

COMPENSACIÓN REACTIVA ESTÁTICA DE GENERADORES EÓLICOS A INDUCCIÓN

R. Achilles, B. Bucki Wasserman, C. Moreno, R. Carabajal

Grupos de Estudio Física Aplicada – Energías Alternativas, UTN Confluencia, Universidad Tecnológica Nacional

P Rotter s/n, P Huinul, Neuquén, AR Q8318 www.uacf.utn.edu.ar

ph/fax: +54 (299) 496-0510 e-m: <achilles@ieee.org>

RESUMEN: El artículo describe las dificultades de control reactivo encontradas en la aplicación de generadores eólicos a inducción a sistemas eléctricos aislados de media tensión. Un compensador estático compuesto de capacitores desconectables y reactores controlables por tiristores es propuesto como solución. La metodología y programa de diseño paramétrico introducidos, formulados en dominios de variable compleja de Laplace y frecuencia, incluyen un modelo dinámico de impedancia del inductor. La inestabilidad de la ganancia de realimentación del sistema para variaciones del atraso de fase de disparo de tiristores, obligó a la adopción de un algoritmo adaptivo para obtención de las ganancias límite instantáneas por Routh-Hurwitz. Su operación –para una aplicación típica sujeta a respuesta a escalón- se encontró satisfactoria.

Palabras clave: generación eólica – máquina asincrónica – control reactivo

1 INTRODUCCIÓN

1.1 La generación eólica

La extensión geográfica de Argentina inhibe la incorporación de unos 3 millones de habitantes de áreas rurales dispersas al sistema interconectado nacional. A esta insatisfacción de demanda eléctrica se agrega la crisis energética que actualmente azota al país caracterizada por el crecimiento del precio del mercado “spot” a hasta 120US\$/MWh a partir de las 7:00 PM de los días hábiles, con un déficit de potencia en el rango de 4000MW.

La generación eólica, una de las formas de energía renovable que registra mayor evolución en las últimas dos décadas, ha experimentado un crecimiento del 25% anual acumulado con ventas por más de 70,000 millones de US\$ y unos 80,000 MW de turbinas instaladas en el mercado mundial. Su auge se fundó en la reducción del valor de “corte” (piso de ganancias) a 70US\$/MWh –sustancialmente por debajo del precio “spot” vespertino de Argentina- y sus plazos de puesta en servicio de la mitad de los correspondientes a generación térmica equivalente, lo que saturó la demanda mundial de molinos.

Además de sitios eólicos off-shore con velocidades medias anuales de viento de 7 a 8m/s, el país ofrece los mejores de tierra firme del mundo con velocidades medias entre 8 y 11m/s y un potencial de unos 300,000MW. Con estas cifras y el déficit energético, contrasta la escasa capacidad eólica instalada de 30MW. Todo indica que la radicación de fábricas de generadores eólicos resolvería la coyuntura a mediano plazo, diversificando la matriz energética nacional y simultáneamente reduciendo el incremento de emisiones de CO₂ de ciclos combinados de hasta 50 millones de Ton/año pronosticadas para 2020.

1.2 La máquina a inducción

Una máquina a inducción trifásica es similar a una sincrónica de corriente alterna, teniendo la primera un circuito rotórico más simple. Un diseño rotórico típico de aquella es la estructura de jaula de ardilla con barras conductoras cortocircuitadas en sus extremos. Al aplicar corriente trifásica al estator se produce un campo magnético rotativo sincrónico que induce corrientes rotóricas. El campo magnético rotórico producido configura un motor con el rotor arrastrado por el campo estatórico a frecuencia de resbalamiento, manteniéndose un torque sobre la carga mecánica del eje. En cambio, la inyección de potencia mecánica al eje desde una fuente externa posibilita incrementar la velocidad rotórica por encima de la sincrónica del sistema, volviendo a la máquina un generador a inducción supersincrónico que inyecta potencia eléctrica a la red con resbalamiento negativo. Mientras que las ventajas de la máquina de inducción incluyen su simplicidad eléctrica y flexibilidad de velocidad, su desventaja básica es que es altamente inductiva requiriendo la asistencia de fuentes reactivas externas.

