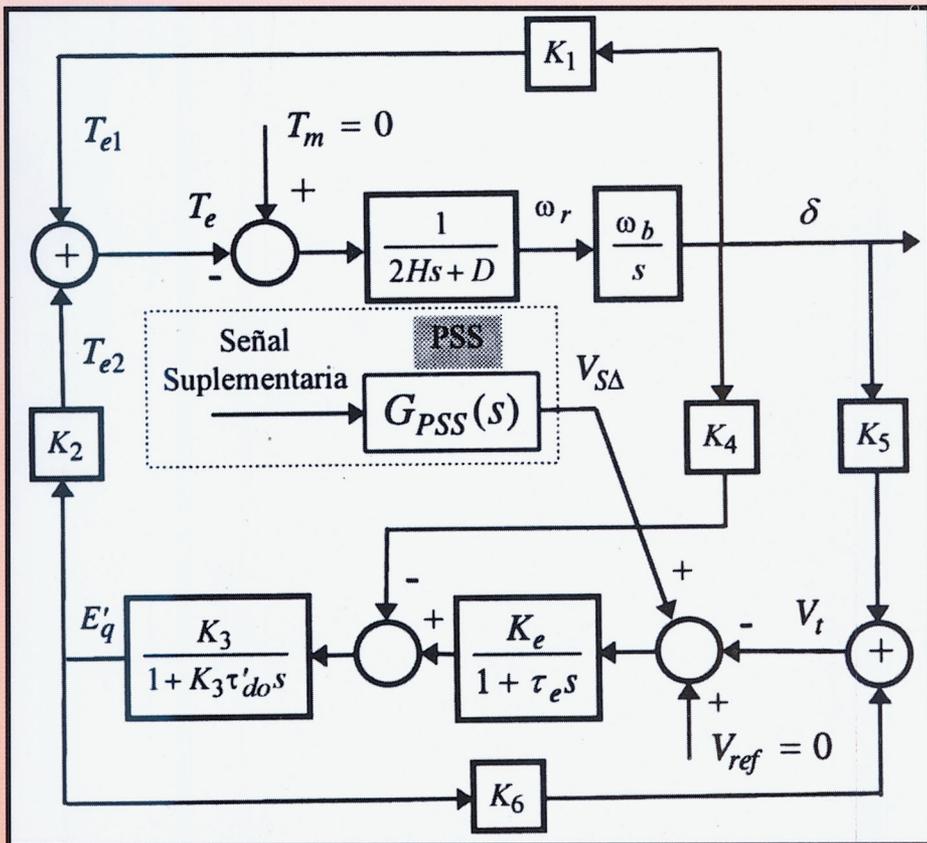


# Ingeniería

Revista de la Universidad de Costa Rica  
Enero/Junio 1997 VOLUMEN 7 N° 1



ISSN 1409-2441

# INGENIERIA

Revista Semestral de la Universidad de Costa Rica  
Volumen 7, Enero/Junio 1997 Número 1

## DIRECTOR

Rodolfo Herrera J.

## CONSEJO EDITORIAL

Víctor Hugo Chacón P.

Ismael Mazón G.

Domingo Riggioni C.

## CORRESPONDENCIA Y SUSCRIPCIONES

Editorial de la Universidad de Costa Rica  
Apartado Postal 75  
2060 Ciudad Universitaria Rodrigo Facio  
San José, Costa Rica

## CANJES

Universidad de Costa Rica  
Sistema de Bibliotecas, Documentación e Información  
Unidad de Selección y Adquisiciones-CANJE  
Ciudad Universitaria Rodrigo Facio  
San José, Costa Rica

### Suscripción anual:

Costa Rica: ₡ 1 000,00

Otros países: US \$ 25,00

### Número suelto:

Costa Rica: ₡ 750,00

Otros países: \$ 15,00



Edición aprobada por la Comisión Editorial de la Universidad de Costa Rica  
© 1998 EDITORIAL DE LA UNIVERSIDAD DE COSTA RICA  
Todos los derechos reservados conforme a la ley  
Ciudad Universitaria Rodrigo Facio  
San José, Costa Rica.

Revisión Filológica: *Lorena Rodríguez*

Diseño Gráfico, Diagramación y Control de Calidad:  
*Sergio Aguilar Mora*

*Impreso en la Oficina de Publicaciones  
de la Universidad de Costa Rica*

Revista  
620.005  
I-46i

Ingeniería / Universidad de Costa Rica. —  
Vol. I, no. 1 (ene./jun. 1991)— . — San José, C. R. : Editorial de  
la Universidad de Costa Rica, 1991— (Oficina de Publicaciones de la  
Universidad de Costa Rica)  
v. : il

ISSN 1409-2441

Semestral.

1. Ingeniería - Publicaciones periódicas.

CCC/BUCR—250



## DISEÑO DE UN TRANSFORMADOR MATRICIAL PLANO

*Emilio Alpízar Villegas*

### SUMMARY

A 2X4 (eight transformers integrated into a matrix) with 16:1 turns ratio low-profile matrix transformer has been designed, constructed and tested, using an interactive spread sheet program, for a power of 100 watts operating at 1MHz. The transformer consists of planar "flex-z-folded" windings, etched out of copper/kapton™ laminates, sandwiched between two ferrite plates that are bridged by ferrite posts. Trade-offs among height, volume, frequency and losses have been analyzed.

### RESUMEN

Se ha diseñado, construido y probado un transformador matricial plano. Consiste en una matriz de 8 transformadores, integrados en dos filas y cuatro columnas, con una relación total de 16:1. Las bobinas son de material flexible laminado, impresas en cobre, con una capa de Kapton™ como aislante. Las bobinas quedan encerradas por dos placas de ferrita conectadas por ocho columnas. Se analizan las relaciones entre altura, volumen, frecuencia y pérdidas, para obtener un diseño óptimo, usando una hoja electrónica de cálculo.

