. Senão:
- 4) Caso $f(x_r) < f(x_1)$ (obtem-se o melhor vértice) calcula-se o ponto de expansão $x_e = 3 \cdot \bar{x} - 2 \cdot x_{n+1}$. Caso $f(x_e) < f(x_r)$ substitui-se x_{n+1} por x_e , a iteração é finalizada e o processo volta para o passo 2. Senão, substitui-se x_{n+1} por x_r , a iteração é finalizada e o processo volta para o passo 2.
- 5) Se $f(x_r) \geq f(x_n)$, calcula-se o ponto de contração entre \bar{x} e o melhor entre x_{n+1} e x_r :
 - a) *para fora*: se x_r é melhor que x_{n+1} , calcula-se $x_c = 1,5 \cdot \bar{x} - 0,5 \cdot x_{n+1}$. Caso $f(x_c) < f(x_r)$, substitui-se x_{n+1} por x_c , a iteração é finalizada e o processo volta para o passo 2. Caso contrário, vá ao passo 6.
 - b) *para dentro*: se $f(x_r) \geq f(x_{r+1})$, calcula-se $x_{cc} = 0,5 \cdot \bar{x} + 0,5 \cdot x_{n+1}$. Caso $f(x_{cc}) < f(x_r)$, substitui-se x_{n+1} por x_{cc} , a iteração é finalizada e o processo volta para o passo 2. Caso contrário, vá ao passo 6.
- 6) Calcule $v_i = x_1 + 0,5 \cdot (x_i - x_1)$, $i = 2, \dots, n + 1$. Defina o conjunto de vértices x_1, v_2, \dots, v_{n+1} e vá ao passo 2.

O processo iterativo é finalizado quando a diferença entre a função objetivo ou entre a somatória dos vértices calculados em duas iterações consecutivas for inferior que a tolerância, que neste caso atribuiu-se 0,0001. Os resultados obtidos e posteriores testes são apresentados na Seção 5.0.

5.0 - EXPERIMENTOS COMPUTACIONAIS E TESTES DE CAMPO

A aplicação do procedimento descrito na subseção 4.2 resultou nas funções de transferências (truncadas à precisão numérica) de (8) e (9). A comparação entre as respostas em frequências dos reguladores de tensão e das funções $\Delta T_e / \Delta \omega$ com o novo ajuste é apresentada nas Figuras 12.

$$RT_{U18A}(s) = 60 \frac{(0,05 \cdot s + 1)(0,05 \cdot s + 1)}{(0,03 \cdot s + 1)(0,07 \cdot s + 1)} \quad (8)$$

$$PSS_{U18A}(s) = 20 \cdot \frac{0,010 \cdot s + 1}{0,011 \cdot s + 1} \cdot \frac{0,012 \cdot s + 1}{0,200 \cdot s + 1} \quad (9)$$

A Figura 12 atesta que o método obteve êxito no âmbito do objetivo proposto. Simulações em Anatem reforçaram que as respostas temporais foram compatibilizadas pelo ajuste obtido do método e em PacDyn indicaram que o amortecimento dos modos eletromecânicos associados à Itaipu permaneceram superiores à 15%, como requerido.

Uma vez estabelecido o procedimento, foram realizadas novas avaliações inserindo novas restrições, mantendo fixo as constantes dos pólos do PSS e do RT, como citado por Costa, Freitas, Silva (1997), e considerando como a parametrização afeta a alocação de zeros, como citado por Martins, Pellanda, Rommes (2007), resultando em uma solução final de compromisso.

