

Ingeniería. Revista de la Universidad de

Costa Rica

ISSN: 1409-2441

marcela.quiros@ucr.ac.cr

Universidad de Costa Rica

Costa Rica

Araya Padilla, Eddie A.

DISEÑO NO LINEAL DEL AVR DE UN GENERADOR SINCRÓNICO

Ingeniería. Revista de la Universidad de Costa Rica, vol. 16, núm. 1, enero-julio, 2006, pp.

83-95

Universidad de Costa Rica

Ciudad Universitaria Rodrigo Facio, Costa Rica

Disponible en: <https://www.redalyc.org/articulo.oa?id=44170517006>

- ▶ Cómo citar el artículo
- ▶ Número completo
- ▶ Más información del artículo
- ▶ Página de la revista en redalyc.org

DISEÑO NO LINEAL DEL AVR DE UN GENERADOR SINCRÓNICO

Eddie A. Araya Padilla

Resumen

Se presenta el diseño del sistema de excitación de un generador sincrónico, basado en la combinación de la técnica de linealización entrada-salida y la teoría del control óptimo lineal.

El desempeño del controlador propuesto es verificado mediante la simulación de una máquina sincrónica conectada, a través de una línea de transmisión, a una red de potencia infinita. Los resultados obtenidos muestran que la estabilidad transitoria del sistema, presenta una mejora significativa al ser comparados con diseños convencionales de reguladores automáticos de tensión.

Palabras clave: estabilidad transitoria, control no lineal

Abstract

In this paper a systematic methodology based on the combined application of global input-output linearization techniques and optimal control theory, is proposed for the design of nonlinear excitation controllers in synchronous machines.

A single-machine infinite-bus system is adopted to illustrate the potential for improved synchronous stability performance by means of nonlinear excitation control. The technique introduces a significant improvement to the being compared with conventional designs of automatic voltage controllers.

Key words: transient stability, nonlinear control

Recibido: 25 de mayo del 2005 • **Aceptado:** 01 de marzo del 2006

1. INTRODUCCIÓN

Uno de los problemas de control más importantes en un sistema de potencia es la estabilización de un generador sincrónico. El generador usualmente está equipado con un regulador automático de tensión (AVR: automatic voltage regulator), para mantener la tensión terminal en un valor preestablecido, y un estabilizador de sistemas de potencia (PSS: power system stabilizer) para proporcionar un par de amortiguamiento y sincronización (Kundur, 1994). Sin embargo, el diseño convencional AVR/PSS tiene dos deficiencias (Wang, 1997): i-) el diseño de ambos controles es desarrollado en forma independiente, disminuyendo la eficacia del conjunto; y ii-) los

controladores son diseñados mediante técnicas lineales, los cuales dependen de las condiciones operativas, disminuyendo el rendimiento de los dispositivos cuando las condiciones varían.

Para considerar las no linealidades inherentes en los sistemas de potencia, el enfoque de diseño debe orientarse hacia herramientas no lineales. Los enfoques no lineales ya han sido utilizados en el pasado con resultados prometedores (Akhrif, 1999; Cao, 1998; Chapman, 1993; Gao, 1994; Lu 1989; Lu, 1996; Wang, 1997; Zhu 1997). En Lu (1989) se utiliza la teoría geométrica diferencial, para representar al modelo matemático en forma de un sistema afín no lineal, apto para el diseño del sistema de control. La virtud de este enfoque

es que la ley de control es óptima, descentralizada e independiente de los parámetros de la red del sistema de potencia. La referencia Chapman (1993) presenta una combinación de la técnica de linealización retroalimentada y la observación desacoplada del espacio de estado. La ventaja de esta propuesta es que permite el uso de señales medidas localmente y cuyo desempeño es consistente con respecto a cambios topológicos de la red, condiciones de carga y despachos de potencia activa. En Gao (1994) se diseña un estabilizador no lineal de sistemas de potencia de estructura variable, mediante la técnica de transformación no lineal, la técnica de control de estructura variable y la teoría de sistemas lineales. El diseño logrado tiene la principal ventaja de que la sensibilidad ante variaciones en los parámetros del sistema, es notoriamente reducida. En Lu (1996), de nuevo se usa la teoría geométrica diferencial, por medio de la linealización retroalimentada. En este caso, la ley de control obtenida presenta características valiosas por cuanto es óptima, descentralizada y no depende de los parámetros de la red de transporte. La referencia Zhu (1997) contempla la técnica de linealización retroalimentada, en conjunto con la teoría de control robusto. En este caso, el diseño del controlador se efectúa para una máquina conectada a una red de potencia infinita, y su respuesta ante grandes perturbaciones presenta una considerable mejora en la regulación de tensión y la estabilidad transitoria. En Wang (1997) de nuevo se emplea la técnica de linealización retroalimentada, en conjunto con la teoría de control robusto. Sin embargo, la ley de control se generaliza a un sistema multimáquina. En Cao (1998) se diseña un estabilizador de sistemas de potencia no lineal, utilizando la técnica de transformación retroalimentada no lineal y la regla de integración de la producción temporal y el error absoluto ITEA (integration of the production of time and absolute error). Mediante esta combinación, se logra que la ley de control sea descentralizada e insensible a los errores y variaciones en los parámetros del sistema. Finalmente, en Akhrif (1999) se usa el esquema de linealización parcial retroalimentada. Esta técnica permite desacoplar las interacciones dinámicas en los distintos lazos de control, para estabilizar las oscilaciones del ángulo del rotor

y mejorar la regulación de tensión de una máquina sincrónica.