1.3 Compensación reactiva

El término compensación se utiliza en potencia eléctrica para describir la inserción intencional de dispositivos reactivos en pos de un efecto deseado sobre el sistema. La potencia P , Q entregada en el extremo de una línea de impedancia $R+jX$ a un voltaje V , se relaciona con la caída de tensión ΔV de la línea aproximadamente por (Weedy, 1972):

$$\Delta V = \frac{R \cdot P + X \cdot Q}{V} \quad (1)$$

donde el usualmente dominante efecto de X sobre R origina la dependencia del control de tensión del sistema de la potencia reactiva Q .

Los capacitores shunt, conectados al sistema para suministrar potencia reactiva, compensan la componente fuera de fase de corriente inductiva de modo similar a una máquina síncrona sobreexcitada (generador o motor). Los capacitores se conectan, continúa o discontinuamente en función del ciclo de carga. Aplicados a un punto con factor de potencia en atraso, verifican los siguientes efectos sobre el sistema:

- Incrementan el nivel de tensión en la posición de carga.
- Incrementan la regulación de tensión si se implementa su desconexión automática.
- Baján pérdidas de transmisión por reducción de la corriente de transferencia.
- Reducen la carga aparente de generadores y líneas.
- Baján la inversión en equipamiento por unidad de MW de carga suministrada.
- Decrecen las altas corrientes de arranque de grandes motores.

La acción del capacitor shunt difiere de la del compensador síncrono ya que mientras su potencia reactiva varía con el cuadrado de la tensión, las máquinas síncronas mantienen aproximadamente MVA constantes para cambios repentinos de tensión estabilizando adicionalmente el sistema. Más aun, la conexión de éstos en paralelo a la capacitancia de la transmisión, decrece la frecuencia resonante del sistema desintonizándolo del impacto de componentes de alta frecuencia.

1.4 Compensadores estáticos

Los avances tecnológicos en tiristores han conducido al desarrollo de los Compensadores Estáticos (SVS). Estos dispositivos compuestos por elementos shunt estándar (reactores lineales o no-lineales y capacitores) controlados por tiristores (Gyuyi et al, 1978), solucionan dos tipos de problemas:

- La compensación reactiva local de cargas industriales altamente inductivas y fluctuantes –como hornos de arco eléctrico o molinos industriales- normalmente conectadas a una barra única.
- El soporte de tensión de una barra genérica de transmisión afectada por perturbaciones de generación y transmisión.

El objetivo dinámico de los compensadores estáticos es mejorar la estabilidad del sistema de potencia reduciendo fluctuaciones de tensión de barras por variación de carga y limitando sobretensiones post-falla. Las dos componentes fundamentales de control tiristorizado de reactivo son (Gyuyi y Taylor, 1980):

- Capacitores Desconectables (TSC) consistentes de un banco de capacitores dividido en ramas suficientemente pequeñas para su conexión individual a tensión cero y desconexión individual a corriente cero, de modo de minimizar transitorios y generación armónica.
- Reactores Controlables (TCR) en los que la conducción del reactor es controlada por retardo tiristorizado del cero natural de la componente fundamental de corriente del dispositivo. Esta acción de control genera corrientes armónicas.

La magnitud de armónicas producidas por los TCR pueden reducirse por dos medios: (a): dividir al reactor en ramas desconectables con sólo una dejada para control; y (b): introducir un arreglo de 12 pulsos dividiendo al reactor en dos: uno aplicado a un devanado secundario de transformador en Y, y el otro a un devanado secundario en delta.

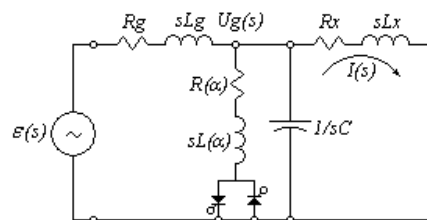


Fig. 1 - Circuito de Perturbación de la Aplicación de SVS

2 EL SISTEMA DINÁMICO

Para el sistema estudiado de impedancia constante y generación fluctuante indicado en la Figura 1, se seleccionó un SVS consistente de un capacitor fijo en combinación con un TCR. Como criterio de diseño se optó por la compensación capacitiva de la susceptancia inductiva externa, dejando para el TCR el margen de control de tensión terminal ΔU_g . El grado de compensación en derivación seleccionado, que permite el cálculo de la capacitancia C , se define como:

$$k_c = (\omega C - 2 / \omega L) \frac{R_x^2 + \omega^2 L_x^2}{\omega L_x} \quad (2)$$

donde la ecuación adicional de margen de control de tensión para cálculo de la inductancia del compensador L es:

$$\frac{\Delta U_g}{U_g} = \frac{2 / \omega L}{\omega C - 2 / \omega L} = 2(\omega^2 LC - 2)^{-1} \quad (3)$$

