

ANÁLISE DE ESTABILIDADE TRANSITÓRIA DE SISTEMAS DE POTÊNCIA
COM REGULADORES AUTOMÁTICOS DE TENSÃO POR MÉTODO DIRETO
PARTE II: SISTEMAS MULTIMÁQUINAS

Laurence D. Colvara
Deptº de Engenharia Elétrica
FEIS/UNESP - CP 31
Ilha Solteira - SP

Liu Hsu
Programa de Engenharia Elétrica
COPPE/UFRJ - CP 68504
Rio de Janeiro - RJ

Resumo

O modelo do sistema multimáquinas com reguladores de tensão é obtido de maneira análoga à da Parte I, contudo considerações simplificadoras específicas para o presente caso são incluídas a fim de se obter um modelo adequado para análise. Obtém-se uma função de Lyapunov para o modelo obtido posto na forma generalizada de Persidskii. Propõe-se também um procedimento de análise de estabilidade transitória de primeira oscilação.

Determinando tempos críticos de eliminação de faltas (curto-circuitos), com o modelo aproximado, encontram-se resultados concordantes com os obtidos com o modelo empregando as tensões dadas pelo modelo de Park, tanto na simulação passo-a-passo, quanto com o método direto proposto.

TRANSIENT STABILITY ANALYSIS OF POWER SYSTEMS WITH
AUTOMATIC VOLTAGE REGULATOR BY DIRECT METHOD
PART II: MULTIMACHINE SYSTEMS

Abstract

A model for the Multimachine System with Voltage Regulators is obtained similarly as in Part I. However, additional simplifying assumptions have to be considered in the present case in order to obtain an adequate model for stability analysis. A Lyapunov function is derived for the model given in generalized Persidskii's form. A first oscillation stability analysis procedure is also proposed. Critical clearing times (CCT) obtained using either the proposed model or the Park's model for the terminal voltages closely agree. This is also true comparing CCTs obtained via the proposed stability analysis method or the "step-by-step" method.

1. INTRODUÇÃO

A aplicação do método direto de Lyapunov a um sistema multimáquinas com Reguladores de Tensão (RAT's) envolve dificuldades adicionais em relação ao caso de uma só máquina, considerado na Parte I deste trabalho. Uma primeira dificuldade reside na construção de um modelo adequado, i.e., que se preste à análise e que represente confiavelmente o sistema. Resultados anteriores sobre o assunto são raros. Hsu e Kaszkurewicz (1985) desenvolveram uma função de Lyapunov (FL) supondo uma resposta exponencial dos RAT's, o que é bastante grosseiro como aproximação. O método usado para determinar a FL foi a abordagem estrutural estendida ao caso de sistemas na forma de Persidskii generalizada. Este método se aplica facilmente a um modelo proposto por Miyagi e Bergen (1986), que tenta incorporar diretamente o efeito das tensões terminais das máquinas na ação dos RAT's. Entretanto, como já discutido na Parte I, o modelo das tensões terminais adotado não parece adequado, pois é incapaz de representar apropriadamente as características de amorte-

cimento do sistema, impondo condições exageradamente restritivas aos ganhos dos RAT's.

Se, por um lado, os trabalhos citados propuseram funções de Lyapunov, por outro lado, não consideraram uma metodologia de utilização das mesmas para análise efetiva da estabilidade transitória do sistema.

No presente trabalho é proposto um novo modelo para o sistema. Determina-se em seguida uma função de Lyapunov para o modelo obtido, válida para valores realísticos dos parâmetros do sistema (sobretudo os ganhos dos RAT's). Finalmente propõe-se uma metodologia de análise da estabilidade transitória de 1ª oscilação usando conceitos de "Função Potencial" e "Região de Sincronização Positiva" como no caso de uma máquina. Cabe notar que, contrastando com este último caso, a interação entre as máquinas deve também ser levada em conta.

2. FUNÇÃO DE LYAPUNOV PARA SISTEMA TIPO PERSIDSKII GENERALIZADO

O sistema dinâmico considerado é da forma

$$\dot{x} = A \phi(x) + F(x) \quad (2.1)$$

com $x \in \mathbb{R}^n$; $\phi: \mathbb{R}^n \rightarrow \mathbb{R}^n$; A uma matriz real; $F: \mathbb{R}^n \rightarrow \mathbb{R}^n$. Considerando (2.1), uma função da forma

$$V(x) = \sum_{i,j=1}^n P_{ij} \int_0^{x_j} \phi_i(\tau) d\tau_j \quad (2.2)$$

tem derivada temporal

$$\dot{V}(x) = -\frac{1}{2} [RVV]^T Q [RVV] + \nabla V^T [F - AR\psi] \quad (2.3)$$

onde $V = \text{grad}(V(x)) = P^T \phi + \psi$; $Q = -[A^T P^T + PA]$; $R = (P)^{-1}$;

$$\psi_i = \sum_{\substack{k,\ell \\ \ell \neq i}}^n P_{k\ell} \int_0^{x_\ell} \frac{\partial \phi_k(\tau)}{\partial x_i} d\tau_\ell \quad (2.4)$$

$i=1,2,\dots,n$

Mais detalhes são apresentados na Parte I.