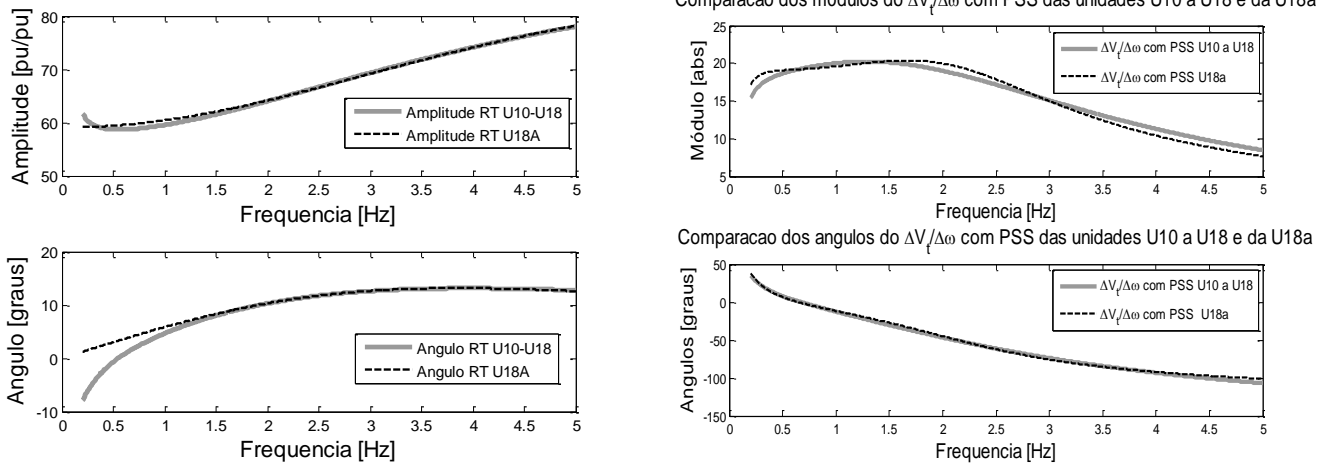


FIGURA 12 – Comparação das RF dos RT (esquerda) e $\Delta T_e/\Delta\omega$ (direita), após ajuste.

O desempenho dinâmico em campo foi avaliado por dois métodos: decomposição modal de ΔP_e por Prony (Pierre, Trudnowski; Hauer, 1992) a partir de um degrau no RT, e pelo cálculo dos pólos da função sintética obtida do ajuste da resposta em frequência de $\Delta V'_{PSS}/\Delta V_{PSS}$ (Bossa et al. 2013). A comparação da função sintética medida e simulada em PacDyn e o resultado da estimação de Prony são apresentados na Figura 13 à esquerda e à direita, respectivamente. Ambos métodos resultaram em $\xi > 15\%$, como requerido.

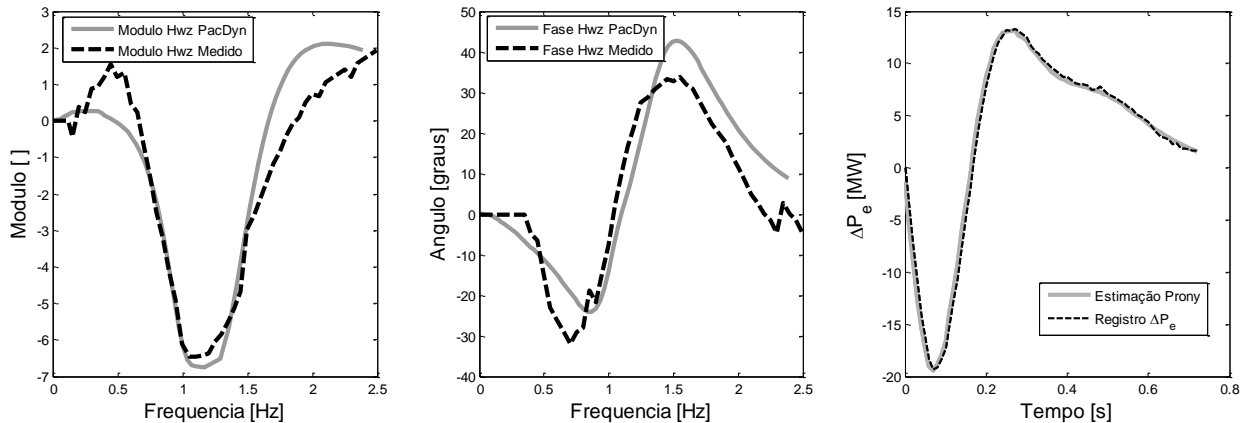


FIGURA 13 – Comparação da função sintética medida e calculada pelo PacDyn (esquerda) e da estimação modal de ΔP_e pelo método de Prony à medição (direita).