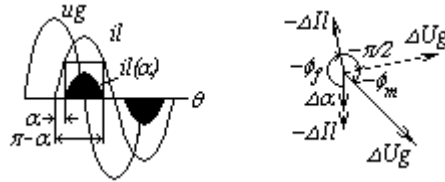


Fig. 2 - Corriente Controlada del Reactor y Plano Fasorial

La demora tiristorizada de conducción del reactor respecto al cero natural de corriente convierte a los parámetros R y L del TCR en funciones del ángulo de retardo α . La magnitud $L(\alpha)$ y derivada angular $L'(\alpha)$ utilizadas en el modelo pueden obtenerse del valor eficaz de corriente de conducción retardada $I_l(\alpha) \equiv \int_{\alpha/\omega}^{(\pi-\alpha)/\omega} i_l(t) dt$ (ver Figura 2). Resolviendo esta integral dentro de la expresión de $L(\alpha)$, con el ángulo sincrónico $\theta = \omega t$ tomado como variable independiente, resulta:

$$L(\alpha) = \frac{U_g}{\omega \cdot I_l(\alpha)} = \frac{U_g}{\omega \cdot I_l \sqrt{(2/\pi) \int_{\alpha}^{\pi-\alpha} (\sin \theta - \sin \alpha)^2 d\theta}} = \sqrt{\frac{\pi}{(\pi - \alpha)(1 + 2 \sin^2 \alpha) - 3 \sin 2\alpha}} \cdot L \quad (4)$$

y la derivada de la inductancia dinámica respecto al ángulo de retardo α resulta:

$$L'(\alpha) = \sqrt{\frac{\pi}{(\pi - \alpha)(1 + 2 \sin^2 \alpha) - 3 \sin 2\alpha}} [1 + 2 \sin^2 \alpha - (\pi - 2\alpha) \sin 2\alpha + 3 \cos 2\alpha] \cdot L \quad (5)$$

con expresiones similares para la resistencia del inductor $R(\alpha)$ y su derivada $R'(\alpha)$. Las ecuaciones de Kirchhoff descriptivas del circuito de perturbación en el punto operativo α_0, U_{g0} son:

$$\begin{cases} I(s) = \frac{\varepsilon(s)}{s(Lg + Lx) + (Rg + Rx)} - \left\{ sC + [sL(\alpha_0) + R(\alpha_0)]^{-1} \right\} U_g(s) - \frac{d \left\{ sC + [sL(\alpha) + R(\alpha)]^{-1} \right\}}{d\alpha} \Big|_{\alpha=\alpha_0} U_{g0} \alpha(s) \\ U_g(s) = (sLx + Rx) I(s) \end{cases} \quad (6)$$

que definen las ecuaciones para construir el Diagrama de Señal (Mason, 1956) de Figura 3:

$$\begin{cases} I(s) = k_{ei} \varepsilon(s) - k_{ui} U_g(s) + k_{\alpha} \alpha(s) \\ U_g(s) = k_{iu} I(s) \end{cases} \quad (7)$$

donde los lazos $L_2(s)$ y $L_3(s)$ se agregaron para introducir los atrasos angulares de medición de tensión y disparo de tiristores. Los parámetros y lazos del diagrama de señal son:

$$\begin{aligned} k_{ei} &= \frac{1}{s(Lg + Lx) + (Rg + Rx)} & k_{ui} &= \frac{s^2 L(\alpha_0) C + sR(\alpha_0) C + 1}{sL(\alpha_0) + R(\alpha_0)} & k_{\alpha} &= \frac{U_{g0} [sL'(\alpha_0) + R'(\alpha_0)]}{s^2 L(\alpha_0)^2 + s2R(\alpha_0)L(\alpha_0) + R(\alpha_0)} \\ k_{iu} &= sLx + Rx & L_1(s) &= -k_{iu} k_{ui} & L_2(s) &= -sTm & L_3(s) &= -sTf \end{aligned} \quad (8)$$