### 1. INTRODUCCIÓN

Un transformador matricial puede construirse de transformadores discretos o formando una estructura magnética integral [1,2]. Las bobinas pueden construirse de alambre convencional o de circuitos impresos flexibles [5].

La geometría integral de placas y columnas de ferrita constituye, por sí mismo, un transformador matricial de perfil plano. Esta configuración permite prefabricar las bobinas y provee una altura de ventana apropiada para variar el número vueltas y el calibre de las mismas. Las bobinas secundarias se intercalan en las primarias para minimizar los efectos de la inductancia de dispersión [3]. (Ver Figura N°1.)

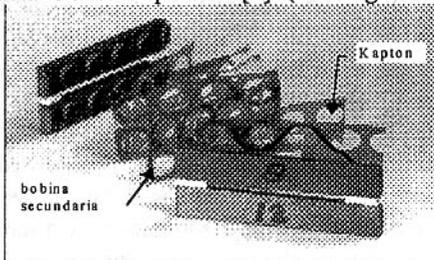


Figura N° 1. Ubicación de bobinas primarias y secundarias

El transformador se ha diseñado mediante el uso de una hoja de cálculo interactiva, que facilita el diseño y modelado de la resistencia y la inductancia, para obtener pérdidas mínimas al variar sus dimensiones. El transformador tiene una relación de transformación total de 16:1 y una potencia de 100 watt, para una salida de 5 volt a una frecuencia de 1 MHz. El diseño final se obtiene de variar la altura total y calcular las pérdidas y la eficiencia. Los valores mínimos para altura y pérdidas, así como la máxima eficiencia, fijan las dimensiones para el transformador por construir.

### 2. DESCRIPCIÓN DE TRANSFORMADOR

La altura del transformador es la principal limitante de diseño, el cual se aplica a tarjetas conectadas a una distribución en alta tensión (al voltaje primario). La estructura propuesta reduce todas las otras dimensiones para obtener longitudes de interconexión cortas. El número de conexiones por medio de soldadura se reduce a cuatro puntos de conexión en la bobina secundaria. Para el transformador, se han escogido los siguientes parámetros de diseño:

Altura: 6mm (1/4")

Voltaje primario: 80 v.

Voltaje secundario: 5 v.

Frecuencia de operación: 1 MHz  
Potencia de salida: 100 watt.

## 2.1 EL NÚCLEO

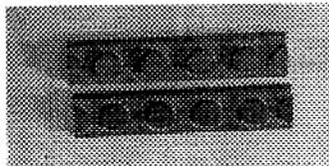


Figura N° 2  
Piezas del  
núcleo

En principio, los 8 transformadores elementales, que constituyen el transformador, se podrían integrar en solo dos piezas. Una placa con las columnas y una tapa plana serían un ejemplo, entre muchos otros, de geometría del núcleo. Sin embargo, se diseña y construye en cuatro piezas idénticas (Ver Figura N°2) con lo que se tiene uniformidad de fabricación y bajo costo.

El espacio entre las dos piezas permite el acceso a las interconexiones. Por esta separación se alcanzan puntos de medición cercanos a las terminaciones para evitar componentes parásitos en las mediciones. Las piezas se acoplan mediante prensas exteriores de material no magnético. Esta forma de construcción provee un entrehierro pequeño y da buena estabilidad mecánica al transformador.

## 2.2 EL DEVANADO PRIMARIO

La bobina primaria es construida en circuito impreso flexible (Ver Figura N°3). Es un arreglo de media vuelta de una película de cobre impresa sobre aislante (Kapton<sup>TM</sup>). La lámina de cobre/kapton<sup>TM</sup> es doblada en forma de zeta (Ver Figura N°1) para obtener las bobinas de una vuelta con conexión automática en serie y sin puntos de soldadura.



Figura N° 3 Bobina primaria sin doblar.

Se tienen 16 vueltas en el primario, dos vueltas alrededor de cada uno de los 8 postes, para un

total de cuatro capas de lámina impresa. Entre las capas sin aislamiento, (primera y segunda, tercera y cuarta) se introducen láminas adicionales de aislante.

## 2.3 EL DEVANADO SECUNDARIO

Este devanado también es construido con circuitos impresos flexibles (Ver Figura N° 4) y se inserta entre las capas segunda y tercera del devanado primario para reducir la inductancia de dispersión. Como puede verse, las ocho bobinas secundarias quedan, prácticamente, en paralelo al momento de la impresión.

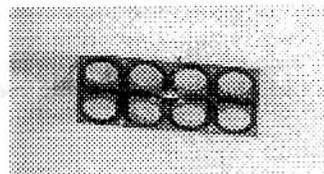


Figura N° 4  
Bobina  
secundaria.

El paralelo se completa mediante dos barras de interconexión y con los únicos puntos de conexión por soldadura en toda la estructura. En esta misma figura se pueden apreciar las terminaciones, soldadas al punto medio de las interconexiones, saliendo a través de la separación entre las piezas de ferrita.

## 2. PROCEDIMIENTO DE DISEÑO

Los voltajes de 80 volt primario y 5 volt secundario son de uso práctico en fuentes conmutadas, por lo que el transformador 2X4 debe contar con ocho transformadores de relación 2:1 para una relación total de 16:1. Las geometrías de las bobinas queda definida por las dimensiones del núcleo y su tamaño definitivo se obtiene del cálculo iterativo de las pérdidas, mientras se varían los parámetros de diseño de altura y volumen. La hoja de cálculo inicia el diseño a partir de una altura máxima definida como una entrada del operador. Con el cálculo de las dimensiones de las bobinas se fija entonces la altura de la ventana y la diferencia se reparte para obtener el espesor de las placas de ferrita. El espesor de las placas, a su vez, define el radio de las columnas. La separación

de estas se obtiene por iteración en el programa, ya que ésta depende del ancho de las bobinas.