3. MODELO DO SISTEMA

Cada máquina i ($i=1,2,\dots,n$) é modelada como fonte de tensão atrás de sua reatância transitória de eixo direto (X_{di}). É caracterizada ainda por uma constante de inércia (M_i), uma constante de amortecimento (D_i) e pela constante de tempo de circuito aberto de eixo direto (T'_{doi}), além das reatâncias de eixo direto (X_d) e em quadratura (X_q). O RAT de cada máquina i é representado simpli-ficadamente por um modelo linear de primeira ordem, caracterizado por um ganho transitório (K_{Ri}) e pela constante de tempo (T_{Ri}). A rede é representada pela matriz susceptância de barra reduzida às barras internas das máquinas ($B = [B_{ij}]$). Desconsideram-se as condutâncias de transferência. É possível, no entanto, incluir seus efeitos, por exemplo, com o procedimento empregado por Kakimoto e Hayashi (1981).

A extensão direta da aproximação da tensão terminal empregada no caso MBI ao caso multimáquinas, conduz a uma forma em que a V_{Ti} é relacionada a grandeza de todas as demais máquinas e respectivas interligações, resultando em acoplamento de todos os RAT's. Este acoplamento implica em grande complexidade de tratamento do modelo. De outro modo, considerando que as influências locais (da própria máquina) são predominantes na determinação da tensão terminal da máquina pro-põe-se uma aproximação que conduz a um modelo desacoplado. Para isto, supõe-se que a rede possa ser substituída, nos terminais de cada máquina, pelo seu equivalente de Thévenin (avaliado na situação de equilíbrio) para calcular os coeficientes K_{fi} , e, como no caso MBI:

$$\Delta V_{Ti} = K_{ei} e_i + K_{fi} \Delta P_{ei} \quad (3.1)$$

$$K_{ei} = (1 + X_{di} B_{ii}) \frac{q_i}{V_i^0} - K_{5Thi} \tan \delta_{Thi}^0 / E_i^0 \quad Th_{ii}$$

$$K_{fi} = K_{5Thi} / (P_{Thi}^0 B_{Thi} V_{Thi} \cos \delta_{Thi}^0);$$

sendo as variáveis e coeficientes envolvidos definidos a seguir.

O índice Th indica valores calculados envolvendo o equivalente de Thévenin. K_5 é como calculado por De Mello e Concordia (1969) (vide Parte I). O superscrito "0" denota valor de equilíbrio. A variável $e_i (\Delta E_i^0 - E_i^0)$ é o desvio da tensão interna (E_i^0) em relação ao valor de equilíbrio. $\Delta P_{ei} (\Delta P_{ei} - P_{ei}^0)$ representa o desvio de potência ativa entregue pela máquina em relação ao valor de equilíbrio, e é dado por

$$\Delta P_{ei} = K_{fi}^T f(\sigma, e) \quad (3.4)$$

sendo K_i a i -ésima coluna da matriz K ($m \times n$; $m = (n-1)n/2$) que define os desvios de defasagens angulares entre máquinas como $\sigma = K(\delta - \delta^0)$ onde δ é o vetor dos ângulos das tensões internas (vide Pai, 1981). Os elementos σ_k de σ são

$$\sigma_k = \delta_{ij} - \delta_{ij}^0 \quad (\delta_{ij} = \delta_i - \delta_j), \quad k=1,2,\dots,m$$

o vetor $f(\sigma, e)$ tem os elementos

$$f_k(\sigma, e) = f_k(\sigma_k, e_i, e_j) = B_{ij} [(E_i^0 + e_i)(E_j^0 + e_j) \sin(\sigma_k + \delta_{ij}^0) - E_i^0 E_j^0 \sin \delta_{ij}^0] \quad (3.5)$$

$$k=1,2,\dots,m$$

que representam os desvios de intercâmbio de potência entre as máquinas i e j ; f_k pode ser visto ainda como "torque mútuo" líquido desenvolvido entre as máquinas do par $k=(i,j)$.