y la Función de Transferencia de Circuito Abierto $U_g(s)/\alpha(s)$ es definida por la Regla de Mason como:

$$G(s) = \frac{U_g(s)}{\alpha(s)} = \frac{k_{\alpha} k_{iu}}{[L_1(s) + L_2(s) - 1][L_3(s) - 1]} = \frac{b_2 s^2 + b_1 s + b_0}{s^5 + a_4 s^4 + a_3 s^3 + a_2 s^2 + a_1 s + a_0} \quad (9)$$

con:

$$a_4 = L(\alpha_0) \{ LxL(\alpha_0)C + [RxL(\alpha_0) + 2R(\alpha_0)Lx]CTf + L(\alpha_0)TmTf \} [LxL(\alpha_0)^2 CTf]^{-1}$$

$$a_3 = R(\alpha_0) \{ LxL(\alpha_0)C + [2RxL(\alpha_0) + R(\alpha_0)Lx]CTf + 2L(\alpha_0)TmTf \} [LxL(\alpha_0)^2 CTf]^{-1} + L(\alpha_0) \{ [RxL(\alpha_0) + R(\alpha_0)Lx]C + L(\alpha_0)Tm + [Lx + L(\alpha_0)]Tf \} [LxL(\alpha_0)^2 CTf]^{-1}$$

$$a_2 = R(\alpha_0) \{ [RxL(\alpha_0) + R(\alpha_0)Lx]C + L(\alpha_0)Tm + [Lx + L(\alpha_0) + R(\alpha_0)(RxC + Tm)]Tf \} [LxL(\alpha_0)^2 CTf]^{-1} + L(\alpha_0) \{ [Lx + L(\alpha_0) + [Rx + R(\alpha_0)]Tf + R(\alpha_0)(RxC + Tm)] \} [LxL(\alpha_0)^2 CTf]^{-1}$$

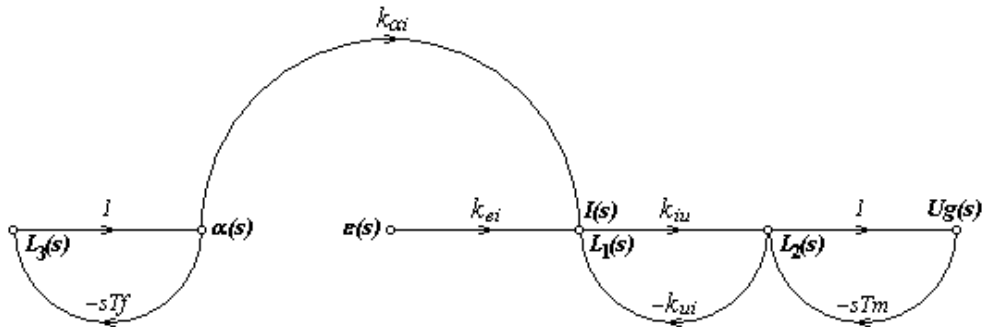


Fig. 3 - Diagrama de Señal de Lazo Abierto

$$a_1 = \frac{R(\alpha_0)\{Lx + 2L(\alpha_0) + R(\alpha_0)(RxC + Tm) + [Rx + R(\alpha_0)]Tf\} + RxL(\alpha_0)}{LxL(\alpha_0)^2 CTf}$$

$$a_0 = R(\alpha_0)[Rx + R(\alpha_0)][LxL(\alpha_0)^2 CTf]^{-1}$$

$$b_1 = U_{g_0}[RxL'(\alpha_0) + R'(\alpha_0)Lx][LxL(\alpha_0)^2 CTf]^{-1}$$

$$b_2 = U_{g_0}LxL'(\alpha_0)[LxL(\alpha_0)^2 CTf]^{-1}$$

$$b_0 = U_{g_0}RxR'(\alpha_0)[LxL'(\alpha_0)^2 CTf]^{-1}$$

En el Plano Fasorial (Achilles y Ramírez, 1985) de Figura 2 un incremento angular $\Delta\alpha$ da lugar a una reducción de corriente inductiva $-\Delta I$, atrasada ϕ_p por disparo de tiristores. Esta corriente (capacitiva) produce una tensión incremental ΔU_g atrasada en cuadratura, con un atraso adicional ϕ_m por medición de tensión. Lo mencionado origina una componente de ΔU_g en fase con $\Delta\alpha$ a baja frecuencia, requiriendo la aplicación de realimentación proporcional. Asumiendo una ganancia paramétrica kf de realimentación, la ecuación característica modificada es:

$$q(s) = 1 + kf \cdot G(s) = 1 + kf \frac{b_2s^2 + b_1s + b_0}{s^5 + a_4s^4 + a_3s^3 + a_2s^2 + a_1s + a_0} \quad (10)$$

cuyo arreglo de Routh-Hurwitz definiendo, en términos de la magnitud de kf las condiciones necesarias y suficientes de estabilidad del sistema (Routh, 1892; Hurwitz, 1895), es:

$$\begin{array}{l|lll} s^5 & 1 & a_3 & a_1 + b_1kf \\ s^4 & a_4 & a_2 + b_2kf & a_0 + b_0kf \\ s^3 & c_{40} + c_{41}kf & c_{20} + c_{21}kf & 0 \\ s^2 & d_{40} + d_{41}kf + d_{42}kf^2 & a_0 + b_0kf & 0 \\ s^1 & e_{40} + e_{41}kf + e_{42}kf^2 + e_{43}kf^3 & 0 & 0 \\ s^0 & a_0 + b_0kf & 0 & 0 \end{array} \quad (11)$$

Los valores límite de kf obtenidos, en correspondencia con los puntos de cruce del eje $j\omega$ por el Trazo de Raíces de la ecuación (10) (Evans, 1950), son calculados del requerimiento de signo positivo a elementos de la primera columna del arreglo:

$$c_{40} + c_{41}kf > 0, \quad d_{40} + d_{41}kf + d_{42}kf^2 > 0, \quad e_{40} + e_{41}kf + e_{42}kf^2 + e_{43}kf^3 > 0, \quad a_0 + b_0kf > 0 \quad (12)$$

donde:

$$\begin{aligned} c_{40} &= (a_3a_4 - a_2) / a_4, & c_{41} &= -b_2 / a_4, & c_{20} &= (a_1a_4 - a_0) / a_4, & c_{21} &= (a_4b_2 - b_1) / a_4 \\ e_{40} &= (c_{20}d_{40} - a_0c_{40}) / (d_{40} + d_{41}kf + d_{42}kf^2), & e_{41} &= (c_{20}d_{41} + c_{21}d_{40} - a_0c_{41} - b_0c_{40}) / (d_{40} + d_{41}kf + d_{42}kf^2) \\ e_{42} &= (c_{20}d_{42} + c_{21}d_{41} - b_0c_{41}) / (d_{40} + d_{41}kf + d_{42}kf^2), & e_{43} &= c_{21}d_{42} / (d_{40} + d_{41}kf + d_{42}kf^2) \end{aligned}$$

Un factor de complejidad adicional de este estudio está determinado por la dependencia $\alpha_0 \rightarrow kf$. Como existen variaciones en una relación 1:4 del máximo kf estable a lo largo del rango $0-\pi/2$ de α_0 , esta técnica se aplicó a diez diferentes ángulos de atraso al disparo de tiristores entre 0 y 81° .

3 RESPUESTA EN FRECUENCIA

La respuesta en frecuencia del sistema de lazo abierto fue seleccionada para verificar las magnitudes límite de kf obtenidas arriba. Con $s=j\omega$ en $kfG(s)$ su transformada de Fourier, describiendo la respuesta estacionaria del sistema a una entrada sinusoidal, es:

$$kf \cdot G(j\omega) = kf \frac{(b_1\omega) + j(-b_2\omega^2 + b_0)}{(a_4\omega^4 - a_2\omega^2 + a_0) + j(\omega^5 - a_3\omega^3 + a_1\omega)} \quad (13)$$

Se seleccionó el punto operativo $\alpha_0 = \pi/4$, $U_{g_0} = 1.0$ pu para estudios de respuesta de frecuencia. Mientras que el Margen de Fase (Nyquist, 1932) se eligió como criterio de estabilidad relativa, el desempeño del sistema de lazo cerrado se evaluó con el Trazo Polar de Nichols (James et al, 1947).