Se ha definido un grupo de ecuaciones en función de parámetros geométricos para calcular todas las cantidades eléctricas y magnéticas que se requieren en el proceso de optimización.

Todo el trabajo de cálculo se lleva a cabo con la hoja de cálculo que, finalmente, inicia un proceso de optimización de parámetros electromagnéticos y pérdidas en función del volumen, para dar las dimensiones finales óptimas.

Todos los demás parámetros también se calculan para dar una visión clara del diseño. Las salidas del programa son: resistencia primaria y secundaria, dimensiones, pérdidas en el cobre (en bobinas y en interconexiones por separado), pérdidas en el núcleo, y las inductancias de dispersión y de magnetización.

Las pérdidas en el cobre se calculan en tres diferentes componentes del transformador, la bobina primaria, la bobina secundaria y las interconexiones. El calibre de la bobina secundaria es de 2 (dos) *skin depth* para el cobre a 1 MHz (4.2 mils) y de 1 (un) *skin depth* para el primario. Para este análisis se supone una distribución uniforme de corriente en la sección y en toda la longitud de la bobina. En las interconexiones, para las bobinas secundarias, se considera que la densidad de corriente varía linealmente con la longitud.

$$P_{prim} = I_{prim}^2 \times R_{prim}$$

donde,  $I_{prim}$  es la corriente efectiva (rms) del primario y  $R_{prim}$  esta dada por la ecuación, cuyos parámetros corresponden a:

$$R_{prim} = \frac{2\rho A}{(R_o - R_i)t_p} + \left(\frac{\pi - \Phi}{\phi}\right) \left(\frac{2\pi\rho}{t_p \ln\left(\frac{R_o}{R_i}\right)}\right)$$

$R_o$ : Radio externo de la bobina medido desde el centro de la columna.

$R_i$ : Radio interno de la bobina medido desde el centro de la columna.

$t_p$ : Espesor de la bobina primaria.

$\rho$ : Resistividad del cobre a 25°C.

El parámetro  $\phi$  se calcula:

$$\phi = 2 \arccos \left( \frac{R_o + R_i}{2 R_o} \right)$$

Y  $A$  se calcula:

$$A = (R_o + R_i) \tan\left(\frac{\phi}{2}\right)$$

Las pérdidas en el secundario se calculan a partir de:

$$P_{sec} = N_t I_{sec}^2 R_{sec}$$

donde  $I_{sec}$  es la corriente efectiva del secundario por bobina de cada transformador elemental;  $N_t$  es el número total de transformadores elementales y la resistencia del secundario se calcula de:

$$R_{sec} = \frac{2\rho R_o}{(R_o - R_i)t_s} + \frac{\pi\rho}{t_s \ln\left(\frac{R_o}{R_i}\right)}$$

donde  $t_s$  corresponde al espesor de la bobina secundaria.

Las pérdidas en las interconexiones se calculan de:

$$P_{int} = \frac{2\rho}{t_s \times slot} \left( \frac{64}{3} I_{sec}^2 (R_o - R_i) + 24 I_{sec}^2 (R_o + R_i) \right)$$

Donde,  $slot$  es el ancho de la barra de interconexión secundaria.

Las pérdidas en el núcleo se calculan suponiendo una distribución de flujo uniforme según la ecuación:

$$P = W_{cc} \times V_p$$

donde,  $V_p$  es el volumen de la trayectoria del flujo en centímetros cúbicos, y  $W_{cc}$  se calcula de la curva de la Figura N°5.

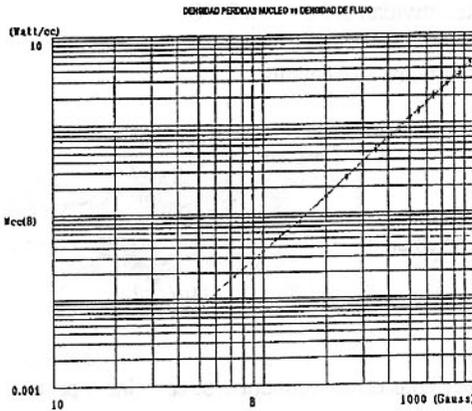


Figura N° 5 Curva Ferrita MN8CX

En este caso se tiene una densidad de flujo de 5 voltios por vuelta a 1 MHz.

Las ecuaciones anteriores definen las pérdidas en el transformador en términos de sus dimensiones físicas y con ellas se inicia un proceso de optimización mediante cambios de la altura.

El programa de cálculo, una hoja electrónica, produce gráficos de salida para cada altura y para las pérdidas totales, en el núcleo, en las bobinas y en las interconexiones (Figura N°6).

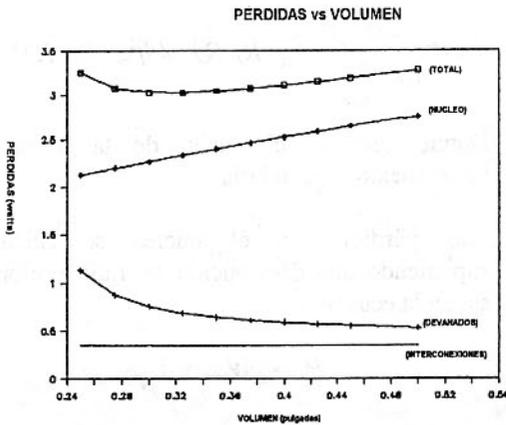


Figura N°6. Gráfico de salida de la hoja de cálculo.