Estas propuestas, sin embargo, presentan metodologías algo elaboradas, o en su defecto, la estructura obtenida en la ley de control, es un tanto laboriosa de implementar físicamente. Por ambas razones, el objetivo de este artículo es obtener una sencilla ley de control, fácilmente implementable, que mejore la estabilidad del sistema ante grandes perturbaciones.

En este artículo, se aplica la conocida técnica de linealización *entrada-salida* (Isidori, 1995; Khalil, 1996; Sastry, 1999), al sistema de excitación de un generador sincrónico, cuyo formalismo elimina la dependencia no lineal del modelo, transformándolo en un sistema lineal equivalente. Una vez logrado el sistema equivalente, se optimiza la ley de control mediante el desarrollo del control óptimo lineal (LOC: linear optimal control), con el propósito de obtener un buen desempeño del controlador. Esta metodología hace que la respuesta del sistema de excitación, ante una gran perturbación, presente buenas propiedades transitorias, cuando se compara con el desempeño de un sistema de control AVR/PSS estándar.

El artículo se organiza como sigue. La técnica *entrada-salida* se presenta en la sección 2. El control no lineal del sistema de excitación de un generador sincrónico se describe en la sección 3. La sección 4 muestra las simulaciones efectuadas. Las conclusiones se indican en la sección 5.

2. LINEALIZACIÓN ENTRADA-SALIDA

Considere un sistema no lineal de la forma:

$$\begin{aligned}\dot{x} &= f(x) + g(x) \cdot u \\ y &= h(x)\end{aligned}\tag{1}$$

donde $\underline{x} \in R^n$ y $u \in R$ son las variables de estado y la variable de control, respectivamente, $y \in R$ denota la variable de salida, f y g son funciones vectoriales no lineales y h es una función escalar de x .

Este sistema se dice que tiene un *grado relativo r* en el punto de operación \underline{x}_0 , si r es el entero más pequeño tal que:

$$1 \quad L_g L_f^i h(x) = 0 \quad \text{para } i = 0, \dots, r-2 \text{ para todo } x \text{ en la cercanía de } \underline{x}_0$$

$$2. \quad L_g L_f^{r-1} h(x) \neq 0$$

donde L_f y L_g son las derivadas de Lie definidas como:

$$\begin{aligned} L_f h(x) &= \sum_{i=1}^n \frac{\partial h(x)}{\partial x_i} f_i(x) \\ L_g h(x) &= \sum_{i=1}^n \frac{\partial h(x)}{\partial x_i} g_i(x) \end{aligned} \quad (2)$$

Para establecer la forma normal de (1) en un nuevo sistema coordenado Z, el mapeo coordenado debe seleccionarse de

$$Z = \begin{bmatrix} h(x) \\ L_f h(x) \\ \vdots \\ L_f^{n-1} h(x) \end{bmatrix} \quad (3)$$

Si el grado relativo r , es igual al orden del sistema n , la ecuación (1) puede transformarse a la siguiente forma normal,

$$\begin{aligned} \dot{z}_1 &= z_2 \\ \dot{z}_2 &= z_3 \\ &\dots \\ \dot{z}_{n-1} &= z_n \\ \dot{z}_n &= \alpha(x) + \beta(x) \cdot u \end{aligned} \quad (4)$$

donde

$$\begin{aligned} \alpha(x) &= L_f^n h(x) = \frac{\partial(L_f^{n-1} h(x))}{\partial x} f(x) \\ \beta(x) &= L_g L_f^{n-1} h(x) = \frac{\partial(L_f^{n-1} h(x))}{\partial x} g(x) \end{aligned} \quad (5)$$

Para lograr que (4) sea un sistema lineal, debe asumirse que:

$$\alpha(x) + \beta(x) \cdot u = v \quad (6)$$

donde v es el desempeño del nuevo controlador.