4 SIMULACIÓN

Es conveniente complementar el estudio en frecuencia con una simulación del sistema de lazo cerrado en condiciones variables de tensión terminal y fase de disparo de tiristores. La función de transferencia de lazo cerrado –en línea con ecuaciones (9) y (10)- y las Ecuaciones de Estado y Salida derivadas en base a Mason (Dorf, 1965) son:

$$T(s) = \frac{kf \cdot G(s)}{1 + kf \cdot G(s)} = kf \frac{b_2s^2 + b_1s + b_0}{s^5 + a_4s^4 + a_3s^3 + (a_2 + b_2kf)s^2 + (a_1 + b_1kf)s + (a_0 + b_0kf)} \quad (14)$$

$$\frac{d\mathbf{X}}{dt} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ -(a_0 + b_0kf) & -(a_1 + b_1kf) & -(a_2 + b_2kf) & -a_3 & -a_4 \end{bmatrix} \mathbf{X} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \alpha(t) \quad (15)$$

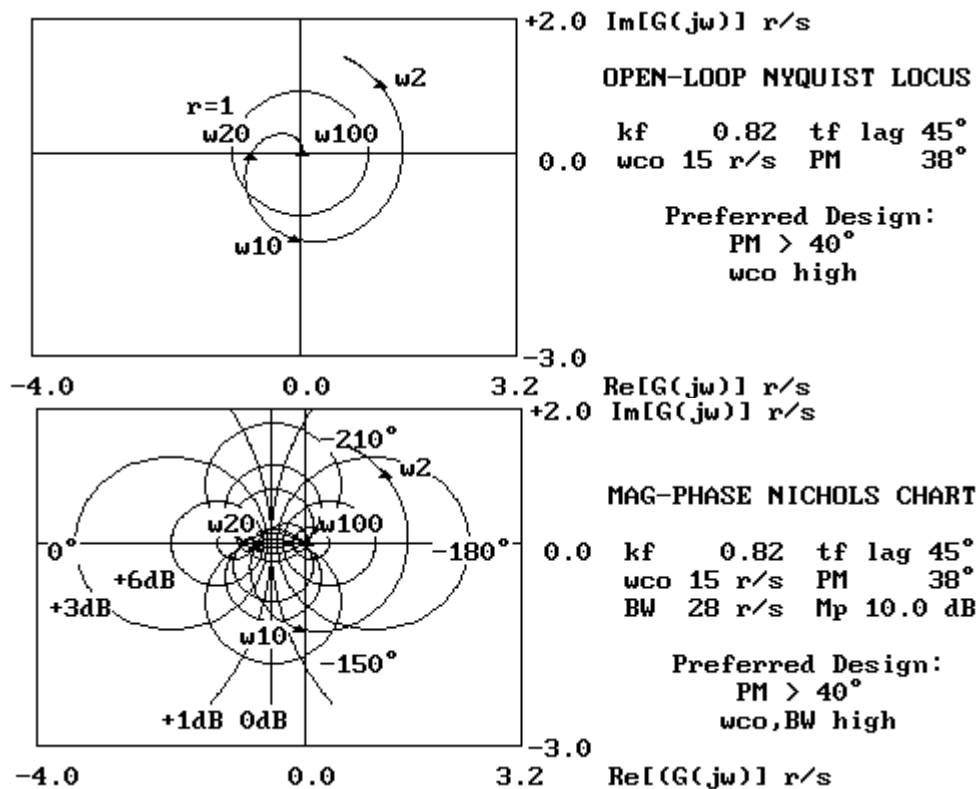


Fig. 4 - Trazo de Nyquist y Carta de Nichols

6 CONCLUSIONES

La proximidad de tres de los polos del sistema de lazo abierto (p_2, p_3 y p_4) introduce una caída de fase abrupta en la década 5-50r/s. El atraso de fase asociado de -270° origina un trazo de Nyquist espiralado que cruza el círculo de radio unitario a 15r/s con un -restringido- margen de fase de 38° (ver Figuras 3 y 4).

Un también limitado ancho de banda de 28r/s y una elevada magnitud de respuesta de pico de lazo cerrado de 10dB, son obtenidos de la carta de Nichols de Figura 4. El algoritmo adaptivo introducido para compensar el cambio de ganancia límite k_f por variación del atraso de fase de disparo de tiristores configura un atenuador de la alta sensibilidad de lazo cerrado encontrada. El mismo se ensayó con una simulación de respuesta a escalón al sistema de lazo cerrado.