Do cálculo da componente da corrente terminal da máquina segundo o eixo direto, tem-se as funções

$$G_i(\sigma, e) = \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^n g_{ij}(\sigma_k, e_j) \quad (i=1,2,\dots,n) \text{ com}$$

$$g_{ij}(\sigma_k, e_j) = B_{ij} (E_i^0 + e_i) [-\cos(\sigma_k + \delta_{ij}^0) + \cos \delta_{ij}^0] \quad (3.6)$$

Definindo-se $e_i = \Delta E_{fdi} - E_{fdi}^0$, sendo E_{fdi} a tensão de excitação (saída do RAT), e ω_i como o desvio de velocidade angular da i -ésima má-

quina ($i=1,2,\dots,n$), escreve-se o sistema dinâmico como

$$\begin{bmatrix} \dot{\omega} \\ \dot{\sigma} \\ \dot{e} \\ \dot{\varepsilon} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -M^{-1}D & -M^{-1}K^T & & \\ & K & & \\ & & -N_1 & N_3 \\ & & -N_7K^T & -N_5 & -N_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega \\ f(\sigma, e) \\ e \\ \varepsilon \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0_n^T \\ 0_m^T \\ [-N_2G(\sigma, e)]^T \\ 0_n^T \end{bmatrix}^T \quad (3.7)$$

onde $M=\text{diag}[M_i]$; $D=\text{diag}[D_i]$; $N_j=\text{diag}[n_{ji}]$,

$j=1,2,3,4,5,7$, $i=1,2,\dots,n$; $n_{3i}=T_{doi}^{-1}$; $n_{4i}=T_{Ri}^{-1}$;

$n_{1i}=[1-(X_{di}-X'_{di})B_{ii}]n_{3i}$; $n_{2i}=(X_{di}-X'_{di})n_{3i}$;

$n_{5i}=K_{Ri}n_{4i}K_{ei}$; $n_{7i}=K_{Ri}n_{4i}K_{fi}$

O modelo apresentado (3.7) se aplica ao regime pós-falta e não considera os efeitos de saturação do RAT, embora estes não sejam necessariamente desprezíveis. Entretanto, a saturação é geralmente mais importante no regime de falta, e neste caso o modelo empregado poderia ser mais sofisticado.

4. FUNÇÃO DE LYAPUNOV

O tratamento multimáquinas é matricial, mas, como veremos, o desenvolvimento proposto para determinação da FL conduz a n problemas similares ao caso de uma máquina x barra infinita.

Inicia-se com a mudança de variáveis

$$\bar{\varepsilon} = \varepsilon + \alpha \varepsilon \quad (4.1)$$

onde $\alpha = \text{diag}[\alpha_i]$, resultando no sistema

$$\begin{bmatrix} \dot{\omega} \\ \dot{\sigma} \\ \dot{e} \\ \dot{\bar{\varepsilon}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -M^{-1}D & -M^{-1}K^T & & \\ & K & & \\ & & -\bar{N}_1 & N_3 \\ & & -N_7K^T & -\bar{N}_5 & -\bar{N}_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega \\ f(\sigma, e) \\ e \\ \bar{\varepsilon} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0_n^T \\ 0_m^T \\ -N_2^T \\ -(\alpha N_2)^T \end{bmatrix}^T G(\sigma, e) \quad (4.2)$$

sendo $\bar{N}_1=N_1+N_3$; $\bar{N}_4=N_4-\alpha N_3$; $\bar{N}_5=N_5+(N_1-N_4)\alpha$ + $+N_3\alpha^2$.

Notando que (4.2) é da forma (2.1), propõe-se a FL da forma (2.2), com a matriz

$$P = \begin{bmatrix} P_1 & & & \\ & P_2 & & \\ & & P_3 & \\ & & & P_4 \\ P_{41} & & & \end{bmatrix} \quad (4.3)$$

onde $P_j=\text{diag}[p_{ji}]$, $j=1,3,4$; $P_{41}=\text{diag}[p_{41i}]$;

$i=1,2,\dots,n$; $P_2=\text{diag}[p_{2k}]$, $k=1,2,\dots,m$.

