

01192



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

Programa de Maestría y Doctorado en Ingeniería

TESIS

Presentada

para obtener

el grado de DOCTOR EN INGENIERÍA

por

PAUL ROLANDO MAYA ORTIZ

Título:

CONTROL NO LINEAL DE SISTEMAS ELÉCTRICOS DE POTENCIA

Asesor:

Dr. Gerardo Espinosa Pérez

Abril 2005

m. 342594



Universidad Nacional
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

Biblioteca Central



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

Control no lineal de Sistemas Eléctricos de Potencia

Tesis de Doctorado

Paul R. Maya Ortiz

abril 2005

Autorizo a la Dirección General de Bibliotecas de la UNAM a difundir en formato electrónico e impreso el contenido de mi trabajo recepcional.
NOMBRE: Paul R. Maya Ortiz
FECHA: 5 ABRIL 2005
FIRMA: Paul R. Maya

Agradecimientos

Hay muchas personas a las cuales debo agradecer en esta etapa. La primera de ellas es el Dr. Gerardo Espinosa. Para él toda mi gratitud, por su guía, su amistad, su paciencia, porque por ocho años me ha dado todo su apoyo. A todos los profesores que he tenido en el posgrado Jaime, Luis, Marco, Cristina, Tang Yu, Rafael Guerrero por su paciencia y apoyo.

A mis padres y hermanos que me han ayudado a llegar hasta donde estoy ahora. Gracias por su apoyo y compañía.

A Inés, el amor de mi vida, gracias por el apoyo y el cariño que siempre me ha entregado. Por la paciencia y por soportar el mal humor que cargo cada que tengo muchos deberes o algo no sale como está planeado.

A la UNAM que me acogió ya hace 20 años y que me permitió hacer todo mi desarrollo académico y humanístico.

A CONACyT, por el apoyo económico que me otorgó durante mi estancia en el posgrado.

Al jurado de mi examen, Dr. Gerardo, Dr. Luis, Dr. Jaime, Dr. Marco, Dr. José Alvarez, Dr, José Cañedo, Dr. Jesús de León, gracias por sus aportaciones y ayuda para que este trabajo llegara a buen término.

A toda la familia de Inés: "Zacatecas", Adán, Moy, Ivonne, Angélica, Hilda, Gaby, Julio, Dylan, Andrea, "la madre", y a todos los demás. Gracias por haberme recibido con candor. Ahora también son mi familia!

Resumen

Este trabajo de tesis está enfocado al mejoramiento de la estabilidad transitoria en sistemas de potencia. Específicamente, se aplican técnicas de control no lineal para el incremento del amortiguamiento del sistema y el alargamiento de la región de atracción del punto de equilibrio, cuando en el sistema se ha presentado una falla trifásica.

Se hace uso de diferentes metodologías, como la técnica basada en ideas de pasividad y la técnica por retroalimentación de salida, para diseñar dos controladores que garantizan la estabilidad del punto de equilibrio y permiten inyectar amortiguamiento al sistema, con una selección de ganancias adecuada.

Se diseñan observadores no lineales de orden reducido para evitar la medición completa del estado del sistema. En este sentido se demuestra la estabilidad del sistema en lazo cerrado con el controlador y el observador y se garantiza la convergencia del error de estimación a cero.

Una representación alternativa del sistema es empleada para resolver el problema de control, la conocida como *Sistema Hamiltoniano Controlado por Puerto*, la cual presenta características que facilitan el desarrollo del controlador, como es la pasividad del sistema en lazo abierto.

Se investiga la aplicación de controladores para dispositivos FACTS que permitan mejorar la estabilidad transitoria. En este sentido, se presentan un controlador y un observador para el TC-SC, demostrándose la estabilidad del sistema en lazo cerrado así como también las propiedades de convergencia.

Para mostrar las propiedades de los diseños, se presentan los resultados de las simulaciones numéricas.

Abstract

This thesis is focused on the transient stability improvement in power systems. Nonlinear control techniques are applied to increase the system damping and enlarge the region of attraction of equilibria, when the system has suffered a three phase fault.

Nonlinear control methodologies are applied; as passivity based technique and output feedback, to design two controllers that warranty equilibrium point stability and inject damping to the system states, with a suitable election of the controller gains.

Reduced order nonlinear observers are design to avoid full state measurements. In this case closed loop stability is proved and estimation error convergence to zero is proved.

An alternative system representation is used to solve the control problem, that is called *Port Controlled Hamiltonian System*, which presents useful characteristics that facilitate the development of the controller, like open loop system passivity.

The application of FACTS controllers is investigated to transient stability improvement. In this sense, a controller–observer scheme for the TCSC is designed, and closed loop stability as well as convergence properties are shown.

To illustrate the designs properties, simulation results are presented.

Índice general

1. Introducción	1
1.1. Motivación	1
1.2. Antecedentes	7
1.3. Contribución de la tesis	12
1.4. Estructura de la tesis	14
2. Metodologías de Diseño	16
2.1. Asignación de interconexión y amortiguamiento	17
2.2. Retroalimentación Dinámica de Salida	21
2.3. Inyección de amortiguamiento ($L_g V$)	25
2.4. Metodología propuesta	26
3. Control de excitación del sistema SMIB	33
3.1. Generador Síncrono conectado a un Bus Infinito (SMIB)	34
3.1.1. Propiedades del sistema SMIB	36

3.2. Controlador IDA-PBC	42
3.3. Controlador IDA-OF	45
3.4. Resultados de Simulación	49
4. Control del sistema SMIB-TCSC	55
4.1. El Capacitor en Serie Controlado por Tiristores (TCSC)	56
4.2. Generador Síncrono conectado a un Bus Infinito por medio de un Capacitor Serie Controlado por Tiristores (SMIB-TCSC)	58
4.2.1. Propiedades del SMIB-TCSC	59
4.2.2. Representación hamiltoniana del SMIB-TCSC	60
4.3. Control por retroalimentación de estados del SMIB-TCSC	62
4.4. Control por retroalimentación dinámica de salida	64
4.5. Resultados de Simulación	65
5. Conclusiones y Problemas abiertos	68
Bibliografía	71
A. FACTS	77
B. Publicaciones	81

Índice de figuras

1.1. Diagrama esquemático del Sistema Eléctrico Mexicano.	3
1.2. Clasificación de la estabilidad en Sistemas de Potencia.	5
3.1. Representación del sistema SMIB.	35
3.2. Equilibrios del sistema en lazo abierto.	37
3.3. Error de estimación ($\epsilon = x_3 - \hat{x}_3$). Considerando $\hat{x}_3(0) = 0$	50
3.4. Comportamiento dinámico con OF.	51
3.5. Comportamiento dinámico con IDA.	52
3.6. Convergencia del observador al eliminar la falla.	53
3.7. Esfuerzos de control. OF (u_{of}) e IDA (u_{ida}).	53
3.8. Comportamiento dinámico con OF $\beta(x) = 0$ y $\beta(x) = -k_3 x_2 \text{sen}(x_1)$	54
4.1. Criterio de áreas iguales para estabilidad transitoria. (a) sin compensación, y (b) con un capacitor en serie.	57
4.2. Sistema SMIB-TCSC.	59

4.3. Relación potencia-ángulo.	60
4.4. Error de estimación ($y_{dc} - \hat{y}_{dc}$) convergencia con $\hat{y}_{dc}(0) = 0$	66
4.5. Angulo de rotor (línea punteada: lazo abierto).	67
A.1. Flujo de potencia entre dos puntos de una red. Parámetros involucrados.	78
A.2. FACTS: tipos de compensación.	79
A.3. Tipos de compensación. Formas en que influyen en el funcionamiento del sistema.	80

Capítulo 1

Introducción

1.1. Motivación

La función de un sistema eléctrico de potencia (SEP) es convertir la energía que está disponible en la naturaleza a energía eléctrica y transportarla hacia los puntos de consumo. La energía rara vez es consumida en forma eléctrica, por lo que es convertida a otros tipos de energía como calor, luz o energía mecánica. La ventaja de utilizar la energía en forma eléctrica es que ésta puede ser transportada con un alto grado de eficiencia y confiabilidad. La desventaja es que a diferencia de otros tipos de energía, ésta no puede ser almacenada convenientemente en cantidades suficientes, por lo que su generación debe ser continua en todo tiempo.

Un sistema de potencia adecuadamente diseñado y operado debe satisfacer los siguientes requerimientos fundamentales (Kundur, 1993; Kundur and et. al., 2004; Padiyar, 1996):

- Debe ser capaz de soportar el cambio continuo en la demanda de potencia de la carga.
- La calidad de la potencia que suministre debe satisfacer ciertos estándares mínimos, con énfasis en mantener un voltaje de amplitud y frecuencia constantes, y tener un nivel de confiabilidad alto.

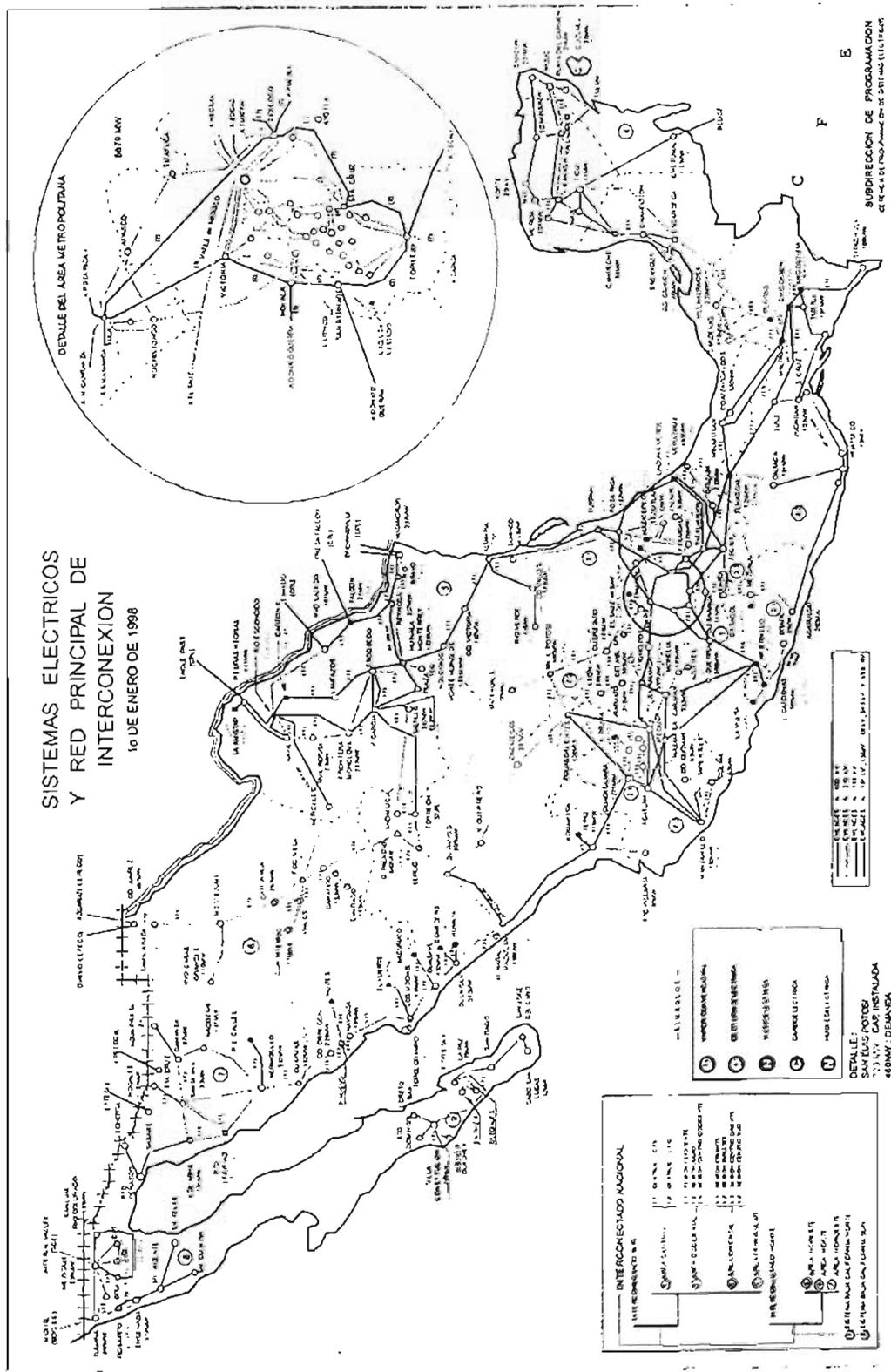
- Adicionalmente, el sistema debe administrar la energía a un costo e impacto ecológico mínimos.