Tomando en cuenta la suposición (6), el sistema (4) se transforma en la llamada forma normal de Brunovsky.

$$\dot{Z} = AZ + BV \quad (7)$$

El sistema (7) además de ser linealizado es completamente controlable, mediante la ley de control:

$$u = -\frac{\alpha(x)}{\beta(x)} + \frac{1}{\beta(x)} v \quad (8)$$

Ahora bien, como (7) es un sistema lineal, un buen desempeño del controlador V se logra mediante la técnica de diseño del control óptimo lineal, tal como el método LQR. El método LQR optimiza el índice de desempeño cuadrático

$$J = \frac{1}{2} \int_0^\infty (Z^T Q Z + V^T R V) \cdot dt \quad (9)$$

minimizando el gasto de energía del sistema de control a través de la matriz de peso semidefinida positiva de dimensión $n \times n$, y mediante la matriz de peso definida positiva R de dimensión $m \times m$ (m es el número de señales de control).

Con esta metodología tenemos que la máxima eficiencia del controlador se alcanza cuando

$$V^* = -K^* Z \quad (10)$$

donde V^* denota un vector de control óptimo y K^* es la ganancia óptima retroalimentada, dada por

$$K^* = R^{-1} B^T P^* \quad (11)$$

siendo P^* la solución de la ecuación algebraica de Riccati

$$A^T P + PA - PBR^{-1}B^T P + Q = 0 \quad (12)$$

3. MODELO DINÁMICO Y LEY DE CONTROL

Como se muestra en la Figura 1, el modelo simplificado del sistema de potencia consiste en un generador sincrónico conectado a una red de potencia infinita a través de una línea de transmisión de doble circuito.

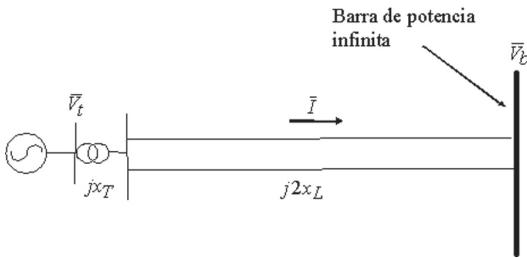


Figura 1. Generador sincrónico conectado a una barra de potencia infinita.

Fuente: (El autor).

El modelo dinámico consiste en un sistema de tercer orden, por cuanto permite obtener resultados satisfactorios (Cao, 1998; Chapman, 1993; Gao, 1994; Lu, 1996; Wang, 1997; Zhu 1997). Se asume que la dinámica del sistema mecánico es muy lenta comparada con la dinámica del generador, de modo que la potencia mecánica P_m es constante. Con esta simplificación, las ecuaciones del sistema mecánico son:

$$\dot{\delta} = \omega - \omega_o \quad (13)$$

$$\dot{\omega} = -\frac{D}{2H}(\omega - \omega_o) - \frac{\omega_o}{2H}(P - P_m) \quad (14)$$

En el caso del generador sincrónico, sólo se considera el efecto temporal de la tensión transitoria de eje en cuadratura, siendo su dinámica dada por:

$$\dot{E}'_q = \frac{1}{T'_{do}}(E_f - E_q) \quad (15)$$

Además, si $x'_d = x_q$, las ecuaciones eléctricas son

$$E_q = E'_q + (x_d - x'_d) \cdot I_d \quad (16)$$

$$E_f = k_c u_f \quad (17)$$

$$P = \frac{E'_q \cdot V_b}{x'_d \Sigma} \sin \delta \quad (18)$$

$$I_d = \frac{E'_q - V_b \cos \delta}{x'_d \Sigma} \quad (19)$$

$$Q = \frac{E'_q \cdot V_b}{x'_d \Sigma} \cos \delta - \frac{V_b^2}{x'_d \Sigma} \quad (20)$$

donde:

$$x'_d \Sigma = x'_d + x_T + x_L$$

Manipulando las ecuaciones (14) a (19), tenemos que,

$$\dot{\omega} = a - b(\omega - \omega_o) - c_1 E'_q \sin \delta \quad (21)$$

$$\dot{E}'_q = -c_2 E'_q + c_3 \cos \delta + c_4 u_f \quad (22)$$

$$L_g L_f^o h(x) = L_g h(x) = 0 \quad (26)$$

donde:

$$L_f h(x) = \omega - \omega_o \quad (27)$$

$$a = \frac{\omega_o}{2H} P_m, \quad b = \frac{D}{2H}, \quad c_1 = \frac{\omega_o}{2H} \frac{V_b}{x'_d \Sigma},$$

$$L_g L_f h(x) = 0 \quad (28)$$

$$c_2 = \frac{1}{T'_{do}} \frac{x_d \Sigma}{x'_d \Sigma}, \quad c_3 = \frac{1}{T'_{do}} \frac{(x_d - x'_d)}{x'_d \Sigma} V_b,$$

$$L_f^2 h(x) = \dot{\omega} \quad (29)$$

$$c_4 = \frac{k_c}{T'_{do}}, \quad x_d \Sigma = x_d + x_T + x_L$$

$$L_g L_f^2 h(x) = -c_1 c_4 \sin \delta \quad (30)$$

Así, el sistema dinámico (13)-(15) puede expresarse como:

$$\begin{bmatrix} \dot{\delta} \\ \dot{\omega} \\ \dot{E}'_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega - \omega_o \\ a - b(\omega - \omega_o) - c_1 E'_q \sin \delta \\ -c_2 E'_q + c_3 \cos \delta \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ c_4 \end{bmatrix} \quad (23)$$

donde su estructura es igual a:

$$\dot{x} = f(x) + g(x) \cdot u \quad (24)$$

Ahora bien, como el objetivo del artículo es mejorar la estabilidad del sistema ante una gran perturbación, se utiliza la desviación en el ángulo de potencia $\Delta\delta$ como la ecuación de salida del controlador, con el propósito de incrementar el par de amortiguamiento y sincronización. Con esta selección:

$$y = h(x) = \delta - \delta_o \quad (25)$$

Una vez establecida la estructura de (1), y de acuerdo con la sección 2, el siguiente paso es calcular las *derivadas de Lie*, las cuales son:

Si en (30) $\sin \delta \neq 0$ es diferente de cero, lo cual es una condición de operación factible, se concluye que el grado relativo del sistema es 3, y es igual al orden de (23), de modo que se puede emplear el método propuesto en la sección 2 para el diseño de un AVR no lineal.

A partir de (3), la transformación de coordenadas al nuevo sistema es:

$$\Phi(x) = Z = \begin{bmatrix} \delta - \delta_o \\ \omega - \omega_o \\ \omega \end{bmatrix} \quad (31)$$

Para comprobar que (31) da origen a un sistema lineal y a la vez controlable, una condición necesaria y suficiente es que el determinante de la *Matriz Jacobiana* de $\Phi(x)$ sea diferente de cero (Isidori, 1995; Khalil, 1996; Sastry, 1999). La *Matriz Jacobiana* de $\Phi(x)$ es:

$$J_\Phi = \frac{\partial \Phi(x)}{\partial x} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ -c_1 E'_q \cos \delta & -b & -c_1 \sin \delta \end{bmatrix} \quad (32)$$

siendo su determinante:

$$\det(J_\Phi) = -c_1 \sin \delta \quad (33)$$

Si $\sin \delta \neq 0$, lo cual es una condición de operación real, el sistema no lineal (23) puede transformarse a través de (31), en un sistema lineal y controlable en el subconjunto:

$$\Omega = \left\{ \delta, \omega, E'_q \mid \sin \delta \neq 0 \right\} \quad (34)$$

Por tanto, el sistema lineal resultante es

$$\begin{bmatrix} \dot{z}_1 \\ \dot{z}_2 \\ \dot{z}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} z_1 \\ z_2 \\ z_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} v \quad (35)$$

$$y(t) = z_1$$

Sustituyendo (21) y (31) en (5), tenemos que:

$$v = -b\dot{\omega} - c_1 \sin \delta \left(-c_2 E'_q + c_3 \cos \delta + c_4 u_f \right) - c_1 E'_q \cos \delta \cdot \Delta\omega \quad (36)$$

siendo la ley de control

$$u_f = \frac{c_2}{c_4} E'_q - \frac{c_3}{c_4} \cos \delta - \frac{E'_q \cos \delta}{c_4 \sin \delta} \Delta\omega - \frac{(b\dot{\omega} + v)}{c_1 c_4 \sin \delta} \quad (37)$$

Ahora bien, combinando (4) y (7) tenemos que:

$$c_2 E'_q = \frac{c_4}{k_c} E_q + c_3 \cos \delta \quad (38)$$

Sustituyendo (38) en (37) tenemos que:

$$u_f = \frac{E_q}{K_c} - \frac{E'_q \cos \delta}{c_4 \sin \delta} \Delta\omega - \frac{(b\dot{\omega} + v)}{c_1 c_4 \sin \delta} \quad (39)$$

Finalmente, al sustituir (6) y (8) en (39) tenemos que:

$$u_f = \frac{E_q}{k_c} - \frac{T'_{do}}{k_c} \frac{E'_q}{P_e} \left(Q + \frac{V_b^2}{x'_d \Sigma} \right) \Delta\omega - \frac{2H}{\omega_o} \frac{T'_{do}}{k_c} \frac{E'_q}{P_e} (b\dot{\omega} + v) \quad (40)$$

Cuando ocurre una gran perturbación, δ se incrementa haciendo que $\cos \delta \rightarrow 0$, de modo que (38) se aproxima como:

$$E'_q \cong \frac{x'_d \Sigma}{x_d \Sigma} E_q \quad (41)$$

A partir de (41), la ley de control no lineal es:

$$u_f \cong \frac{E_q}{k_c} - \frac{E_q}{k_c} \frac{T'_{do}}{P} \frac{x'_d \Sigma}{x_d \Sigma} \left[\left(Q + \frac{V_b^2}{x'_d \Sigma} \right) \Delta\omega - \frac{2H}{\omega_o} \left(\frac{D}{2H} \dot{\omega} + v \right) \right] \quad (42)$$

Ahora bien, para mejorar la eficiencia de (42) se buscará una entrada óptima de v^* , mediante la ecuación algebraica de Riccati. A partir de (35), se conocen las matrices A y B de (7).