Com $P_2=I_m$ (I_m = matriz identidade $m \times m$), tem-se no cálculo de (2.4),

$$\sum_{\ell=1}^m p_{2\ell} \int_0^\sigma \frac{\partial f_\ell(\tau_\ell, e_r, e_s)}{\partial e_i} d\tau_\ell = G_i(\sigma, e) \quad (4.4)$$

sendo $\ell=(r,s)$ um par genérico. Disto resulta

$$\psi = \begin{bmatrix} 0_n^T \\ 0_m^T \\ G^T \\ (P_{41}\omega)^T \end{bmatrix}^T \quad (4.5)$$

Segundo o desenvolvimento, encontra-se

$$\begin{aligned} F-AR\psi = & \begin{bmatrix} -(M^{-1}DP_{41}^{-1}P_2^{-1}\omega)^T \\ (KP_4^{-1}P_{41}^{-1}\omega)^T \\ \vdots \\ [(-N_2+\bar{N}_1P_3^{-1})G-N_3P_4^{-1}P_{41}\omega]^T \\ \vdots \\ [(-\alpha N_2+\bar{N}_5P_3^{-1})G+\bar{N}_4P_4^{-1}P_{41}\omega]^T \end{bmatrix}^T \end{aligned} \quad (4.6)$$

Os termos em G podem ser eliminados de (4.6) com

$$\alpha_i = n_{5i}/n_{4i}; P_{3i} = (n_{1i}n_{4i} + n_{3i}n_{5i})/(n_{2i}n_{4i}), \quad i=1,2,\dots,n. \quad (4.7)$$

Considerando que

$$VV = \begin{bmatrix} (P_1\omega + P_{41}\bar{\varepsilon})^T \\ f^T \\ (P_3e + G)^T \\ (P_4\bar{\varepsilon} + P_{41}\omega)^T \end{bmatrix}^T \quad (4.8)$$

$$RVV = \begin{bmatrix} (\beta\omega)^T \\ f^T \\ (e + P_3^{-1}G)^T \\ (\bar{\varepsilon} + P_4^{-1}P_{41}\omega)^T \end{bmatrix}^T \quad (4.9)$$

com

$$\beta = \text{diag}[\beta_i], \beta_i = (P_{1i}P_{4i} - P_{4i}^2)/(P_{1i}P_{4i}), i=1,2,\dots$$

n , a segunda parcela de (2.3) pode ser arranjada de modo que seus termos sejam semelhantes a termos da primeira parcela, permitindo escrever

$$\dot{V} = -\frac{1}{2} [RVV]^T \hat{Q} [RVV] \quad (4.10)$$

A matriz simétrica \hat{Q} é particionada em

blocos respectivos à partição de RVV(4.9) e os blocos de interesse (únicos não diagonais) são

$$\tilde{Q}_{12} = \tilde{Q}_{21}^T = [P_1 M^{-1} - I - (I - P_4^{-1} P_{41}^2 P_1^{-1})^{-1} P_1 P_{41}^2 P_4] K^T \quad (4.11)$$

$$\tilde{Q}_{24} = \tilde{Q}_{42}^T = K [M^{-1} P_{41} + N_7 P_4] \quad (4.12)$$

Como $\tilde{Q}_{22} = 0_{(m \times m)}$, as sub-matrizes \tilde{Q}_{12} e \tilde{Q}_{24} devem ser nulas para possibilitar $\tilde{Q} > 0$. É evidente que se obtêm soluções P_1 e P_{41} diagonais, o que corresponde a considerar individualmente cada máquina. Tem-se então,

$$P_{1i} = M_i / \beta_i; P_{41i} = -\eta_{7i} M_i P_{4i} \quad ;$$

$$\beta_i = (1 + \eta_{7i}^2 M_i P_{4i}^2)^{-1}; i=1, 2, \dots, n \quad (4.13)$$

Tem-se ainda o bloco $\tilde{Q}_{34} = -N_3 P_3 + \bar{N}_5 P_4$ que pode ser anulado com $P_4 = \bar{N}_5^{-1} N_3 P_3$, obtendo-se

$$P_{4i} = (\eta_{3i} \eta_{4i}) / (\eta_{2i} \eta_{5i}) \quad (4.14)$$

Tem-se de RVV (4.9), suprimindo f e reordenando de modo a obter a partição "por máquina", o vetor

$$v = [v_1^T \quad v_2^T \quad \dots \quad v_n^T]^T \quad (4.15)$$

onde

$$v_i = [\beta_i \omega_i \quad ; e_i + p_{3i}^{-1} G_i \quad ; \bar{\epsilon}_i + (p_{41i} / P_{4i}) \omega_i]^T,$$

$$i = 1, 2, \dots, n \quad (4.16)$$

A derivada, então fica expressa por $\dot{v} = -(1/2) v^T \tilde{Q} v$ sendo $\tilde{Q} = \text{diag}[\text{blocos } \tilde{Q}_i]$ onde $\tilde{Q}_i (i=1, 2, \dots, n)$ são matrizes simétricas (3x3) e cada \tilde{Q}_i é igual à matriz \tilde{Q} do caso MBI su primidas linha e coluna nulas (ver(4.21)-Parte I) com os parâmetros da i-ésima máquina. Assim,

$$\dot{v} = -\frac{1}{2} \sum_{i=1}^n v_i^T \tilde{Q}_i v_i \quad (4.17)$$

e o problema de definição de sinal de \dot{v} em sistema de n máquinas é reduzido a n problemas semelhantes de uma máquina, aplicando-se as considerações respectivas (Parte I- Seção 4)