6.0 - CONSIDERAÇÕES FINAIS

Estudos de novas técnicas de modelagem e parametrização da malha de excitação de geradores síncronos, incluindo o estabilizador de sistemas de potência, permanecem como tópico permanente de interesse na comunidade industrial e acadêmica associada à indústria dos sistemas de energia elétrica.

Neste trabalho foi proposto um procedimento para equalizar dinâmicas de geradores que possuem reguladores e estabilizadores com diferentes estruturas de controle. O procedimento é inovador em termos da formulação do problema de otimização e da aplicação do método direto na solução do problema de otimização.

A aplicação do método efetivamente compatibilizou as dinâmicas dos geradores ao mesmo tempo em que permitiu atendimento aos critérios de desempenho dinâmico do Operador Nacional do Sistema, como atestado em ensaios de campo. É relevante, sobretudo, enfatizar que a equalização das dinâmicas resultou na parametrização da malha de excitação de tal forma que sua dinâmica é atualmente equânime à sua representação no banco de dados de simulações eletromecânicas do Operador Nacional do Sistema.

7.0 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- (1) DOHERTY R. E., DEWEY, H. H. Fundamentals Considerations of Power Limits of Transmission Systems. Journal of AIEE, 1925, pp. 1045-1057.
- (2) NICKLE, C. A., LAWTON F. L. "An Investigation of Transmission-System Power Limits." Transactions of the American Institute of Electrical Engineers 45 (1926): 1-21.