En años recientes, y debido a la profunda reorganización que está sufriendo la industria eléctrica a nivel mundial (al pasar de un mercado regulado por los gobiernos a uno de libre mercado), se han generado diversos problemas de naturaleza técnica, política y económica en lo que respecta a los SEP. Esto, conjugado con el hecho de que este tipo de sistemas puede considerarse como uno de los más complejos en el campo de la ingeniería, debido a la no uniformidad en tamaño y características del equipo empleado en ellos, hacen que su estudio desde un punto de vista técnico esté lejos de ser un problema sencillo y cercano de resolver.

Estructuralmente, los elementos fundamentales en los SEP son las máquinas síncronas utilizadas para generar, a partir de las fuentes primarias de energía (fósil, nuclear, hidráulica) y su transformación a energía mecánica vía las turbinas, la energía eléctrica. La complejidad de estos sistemas radica en el hecho de que el número de este tipo de máquinas eléctricas interconectadas en una red es muy alto. A manera de ejemplo, considere el caso de la red eléctrica mexicana, en donde actualmente existen alrededor de 171 unidades generadoras interconectadas (ver Fig. 1.1 (CFE, 2005)). Más aún, si se considera que adicionalmente están también conectados a la misma red las cargas que demandan la energía generada y diversos dispositivos (básicamente convertidores estáticos de potencia) concebidos para mejorar la calidad en la operación del sistema, entonces es posible tener una idea clara de, primero, la complejidad estructural mencionada arriba y, segundo, la complejidad en el manejo del sistema.

Desde una perspectiva de control, el objetivo fundamental es el de sincronizar el funcionamiento de las diferentes unidades de generación involucradas en un SEP y los elementos de soporte secundarios (convertidores de potencia), de tal manera que las cargas reciban un voltaje (de amplitud y frecuencia) constante y una corriente que corresponda a la potencia requerida por cada elemento. Para esto, en los SEP existen varios niveles de control que involucran un complejo arreglo de dispositivos. Generalmente, cada uno de los subsistemas de un SEP posee más de un controlador asociado, los cuales actúan directamente sobre algún elemento del sistema (vease

(Kundur, 1993) en donde se ilustra claramente esta estructura).



En adición a lo complicado del funcionamiento del sistema, el problema de control se agrava aún más si se considera que la operación de cada sistema está sujeta a perturbaciones, unas de ellas relativamente bien estructuradas, e.g. variaciones en la cantidad de potencia demandada por las cargas y cambios en la topología de la red debido a la conmutación en las subestaciones, y otras con un alto grado de incertidumbre, e.g. funcionamiento defectuoso en los elementos del sistema e interacción con el medio ambiente. Más aún, los SEP incrementan continuamente su complejidad debido al crecimiento en las interconexiones y al uso de nuevas tecnologías. Así mismo, hoy en día las restricciones financieras y regulatorias han forzado a las compañías a operarlos cerca de sus límites de estabilidad, por lo que es necesaria la investigación en técnicas computacionales, la teoría de control, el diseño de nuevos componentes, entre otros, para garantizar la seguridad del sistema y dar más flexibilidad en la operación.

Motivada por la complejidad presente en un SEP, una perspectiva que ha dado buenos resultados para su análisis y control, y que de hecho es usual al abordar sistemas de gran escala, es la de considerar diferentes subsistemas interconectados entre sí. Sin embargo, a pesar de que un SEP puede ser dividido en subsistemas menos complejos, el análisis y control de cada uno de ellos sigue siendo complicado de resolver. Regularmente, el subsistema que comprende la generación, la transmisión y la carga (con estas dos últimas modeladas como el equivalente de Thévenin de una red activa compuesta de inductancias y fuentes ideales de voltaje) es modelado matemáticamente como un conjunto de ecuaciones álgebra-diferenciales no lineales multivariantes de alto orden. Este sistema depende de parámetros que, debido a la presencia de perturbaciones, condiciones ambientales y comportamientos propios de los dispositivos empleados, pueden ser variantes en el tiempo o, incluso, desconocidos. En este mismo sentido, dependiendo del problema específico a tratar y al ser los sistemas de potencia muy grandes, muchas veces debe considerarse que los estados del sistema no pueden ser medidos. Además, la representación matemática incluirá variables que dependen del valor de los estados en el punto de operación (equilibrio).

Como una consecuencia inmediata de la complejidad del sistema, la diversidad de problemas a resolver para el buen funcionamiento del mismo es muy grande, e.g. eliminación de fluctuaciones

en el voltaje entregado, aparición de pulsos no deseados en la corriente que circula por las cargas, etc. (véase Kundur (1993) para una revisión relacionada a este tipo de problemas). Sin embargo, dentro de la gran gama de objetivos de control que es posible definir, uno de los más importantes es, sin duda, el problema de la estabilidad (Kundur and et. al., 2004). Efectivamente, para que un sistema de potencia pueda ofrecer un servicio confiable, este debe ser capaz de resistir una gran variedad de perturbaciones, por lo que es esencial que los objetivos de control consideren las contingencias más comunes y que estas puedan ser soportadas por el sistema sin pérdida de carga y, evidentemente, que las contingencias más adversas no resulten en disparos descontrolados de protecciones y en interrupciones del servicio en regiones geográficas muy amplias. Por este motivo, el estudio de la estabilidad en sistemas eléctricos de potencia ha sido una de las áreas de más interés desde hace varias décadas.

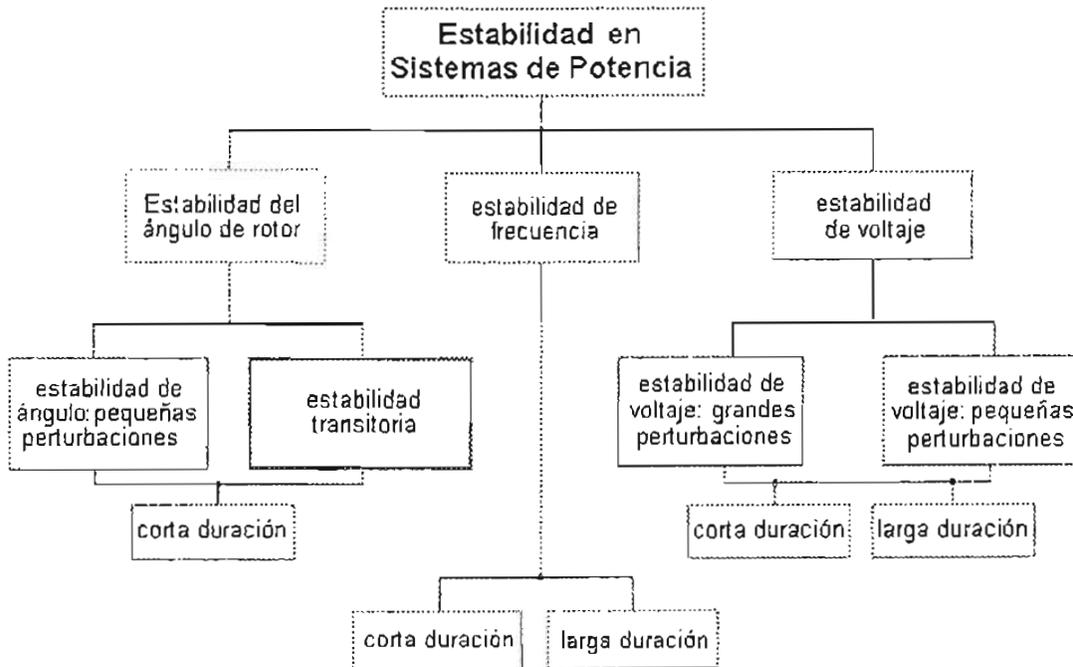


Figura 1.2: Clasificación de la estabilidad en Sistemas de Potencia.

Al ser los sistemas eléctricos de potencia muy complejos, la inestabilidad puede tomar diferentes formas y puede ser influenciada por un amplio rango de factores, Fig.1.2, (véase Kundur (1993) y Kundur and et. al. (2004) para la clasificación completa de los diferentes tipos de estabilidad

definidos en un SEP). Al realizar análisis de problemas de estabilidad deben identificarse los factores esenciales que contribuyen a la inestabilidad. Para poder desarrollar metodologías para mejorar la operación estable, es conveniente clasificar la estabilidad en categorías apropiadas, las cuales deber tener en cuenta las siguientes consideraciones:

- La naturaleza física de la inestabilidad resultante;
- El tamaño de la perturbación considerada;
- Los dispositivos involucrados en la contingencia y el tiempo de evaluación que deben ser tomados en cuenta con el fin de determinar la estabilidad; y
- El método analítico más apropiado para calcular y predecir la estabilidad.