A FL obtida para o sistema (3.7) pode ser escrita como

$$V(x) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n [M \omega_i^2 + \frac{\eta_{3i} \eta_{4i}}{\eta_{2i} \eta_{5i}} (\omega_i + \frac{\eta_{5i}}{\eta_{4i}} e_i - \eta_{7i} M_i \omega_i)^2] + V_p(\sigma, e) \quad (4.18)$$

onde

$$V_p(\sigma, e) = \sum_{i=1}^n p_{3i} e_i^2 + \sum_{k=1}^m \int_0^{\sigma_k} f_k(\tau_k, e_i, e_j) d\tau_k \quad (4.19)$$

Os coeficientes p_{3i} são dados por (4.7). Duas propriedades da função são apresentadas a seguir.

1.ª) Em todo ponto de equilíbrio x^e tem-se, de

$$(3.7), \epsilon_i^e = -\frac{\eta_{5i}}{\eta_{4i}} e_i^e \quad (i=1, 2, \dots, n) \quad \text{além}$$

de $\omega=0_n$ e, conseqüentemente, $V(x^e) = V_p(\sigma^e, e^e)$.

2.ª) Em todos os pontos de equilíbrio x^e tem-se $V_p(\sigma^e, e^e) = 0$; portanto $V_p(\sigma^e, e^e)$

é um extremo (mínimo, máximo, minimax) local da função $V_p(\sigma, e)$.

Estas são propriedades de função potencial motivando a consideração de V_p como tal.

Com vistas a analisar o comportamento do sistema considerando as interações entre entre máquinas, utiliza-se o conceito de decomposição com superposição ("overlapping") (Šiljak, 1978) e o sistema é decomposto segundo seus m pares de máquinas. Como cada subsistema desacoplado é um sistema de potência de duas máquinas, a FL associada é dada por (4.18) com $n=2, m=1$, e a função potencial do k-ésimo par desacoplado é

$$V_{pk} = \frac{1}{2} (p_{3i} e_i^2 + p_{3j} e_j^2) + \int_0^{\sigma_k} f_k(\tau_k, e_i, e_j) d\tau_k \quad (4.20)$$

Note-se que os extremos de V_{pk} em relação a σ_k ocorrem em $f_k(\sigma_k, e_i, e_j) = 0$

Observa-se que o sistema e respectiva FL podem ser facilmente reduzidos aos casos de consideração apenas de decaimento de fluxo ou do modelo clássico das máquinas.

5. ANÁLISE DE ESTABILIDADE TRANSITÓRIA DE PRIMEIRA OSCILAÇÃO

Devido principalmente à natureza fortemente não conservativa do sistema, o método da "Potencial Energy Boundary Surface (PEBS)" (vi de Pai, 1981) ou da "Superfície Limite de Energia Potencial (SLEP) (Fonseca e Decker, 1984) não será diretamente aplicado.

A análise de estabilidade transitória que se propõe envolve monitoração da trajetória p.f., considerando a função potencial V_p e observando a evolução da trajetória do sistema em relação às fronteiras da Região de Sincronização Positiva (RSP) definidas adiante.

RSP: é definida como a região do espaço (σ, e) em torno do ponto de equilíbrio estável (suposto existente) onde o "torque mútuo" líquido $f_k(\sigma_k, e_i, e_j)$ desenvolvido entre as duas máquinas de cada par (i, j) é caracterizado como ação restaurativa do equilíbrio. Sejam valo-

res fixados do vetor e ; a cada valor de e corresponde um valor de equilíbrio estável $\bar{\sigma}(e)$ para a variável σ . Deste modo tem-se:

$$RSP = \{(\sigma, e) : \exists \bar{\sigma}_k(e) \text{ e } (\sigma_k - \bar{\sigma}_k) \cdot f_k > 0, \text{ para } \sigma_k \neq \bar{\sigma}_k \text{ e } k=1, 2, \dots, m\} \quad (5.1)$$

A RSP é limitada por:

- a) Superfícies de Torque Nulo (STN's) definidas por $f_k(\sigma_k, e_i, e_j) = 0, k=1, 2, \dots, m$.