El programa de cálculo, hoja electrónica, se

describe en diagrama de flujo de la Figura N°7.

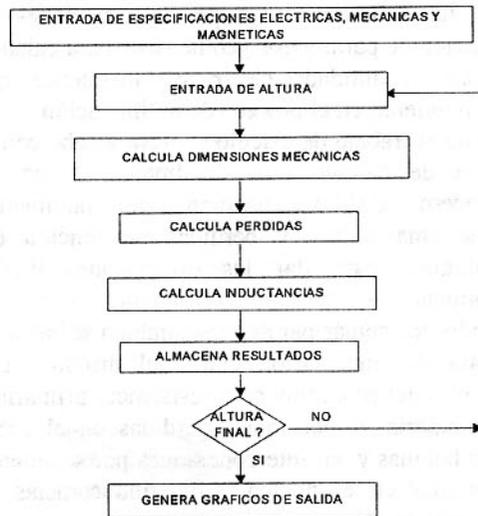


Figura N° 7. Diagrama de flujo de la hoja de cálculo

#### 4. FABRICACIÓN

El núcleo es construido de ferrita MN8CX<sup>TM</sup> de Ceramic Magnetics Inc., cuyas características se dan en la Figura N°5. Para obtener un entrehierro pequeño, las superficies de las ocho columnas se pulen hasta un rugosidad máxima de 0.5 mils. Dos de las piezas se muestran en la Figura N° 2. El espesor mínimo de las placas es de 85 mils el cual no causa problemas de maquinado o fragilidad.

Las bobinas fueron impresas por la empresa Tech-Etch, Inc. en cobre de 2 onzas (2.8 mil espesor) en el primario y de 3 onzas (4.2 mil) en el secundario. La capa aislante se compone de una película de 1 mil de Kapton<sup>TM</sup> y 1 mil de material adhesivo.

#### 5. RESULTADOS EXPERIMENTALES

El transformador es montado en el banco de pruebas como se muestra en la Figura N°8. Las piezas magnéticas se sujetan con prensas plásticas para evitar influencias en las

mediciones.

La resistencia de corriente directa primaria (o secundaria) se midió mediante la inyección de una corriente directa conocida y midiendo la caída de tensión a través de la bobina.

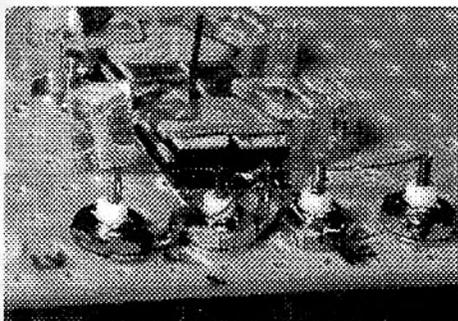


Figura N°8. Transformador montado en el banco de pruebas.

La pérdida en el cobre se determinó alimentando al transformador con una resistencia que consume 1,25 amperios (la corriente nominal para 100 watt). Los valores de diseño y los medidos se observan en la siguiente tabla:

TABLA N° 1  
COMPARACION DE RESULTADOS

PARAMETROS	DISEÑADO	MEDIDA
Resistencia Primaria	88.5 mΩ	94.4 mΩ
Resistencia Secundaria	0.936 mΩ	0.94 mΩ
Pérdidas en el cobre	0.64 watt	0.95 watt
Pérdidas en el hierro	2.41 watt	2.58 watt
Inductancia de magnetización	202 μH	64 μH
Relación de transformación	16 : 1	16 : 1
Inductancia total de dispersión	>121 nH	379 nH

Como puede verse, las mediciones muestran valores muy cercanos a los de diseño, con lo que se verifica la validez del método utilizado.

## 6. CONCLUSIONES

Se ha creado una metodología para el diseño y la fabricación de un transformador matricial plano, en la que las ecuaciones de diseño se han llevado a una hoja de cálculo.

Las mediciones efectuadas muestran una muy buena aproximación con los valores de diseño, por lo que se valida el método utilizado.

## BIBLIOGRAFÍA:

1. E. Herbert, "Flat Matrix Transformers, U.S. Patent #4,655,357".
2. Edward Herbert, K.Kit Sum, Design and Application of Matrix Transformers and Inductors. Fourth International High Frequency Power Conversion Conference, Naples FL, May 15-18, 1989
3. Dauhajre, "Modeling and Estimation of Leakage Phenomena in Magnetics Circuits", Doctoral Dissertation, California Institute of Technology, Pasadena, California, 1986.
4. E. Alpizar, K.D.T. Ngo, and J.K. Watson, "Development and Characterization of a Low-Profile Matrix Transformer", High Frequency Power Conversion Conference, Santa Clara, CA, pp.174-183, May 1990.
5. G. Vern, "Building Magnetics with Flexible Circuits", Powertechnics Magazine, pp. 16-21, February 1989.
6. C. Wm. T. McLyman, Transformer and Inductor Design Handbook, Marcel Dekker Inc., New York, 1988.

## ROBUSTEZ DEL ESTABILIZADOR DE POTENCIA ANTE DIFERENTES CONDICIONES DE OPERACIÓN

*Eddie A. Araya Padilla \**

### RESUMEN

Este trabajo presenta la robustez del estabilizador de potencia (PSS: Power System Stabilizer) ante diferentes condiciones de operación, para amortiguar las oscilaciones electromecánicas que se encuentran en el rango de 0.1 a 0.9 Hz. Estas oscilaciones por el rango de frecuencia en que se encuentran, son conocidas como oscilaciones de baja frecuencia (OBF) [3]. Mediante el análisis de los coeficientes del par de sincronización y amortiguamiento, se determina la eficacia del PSS para aumentar el límite en estado estacionario.