Entre los diferentes tipos de estabilidad que es posible definir en un SEP, quizá el que sea más importante es el que se refiere a la *estabilidad transitoria*. Este tipo de estabilidad se define como la habilidad de un SEP, dada una condición inicial de operación, de recobrar un estado de operación en equilibrio después de haber sido sujeto a una perturbación severa, e.g. pérdida de una línea de transmisión, pérdida de una carga grande, un corto circuito trifásico, etc., con las variables del sistema acotadas (Kundur, 1993; Kundur and et. al., 2004). Tales perturbaciones hacen que la diferencia entre la potencia requerida por la carga y la potencia generada se incremente, lo que provoca grandes excursiones de los ángulos de rotor de los generadores y puede conducir a pérdida de sincronismo

El problema de garantizar la estabilidad transitoria en un SEP ha recibido una gran atención por parte de la comunidad de Ingeniería Eléctrica y en particular, en los últimos años, por la comunidad de Teoría de Control. El trabajo de tesis que se presenta aborda como tema fundamental este problema y se dedica a proponer nuevos esquemas de control para el mejoramiento de este tipo de estabilidad.

1.2. Antecedentes

El problema de la estabilidad transitoria está relacionado con el comportamiento de las trayectorias del sistema ante la presencia de una falla severa. Conceptualmente, cuando la falla ocurre se analiza si aquellas abandonan o no el dominio de operación en donde es posible garantizar que el sistema no presente comportamientos inestables, básicamente, pérdida de sincronismo en las unidades de generación (generadores síncronos). Prácticamente y debido a la complejidad de un SEP, este análisis se ha realizado bajo el enfoque, arriba mencionado, de considerar el sistema completo como la interconexión de diferentes subsistemas. Dado que el generador síncrono juega un papel fundamental en la determinación de las propiedades de estabilidad transitoria de un sistema (de Mello, 1994), tanto el análisis de estabilidad transitoria como el diseño de esquemas de control para mejorar estas propiedades se han desarrollado (en un gran número de trabajos) bajo dos suposiciones que actualmente son ampliamente aceptadas:

- Considerar al generador síncrono conectado a un bus que presenta un voltaje de amplitud y frecuencia constante (*bus infinito*). Además de su simplicidad, esta suposición permite el adicionar gradualmente los efectos de la red que un principio se han despreciado. Así, es posible incluir las reactancias de la línea de conexión entre el generador y el bus infinito o, como se verá en uno de los capítulos de este trabajo, incluir dispositivos diseñados para mejorar el desempeño del sistema (e.g. convertidores estáticos de potencia).
- Considerar modelos matemáticos simplificados para la máquina síncrona. Aunque inicialmente el modelo de un generador síncrono de tres fases es de octavo orden, bajo técnicas bien conocidas de proyección de variables (Transformación de Park (Krause, 1986)) es posible representar al generador por medio de un modelo (equivalente de dos fases) de sexto orden. Más aún, este resultado puede ser extendido al utilizar técnicas de sistemas singularmente perturbados (Kokotović and Sauer, 1988) para obtener modelos de menor orden. En particular, un modelo que es usado exhaustivamente en la literatura del área es el de *tercer orden con decaimiento de flujo* que incluye como estados el ángulo de carga, la desviación de la velocidad de la flecha de la máquina respecto a la velocidad síncrona

y el voltaje de campo en los devanados del generador. La característica principal de este modelo es que el tercer estado no es medible y que algunos de sus parámetros presentan una alta incertidumbre al depender del punto de operación (equilibrio) del modelo.

En este contexto, se han reportado varios esquemas de control cuyo fin es mejorar las propiedades de estabilidad transitoria de un SEP. Aunque es posible ubicar en la literatura trabajos en donde se propone abordar el problema de control modificando el comportamiento de la turbina encargada de suministrar la potencia mecánica al generador eléctrico (Hassan *et al.*, 1999; Bourlès *et al.*, 1997; Karady and Mohamed, 2002), la inmensa mayoría de los esfuerzos se ha concentrado en el diseño de nuevos controladores de excitación con el afán de sustituir los clásicos *Reguladores Automáticos de Voltaje* (AVR, por sus siglas en inglés) y *Sistemas Estabilizadores de Potencia* (PSS) los cuales históricamente han sido desarrollados utilizando herramientas de la Teoría de Control para sistemas lineales (Ilić and Zaborszky, 2000; Kundur, 1993; Bazanella and Conceição, 2004; Galaz *et al.*, 2003). La desventaja que presenta este tipo de controladores es que son diseñados utilizando técnicas de control lineales, las cuales no pueden garantizar altos desempeños sobre rangos de operación muy amplios, por el comportamiento altamente no lineal de las máquinas síncronas. Por tal motivo, desde hace varios años se han realizado propuestas de controladores que emplean técnicas de control no lineal y que mejoran de manera significativa el desempeño.

Respecto a las propuestas reportadas por parte de la comunidad de la Teoría de Control No Lineal, una de las técnicas más utilizadas es la de *Linealización por Retroalimentación*. Bajo este enfoque es posible encontrar propuestas de controladores de excitación que abarcan diseños realizados con una perspectiva netamente teórica (Marino, 1984), hasta resultados obtenidos bajo una perspectiva más práctica (King *et al.*, 1994; Wang *et al.*, 1993; Guo *et al.*, 2001). Por ejemplo, en Wang *et al.* (1993) se diseña un control coordinado para regular el voltaje en las terminales de la máquina y mejorar la estabilidad transitoria. El problema de medición del tercer estado del modelo se evita al considerar, de manera alternativa, como estado del sistema a la potencia eléctrica. Finalmente, se diseña un Regulador Cuadrático Lineal. En Marino *et al.* (2003), utilizando como tercer estado de la máquina a la potencia eléctrica, se presenta

una ley de control que garantiza estabilidad \mathcal{L}_∞ y \mathcal{L}_2 respecto a incertidumbres paramétricas. Desafortunadamente, el esquema de control resultante es complicado y difícil de sintonizar.

En términos generales, en esta metodología de control se linealiza el modelo del sistema, como un primer paso para el diseño del controlador, desacoplando las dinámicas mecánicas y eléctricas de la máquina y permitiendo el diseño de un controlador estabilizante usando cualquier técnica de control lineal. Aunque se han presentado diversas alternativas tanto por retroalimentación de estados como de salida (basadas en observador), su principal desventaja radica en el hecho de que los diseños propuestos están basados en la cancelación de no linealidades del modelo del sistema, induciendo problemas de robustez respecto a incertidumbres paramétricas y estructurales.

Con el afán de lidiar con la falta de robustez presentada por las técnicas de linealización, se han reportado diferentes esquemas denominados como *controladores robustos*. Entre estos, es posible encontrar esquemas basados en el modelo lineal utilizado por los esquemas clásicos de AVR y PSS (Bourlès *et al.*, 1998). Sin embargo, una que se basa en el modelo no lineal del generador es la que se denomina como de *modos deslizantes* (Utkin, 1992), la cual puede ser encontrada tanto en versiones de retroalimentación de estados como basada en observador. A manera de ilustración, en Soto-Cota *et al.* (2004) se utiliza un modelo reducido obtenido por técnicas de sistemas singularmente perturbados (con variaciones respecto al clásico procedimiento presentado en Sauer *et al.* (1988)), y se presenta un esquema de control por modos deslizantes que asume medición completa del estado y conocimiento del punto de equilibrio, siendo esto último su principal desventaja. Por otro lado, en Loukianov *et al.* (2000) se diseña un controlador por modos deslizantes basado en observador. En este trabajo se emplea el modelo del generador de octavo orden (considerando como variables eléctricas las corrientes de estator y los flujos de rotor), que posteriormente es reducido a uno de sexto orden utilizando el concepto de perturbaciones singulares. Para este modelo se diseñan dos controladores, uno para regulación de velocidad y otro para regulación del voltaje de estator, y después se propone una técnica de conmutación entre ellos. Posteriormente se diseña un observador para los flujos de rotor y la potencia mecánica. En este caso, la principal desventaja de la propuesta radica en el

hecho de que, a pesar de lograr regulación de voltaje en terminales y de velocidad, no es claro como se cumple el objetivo de control sobre el ángulo de potencia, dado que en los resultados de simulación presentados no es evidente que esta variable alcance su valor de equilibrio.

Un tercer enfoque que se ha presentado para abordar el problema planteado es el de diseñar observadores de estados para el modelo de tercer orden de la unidad generadora y establecer condiciones bajo las cuales esquemas de control previamente reportados garantizan estabilidad al trabajar en conjunto con los observadores desarrollados. En este sentido, en de León-Morales *et al.* (2000) y de León-Morales *et al.* (2002) se explota el hecho de que al considerar el ángulo de potencia como variable de salida del generador es posible representar a este sistema por medio de una estructura triangular (Martínez-Guerra *et al.*, 1999) con lo que se puede diseñar un observador de alta ganancia. Así, en de León-Morales *et al.* (2000) este observador se combina con un control por modos deslizantes mientras que en de León-Morales *et al.* (2002) se presenta el caso del controlador L_gV reportado en Bazanella *et al.* (1999). Aunque en ambos casos es posible demostrar que el principio de separación se cumple, la desventaja es que se debe considerar que el punto de equilibrio del sistema es conocido, además de que no es posible establecer una política clara de sintonización de los esquemas resultantes, dificultando el hecho de reconocer en que grado las propiedades de estabilidad transitoria se han mejorado.

Por otro lado, entre las técnicas más prometedoras en el diseño de controladores de excitación están las basadas en el concepto de energía, dado que los controladores resultantes tienen implicaciones físicas directas y no necesitan de argumentos como la cancelación de no linealidades. Así, por ejemplo, se tiene el control basado en pasividad (PBC por sus siglas en inglés (Ortega *et al.*, 2001)). Los controladores diseñados bajo esta metodología pueden clasificarse, de una manera general, en controladores de inyección de amortiguamiento (algunas veces llamados controladores L_gV) y controladores de asignación de interconexión y amortiguamiento basados en pasividad (IDA-PBC, por sus siglas en inglés). Con respecto a los controladores del primer tipo, en Bazanella *et al.* (1999) se propone un controlador dinámico por inyección de amortiguamiento que retroalimenta la salida pasiva del generador, la cual es una función no lineal de los estados de la máquina, y usa un mecanismo de adaptación con el fin de tratar con la

incertidumbre del punto de equilibrio. En lo que respecta al enfoque IDA, en Galaz *et al.* (2003) se propone un esquema por retroalimentación de estados lineal, para el cual se demuestra de manera formal, con base en argumentos tipo Lyapunov, que el dominio de atracción del punto de equilibrio estable del sistema en lazo cerrado es más grande que su correspondiente en lazo abierto, mejorando así las propiedades de estabilidad transitoria del sistema.

Las principales ventajas que se reconocen en los controladores basados en ideas de pasividad son:

- Los controladores obtenidos tienen una clara interpretación física por lo que es posible reconocer cual es su efecto sobre cada una de las variables del sistema. Una consecuencia inmediata de esto, es que se verán incrementadas las posibilidades de que estas nuevas propuestas sean reconocidas por la comunidad aplicada de Sistemas de Potencia.
- En varios de los sistemas físicos estudiados desde esta perspectiva y en particular en el caso de generadores síncronos, las leyes de control reportadas presentan la característica de ser retroalimentaciones lineales de los estados. Esta propiedad permite, como de hecho se hace en este trabajo de tesis, proponer soluciones a los problemas abiertos en el área de una manera más sencilla.
- El hecho de considerar las propiedades energéticas de los sistemas en estudio, permite sistematizar el diseño de controladores de una manera clara. Ejemplo de esta característica es el mismo caso de los SEP, pero considerando un sistema multimáquinas, es decir, varios generadores interconectados entre sí y con cargas, para el cual recientemente (Ortega *et al.*, 2005) ha sido posible extender los resultados reportados para el caso de un solo generador.