Como sólo hay un dispositivo de control, la matriz R es un escalar cuyo valor se asume igual a la unidad, por cuanto se supone que su peso en (9) es del 100 %, es decir, la entrada de control v participa al 100 %.

A partir de (35) se nota que sólo las variables de estado z_1 y z_2 participan en la dinámica del nuevo sistema linealizado. De esta forma, asumiendo un peso del 100 % en (9) para z_1 y z_2 , tenemos que:

$$\mathbf{Q} = \text{diag}(1,1,0).$$

Efectuando los cálculos de (10), (11) y (12); tenemos que:

$$v^* = -\Delta\delta - 2.3\Delta\omega - 2.15\Delta\dot{\omega} \quad (43)$$

Sustituyendo (43) en (42) se obtiene la ley óptima de control:

$$u_f = \frac{E_q}{k_c} + \frac{E_q T_{do}}{k_c P} \frac{x'_d \sum}{x_d \sum} \left[\frac{2H}{\omega_o} \int_0^t \Delta\omega dt - (Q + k_1)\Delta\omega + k_2\Delta\dot{\omega} \right] \quad (44)$$

donde:

$$k_1 = \frac{V_b^2}{x'_d \sum} - \frac{4.6H}{\omega_o}, \quad k_2 = 2.15 - \frac{D}{\omega_o}$$

Note que en (44) todos los parámetros pueden ser medidos directamente. Además, de la teoría de sistemas de potencia se conoce que:

$$E_q = V_t + \frac{Q}{V_t} x_d \quad (45)$$

$$\Delta\dot{\omega} = \dot{\omega} - \dot{\omega}_o = \dot{\omega} = -\frac{D}{2H} \Delta\omega - \frac{\omega_o}{2H} (P - P_m) \quad (46)$$

4. VERIFICACIÓN DEL REGULADOR AUTOMÁTICO DE TENSIÓN

A continuación se presentan las simulaciones efectuadas al sistema de la Figura 1. Los parámetros del sistema, incluyendo los dispositivos de control y las condiciones

iniciales de operación, se muestran en el apéndice. Las simulaciones fueron efectuadas usando el simulador de (Hydro-Québec TransEnergie Technologies, 1999).

Para evaluar el desempeño del controlador no lineal, el sistema fue sometido a una falla trifásica simétrica en el extremo receptor de la línea de transmisión. La falla se inicia a los 0,1 s y se libera a los 0,2 s. La respuesta del control no lineal se compara con el diseño clásico de un AVR/PSS, de acuerdo con los siguientes casos:

Caso 1: En esta configuración, el generador posee un regulador automático de tensión, de acción rápida y de alta tensión de techo, constituido por una función de transferencia de primer orden.

Caso 2: Con el objetivo de mejorar el par de amortiguamiento y sincronización del generador sincrónico, se incorpora al modelo del caso 1 un PSS clásico con un solo bloque de compensación de fase y cuya consigna de control es $\Delta\omega$.

Caso 3: Finalmente, en este último caso se presenta el desempeño del controlador no lineal diseñado en la sección 2.

A partir de la Figura 2 se observa cómo el control no lineal mejora la respuesta del sistema de control de excitación, logrando que la tensión de la bobina de campo se estabilice antes de 1,8 s después de restablecida la línea de transmisión.

La Figura 3 muestra cómo el desempeño del control no lineal es superior a los diseños tradicionales de AVR/PSS. Ante esta situación, la desviación de la tensión terminal recupera su condición pre-falla de una manera suave, sin generar ciertas oscilaciones, como sí sucede en los otros sistemas de control. Note que estas oscilaciones repercuten en la regulación de tensión del generador sincrónico.