El estudio se desarrolla para una central eléctrica conectada, radialmente, a una barra de potencia infinita. A partir de las simulaciones realizadas se concluye que a muy baja frecuencia, las condiciones de carga del sistema alteran la eficiencia del PSS para amortiguar las OBF.

### ABSTRACT

This work present the robustness of the Power System Stabilizer (PSS) under different operation conditions, to damp the electromechanic oscillations found at 0.1 to 0.9 Hz. These oscillations due to the range fequency in which appear, are known as LFO (Low Frequency Oscillations) [3]. The PSS efficiency to increase the limit in steady state is determined through the analysis of coefficients of the damping and synchronizing torques.

This study is developed for a power systems radially conected to a bus of infinite power. From the simulations done, it can be concluded that at a very low frequency, the load conditions of the system alter the PSS efficiency to damp the LFO.

## 1. INTRODUCCIÓN

En los sistemas eléctricos de corriente alterna, los generadores interconectados producen pares que dependen del desplazamiento angular relativo de sus rotores. Estos pares actúan para mantener a los generadores en sincronismo (pares sincronizantes), así, si el desplazamiento angular aumenta, un par eléctrico es producido para tratar de reducir la desviación angular. El momento de inercia de los rotores y el par sincronizante causa el desplazamiento angular de los generadores y hacen que estos oscilen después de una perturbación.

Si la perturbación es grande, tal como un cortocircuito, la naturaleza no lineal del par sin-

cronizante tal vez no sea capaz de hacer regresar al generador a su ángulo en estado estacionario, alguno o todos los generadores pierden sincronismo y el sistema exhibe inestabilidad transitoria. Por otro lado, si la perturbación es pequeña, el par sincronizante normalmente ayuda a los generadores a permanecer en sincronismo, pero los ángulos relativos de las máquinas sincrónicas oscilan.

Las oscilaciones inestables en el sistema de potencia primero aparecen cuando éste aumenta su carga. Como las líneas de transmisión son cargadas más y más, los generadores necesitan más de su sistema de excitación para mantener el sincronismo. Muchos sistemas tienden a interconectarse para intercambiar potencia y minimizar los costos de operación. Sin embargo, las

\* Profesor de la Escuela de Ingeniería Eléctrica, Universidad de Costa Rica. Realiza estudios de doctorado en la República Argentina.

líneas de enlace entre sistemas vecinos, aún cuando no estén sobrecargadas, son a menudo relativamente débiles comparadas con las conexiones dentro de cada sistema. El par sincronizante disminuye a través de la línea de enlace, y esto, unido con la alta inercia de cada sistema interconectado, conduce a OBF entre áreas.

En el modo de oscilación entre áreas, los generadores de cada área oscilan, prácticamente, a la misma frecuencia (comportamiento coherente) y desfasados, aproximadamente, 180 respecto del conjunto de generadores del área vecina. Para comprender el efecto del PSS sobre las OBF entre áreas, cada área se modela como una máquina y éstas se reducen al equivalente de una máquina conectada a una barra de potencia infinita.

## 2. MODELO DEL SISTEMA

La inestabilidad de un sistema de potencia en estado estacionario, usualmente, sucede cuando una central eléctrica remota envía una gran cantidad de potencia a un sistema principal a través de una línea de transmisión relativamente débil (Figura 2.1).

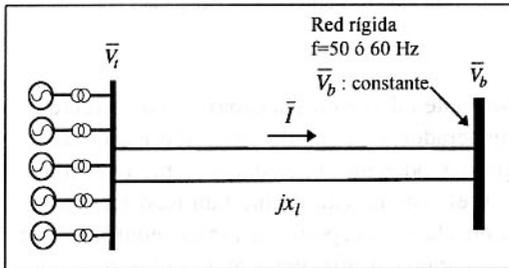


Figura 2.1 Central eléctrica vs red rígida.

Esta central eléctrica, a menudo, se representa por una máquina equivalente conectada mediante una impedancia a una barra de potencia infinita para estudios de estabilidad y diseños de sistemas de control. En este modelo, la interacción dinámica entre varias máquinas en la central eléctrica no es considerada, pero es muy adecuado cuando las máquinas son idénticas y operan en niveles de carga similares.

Para investigar la estabilidad en estado estacionario, se utiliza el modelo previamente tra-

tado en [2] bajo el concepto de pequeña perturbación. La figura 2.2 representa el modelo de dos ejes con un circuito de campo en el eje directo, pero sin los efectos amortiguadores y de saturación. Los parámetros  $K_1$  a  $K_6$  dependen, principalmente, de las condiciones de operación.

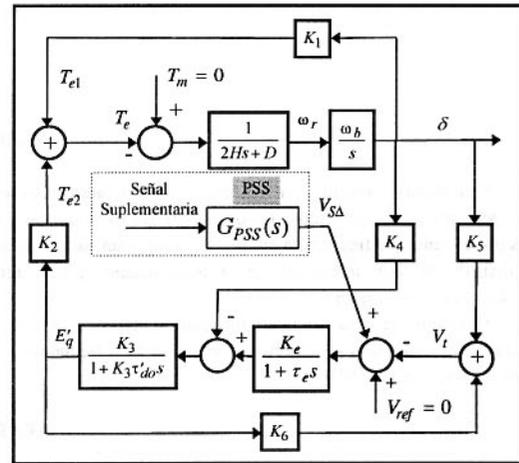


Figura 2.2 Generador con un PSS conectado a una barra de potencia infinita.