Las principales desventajas que se pueden identificar en los controladores basados en ideas de pasividad propuestos, están los hechos de que a la fecha solo han sido reportados esquemas con estructura de retroalimentación de estados y suponiendo conocimiento completo de los

parámetros de los modelos considerados, incluyendo el conocimiento del punto de operación del sistema.

Con base en lo expuesto en esta sección, se puede reconocer que a pesar de los valiosos esfuerzos realizados a la fecha, no ha sido obtenida una solución completa al problema de control de SEP, modelados por medio de un generador síncrono conectado a un bus infinito. En este trabajo de tesis, se incluyen resultados que permiten avanzar en esta dirección.

1.3. Contribución de la tesis

Esta tesis aborda el problema de control de SEP con el objetivo principal de mejorar sus propiedades de estabilidad transitoria considerando las principales limitantes encontradas para la solución de este problema, es decir, la imposibilidad de medir algunos estados del sistema y la incertidumbre presente en algunas de los parámetros del mismo.

Para este fin y con base en la experiencia asimilada del estudio del estado del arte del área, se considera la representación de un generador síncrono conectado a un bus infinito. En particular, los resultados obtenidos se basan en el modelo de tercer orden con decaimiento de flujo, modelo ampliamente aceptado en la literatura. Para éste, se supone que el tercer estado del sistema, correspondiente a la dinámica eléctrica, no es medible, pero como contraparte se supone que tanto el ángulo de carga como la diferencia de velocidades, entre la de la flecha de la máquina y la síncrona, son medibles. En este sentido cabe mencionar que, aunque actualmente existe una discusión amplia respecto a la validez de la suposición de medir el ángulo de carga, encontrándose tanto argumentos a favor como en contra, en este trabajo se optó por considerarla válida aceptando las razones expuestas por ejemplo en Wang *et al.* (1993) y de Mello (1994). Debe reconocerse, sin embargo, que en parte esta decisión se tomó debido a la complejidad técnica encontrada para remover la suposición, situación que se refleja en el hecho de que *en ninguno* de los resultados reportados en la literatura, y al alcance del autor de esta tesis, como los listados en la sección anterior, ha sido posible eliminarla.

La metodología general que se siguió durante la realización de este trabajo fue la de considerar como base los controladores reportados bajo la perspectiva de disipación de energía. La razón principal de esta decisión es doble: por un lado y como se mencionó antes, su estructura es básicamente la de una retroalimentación lineal de estados (especialmente del estado no medible) y, por otro lado, para este tipo de leyes de control ha sido posible establecer claramente en qué grado la estabilidad transitoria se ve mejorada en lazo cerrado. Con este punto de partida, el trabajo se concentró en el diseño de observadores que, en conjunto con la ley de control, garantizaran el cumplimiento de las siguientes condiciones:

- Estabilidad asintótica del sistema formado por la planta, el controlador y el observador.
- Que una vez alcanzada la convergencia del estado estimado al real, se recuperaran las propiedades de estabilidad del sistema en lazo cerrado formado por la planta y el controlador (bajo retroalimentación de estados). Es decir, que finalmente se recuperara la mejora en la estabilidad transitoria alcanzada por el control cuando se suponen medibles todos los estados.

Para este fin, el diseño del observador se llevó a cabo tomando como inspiración la técnica (recientemente reportada) de Inmersión e Invariancia (Karagiannis *et al.*, 2002). Aunque esta técnica, aplicada al diseño de observadores, es útil para diferentes clases de sistemas no lineales, se encontró que para el caso de retroalimentaciones lineales de estados es posible satisfacer las condiciones listadas arriba utilizando argumentos de Lyapunov. Así, la primera contribución de esta tesis es:

1. Para el sistema Generador Síncrono conectado a un Bus Infinito, se propuso un nuevo control de excitación por retroalimentación dinámica de salida que permite no conocer parte del estado y que garantiza recuperar las propiedades de estabilidad, i.e. el tamaño de la región de atracción del punto de equilibrio estable en lazo cerrado, de un controlador obtenido bajo la perspectiva IDA-PBC (Maya-Ortiz and Espinosa-Pérez, 2003; Maya-Ortiz and Espinosa-Pérez, 2004b).

Adicionalmente, el problema de estabilidad transitoria en SEP fue abordado considerando que de manera reciente se ha evaluado la posibilidad de incluir, entre la unidad de generación y los demás elementos de la red, Convertidores Estáticos de Potencia. Estos dispositivos electrónicos, conocidos genericamente como *Sistemas Flexibles de Transmisión de Corriente Alterna* (FACTS, por sus siglas en inglés), tratan de mejorar las propiedades de estabilidad del sistema modificando los parámetros eléctricos de la red (reactancias e impedancias) vía elementos conmutadores (Hingorani and Gyugyi, 2000). A la fecha, son pocas las referencias que se pueden encontrar abordando este problema (Paserba *et al.*, 1995; Canizares, 2000; Tan and Wang, 1998), aunque su utilidad para el mejoramiento de la calidad de la energía eléctrica es ampliamente reconocida (Hingorani and Gyugyi, 2000; Bazanella and Conceição, 2004; Zhang and Ding, 1997; Zhou and Liang, 1999a; Lei *et al.*, 2001; Coronado *et al.*, 2001).

En el caso del trabajo de tesis que se presenta fue posible, bajo la misma metodología que para el caso Generador–Bus Infinito, establecer una segunda contribución que es:

2. Para el sistema formado por un *Generador Síncrono conectado a un Bus Infinito vía un Compensador en Serie Controlado por Tiristores*, se propuso un nuevo controlador por retroalimentación dinámica de salida, desarrollado bajo la perspectiva IDA-PBC, que permite no conocer parte del estado y que garantiza el mejoramiento de las propiedades de estabilidad transitoria del sistema (de León *et al.*, 2004; Maya-Ortiz and Espinosa-Pérez, 2004a).

1.4. Estructura de la tesis

La estructura que presenta este documento es la siguiente: En el Capítulo 2 se presentan las metodologías de control empleadas en este trabajo de investigación y la forma en que fueron utilizadas. El Capítulo 3 hace referencia al primer caso de estudio, el generador síncrono conectado a un bus infinito (SMIB). Se presenta el diseño del controlador y la demostración correspondiente. Se hacen algunas observaciones que surgen como consecuencia del resultado y

para terminar el capítulo se presentan los resultados de simulación. En el Capítulo 4 se trata el segundo caso de estudio, el control del generador síncrono conectado a un bus infinito por medio de un Capacitor en Serie Controlado por Tiristores (TCSC por sus siglas en inglés). Se presenta el controlador diseñado, las observaciones pertinentes y los resultados de simulación. En el Capítulo 5 se presentan las conclusiones del trabajo realizado y los temas que quedan abiertos dentro de esta investigación doctoral así como algunas posibles formas de solucionarlos.

Capítulo 2

Metodologías de Diseño

Para el desarrollo de este trabajo de investigación se consideraron distintas metodologías de control propuestas en la literatura y que han demostrado su aplicabilidad y conveniencia en el desarrollo de leyes de control para una amplia variedad de problemas. Este capítulo presenta, de manera general, estas metodologías, haciendo énfasis en la manera en que fueron empleadas dentro de la investigación. La primera sección presenta la metodología de diseño de controladores por asignación de interconexión y amortiguamiento basado en pasividad (IDA-PBC) (Ortega and García-Canseco, 2004). Una metodología de control por retroalimentación dinámica de salida (Karagiannis *et al.*, 2002) se incluye en la segunda sección mientras que la metodología de inyección de amortiguamiento L_gV (Sepulchre *et al.*, 1997) es descrita en la tercera sección. Para terminar el capítulo, en la cuarta sección se hace una presentación sobre la manera en que fueron empleadas estas metodologías para la solución del problema planteado en la investigación doctoral.

2.1. Asignación de interconexión y amortiguamiento

Durante el trabajo realizado en esta tesis, el primer problema abordado fue el diseño de un esquema de control asumiendo disponible el estado completo del sistema. Como ya se planteó en el capítulo anterior, de entre las diferentes opciones disponibles en la literatura, se eligió realizar esta tarea siguiendo un enfoque basado en ideas de disipación de energía, i.e. pasividad. Las principales razones que motivaron esta elección son:

- Bajo esta perspectiva se han podido resolver diferentes problemas de control de sistemas (no lineales) con estructura física con base en leyes de control relativamente sencillas, fáciles de sintonizar y con una fuerte interpretación física (Ortega *et al.*, 1998).
- Los esquemas de control propuestos presentan, en un gran número de aplicaciones (ver por ejemplo Rodríguez *et al.* (1999), Fujimoto *et al.* (2001) y Acosta *et al.* (2004)), una estructura de retroalimentación lineal de los estados. Esta característica es de especial importancia desde el punto de vista del diseño de esquemas de control por retroalimentación dinámica de salida, en particular controladores basados en observadores de estado, ya que con esta estructura lineal el problema de diseño de estos estimadores se simplifica.

La importancia de la noción de pasividad para el análisis y diseño de esquemas de control para sistemas no lineales es ampliamente reconocida actualmente (Sepulchre *et al.*, 1997; van der Schaft, 2000). El principal elemento en esta clase de diseños es el concepto de función de energía, ya que con base en ella es posible determinar el comportamiento dinámico de un sistema. En este sentido, la idea fundamental en el control basado en pasividad es la de modificar, de una manera adecuada, la función de energía asociada a un determinado sistema de tal forma que el correspondiente comportamiento dinámico sea lo más parecido posible a alguno preespecificado.

La metodología de diseño de controladores basados en pasividad puede dividirse en dos grandes grupos (Ortega and García-Canseco, 2004):

1. *Control basado en pasividad clásico (PBC)*. Este enfoque es similar al diseño de controladores por medio de argumentos de Lyapunov en el sentido de que primero se define la función de energía deseada para el sistema en lazo cerrado y posteriormente se diseña el esquema de control que garantiza este objetivo. Esta técnica ha sido aplicada a diferentes casos de estudio (Espinosa-Pérez *et al.*, 2000; Ortega *et al.*, 1998; Espinosa-Pérez *et al.*, 2004), y su principal desventaja radica en el hecho de que en alguna etapa del diseño es necesario realizar la inversión del sistema a controlar, inversión que puede llegar a ser muy complicada o imposible dada la naturaleza no lineal de los sistemas.
2. *Control por asignación de interconexión y amortiguamiento basado en pasividad (IDA-PBC)*. En este caso, en lugar de fijar la función de almacenamiento en lazo cerrado *a priori*, se establece la estructura deseada de este sistema, la cual puede ser Lagrangiana o Hamiltoniana Controlada por Puerto. Es decir, se define la ley de control con base en las propiedades deseadas del sistema en lazo cerrado. Posteriormente se caracterizan todas las funciones de energía que son compatibles con esta estructura. Los resultados principales de este enfoque se pueden estudiar en (Ortega *et al.*, 2002) para sistemas Hamiltonianos Controlador por Puerto (PCH, por sus siglas en inglés), mientras que en (Bloch *et al.*, 2000) se presentan resultados equivalentes para sistemas Euler-Lagrange.