Se aplicó un incremento del atraso de fase de 10% al sistema de lazo cerrado bajo condiciones iniciales U_{g0} , k_{f0} y α_0 , arrojando un sobrealcance de 6.7% y un tiempo de estabilización de la tensión terminal de 500ms. Variaciones de la constante en el rango 0.868-0.996 produjeron una magnitud de pico de 1.013pu dentro del margen de tensión terminal especificado, encontrándose satisfactorio el comportamiento del esquema de control adaptivo (ver Figura 5).

Un sistema alternativo a éste incluyendo una ganancia fija $k_f=0.44$ (tomada de la tabla de salida del programa) arroja un marginalmente mayor amortiguamiento, con un menor sobrealcance (5.9%) y un tiempo de estabilización duplicado.

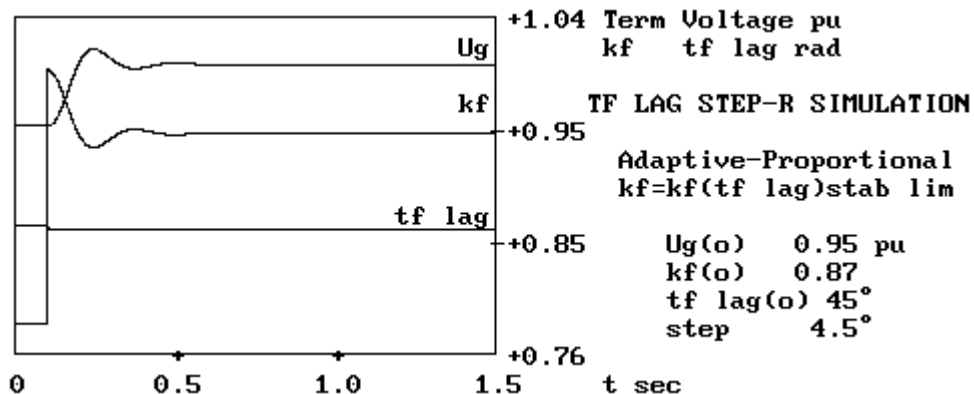


Fig. 5 - Respuesta a Escalón de Lazo Cerrado con Control Adaptivo

7 REFERENCIAS

- Weedy B. (1972). *Electric Power Systems*, Wiley, New York.
- Gyugyi L., Otto R. y Putman T. (1978). Principles and Applications of Static VAR Systems, *IEEE Trans. PAS-97*, 1935.
- Gyugyi L. y Taylor E. Jr. (1980). Characteristics of Static Thyristor-Controlled Shunt Compensators for Power Transmission System Applications, *IEEE Trans. PAS-99*, 1795.
- Mason S. (1956). Feedback Theory: Further Properties of Signal Flow Graphs, *IRE Proc.* 44, 920.
- Achilles R. y Ramirez A. (1985). An In-Depth Analysis of Critical Parameters Affecting Leading SSR Countermeasures, *IEEE Trans. PAS-104*, 357.
- Routh E. (1892). Dynamics of a System of Rigid Bodies, *Macmillan*, New York.
- Hurwitz A. (1895). On the Conditions Under Which an Equation Has Only Roots with Negative Real Parts, *Matematische Annalen* 46, 273.
- Evans W. (1950). Control System Synthesis by Root Locus Method, *AIEE Trans.* 69, 1.
- Nyquist H. (1932). Regeneration Theory *Bell System Tech. Journal* 1932, 126.
- James H., Nichols N. y Phillips R. (1947). Theory of Servomechanisms, *McGraw-Hill*, New York.
- Dorf R. (1965). Time Domain Analysis and Design of Control Systems, *Addison-Wesley* Reading, Massachusetts.

ABSTRACT: The article describes the difficulties found in the application of eolic induction generators to isolated mid-voltage electrical systems. A static compensator consisting of a combination of thyristor-switched capacitors and thyristor-controlled reactors is proposed as a solution. The introduced parametric-sizing methodology and program, formulated in Laplace complex-variable and frequency domains, include a dynamic model of the inductor's impedance. The system proportional-gain feedback instability for changing thyristor-firing phase-lag angles, compels to the use of an adaptive-control algorithm drawing instantaneous Routh-Hurwitz limit gains. Its operation –for a typical application subject to a step-response test- was found satisfactory.

Keywords: eolic generation – asynchronous machine – reactive control