Note-se que, suprimidas as variações de tensão ($e = \text{cte}$) tem-se o modelo clássico das máquinas e particularmente para $e \neq 0$, a RSP é reduzida a $-\pi - 2\delta_{ij}^0 < \sigma_k < \pi - 2\delta_{ij}^0$, ou seja, limitada pelo polítopo empregado em algumas análises de estabilidade (Vide Pai, 1981).

- b) Mínimas Tensões Internas (MTI) definidas a partir da condição necessária para existência de $\bar{\sigma}(e)$ em (5.1):

$$(E_i^{!0} + e_i)(E_j^{!0} + e_j) > E_i^{!0} E_j^{!0} \text{sen} \delta_{ij}^0 \quad (5.2)$$

obtida de $f_k(\frac{\pi}{2} - \delta_{ij}^0, e_i, e_j) > 0$

Avaliação da estabilidade

Considera-se falta do tipo curto-circuito, e se aplicam as considerações empregadas no caso MBI (Parte I-Seção 5): a avaliação da estabilidade é efetuada considerando a evolução da trajetória p.f. em relação às STN's.

O sistema multimáquinas tem relevantes particularidades distintas do caso MBI que merecem consideração especial.

Há 2m STN's e a observação do comportamento da trajetória com respeito a todas seria oneroso. Propõe-se um procedimento para reduzir o número de STN's a observar na análise, considerando que os pares de máquinas mais críticos (mais próximos à perda do sincronismo) e portanto mais próximos à respectiva STN são aqueles cuja "função potencial individual" está mais próxima do extremo (máximo), considerando a trajetória, no momento em que a função potencial total do sistema passa pelo máximo (1a. oscilação). Extrai-se, para análise, um subconjunto dos m pares, contendo, no máximo, n-1 pares cujas defasagens angulares sejam linearmente independentes.

Por outro lado, observa-se que a RSP, como definição de região de estabilidade, é conservativa. O fato de uma trajetória "sair" da RSP não implica necessariamente em instabilidade; é possível seu reingresso na região. Sair da RSP através de uma certa STN_k significa que o "torque mútuo" líquido entre as máquinas respectivas (i,j) passa a ser dessincronizante; entretanto, interações com outras máquinas ocorrem, e essas interações podem de terminar o retorno à RSP. A aceleração relativa entre as máquinas do par considerado é utilizada para avaliar os efeitos dessas interações no comportamento do par.

A evolução da trajetória do sistema em relação a uma STN_k é observada analogamente ao

caso MBI, como segue. Sendo (σ_k, e_i, e_j) componentes do ponto $[\sigma^T, e^T]^T$ da trajetória em dado instante, a velocidade de afastamento em relação à STN_k é obtida aproximadamente como

$\dot{d}_k \approx \dot{\sigma}_k / (|\sigma_k|) [\dot{\sigma}_k \dot{e}_i \dot{e}_j] \cdot \nabla f_k(\sigma_{STN_k}, e_i, e_j)$ onde σ_{STN_k} é o valor de σ_k correspondente a e_i, e_j sobre a STN_k (vide Parte I). Calculando o gradiente ∇f_k e substituindo na expressão anterior, chega-se a

$$\dot{d}_k = \frac{\dot{\sigma}_k}{|\sigma_k|} B_{ij} \{ -(\omega_i - \omega_j)(E_i^{!0} + e_i)(E_j^{!0} + e_j) \cdot \sqrt{1 - \xi_k^2} + \xi_k [e_i(E_j^{!0} + e_j) + e_j(E_i^{!0} + e_i)] \} \quad (5.3)$$

onde

$$\xi_k = \xi_k(e_i, e_j) = E_i^{!0} E_j^{!0} \text{sen} \delta_{ij}^0 / [(E_i^{!0} + e_i)(E_j^{!0} + e_j)]$$

Considera-se ainda que o sistema p.f. inicia com $V_p(\sigma, e)$ crescente, e, em algum instante, atingirá um máximo caracterizado por

$$\dot{V}_p = [\dot{\sigma}^T \dot{e}^T]^T \cdot \nabla V_p(\sigma, e) = 0 \quad (5.4)$$

Similarmente, os extremos (ao longo da trajetória) de V_{pk} são caracterizados por

$$\dot{V}_{pk} = [\dot{\sigma}_k \dot{e}_i \dot{e}_j]^T \nabla V_{pk}(\sigma_k, e_i, e_j) = 0 \quad (5.5)$$