A continuación se presenta, de manera general, la segunda de las técnicas, ya que fue ésta la que se consideró en este trabajo de tesis para el diseño de las leyes de control propuestas.

Los sistemas PCH son una extensión natural a los sistemas Hamiltonianos clásicos y a los sistemas Euler-Lagrange. Sus principales atractivos son que de manera natural incorporan su interacción con el medio ambiente (a través de las variables de puerto) y que capturan la propiedad física fundamental de conservación de energía. Un sistema PCH (con disipación)

esta dado por¹

$$\dot{\mathbf{x}} = [\mathcal{J} - \mathcal{R}] \nabla H + \mathbf{g}(\mathbf{x})\mathbf{u} \quad (2.1)$$

$$\mathbf{y} = \mathbf{g}^\top(\mathbf{x})\nabla H \quad (2.2)$$

donde $\mathbf{x} \in \mathbb{R}^n$ es el vector de estado, $\mathbf{u} \in \mathbb{R}^m$ es la entrada de control, $H : \mathbb{R}^n \rightarrow \mathbb{R}$ es la energía total almacenada, $\mathcal{J}(\mathbf{x}) = -\mathcal{J}^\top(\mathbf{x})$, $\mathcal{R}(\mathbf{x}) = \mathcal{R}^\top(\mathbf{x}) \geq 0$ son las matrices naturales de interconexión y amortiguamiento, respectivamente, y $\mathbf{u}, \mathbf{y} \in \mathbb{R}^m$, son variables conjugadas cuyo producto tiene unidades de potencia. Es fácil observar que si H es no negativa, entonces el sistema es pasivo desde \mathbf{u} hasta \mathbf{y} , identificándose entonces a esta última como la *salida pasiva* del sistema.

Considerando las propiedades mencionadas de los sistemas PCH, el objetivo fundamental de la metodología IDA-PBC es el de encontrar condiciones bajo las cuales un sistema no lineal genérico sea equivalente (vía retroalimentación) a un sistema PCH. La forma en que este problema se resuelve² está contenida en la siguiente

Proposición 2.1 (Ortega and García-Canseco, 2004): Considérese el sistema

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}) + \mathbf{g}(\mathbf{x})\mathbf{u} \quad (2.3)$$

Suponga que existen matrices $\mathbf{g}^\perp(\mathbf{x})$, $\mathcal{J}_d(\mathbf{x}) = -\mathcal{J}_d^\top(\mathbf{x})$, $\mathcal{R}_d(\mathbf{x}) = \mathcal{R}_d^\top(\mathbf{x}) \geq 0$ y una función $H_d : \mathbb{R}^n \rightarrow \mathbb{R}$ que satisfacen la ecuación diferencial parcial

$$\mathbf{g}^\perp(\mathbf{x})\mathbf{f}(\mathbf{x}) = \mathbf{g}^\perp(\mathbf{x}) [\mathcal{J}_d(\mathbf{x}) - \mathcal{R}_d(\mathbf{x})] \nabla H_d, \quad (2.4)$$

donde $\mathbf{g}^\perp(\mathbf{x})$ es un *aniquilador izquierdo* de $\mathbf{g}(\mathbf{x})$, i.e., $\mathbf{g}^\perp(\mathbf{x})\mathbf{g}(\mathbf{x}) = 0$, y $H_d(x)$ es tal que

$$\mathbf{x}_* = \arg \min H_d(x) \quad (2.5)$$

¹En este trabajo se considera que todos los vectores son *vectores columna*, inclusive el gradiente de una función escalar que es denotado por el operador ∇ .

²El hecho de considerar sistemas no lineales afines en el control se debe a que los sistemas abordados en esta tesis son de este tipo. Sin embargo, la metodología no se restringe a ellos. Véase Cheng *et al.* (2005) en donde se considera una clase de sistemas no lineales más general.

con $\mathbf{x}_\star \in \mathbb{R}^n$ el punto de equilibrio a ser estabilizado. Bajo estas condiciones, el sistema en lazo cerrado formado por (2.3) y

$$\mathbf{u} = \beta(\mathbf{x}) = [\mathbf{g}^\top(\mathbf{x})\mathbf{g}(\mathbf{x})]^{-1} \mathbf{g}^\top(\mathbf{x}) \{[\mathcal{J}_d(\mathbf{x}) - \mathcal{R}_d(\mathbf{x})] \nabla H_d - \mathbf{f}(\mathbf{x})\},$$

toma la forma de un sistema PCH de la forma

$$\dot{\mathbf{x}} = [\mathcal{J}_d(\mathbf{x}) - \mathcal{R}_d(\mathbf{x})] \nabla H_d \quad (2.6)$$

con \mathbf{x}_\star un punto de equilibrio (localmente) estable. Este equilibrio será asintóticamente estable si, además, el conjunto invariante más grande bajo la dinámica en lazo cerrado (2.6) contenido en

$$\{\mathbf{x} \in \mathbb{R}^n | (\nabla H_d)^\top \mathcal{R}_d(\mathbf{x}) \nabla H_d = 0\} \quad (2.7)$$

es igual a $\{\mathbf{x}_\star\}$.

• • •

En relación al esquema de control presentado, es interesante comentar las siguientes características:

- La principal desventaja y limitante para la aplicación de la metodología radica en el hecho de que es necesario encontrar la solución de la ecuación (2.4). Usualmente esta tarea se lleva a cabo utilizando herramientas computacionales (programas simbólicos) y la complejidad depende del tipo de aplicación particular que se esté estudiando. Recientemente se han reportado algunos resultados en donde es posible caracterizar el número mínimo de este tipo de ecuaciones que es necesario resolver (Cheng *et al.*, 2005), lo cual (en cierto sentido) permite simplificar esta tarea.
- Es importante notar que los sistemas PCH establecen una clase de sistemas dinámicos que son *muy fáciles* de encontrar entre sistemas dinámicos *físicos*. En este sentido, en muchas ocasiones el sistema que se desea estabilizar dado por (2.3) posee de manera natural una estructura PCH con matrices \mathcal{J} y \mathcal{R} y función de energía H exhibiendo las propiedades

del sistema en lazo abierto. En este caso, el objetivo de la técnica se reduce a modificar estas propiedades vía la modificación de las matrices de interconexión y amortiguamiento y la función de energía, es decir, en este caso el sistema a estabilizar es de la forma (2.1)-(2.2) por lo que la ecuación diferencial parcial (2.4) está dada por

$$\mathbf{g}^\perp (\mathcal{J} - \mathcal{R}) \nabla H = \mathbf{g}^\perp(\mathbf{x}) [\mathcal{J}_d(\mathbf{x}) - \mathcal{R}_d(\mathbf{x})] \nabla H_d$$

- Nótese que la ecuación (2.4) está parametrizada en términos de tres matrices, las cuales son de libre elección. Las únicas restricciones son la antisimetría de \mathcal{J}_d y que \mathcal{R}_d sea semidefinida positiva. Una elección adecuada de estas matrices permite, en muchos de los casos, encontrar de manera sencilla una solución de (2.4).
- Existe un grado de libertad adicional cuando se elige $\mathbf{g}^\perp(\mathbf{x})$, el cual no es único para $\mathbf{g}(\mathbf{x})$.

Un comentario final se refiere al hecho de que el resultado presentado en Galaz *et al.* (2003) para el caso de SEP, desarrollado bajo la perspectiva de la metodología de diseño presentada en esta sección, establece el punto de partida de este trabajo de tesis, ya que con el controlador (lineal) propuesto y la técnica de diseño de observadores que se presenta en la siguiente sección, fue posible resolver el problema planteado para esta investigación.

2.2. Retroalimentación Dinámica de Salida

Una de las principales desventajas de muchos de los controladores propuestos en la literatura para resolver el problema de estabilidad transitoria en SEP, estriba en el hecho de que es necesaria la medición completa del estado del sistema. En este sentido, todavía existe cierta discrepancia entre la comunidad científica para definir qué variables están disponibles para medición, en particular en el esquema SMIB. Así, algunos autores mencionan que solo es posible la medición de la velocidad angular del rotor de la máquina síncrona, además de la potencia eléctrica, pero otros han mencionado la necesidad de tener como variable de medición al ángulo

de carga (Willems, 1971), basados en argumentos como los propuestos en (de Mello, 1994) en donde se han reportado estrategias de medición de esta variable. Con respecto al voltaje transitorio en el eje de cuadratura (el tercer estado del modelo SMIB), no cabe duda que éste no es posible medirlo, dado que no es una variable natural del sistema y no es posible conocerlo. Por este motivo, es deseable que los controladores que han de diseñarse para efectos de estabilidad transitoria no contemplen, dentro de los estados retroalimentados, a esta variable.

En este trabajo de tesis, siguiendo con la tendencia en la que se acepta el hecho de que el ángulo de carga es medible, se asume que tanto esta variable como la velocidad angular están disponibles para medición. Como contraparte, se asume que el voltaje transitorio en el eje de cuadratura no es medible. Bajo estas condiciones, es necesario realizar el diseño de controladores considerando un esquema de retroalimentación de salida. Específicamente, para salvar el problema de la medición del tercer estado del sistema se consideró el uso de una metodología de diseño de controladores basado en retroalimentación dinámica de salida. En particular los resultados reportados en este trabajo de tesis fueron inspirados en la propuesta recientemente reportada en Karagiannis *et al.* (2002), la cual se basa en la reconstrucción asintótica de una ley de control por retroalimentación de estados estabilizante. A grandes rasgos, esta metodología de diseño establece que es posible resolver el problema de retroalimentación de salida (para cierta clase de sistemas no lineales) si es que se pueden resolver dos subproblemas: un problema de estabilización del punto de equilibrio con información completa del estado y un problema de estabilización del punto de equilibrio por inyección de salida. Dentro de las ventajas que presenta esta técnica de diseño se puede mencionar que el sistema no necesita tener una dinámica cero estable y puede tratar en una forma unificada posibles parámetros desconocidos y estados no medibles. A continuación se presenta una breve descripción de ella.