Para este modelo se tiene que:

- El sistema de excitación es lineal de primer orden, tipo tiristores, siendo  $K_e$  y  $\tau_e$  su ganancia y constante de tiempo, respectivamente.
- La función de transferencia del PSS es:

$$G_{PSS}(s) = (K_{PSS}) \left( \frac{\tau_{\omega} s}{1 + \tau_{\omega} s} \right) \left[ \frac{(1 + \tau_1 s)(1 + \tau_3 s)}{(1 + \tau_2 s)(1 + \tau_4 s)} \right] \quad (1)$$

y consta de tres bloques:

- \* Un filtro de compensación de fase que consiste de dos etapas, provee el adelanto de fase necesario para compensar el atraso de fase entre la entrada del sistema de excitación y el par eléctrico del generador.
- \* Un filtro *wash-out* que determina la frecuencia mínima a partir de la cual el PSS comenzará a aportar amortiguamiento.
- \* Una ganancia que delimita la cantidad de amortiguamiento introducido por este dispositivo.

### 3. EL PAR DE SINCRONIZACIÓN Y AMORTIGUAMIENTO

La evaluación tradicional del par de sincronización y amortiguamiento supone ortogonalidad entre el cambio en el ángulo del rotor y la desviación de velocidad de la máquina. Si una perturbación afecta a la máquina sincrónica, el cambio en el par eléctrico está formado por dos términos:

$$T_{e\Delta} = T_S \delta_\Delta + T_D \omega_{r\Delta} \quad (2)$$

donde:

- $T_S \delta_\Delta$  es el componente del cambio en el par eléctrico en fase con la desviación en el ángulo del rotor  $\delta_\Delta$  y se designa como par de sincronización;  $T_S$  es el coeficiente del par de sincronización.
- $T_D \omega_{r\Delta}$  es el componente del par eléctrico en fase con la desviación de velocidad del rotor  $\omega_{r\Delta}$  y se designa como par de amortiguamiento;  $T_D$  es el coeficiente del par de amortiguamiento.

Si se utiliza la relación  $\omega_{r\Delta} = s \delta_\Delta$ , la Ec. (2) toma la forma:

$$T_{e\Delta} = (T_S + j\omega T_D) \delta_\Delta = T_C \delta_\Delta \quad (3)$$

De modo que el par eléctrico puede expresarse como un número complejo, donde la parte real es el par de sincronización,  $T_S \delta_\Delta$ , y la parte imaginaria es el par de amortiguamiento,  $\omega T_S \delta_\Delta$ . Por lo tanto, los coeficientes del par de sincronización y amortiguamiento son definidos por:

$$T_s = \text{Re}\{T_c\} \quad (4)$$

$$T_D = \frac{1}{\omega} \text{Im}\{T_c\} \quad (5)$$

### 4. ANÁLISIS DEL PAR DE SINCRONIZACIÓN Y AMORTIGUAMIENTO

Como punto de partida, se aplicará la metodología anterior al modelo de la figura 2.2

sin la señal suplementaria. Luego, para analizar la contribución del PSS a  $T_S$  y  $T_D$  se consideran dos tipos de señales suplementarias:

- la desviación de la velocidad del rotor,  $\omega_{r\Delta}$
- la desviación de la potencia eléctrica,  $P_{e\Delta}$

#### 4.1 Máquina sin PSS

En este caso se aplica la ecuación (3) al modelo de la figura 2.2 y se considera que el efecto del término  $K_2 K_4 (I + \tau_e s)$  es mucho menor comparado con  $K_2 K_5 K_e$  [1], los coeficientes  $T_S$  y  $T_D$  en función de la frecuencia son:

$$T_S \equiv K_1 - \frac{K_2 K_5 K_e \left[ \left( \frac{1}{K_3} + K_6 K_e \right) - \omega^2 \tau_{do} \tau_e \right]}{\left[ \left( \frac{1}{K_3} + K_6 K_e \right) - \omega^2 \tau_{do} \tau_e \right]^2 + \omega^2 \left( \tau_{do} + \frac{\tau_e}{K_3} \right)^2} \quad (6)$$

$$T_D \equiv \frac{K_2 K_5 K_e \left( \tau_{do} + \frac{\tau_e}{K_3} \right)}{\left[ \left( \frac{1}{K_3} + K_6 K_e \right) - \omega^2 \tau_{do} \tau_e \right]^2 + \omega^2 \left( \tau_{do} + \frac{\tau_e}{K_3} \right)^2} \quad (7)$$

Si se supone que

- la constante  $K_e$  tiene una magnitud mucho mayor que los otros parámetros
- y sólo se considerarán frecuencias de oscilación muy bajas ( $\omega \rightarrow 0, \omega^2 = 0$ ), las expresiones de  $T_S$  y  $T_D$  son:

$$T_S \equiv K_1 - \frac{K_2 K_5}{K_6} \quad (8)$$

$$T_D \equiv \frac{K_2 K_5}{K_6^2 K_e} \left( \tau_{do} + \frac{\tau_e}{K_3} \right) \quad (9)$$

De modo que en estado estacionario el regulador de tensión mejora el par sincronizante cuando  $K_5$  es negativo, sin embargo reduce el amortiguamiento inherente del sistema, una condición común para máquinas sincrónicas operadas cerca de su valor nominal [1].

#### 4.2 Máquina con PSS

La función primordial de un PSS es ayudar en el amortiguamiento de las oscilaciones del rotor. Esto se logra mediante la modulación del

sistema de excitación del generador tal que, se desarrolle un componente del par eléctrico en fase con la desviación de velocidad del rotor  $\omega_{r\Delta}$ . Para tal efecto, a continuación se presenta el par eléctrico del PSS según la señal suplementaria.