Procedimento de Análise

1. Monitorar a trajetória pós-falta até encontrar $\dot{V}_p = 0$.
2. Procurar os pares $\ell(r, s)$ cujas funções potenciais associadas $V_{p\ell}(\sigma_\ell, e_r, e_s)$ estão mais próximas de extremo (máximo) através da busca dos menores valores de $|\dot{V}_{pk}| / V_{pk}$, $k=1, 2, \dots, m$.
3. Continuar a monitoração da trajetória observando os pares $\ell(r, s)$ até que se observe uma das situações:
 - a) Alguma das STN_k foi ultrapassada com
 - 1.1) $\sigma_\ell(\omega_r - \omega_s) > 0$ - assume-se instabilidade;
 - 1.2) $\sigma_\ell(\omega_r - \omega_s) \leq 0$ - continuar a monitoração
 - b) Todos os d_ℓ tenham passado por um mínimo e se,
 - 1.1) O ponto é interno à RSP - estabilizado;
 - 1.2) O ponto é externo à RSP - continuar a monitoração até que:
 - 1.1) a trajetória reingresse na RSP - b.1, isto é, estável.

(2º) para algum par de (σ_ℓ, e_r, e_s) externo à RSP, $\sigma_\ell (\dot{\omega}_r - \dot{\omega}_s) > 0$ - instabilidade.

Observações sobre o procedimento de análise

- i) No passo 2. encontra-se um conjunto de pares ℓ , ou seja ℓ_1, ℓ_2, \dots
- ii) É possível que a trajetória p.f. inicie externamente a RSP. Neste caso, aplica-se imediatamente 3.a.
- iii) No passo 3.a verifica-se se a aceleração relativa entre as máquinas consideradas têm sentido ao exterior da RSP (a.1) ou não (a.2).
- iv) No passo 3.b, verifica-se se d_ℓ passou de negativo a positivo ou se já iniciou o regime p.f. com valor positivo; em ambos os casos considera-se que d_ℓ passou por mínimo.
- v) O teste para instabilidade quando a trajetória é externa à RSP (3.b.2(2º)) é realizado considerando que a situação é originária de (3.a.2) e a instabilidade é caracterizada quando a aceleração relativa inverte o sinal. Entretanto há a possibilidade (não verificada nas simulações efetuadas) de que o sistema possa se afastar indefinidamente da STN considerada com $\dot{\omega}_r - \dot{\omega}_s$ tendendo a zero (sem mudança de sinal). Para evitar conclusão errônea devido a este problema, pode-se modificar o teste como $\sigma_\ell (\dot{\omega}_r - \dot{\omega}_s) > -\mu$, sendo μ um número positivo e pequeno.

Destaca-se que, embora o método de análise se empregue observação de pares de máquinas, a influência das demais máquinas sobre o par considerado não é desprezada. Note-se que a trajetória monitorada é a do sistema global e as acelerações relativas consideradas levam em conta todas as interações do par com o sistema.

O método de análise pode ser substancialmente mais rápido adotando-se uma aproximação para as trajetórias, como, por exemplo, por série de Taylor (vide Pai, 1981; Fonseca e Decker, 1984).

Em um sistema de grande porte, pode-se ainda considerar os efeitos dos RAT's apenas nas máquinas eletricamente mais próximas do local da falta, considerando que para as mais distantes a perturbação de tensão é menos relevante.

6. EXEMPLO DE APLICAÇÃO

São apresentados a seguir resultados de simulações efetuadas em um sistema composto por 4 máquinas síncronas conectadas a uma rede constituída de 14 barras e 21 linhas de transmissão.

A tabela 6.1 mostra os dados de máquinas e na figura 6.1 é apresentado o diagrama unifilar do sistema (final do artigo).

Máq.	M [s ²]	D [s]	X _d [p.u]	X' _d [p.u]	T' _{do} [s]
1,2,3	.0192	.01	.7844	.1906	5.36
4	.0228	.012	1.7635	.399	7.2

Todos os RAT's tem os parâmetros $K_R=25$, $T_R=.10$, e as tensões terminais são: $V_{T1}^0=1.02$; $V_{T2}^0=1.00$; $V_{T3}^0=1.02$; $V_{T4}^0=1.04$.

Considerando um curto-circuito trifásico nos terminais da máquina 3, a determinação de tempo crítico (t_c) usando o cálculo das tensões terminais pelo modelo de Park resultou no valor $t=0.38s$. Empregando a aproximação (3.1) obteve-se igual valor, seja pela simulação passo-a-passo, seja pelo método direto proposto.

Observou-se que, no passo 2 do procedimento de análise foram nitidamente apontados os pares mais críticos (1,3), (2,3), (3,4), ou seja, aqueles em que a máquina 3 (submetida ao curto circuito nos terminais) é componente.

Com relação à FL, neste, como em outros casos simulados, observou-se decréscimo monótono da função no regime pós-falta, como deveria ocorrer.