La clase de sistemas considerada en Karagiannis *et al.* (2002) es la formada por aquellos sistemas que pueden expresarse como

$$\dot{\eta} = \mathbf{A}(\mathbf{y}, \mathbf{u})\eta + \mathbf{B}(\mathbf{y}, \mathbf{u}) \quad (2.8)$$

$$\dot{\mathbf{y}} = \varphi_0(\mathbf{y}, \mathbf{u}) + \varphi_1(\mathbf{y}, \mathbf{u})\eta \quad (2.9)$$

donde es posible observar que los estados no medibles, $\boldsymbol{\eta} \in \mathbb{R}^n$, aparecen linealmente. Los estados medibles (salidas del sistema), $\mathbf{y} \in \mathbb{R}^p$, y las entradas, $\mathbf{u} \in \mathbb{R}^m$, pueden aparecer no linealmente.

Para esta clase de sistemas se define una *variable de desempeño* de la forma

$$\rho = h(\boldsymbol{\eta}, \mathbf{y}) \quad (2.10)$$

y el problema de control que se plantea es diseñar una ley de control por retroalimentación dinámica de la forma

$$\begin{aligned} \dot{\hat{\boldsymbol{\eta}}} &= \boldsymbol{\pi}(\mathbf{y}, \hat{\boldsymbol{\eta}}) \\ \mathbf{u} &= \boldsymbol{\alpha}(\mathbf{y}, \hat{\boldsymbol{\eta}}) \end{aligned} \quad (2.11)$$

tal que todas las trayectorias del sistema en lazo cerrado formado por (2.8)-(2.9) y (2.11) permanezcan acotadas y

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \rho(t) = 0$$

Para resolver este problema, se establecen dos suposiciones. Primero, que existe una ley de control por retroalimentación de estados

$$\mathbf{u}^* = \boldsymbol{\alpha}(\mathbf{y}, \boldsymbol{\eta}) \quad (2.12)$$

tal que todas las trayectorias del sistema en lazo cerrado formado por (2.8)-(2.9) y (2.12) están acotadas y que se satisface el objetivo de control planteado anteriormente. Más aún, se supone que el sistema (2.8)-(2.9) en lazo cerrado con la ley de control

$$\mathbf{u} = \boldsymbol{\alpha}(\mathbf{y}, \boldsymbol{\eta} + \mathbf{d}(t))$$

es globalmente estable en el sentido entrada-estado respecto a la señal de entrada $\mathbf{d}(t)$.

En segundo término, se supone que existe un mapeo $\boldsymbol{\beta}(\mathbf{y})$ tal que el sistema

$$\dot{\mathbf{z}} = \left(\mathbf{A}(\mathbf{y}, \mathbf{u}) - \frac{\partial \boldsymbol{\beta}(\mathbf{y})}{\partial \mathbf{y}} \boldsymbol{\varphi}_1(\mathbf{y}, \mathbf{u}) \right) \mathbf{z}$$

es uniforme y globalmente estable para cualquier \mathbf{y} , \mathbf{u} , y que $\mathbf{z}(t)$ es tal que, para cualquier \mathbf{y} , $\boldsymbol{\eta}$ fijas, se cumple que

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \boldsymbol{\alpha}(\mathbf{y}, \boldsymbol{\eta} + \mathbf{z}(t)) = \boldsymbol{\alpha}(\mathbf{y}, \boldsymbol{\eta}).$$

Bajo estas suposiciones se demuestra que, definiendo el error de estimación³, como

$$\mathbf{z} = \mathbf{M}\hat{\boldsymbol{\eta}} - \boldsymbol{\eta} + \boldsymbol{\beta}(\mathbf{y}) \implies \boldsymbol{\eta} = \mathbf{M}\hat{\boldsymbol{\eta}} - \mathbf{z} + \boldsymbol{\beta}(\mathbf{y}),$$

con \mathbf{M} una matriz invertible y $\boldsymbol{\beta}(\mathbf{y})$ como en la segunda suposición, la ley de control dada por

$$\mathbf{u} = \boldsymbol{\alpha}(\mathbf{y}, \mathbf{M}\hat{\boldsymbol{\eta}} + \boldsymbol{\beta}(\mathbf{y}))$$

junto con el observador de estados

$$\dot{\hat{\boldsymbol{\eta}}} = \mathbf{M}^{-1} [\mathbf{A}(\mathbf{y}, \mathbf{u}) [\mathbf{M}\hat{\boldsymbol{\eta}} + \boldsymbol{\beta}(\mathbf{y})] + \mathbf{B}(\mathbf{y}, \mathbf{u})] - \frac{\partial \boldsymbol{\beta}(\mathbf{y})}{\partial \mathbf{y}} \{ \varphi_0(\mathbf{y}, \mathbf{u}) + \varphi_1(\mathbf{y}, \mathbf{u}) [\mathbf{M}\hat{\boldsymbol{\eta}} + \boldsymbol{\beta}(\mathbf{y})] \}, \quad (2.13)$$

resuelven el problema de control planteado (véase la demostración en Karagiannis *et al.* (2002)).

Esta propuesta de control por retroalimentación dinámica de la salida presenta las siguientes características:

- El problema de control se resuelve en dos etapas, una en donde se resuelve un problema de estabilización robusta con retroalimentación de estados, y otra en donde el problema que se resuelve es de estabilización por inyección de salida.
- La naturaleza constructiva de la propuesta del controlador permite resolver el problema sin la necesidad de apelar a argumentos del tipo Lyapunov, evitando la búsqueda de funciones de este tipo.

La importancia del resultado presentado en esta sección, desde la perspectiva del trabajo de tesis que se presenta, radica en el hecho de que, como se verá mas adelante, es posible considerar el caso particular donde la ley de control por retroalimentación de estados (2.12) sea lineal en los estados no medibles $\boldsymbol{\eta}$, permite resolver el problema de diseño de una ley de control basada en observación de estados de una manera relativamente sencilla.

³Nótese que el error de estimación no es definido de la manera convencional $e = \boldsymbol{\eta} - \hat{\boldsymbol{\eta}}$

2.3. Inyección de amortiguamiento (L_gV)

Esta metodología de control parte del hecho de que en muchas aplicaciones el sistema bajo estudio presenta un punto de equilibrio estable, por lo que el objetivo de control es mejorar la tasa de convergencia de las trayectorias a este punto, es decir, sólo se requiere de un amortiguamiento adicional para mejorar las propiedades de estabilidad del punto de equilibrio. Desde el punto de vista de este trabajo de tesis, esta metodología es interesante pues si se supone que la aplicación de la técnica IDA-PBC da como resultado un sistema en lazo cerrado con un punto de equilibrio asintóticamente estable, entonces por medio de los argumentos presentados en esta sección será posible mejorar sus propiedades de estabilidad. En el caso particular de estabilidad transitoria en SEP, es evidente que esta mejora se verá reflejada en una propuesta de solución de una calidad superior.

Para ilustrar la metodología de inyección de amortiguamiento L_gV se seguirá muy de cerca los resultados presentados en Sepuichre *et al.* (1997). Así, considérese que la parte no controlada

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}), \quad \mathbf{f}(\mathbf{0}) = \mathbf{0}$$

del sistema no lineal,

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}) + \mathbf{g}(\mathbf{x})\mathbf{u},$$

tiene un punto de equilibrio estable con función de Lyapunov radialmente no acotada $V(\mathbf{x})$, por lo que se tiene que

$$\dot{V}(\mathbf{x}) = [\nabla V(\mathbf{x})]^\top \mathbf{f}(\mathbf{x}) \leq 0$$

Ahora bien, si se aplica esta misma función de Lyapunov para analizar las propiedades de estabilidad del punto de equilibrio del sistema forzado

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}) + \mathbf{g}(\mathbf{x})\mathbf{u} \tag{2.14}$$

la derivada de $V(\mathbf{x})$ a lo largo de las trayectorias de (2.14) estará dada por

$$\dot{V}(\mathbf{x}) = [\nabla V(\mathbf{x})]^\top (\mathbf{f}(\mathbf{x}) + \mathbf{g}(\mathbf{x})\mathbf{u}) = [\nabla V(\mathbf{x})]^\top \mathbf{f}(\mathbf{x}) + [\nabla V(\mathbf{x})]^\top \mathbf{g}(\mathbf{x})\mathbf{u}$$

Considerando, con base en las suposiciones hechas, que el primer término del lado derecho ya es (semi)negativo definido, basta solo trabajar con el segundo término para garantizar que también sea (semi)negativo definido. Para tal efecto, si se elige como ley de control una de la forma

$$\begin{aligned}\mathbf{u} &= -\mathbf{K}\nabla V(\mathbf{x})\mathbf{g}(\mathbf{x})^\top \\ &= -\mathbf{K}(L_g V)^\top\end{aligned}$$

con $\mathbf{K} > 0$, entonces la derivada de la función de Lyapunov será

$$\dot{V}(\mathbf{x}) = [\nabla V(\mathbf{x})]^\top (\mathbf{f}(\mathbf{x}) + \mathbf{g}(\mathbf{x})\mathbf{u}) = [\nabla V(\mathbf{x})]^\top \mathbf{f}(\mathbf{x}) - \mathbf{K} [\nabla V(\mathbf{x})]^\top \mathbf{g}(\mathbf{x})\mathbf{g}(\mathbf{x})^\top \nabla V(\mathbf{x}) \leq 0 \quad (2.15)$$

de donde se observa que las propiedades de estabilidad se han mejorado ya que el segundo término del lado derecho de esta última ecuación es negativo semidefinido. A este tipo de controlador se le conoce como controlador de amortiguamiento porque la ley de control puede interpretarse como un amortiguamiento adicional que disipa la energía del sistema.

Para el caso de sistemas PCH, una propiedad interesante relacionada con este tipo de controladores es que la salida pasiva (2.2) posee directamente una estructura de la forma

$$\mathbf{y} = L_g H$$

Con esto, es claro que la retroalimentación (proporcional) de esta salida mejorará las propiedades de estabilidad del sistema, hecho que ha sido ampliamente reconocido en la literatura relacionada con sistemas pasivos (van der Schaft, 2000).

2.4. Metodología propuesta

Debido a que las metodologías presentadas en las secciones anteriores sirven como herramientas para resolver el problema de control planteado en este trabajo de investigación, éstas fueron integradas con el fin de proponer soluciones al mismo. El objetivo de esta sección es el de

describir los pasos que se siguieron para alcanzar este objetivo. En este sentido, es necesario aclarar que la metodología se presenta con fines de claridad en la exposición y que, aunque evidentemente establece un nuevo resultado, su valor principal no recae en la metodología misma, sino en la posibilidad que estableció para avanzar en la solución total del problema de mejoramiento de las propiedades de estabilidad transitoria en SEP.

La filosofía en la que se basan los resultados propuestos es la siguiente:

1. A diferencia del resultado presentado en Ortega and García-Canseco (2004) en donde se asigna al sistema en lazo cerrado en un solo paso la estructura definida por \mathcal{J}_d , \mathcal{R}_d y $H_d(x)$, se asume que para el sistema (2.3) existe una ley de control por retroalimentación de estados de la forma

$$\mathbf{u} = \mathbf{u}_h(\mathbf{x}) + \mathbf{u}_p$$

en donde la función de la primer término del lado derecho es la de generar una estructura de la forma

$$\dot{\mathbf{x}} = [\mathcal{J} - \mathcal{R}] \nabla H + \mathbf{g}(\mathbf{x}) \mathbf{u}_p \quad (2.16)$$

$$\mathbf{y} = \mathbf{g}^\top(\mathbf{x}) \nabla H \quad (2.17)$$

con \mathbf{u}_p una nueva señal de control. Como requisito adicional, se supone que $\mathbf{u}_h(\mathbf{x})$ es lineal en los estados no medibles.