#### 4.2.1 Desviación de la velocidad del rotor

Si la señal suplementaria es la desviación de la velocidad del rotor, el par eléctrico es:

$$T_{e3} = K_2 \left( \frac{K_3}{1 + K_3 \tau'_{do} s} \right) \left( \frac{K_e}{1 + \tau_e s} \right) G_{PSS}(s) \omega_{r\Delta} \quad (10)$$

El par eléctrico se desvanece cuando la frecuencia de oscilación se aproxima a cero.

#### 4.2.2 Desviación de la potencia eléctrica

Si la señal suplementaria es la desviación de la potencia eléctrica, el par eléctrico es:

$$T_{e3} = K_2 \left( \frac{K_3}{1 + K_3 \tau'_{do} s} \right) \left( \frac{K_e}{1 + \tau_e s} \right) G_{PSS}(s) (-2Hs\omega_{r\Delta}) \quad (11)$$

Cuando la frecuencia de oscilación se aproxima a cero el par eléctrico es nulo.

## 5. ROBUSTEZ DEL PSS

Para mostrar la robustez del PSS sobre el aumento en el límite de estabilidad en estado estacionario, se presenta el comportamiento de  $T_S$  y  $T_D$  para diferentes condiciones de operación y modos de oscilación, cuando solamente existe un vínculo de transmisión.

Los datos correspondientes al sistema de la figura 2.1 son tomados de [2]. El modelo del PSS es el mismo utilizado en [1]. La frecuencia de oscilación se encuentra entre 0.1 a 0.9 Hz por dos razones:

- las OBF entre áreas tienen una frecuencia de oscilación entre 0.1 y 0.7 Hz [3]
- y el modo natural de oscilación de la máquina sincrónica es aproximadamente de 1.0 Hz [2].

### 5.1 Estado estacionario sin PSS

El gráfico 1 muestra el coeficiente  $T_D$  para diferentes condiciones de operación, cuando el vínculo de transmisión está compuesto por una o dos líneas. En el caso de dos líneas  $T_D$  es pequeño pero positivo y disminuye al aumentar la potencia reactiva suministrada por el generador, hasta llegar a ser negativo cuando  $P$  se aproxima a 0.93 pu ( $Q=0.2$  pu). En esta figura se observa que el máximo valor de  $T_D$  se alcanza cuando la potencia transmitida se encuentra entre 0.6 pu y 0.8 pu, luego comienza a disminuir debido al efecto de la constante  $K_5$ . En caso de que el vínculo de transmisión sea una línea,  $T_D$  disminuye marcadamente aumentando la probabilidad de las OBF. Si el sistema es estable en estado estacionario pero presenta  $T_S > 0$  y  $T_D < 0$ , las OBF tendrán amplitud creciente causando inestabilidad oscilatoria.

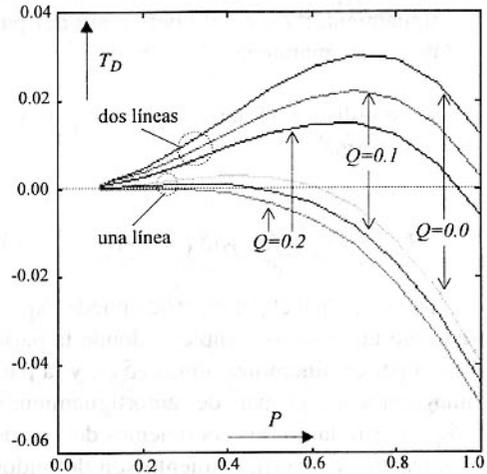


Gráfico 1.  $T_D$  vs potencia activa. Potencia reactiva como parámetro. PSS fuera de servicio.

### 5.2 Estado estacionario con PSS

El gráfico 2 presenta el efecto del lazo de control de amortiguamiento del PSS cuando la señal suplementaria es la desviación de velocidad del rotor. En este caso  $T_S$  se deteriora al aumentar la frecuencia de oscilación, alcanzando el límite en estado estacionario cuando  $P$  se aproxima

ma a 0.6 pu ( $f=0.9$  Hz). Este comportamiento pone de manifiesto que cuando el generador oscila cerca de su frecuencia natural de oscilación, es negativo. Por otro lado, presenta un amortiguamiento notable al aumentar la frecuencia y la potencia transportada. En ningún caso se produce un par de amortiguamiento negativo.

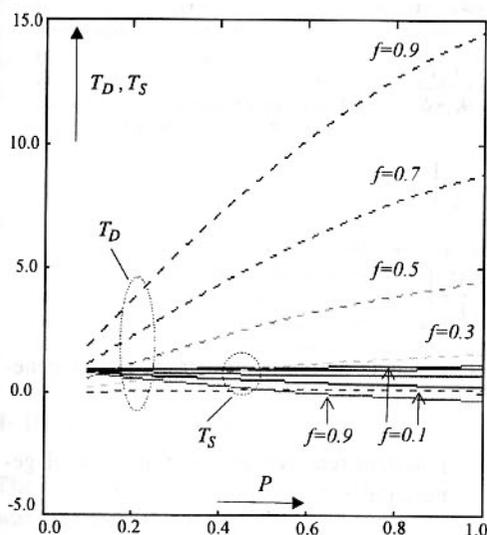


Gráfico 2.  $T_S$  y  $T_D$  vs potencia activa, para variar frecuencias de oscilación en Hz. Señal del PSS  $\omega_r\Delta$ .