7. CONCLUSÃO

Para considerar os efeitos dos RAT's foi introduzida uma aproximação das tensões terminais das máquinas síncronas. Colocando-se o sistema na forma de Persidskii generalizada, obteve-se uma Função de Lyapunov, cujas condições de validade são aplicáveis a valores realistas dos parâmetros do sistema. Uma metodologia de análise de estabilidade transitória de primeira oscilação foi proposta, com base na função potencial (parte da FL) do sistema. As "funções potenciais individuais" associadas aos pares de máquinas são utilizadas para identificar os pares mais críticos, com maiores possibilidades de levar a trajetória do sistema ao exterior da RSP. Considerações adicionais sobre as acelerações relativas das máquinas permitem concluir a análise.

O exemplo de aplicação apresentado é um caso típico do comportamento do modelo aproximado e os resultados mostram que o erro introduzido pela aproximação não é substancial, visto que se obteve tempo crítico de chaveamento coincidente com o obtido através da simulação respectiva do modelo que usa as tensões do modelo de Park. Observa-se que o resultado não é alterado em função do emprego de simulação passo-a-passo ou do método direto proposto.

Estudos estão sendo feitos no sentido de incluir os efeitos da estabilização suplementar, via realimentação de velocidade através do RAT.

REFERÊNCIAS

- Colvara, L.D. e Hsu, L. (1986). Análise de estabilidade de sistema de potência com reguladores automáticos de tensão por método direto - Parte I: máquina vs. barra infinita. 6ª CBA/2ª CLA, Belo Horizonte (MG).
- DeMello, F.P. and Concordia, C. (1969). Concepts of synchronous machine stability as affected by excitation control. IEEE Trans. Power Apparatus and Systems, vol. PAS-98, nº 4, pp. 316-329.
- Fonseca, L.G.S. e Decker, I.C. (1984). Análise de Estabilidade Transitória em sistemas de potência pela monitoração das trajetórias aproximadas após a perturbação. 5ª CBA/1ª CLA, Campina Grande (Pb).
- Hsu, L. e Kaszkurewicz, E. (1985). Structural Approach applied to power systems analysis. IFAC/IFORS'85, Beijing, China.
- Kakimoto, N. and Hayashi, M. (1981). Transient stability analysis of multimachine power system by Lyapunov direct method. Proceedings 20th IEEE Conference on Decision and Control.
- Miyagi, H. and Bergen, A.R. (1986). Stability studies of multimachine power systems with the effects of automatic voltage regulators. IEEE Trans. Automatic Control, vol. AC-31, nº 3, pp. 210-215.
- Pai, M.A. (1981). Power system stability analysis by the direct method of Lyapunov. North-Holland Publishing Company.
- Persidskii, S.K. (1969). Problem of absolute stability. Autom. & Remote Control, nº12, pp. 1889-1895.
- Ribbens-Pavella, M. and Evans, F.J. (1985). Direct methods for studying dynamics of large-scale electric power system a survey. Automática, vol. 21, nº 1.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao LNCC/CNPq do Rio de Janeiro pelas facilidades computacionais que lhes foram concedidas. Agradecem também ao professor Alquinar S. Pedroso (CEPEL/RJ) pelas críticas construtivas levantadas sobre o presente trabalho.

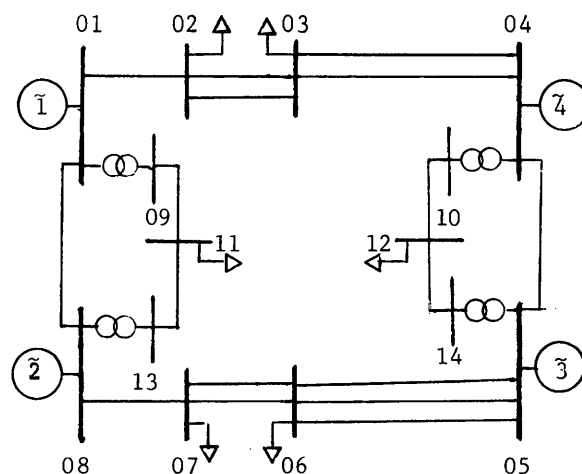


Figura 6.1 - Diagrama unifilar do sistema exemplo.

SISTEMA DE TRANSMISSÃO		
Barras Terminais	Admitância	
	Série	Paralela
1-2; 2-3; 3-4; 4-5; 5-6; 6-7; 7-8; 1-8	1.506-j8.2508	j0.0420
9-11; 10-12; 11-13; 12-14	1.1710-j1.4052	j0.0070
1-9; 8-13; 4-10; 5-14	-j8.3333	0.0

Observação: Cada valor refere-se a uma linha de transmissão