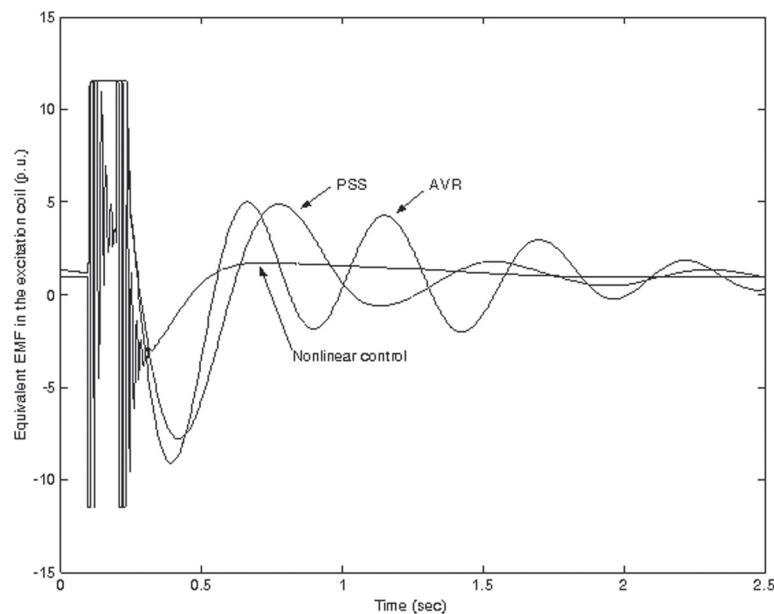


Figura 2. Desempeño del sistema de control de excitación ante la falla trifásica.

Fuente: (El autor).

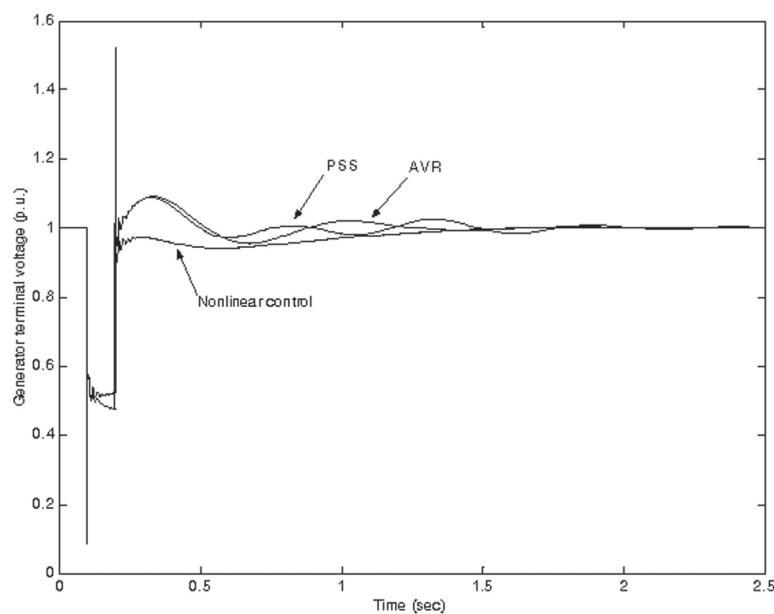


Figura 3. Respuesta de la tensión terminal del generador.

Fuente: (El autor).

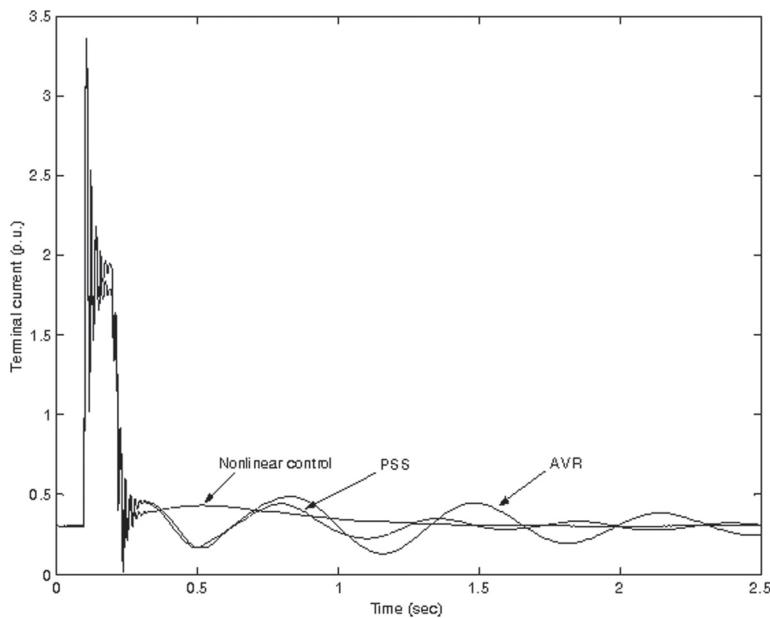


Figura 4. Variación de la corriente terminal ante el cortocircuito simétrico.

Fuente: (El autor).