El gráfico 3 presenta el efecto de la señal de potencia eléctrica. En este caso no hay límite en estado estacionario y  $T_S$  se mantiene casi constante para cualquier frecuencia y condición de operación, debido al atraso de 90 en la señal estabilizante con respecto al caso anterior. Por otro lado, debe notarse que la inercia de la máquina contribuye solamente a  $T_S$  mientras que  $T_D$  no varía. Es importante mencionar que esta señal estabilizante desacopla el efecto nocivo entre  $T_S$  y  $T_D$  que se presenta en el caso anterior o cuando no se tiene el PSS, es decir, la mejora de un coeficiente perjudica al otro y viceversa.

El gráfico 4 indica la efectividad de y para distintas condiciones de operación con la potencia reactiva como parámetro. En este caso se elige la frecuencia de oscilación de 0.3 Hz como

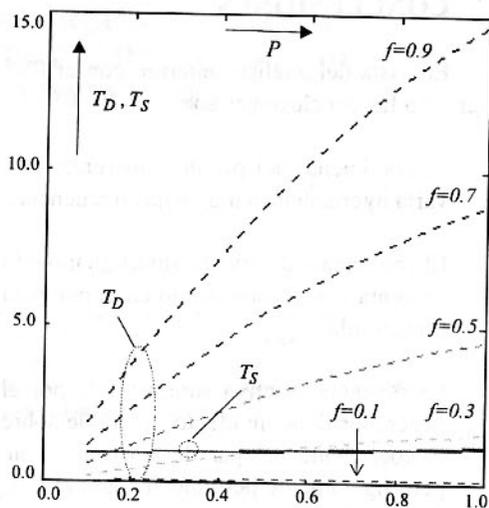


Gráfico 3.  $T_S$  y  $T_D$  vs potencia activa, para variar frecuencias de oscilación en Hz. Señal del PSS  $P_e\Delta$ .

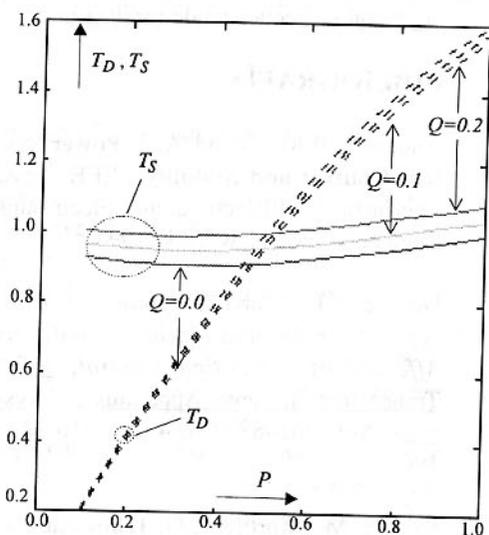


Gráfico 4.  $T_S$  y  $T_D$  vs potencia activa, para una frecuencia de oscilación de 0.3 Hz.

centro de atención para investigar el efecto de diferentes factores de potencia. Un incremento en la potencia reactiva entregada por el generador aumenta y, por tanto, su límite en estado estacionario, mientras que el efecto sobre es ligeramente perjudicial.

## 6. CONCLUSIONES

En vista del análisis anterior, con el PSS en servicio las conclusiones son:

1. El coeficiente del par de sincronización varía ligeramente a muy bajas frecuencias.
2. El coeficiente del par de amortiguamiento aumenta con el incremento en la potencia transmitida.
3. La potencia reactiva suministrada por el generador tiene un efecto favorable sobre el coeficiente del par de sincronización, pero ligeramente perjudicial sobre el coeficiente del par de amortiguamiento.
4. La robustez es satisfactoria para varias condiciones de operación, pero ésta disminuye con la frecuencia de oscilación.

## 7. BIBLIOGRAFÍA

1. Anderson, P. M., Fouad, A. A. **Power System Control and Stability**, IEEE Press, The Institute of Electrical and Electronics Engineers, Inc., New York, 1994.
2. De Mello F. P. and Concordia, C. *Concepts of Synchronous Machine Stability as Affected by Excitation Control*, IEEE Transaction on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-88, No. 4, pp. 316-327., 1969.
3. Pavella, M., Murthy, P. G. **Transient stability of power systems. Theory and Practice**, 1ª Ed., John Wiley & Sons Book Company, New York, 1994.

## 8. SIMBOLOGÍA

- $D$ : coeficiente de amortiguamiento.
- $E_q$ : tensión proporcional al flujo concatenado de eje directo

$H$ : constante de inercia.

$$K_1 = \left. \frac{T_{e\Delta}}{\delta_\Delta} \right|_{E_q}$$

$$K_2 = \left. \frac{T_{e\Delta}}{E_{q\Delta}} \right|_\delta$$

$$K_3 = \frac{x_d' + x_1}{x_d + x_1}$$

$$K_4 = \frac{1}{K_3} \frac{E_{q\Delta}}{\delta_\Delta}$$

$$K_5 = \left. \frac{V_{\Delta}}{\delta_\Delta} \right|_{E_q}$$

$$K_6 = \left. \frac{V_{\Delta}}{E_{q\Delta}} \right|_\delta$$

$P$ : potencia activa suministrada por el generador.

$Q$ : potencia reactiva suministrada por el generador.

$s=j\omega$ : operador de Laplace.

$T_e$ : par eléctrico.

$T_m$ : par mecánico.

$V_b$ : tensión en la barra de potencia infinita.

$V_T$ : tensión terminal en la barra de la central eléctrica.

$\tau'_{do}$ : constante de tiempo del circuito de campo.

$\delta$ : ángulo entre el eje en cuadratura y la barra de potencia infinita.

$\omega_r$ : velocidad angular del rotor del generador.

$\omega$ : velocidad angular del rotor del generador alrededor del punto de operación.

$\Delta$ : sub-índice que indica un pequeño cambio.