- (3) EVANS, R. D. WAGNER, C. F. Studies of Transmission Stability. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, 1926, pp. 51-94.
- (4) DOHERTY, R. E. "Excitation Systems Their Influence on Short Circuits and Maximum Power." Transactions of the American Institute of Electrical Engineers 47.3 (1928): 944-956.
- (5) NICKLE, C. A., PIERCE C. A. "Stability of synchronous machines effect of armature circuit resistance." Transactions of the American Institute of Electrical Engineers 49.1 (1930): 338-350.
- (6) PARK. R. H. "Two-reaction theory of synchronous machines generalized method of analysis-part I." Transactions of the American Institute of Electrical Engineers 48.3 (1929): 716-727.
- (7) PARK. R. H. "Two-reaction theory of synchronous machines-II." Transactions of the American Institute of Electrical Engineers 52.2 (1933): 352-354.
- (8) CONCORDIA, C. "Steady-state stability of synchronous machines as affected by voltage-regulator characteristics." Electrical Engineering 63.5 (1944): 215-220.
- (9) DeMELLO, F. P. CONCORDIA, C. "Concepts of synchronous machine stability as affected by excitation control." IEEE Transactions on power apparatus and systems 88.4 (1969): 316-329.
- (10) HEIDT, G. T. VENKATA, S. S. BALIJEPALLI, N. High Impact Papers in Power Engineering 1900-1999. IEEE Power Engineering Review, vol. 21, issue 3, 2001.
- (11) MARTINS, N. LIMA, L. T. G. "Eigenvalue and frequency domain analysis of small-signal electromechanical stability problems." IEEE/PES Symposium on Applications of Eigenanalysis and Frequency Domain Methods. 1989.
- (12) BYERLY, R. T. BENNON, R. J. SHERMAN D. E. Eigenvalue Analysis of Synchronizing Power Flow Oscillations in Large Electric Power Systems IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems. PAS-101, v1, 1979.
- (13) MARTINS, N. "Efficient Eigenvalue and Frequency Response Methods applied to Power System Small-Signal Stability Studies." IEEE Transactions on Power Systems, v. PWRS-1, pp. 217-226, 1986.
- (14) PEREZ-ARRIAGA J. I. VERGHESE G. C. e SCHWEPPE F. C. Selective Modal Analysis with Applications to Electric Power Systems Part I: Heuristic Introduction" IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems PAS-101, n.9 3117-3125, 1982
- (15) PEREZ-ARRIAGA J. I. VERGHESE G. C. e SCHWEPPE F. C. Selective Modal Analysis with Applications to Electric Power Systems Part II: The Dynamic Stability Problem" IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems PAS-101, n.9 3126-3134, 1982
- (16) SEMLYEN A. WANG L. Sequential Computation of the Complete Eigensystem for the Study Zone in Small Signal Stability Analysis of Large Power Systems. IEEE Transactions on Power Systems v.3, n.2, 715-725, 1988
- (17) KUNDUR, P. KLEIN, M. ROGERS G. J. ZYWNO, M. S. Application of power system stabilizers for enhancement of overall system stability. IEEE Transactions on Power Systems, 4(2), 614-626, (1989).
- (18) RAMOS, R. A. ALBERTO L. F. C. BRETAS N. G. "Linear matrix inequality based controller design with feedback linearisation: application to power systems." IEE Proceedings-Control Theory and Applications 150.5 (2003): 551-556.
- (19) RAMOS, R. A. ALBERTO L. F. C. BRETAS N. G. A new methodology for the coordinated design of robust decentralized power system damping controllers. IEEE Transactions on Power Systems, 19(1), 444-454 (2004).
- (20) IEEE Standard 421.2: Guide for Identification, Testing and Evaluation of Dynamic Performance of the Excitation Control Systems, 2014.
- (21) MURDOCH, A., VENKATARAMAN, S., LAWSON, R., PEARSON, W. Integral of accelerating power type PSS. I. Theory, design, and tuning methodology. IEEE Transactions on Energy Conversion, 14(4), 1658-1663. 1999.
- (22) MURDOCH, A., VENKATARAMAN, S., LAWSON, R. Integral of accelerating power type PSS. II. Field testing and performance verification. IEEE Transactions on Energy Conversion, 14(4), 1664-1672. 1999.
- (23) NELDER, J. MEAD, R. A simplex method for function minimization. Computer Journal, 1965.
- (24) COSTA, A. J. A. S.; FREITAS, F. D.; SILVA, A. S. E. Design of decentralized Controllers for Large power systems Considering Sparsity. IEEE Transactions on Power Systems. IEEE Transactions on Power Systems, v.12, Feb. 1997. p.144-152.
- (25) MARTINS, N., PELLANDA, P.C., ROMMES, J. Computation of Transfer Function Dominant Zeros with Applications to Oscillation Damping Control of Large Power Systems. IEEE Transactions on Power Systems , USA, Vol. 22, No. 4, p. 1657-1664, November 2007.
- (26) PIERRE, D. TRUDNOWSKI, D. HAUER J. Identifying linear reduced-order models for systems with arbitrary initial conditions using Prony signal analysis. IEEE Transactions on Automatic Control, V.: 37, Issue: 6, 1992 pp. 831-835.
- (26) BOSSA, T. S., MARTINS, N., da SILVA, R. J. G. C. , PELLANDA, P. C., A Field Test to Determine PSS Effectiveness at Multigenerator Power Plants. IEEE Transactions on Power Systems, USA, Vol. 26, Issue 3, August 2011, pp. 1522-1533.

8.0 - DADOS BIOGRÁFICOS



Jonas Pesente é nascido em Seberi-RS, em 1984, e é colaborador da divisão de Estudos Elétricos/Normas de Itaipu Binacional. É formado em engenharia elétrica pela Unioeste em 2006, mestre em engenharia mecânica-aeronáutica pelo Instituto Tecnológico da Aeronáutica em 2009, e doutorando pela Universidade Federal de Santa Catarina.