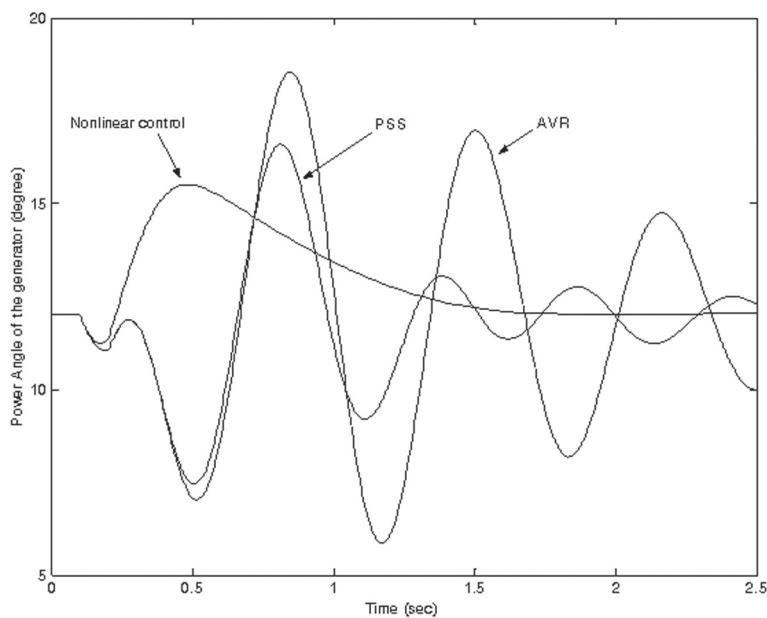


Figura 5. Respuesta dinámica del sistema.

Fuente: (El autor).

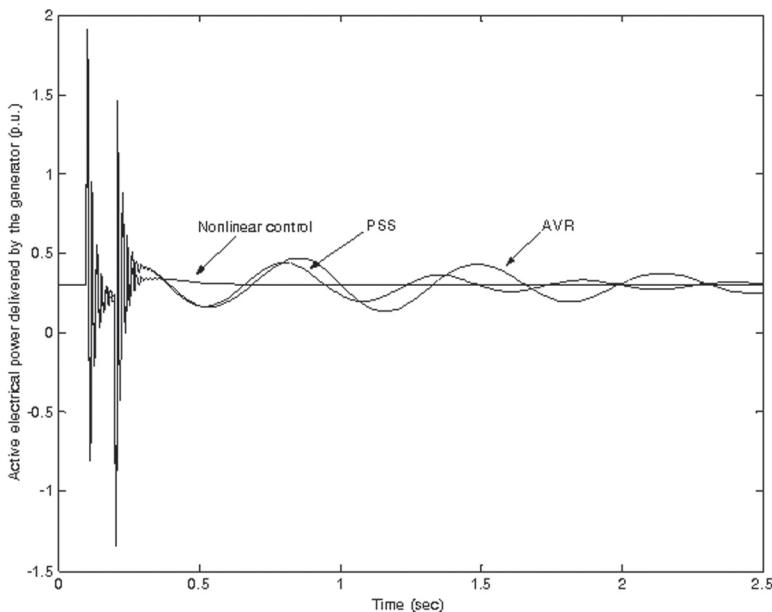


Figura 6. Desviación de la potencia activa entregada por el generador.

Fuente: (El autor).

De la Figura 4 se observa cómo el control no lineal nuevamente logra que la corriente suministrada por el generador, alcance la nueva condición de régimen permanente de una forma suave. El desempeño del control no lineal, hace que el parámetro de corriente terminal se estabilice en menos de 1,3 s, después de eliminar la contingencia.

La simulación en la Figura 5 demuestra que el control no lineal propuesto, satisface el objetivo de estabilizar la variable de salida $\Delta\omega$. Esta cualidad incrementa el par de amortiguamiento y sincronización del generador sincrónico. De esta figura vale la pena observar cómo el ángulo de potencia del generador se recupera de una manera rápida y suave, sin producir oscilaciones en la respuesta de esta variable de control.

Finalmente, la Figura 6 muestra la eficiencia del control no lineal. A partir de esta simulación, la potencia activa suministrada por el generador alcanza el punto de operación pre-falla en menos de 0,3 s después de restablecida la línea de transmisión. Al comparar la respuesta del control no lineal con los diseños tradicionales

de AVR/PSS, debe destacarse la ausencia de oscilaciones de potencia. Fenómeno que sí sucede con los diseños clásicos de AVR/PSS.