2. Una vez que se ha obtenido una representación PCH vía el primer lazo de control, se considera que es posible mejorar la estabilidad transitoria en un sistema SMIB por medio de una ley de control por retroalimentación de estados \mathbf{u}_p , obtenida desde la perspectiva IDA-PBC, que genere un sistema en lazo cerrado de la forma (2.6) y cuya estructura también sea lineal en los estados no medibles. En este sentido, se establece una de las condiciones necesarias para la aplicación de la técnica descrita en la Sección 2.2, ya que las leyes de control propuestas desde el enfoque basado en ideas de disipación de energía estabilizan asintóticamente un punto de equilibrio deseado.

3. Ya que se tiene a disposición la ley de control (lineal en los estados no medibles), se propone el mapeo necesario $\beta(\mathbf{y})$ para el diseño del observador presentado en la Sección 2.2, dejando pendiente hasta este punto la prueba de estabilidad del sistema completo formado por la planta, el controlador y el observador.
4. A diferencia de la metodología original y aprovechando la estructura lineal del controlador, la estabilidad del sistema completo se garantiza proponiendo una función cuadrática de Lyapunov y aplicando los teoremas usuales relacionados con esta técnica.

La estructura formal de la metodología propuesta se presenta en la siguiente

Proposición 2.2: Considere un sistema de la forma (2.3) donde el vector de estados $\mathbf{x} \in \mathbb{R}^n$ puede ser particionado como

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\sigma} \\ \boldsymbol{\eta} \end{bmatrix}$$

con $\boldsymbol{\sigma} \in \mathbb{R}^m$ los estados medibles y $\boldsymbol{\eta} \in \mathbb{R}^{(n-m)}$ los estados no medibles del sistema.

Suponga:

A.1: Que existe una ley de control \mathbf{u} de la forma

$$\begin{aligned} \mathbf{u} &= \mathbf{u}_h(\mathbf{x}) + \mathbf{u}_p \\ &= \Gamma_1(\boldsymbol{\sigma}) + \Gamma_2(\boldsymbol{\sigma})\boldsymbol{\eta} + \mathbf{u}_p \end{aligned} \quad (2.18)$$

con $\Gamma_1(\boldsymbol{\sigma})$, $\Gamma_2(\boldsymbol{\sigma})$ funciones (posiblemente afines) de los estados medibles, tal que el sistema en lazo cerrado es de la forma (2.16)-(2.17) con \mathbf{u}_p una nueva entrada de control.

A.2: Que la nueva señal de control \mathbf{u}_p puede diseñarse con el enfoque IDA-PBC de tal manera que el sistema completo en lazo cerrado es de la forma (2.6). Más aún, que la estructura de \mathbf{u}_p es también de la forma

$$\mathbf{u}_p = \Gamma_3(\boldsymbol{\sigma}) + \Gamma_4(\boldsymbol{\sigma})\boldsymbol{\eta} \quad (2.19)$$

con $\Gamma_3(\boldsymbol{\sigma})$, $\Gamma_4(\boldsymbol{\sigma})$ funciones (posiblemente afines) de los estados medibles.

A.3: Que el sistema en lazo cerrado obtenido de la aplicación del primer lazo de control (2.16)-(2.17) puede ser reescrito como

$$\begin{aligned}\dot{\sigma} &= \varphi_1(\sigma, \mathbf{u}_p)\eta + \varphi_0(\sigma, \mathbf{u}_p) \\ \dot{\eta} &= \mathbf{A}(\sigma, \mathbf{u}_p)\eta + \mathbf{B}(\sigma, \mathbf{u}_p)\end{aligned}\quad (2.20)$$

A.4: Que existe una función $\beta(\sigma)$ tal que el punto $z = 0$ del sistema

$$\dot{\mathbf{z}} = \left[\mathbf{A}(\sigma, \mathbf{u}_p) - \frac{\partial\beta(\sigma)}{\partial\sigma}\varphi_1(\sigma, \mathbf{u}_p) \right] \mathbf{z} \quad (2.21)$$

$$= \bar{\mathbf{A}}(\sigma, \mathbf{u}_p)\mathbf{z} \quad (2.22)$$

con \mathbf{u}_p como en la Suposición A.2, tiene un punto de equilibrio asintóticamente estable, con función de Lyapunov dada por $W(\mathbf{z}) = \mathbf{z}^\top \mathbf{G}\mathbf{z} \Rightarrow \dot{W} = -\mathbf{z}^\top \mathbf{S}\mathbf{z}$.

A.5: Que la matriz

$$\mathbf{Q} = \begin{bmatrix} \mathcal{R}_d & \frac{1}{2}\Gamma_{24}(\sigma) \\ \frac{1}{2}\Gamma_{24}^\top(\sigma) & \mathbf{S} \end{bmatrix} \quad (2.23)$$

con $\Gamma_{24}(\sigma) = \Gamma_2(\sigma) + \Gamma_4(\sigma)$, es (semi)definida positiva para todo \mathbf{x} .

Bajo estas condiciones, la ley de control

$$\mathbf{u} = \Gamma_{13}(\sigma) + \Gamma_{24}(\sigma) (\mathbf{M}\hat{\eta} + \beta(\sigma)) \quad (2.24)$$

con $\Gamma_{13}(\sigma) = \Gamma_1(\sigma) + \Gamma_3(\sigma)$ y \mathbf{M} una matriz invertible, equipada con el observador de estados

$$\begin{aligned}\dot{\hat{\eta}} &= \mathbf{M}^{-1} [\mathbf{A}(\sigma, \mathbf{u}_p) [\mathbf{M}\hat{\eta} + \beta(\sigma)] + \mathbf{B}(\sigma, \mathbf{u}_p)] \\ &\quad - \frac{\partial\beta(\sigma)}{\partial\sigma} \{ \varphi_0(\sigma, \mathbf{u}_p) + \varphi_1(\sigma, \mathbf{u}_p) [\mathbf{M}\hat{\eta} + \beta(\sigma)] \},\end{aligned}\quad (2.25)$$

garantizan que

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \mathbf{x} = \mathbf{x}_* \quad \lim_{t \rightarrow \infty} \mathbf{z} = \mathbf{0}$$

con \mathbf{x}_* el punto de equilibrio a estabilizarse.

Demostración:

Considere el error de estimación dado por

$$\mathbf{z} = \mathbf{M}\hat{\boldsymbol{\eta}} - \boldsymbol{\eta} + \boldsymbol{\beta}(\boldsymbol{\sigma}) \quad (2.26)$$

de donde se obtiene que

$$\mathbf{M}\hat{\boldsymbol{\eta}} + \boldsymbol{\beta}(\boldsymbol{\sigma}) = \mathbf{z} + \boldsymbol{\eta}.$$

Con esto, la ley de control (2.24) se puede escribir equivalentemente como

$$\mathbf{u} = \boldsymbol{\Gamma}_{13}(\boldsymbol{\sigma}) + \boldsymbol{\Gamma}_{24}(\boldsymbol{\sigma})\boldsymbol{\eta} + \boldsymbol{\Gamma}_{24}(\boldsymbol{\sigma})\mathbf{z} \quad (2.27)$$

por lo que, bajo las Suposiciones A.1 y A.2, el sistema en lazo cerrado se puede expresar como

$$\dot{\mathbf{x}} = [\mathbf{J}_d - \mathbf{R}_d] \nabla H_d + \boldsymbol{\Gamma}_{24}(\boldsymbol{\sigma})\mathbf{z} \quad (2.28)$$

en donde debe observarse que el subsistema

$$\dot{\mathbf{x}} = [\mathbf{J}_d - \mathbf{R}_d] \nabla H_d$$

posee como punto de equilibrio asintóticamente estable a $\mathbf{x} = \mathbf{x}_*$ con función de Lyapunov la energía total del sistema dada por $H_d(\mathbf{x})$.

Por otro lado, la dinámica del error de estimación está dada por

$$\dot{\mathbf{z}} = \mathbf{M}\dot{\hat{\boldsymbol{\eta}}} - \dot{\boldsymbol{\eta}} + \frac{\partial \boldsymbol{\beta}(\boldsymbol{\sigma})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \dot{\boldsymbol{\sigma}}$$

la cual, considerando la Suposición A.3, puede escribirse como

$$\dot{\mathbf{z}} = \mathbf{M}\dot{\hat{\boldsymbol{\eta}}} - \mathbf{A}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}_p)\boldsymbol{\eta} - \mathbf{B}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}_p) + \frac{\partial \boldsymbol{\beta}(\boldsymbol{\sigma})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} [\boldsymbol{\varphi}_0(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}_p) + \boldsymbol{\varphi}_1(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}_p)\boldsymbol{\eta}]$$

o equivalentemente como

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{z}} &= \mathbf{M}\dot{\hat{\boldsymbol{\eta}}} - \mathbf{A}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}_p) [\mathbf{M}\hat{\boldsymbol{\eta}} - \mathbf{z} + \boldsymbol{\beta}(\boldsymbol{\sigma})] - \mathbf{B}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}_p) \\ &\quad + \frac{\partial \boldsymbol{\beta}(\boldsymbol{\sigma})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \left\{ \boldsymbol{\varphi}_0(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}_p) + \boldsymbol{\varphi}_1(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}_p) [\mathbf{M}\hat{\boldsymbol{\eta}} - \mathbf{z} + \boldsymbol{\beta}(\boldsymbol{\sigma})] \right\} \end{aligned}$$

Reagrupando en esta última expresión los términos que están en función de variables medibles, se obtiene que

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{z}} = & \mathbf{M}\dot{\hat{\boldsymbol{\eta}}} - \mathbf{A}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}) [\mathbf{M}\hat{\boldsymbol{\eta}} + \boldsymbol{\beta}(\boldsymbol{\sigma})] - \mathbf{B}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}) + \frac{\partial \boldsymbol{\beta}(\boldsymbol{\sigma})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \left\{ \boldsymbol{\varphi}_0(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}) + \boldsymbol{\varphi}_1(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}) [\mathbf{M}\hat{\boldsymbol{\eta}} + \boldsymbol{\beta}(\boldsymbol{\sigma})] \right\} \\ & + \mathbf{A}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u})\mathbf{z} - \frac{\partial \boldsymbol{\beta}(\boldsymbol{\sigma})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \boldsymbol{\varphi}_1(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u})\mathbf{z}, \end{aligned}$$

por lo que, considerando la definición del observador de estados (2.25), se obtiene que

$$\dot{\mathbf{z}} = \mathbf{A}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}_p)\mathbf{z} - \frac{\partial \boldsymbol{\beta}(\boldsymbol{\sigma})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \boldsymbol{\varphi}_1(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}_p)\mathbf{z} = \left[\mathbf{A}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}_p) - \frac{\partial \boldsymbol{\beta}(\boldsymbol{\sigma})}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \boldsymbol{\varphi}_1(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}_p) \right] \mathbf{z}, \quad (2.29)$$

el cual, considerando la Suposición A.4, es un sistema asintóticamente estable.