CONCLUSIONES

1. El control no lineal propuesto presenta una respuesta satisfactoria en todas las variables de interés, y supera al desempeño obtenido por los diseños convencionales de AVR/PSS.
2. La ley de control obtenida mediante la técnica *entrada-salida*, permite que todos los parámetros involucrados puedan medirse directamente.
3. Se puede asumir que la ley de control (45), presenta características de adaptabilidad, por cuanto las variables E_qP , Q y $\Delta\omega$; dependen de las condiciones de operación del generador sincrónico.
4. Puesto que la ley de control (45) depende del punto de operación, su desempeño será robusto.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Akhrif, O., Okou, F. A., Dessaint, L. A. & Champagne, R. (1999). Application of a multivariable feedback linearization scheme for rotor angle stability and voltage regulation of power systems. *IEEE Trans. Power Systems*, 14(2), 620-628.
- Cao, Y. J., Wu, Q. H., Jiang, L. & Cheng, S. J. (1998). Nonlinear control of power systems multi-mode oscillations. *Electrical Power & Energy Systems*, 20(1), 61-68.
- Chapman, J. W., Ilic, M. D., King, C. A., Eng, L. & Kaufman, H. (1993). Stabilizing a multimachine power system via decentralized feedback linearizing excitation control. *IEEE Trans. Power Systems*, 8(3), 830-839.
- Gao, Y., Jiang, L., Cheng, S., Chen, D., Malik, O. P. & Hope, G. S. (1994). A nonlinear variable structure stabilizer for power system stability. *IEEE Trans. Energy Conversion*, 9(3), 489-495.
- Isidori, A. (1995). *Nonlinear control system: an introduction*. Berlin: Springer-Verlag.
- Khalil, H. A. (1996). *Nonlinear systems* (pp. 531-545). New Jersey: Prentice-Hall.
- Kundur, P. (1994). *Power systems stability and control*. New York: McGraw-Hill.
- Lu, Q. & Sun, Y. Z. (1989). Nonlinear stabilizing control of multimachine systems. *IEEE Trans. Power Systems*, 4(1), 236-241.
- Lu, Q., Sun, Y., Xu, Z. & Mochizuki, T. (1996). Decentralized nonlinear optimal excitation control. *IEEE Trans. Power Systems*, 11(4), 1957-1962.
- Hydro-Québec TransEnergie Technologies (1999). *SimPowerSystem: User's Guide*. The MathWorks Inc.
- Sastry, S. (1999). *Nonlinear systems: analysis, stability and control*. Berlin: Springer-Verlag.
- Wang, Y., Guo, G. & Hill, D. J. (1997). Robust decentralized nonlinear control design for multimachine power systems. *Automatica*, 33(9), 1725-1733.
- Zhu, C., Zhou, R. & Wang, Y. (1997). A new nonlinear voltage controller for power systems. *Electrical Power & Energy Systems*, 19(1), 19-27.

NOMENCLATURA

- δ ángulo de potencia del generador, rad
- ω velocidad del rotor del generador, rad/s
- ω_0 velocidad de la máquina sincrónica rad/s
- P_m potencia motriz mecánica, p.u.
- P potencia eléctrica activa, p.u.
- D constante de amortiguamiento, p.u.
- H constante de inercia, s
- E'_q FEM transitoria en el eje en cuadratura, p.u.
- E_q FEM en el eje en cuadratura, p.u.
- E_f FEM equivalente en la bobina de campo, p.u.
- FEM Fuerza electromotriz
- T'_{do} constante de tiempo transitoria de eje directo, s
- Q potencia eléctrica reactiva, p.u.
- k_c amplificación del sistema de excitación, p.u.

u_f	amplificación del SCR del generador, p.u.
x_T	reactancia del transformador, p.u.
x_d	reactancia de eje directo del generador, p.u.
x'_d	reactancia transitoria de eje directo, p.u.
x_L	reactancia de la línea de transmisión, p.u.
V_b	tensión en la barra de potencia infinita, p.u.
V_t	tensión terminal del generador, p.u

SOBRE EL AUTOR

Eddie A. Araya Padilla

Ingeniero electricista, Ph. D.; profesor asociado del Departamento de Máquinas Eléctricas y Sistemas de Potencia

Escuela de Ingeniería Eléctrica, Universidad de Costa Rica

Teléfono: 207-3891

Correo electrónico: earaya@eie.ucr.ac.cr

ANEXO A

Los parámetros del sistema están en p.u., excepto las constantes de tiempo que se encuentran en segundos.

- Generador sincrónico, transformador y línea de transmisión:

$$L_{md} = 0,91763$$

$$L_l = 0,19837$$

$$L_{lfd} = 0,16537$$

$$R_f = 6,3581 \cdot 10^{-4}$$

$$L_{ld} = 3,9203 \cdot 10^{-2}$$

$$R_{kd} = 4,6454 \cdot 10^{-3}$$

$$x_d = 1,116$$

$$x'_d = 0,327$$

$$\delta_o = 12^o$$

$$D = 0,0$$

$$H = 3,195 \cdot s$$

$$T'_{do} = 5,065 \cdot s$$

$$V_t = 1,0$$

$$K_c = 1,0$$

$$V_b = 1,0$$

$$I_{do} = -0,02$$

$$E'_{qo} = 0,9716$$

$$x_L = 0,26263$$

$$x_T = 0,0$$

- Regulador automático de tensión y PSS:

$$T_r = 0,01 \cdot s$$

$$T_a = 0,01 \cdot s$$

$$K_a = 500$$

$$E_{f\min} = -11,5$$

$$E_{f\max} = 11,5$$

$$K_{PSS} = 7,0$$

$$T_W = 1,9 \cdot s$$

$$T_1 = 0,154 \cdot s$$

$$T_2 = 0,033 \cdot s$$

$$T_r = 0,01 \cdot s$$

$$T_a = 0,01 \cdot s$$

$$K_a = 500$$