Con esto, la dinámica del sistema completo, formado por la planta, el control y el observador de estados, está dada por

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{x}} &= [\mathbf{J}_d - \mathbf{R}_d] \nabla H_d + \boldsymbol{\Gamma} \mathbf{z} \\ \dot{\mathbf{z}} &= \left[\mathbf{A}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}_p) - \frac{\partial \boldsymbol{\beta}}{\partial \boldsymbol{\sigma}}(\boldsymbol{\sigma}) \boldsymbol{\varphi}_1(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}_p) \right] \mathbf{z}. \end{aligned}$$

Si se define la función definida positiva

$$V = H_d + \frac{1}{2} \mathbf{G} \mathbf{z}^\top \mathbf{z}$$

es fácil ver que su derivada a lo largo de las trayectorias del sistema completo está dada por

$$\dot{V} = -(\nabla H_d)^\top \mathbf{R}_d \nabla H_d + (\nabla H_d)^\top \boldsymbol{\Gamma} \mathbf{z} - \mathbf{z}^\top \left[\mathbf{A}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}) - \frac{\partial \boldsymbol{\beta}}{\partial \boldsymbol{\sigma}}(\boldsymbol{\sigma}) \boldsymbol{\varphi}_1(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{u}) \right] \mathbf{z}$$

la cual, definiendo el vector $\mathbf{s} = [\nabla H_d, \mathbf{z}]^\top$, puede escribirse como

$$\dot{V} = -\mathbf{s}^\top \mathbf{Q} \mathbf{s}$$

donde la matriz \mathbf{Q} es de la forma dada en (2.23). Así, considerando la Suposición A.5 y utilizando argumentos estándares, basados en el Lema de Barbalat (Khalil, 1996), es posible demostrar la estabilidad asintótica del sistema completo.

• • •

Aunque es evidente que este resultado general considera diferentes suposiciones para demostrar su poderío, establece la metodología por medio de la cual fue posible proponer los resultados contenidos en este trabajo de tesis relacionados con el control de SEP. En los siguientes capítulos se mostrará como el caso particular establecido por los sistemas considerados en esta investigación satisfacen los requisitos mencionados antes.

Capítulo 3

Control de excitación del sistema SMIB

Como se mencionó en el Capítulo 1, uno de los puntos en un sistema eléctrico de potencia donde se pueden aplicar técnicas de control para mejorar la estabilidad transitoria es en el sistema de excitación del generador síncrono. La función básica del sistema de excitación es proporcionar corriente directa al devanado de campo de la máquina síncrona. Además, este sistema desarrolla funciones esenciales de control y protección para un funcionamiento satisfactorio del sistema de potencia mediante el control del voltaje y la corriente de campo (Kundur, 1993). En este capítulo se presenta el control de excitación diseñado para el sistema SMIB considerando el problema de la estabilidad transitoria. En la Sección 3.1 se hace una breve descripción del modelo matemático empleado y se describen las propiedades de este sistema. En la Sección 3.2 se presenta el controlador IDA desarrollado para este sistema y que será empleado en la proposición del controlador por retroalimentación de salida. El controlador propuesto en este trabajo es mostrado en la Sección 3.3. Para concluir con el capítulo la Sección 3.4 presenta los resultados de simulación del sistema en lazo cerrado, con el controlador diseñado en la sección anterior.

3.1. Generador Síncrono conectado a un Bus Infinito (SMIB)

El modelo matemático completo del sistema SMIB comprende ocho ecuaciones diferenciales altamente no lineales. Sin embargo, debido a su complejidad, regularmente se realizan algunas suposiciones que permiten su reducción. Este sistema reducido que comprende tres ecuaciones diferenciales (que continúan describiendo un comportamiento altamente no lineal), fue desarrollado, en una primera instancia, por la gente de la comunidad aplicada, empleando técnicas heurísticas y su amplia experiencia. Posteriormente se obtuvo la misma reducción mediante técnicas matemáticas formales como la teoría de las variedades integrales y la de perturbaciones singulares (Sauer *et al.*, 1988). Debido a que esta reducción es bastante extensa y es ampliamente conocida y explicada en la literatura de sistemas de potencia, en esta tesis no se presenta el desarrollo. Sin embargo el lector interesado puede consultar Kundur (1993), Galaz *et al.* (2002), Sauer *et al.* (1988), Sauer and Pai (1998), Krause (1986) para una descripción detallada.

Generalmente, cuando se desea diseñar un controlador de excitación para el mejoramiento de la estabilidad transitoria en el sistema de potencia, el modelo matemático empleado es el de un generador síncrono conectado a un bus infinito, SMIB (Figura 3.1), en el cual solo se consideran las dinámicas del generador a ser controlado y las dinámicas restantes son modeladas como un equivalente de Thévenin de una red compuesta por inductancias y fuentes de voltaje ideales, con amplitud y frecuencia constantes. Este modelo es llamado *modelo de tercer orden con decaimiento de flujo* E'_q (Kundur, 1993; Sauer *et al.*, 1988; Pai, 1981; Bazanella *et al.*, 1999; Galaz *et al.*, 2002).

El modelo matemático para el sistema SMIB puede ser escrito como

$$\dot{\delta} = \bar{\omega} \quad (3.1)$$

$$\frac{2H}{\omega_0} \dot{\bar{\omega}} = P_m - P_e - D\bar{\omega} \quad (3.2)$$

$$T'_{d0} \dot{E}'_q = \frac{(X_d - X'_d)}{(X'_d + X_E)} E_B \cos \delta - \frac{(X_d - X_E)}{(X'_d + X_E)} E'_q + E_{fd}^0 + T'_{d0} v \quad (3.3)$$

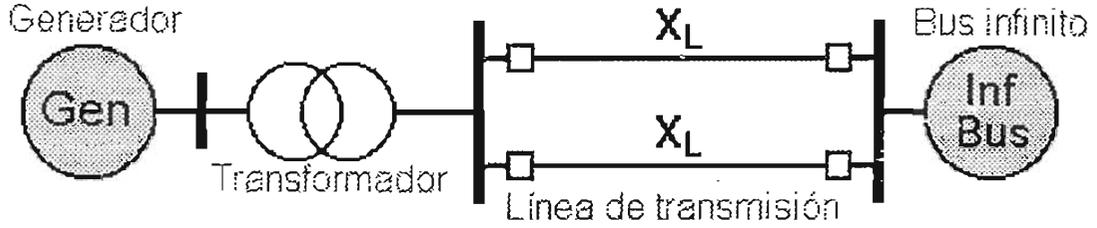


Figura 3.1: Representación del sistema SMIB.

con la potencia eléctrica P_e dada por

$$P_e = \frac{1}{(X'_d + X_E)} E_B E'_q \sin \delta.$$

Las variables de estado de este sistema son el ángulo de carga (δ), la desviación de la velocidad de la flecha de rotor con respecto a la velocidad síncrona ($\bar{\omega}$), y el voltaje interno en el eje de cuadratura (E'_q). Los parámetros son: X_d , reactancia síncrona en el eje d; X'_d , reactancia transitoria en el eje d; T'_{d0} , constante de tiempo transitoria en el eje d; P_m , potencia mecánica; D , coeficiente de amortiguamiento; E_B , el voltaje del bus infinito; X_E , la reactancia de la línea. Se asume que la potencia mecánica es constante y el voltaje de campo es descompuesto en un término constante E'_{fd} y una señal adicional $T'_{d0}u$, con u representando la entrada de control.

Para simplificar la notación, es conveniente reescribir el modelo SMIB en una forma compacta, definiendo $[x_1, x_2, x_3] = [\delta, \bar{\omega}, E'_q]$, como

$$\dot{x}_1 = x_2 \quad (3.4)$$

$$\dot{x}_2 = -b_1 x_3 \sin(x_1) - b_2 x_2 + P \quad (3.5)$$

$$\dot{x}_3 = b_3 \cos(x_1) - b_4 x_3 + E + u. \quad (3.6)$$

En estas expresiones los coeficientes b_i , $i = 1, \dots, 4$ están definidos por los parámetros del sistema y son todos positivos. Las constantes P y E , que también son positivas, representan la potencia mecánica entregada al generador y el voltaje de campo, respectivamente, y son constantes. La variable u es una entrada de control suplementario usada para rechazar las perturbaciones que sucedan en el sistema de potencia.

3.1.1. Propiedades del sistema SMIB

Por motivos prácticos y de diseño se considera que el sistema SMIB tiene una región de operación dada por el conjunto cerrado

$$\mathcal{D}_\delta = \{x \in \mathbb{R}^3 \mid 0 \leq x_1 \leq \frac{\pi}{2} - \epsilon, \epsilon \leq x_3\} \quad (3.7)$$

donde ϵ es un número positivo lo suficientemente pequeño.

Al analizar las dinámicas del sistema en lazo abierto ($u = 0$), se observa que el sistema presenta dos puntos de equilibrio, los cuales son obtenidos de la siguiente forma:

$$\begin{aligned} 0 &= \bar{x}_2 \\ 0 &= -b_1 \bar{x}_3 \text{sen}(\bar{x}_1) - b_2 \bar{x}_2 + P \\ 0 &= b_3 \text{cos}(\bar{x}_1) - b_4 \bar{x}_3 + E, \end{aligned}$$

lo que conduce a un par de ecuaciones de la forma

$$\begin{aligned} P &= b_1 \bar{x}_3 \text{sen}(\bar{x}_1) \\ E &= b_4 \bar{x}_3 - b_3 \text{cos}(\bar{x}_1). \end{aligned}$$

Además, si se despeja \bar{x}_3 de estas dos últimas expresiones y se igualan las ecuaciones resultantes se obtiene

$$Pb_4 = [E + b_3 \text{cos}(\bar{x}_1)] [b_1 \text{sen}(\bar{x}_1)],$$

la cual, al hacer uso de las expresiones $|\text{sen}(\bar{x}_1)| \leq 1$ y $|\text{cos}(\bar{x}_1)| \leq 1$ permite obtener

$$\frac{Pb_4}{b_1} - b_3 < E,$$

que es una condición para la existencia de los puntos de equilibrio. Al cumplirse esta condición, existe un punto de equilibrio asintóticamente estable, denotado por $x_* = [x_{1*}, 0, x_{3*}]^T$, el cual es el punto de operación del sistema. Además, existe un punto de equilibrio adicional, x_u , el cual puede demostrarse que es inestable (Figura 3.2).

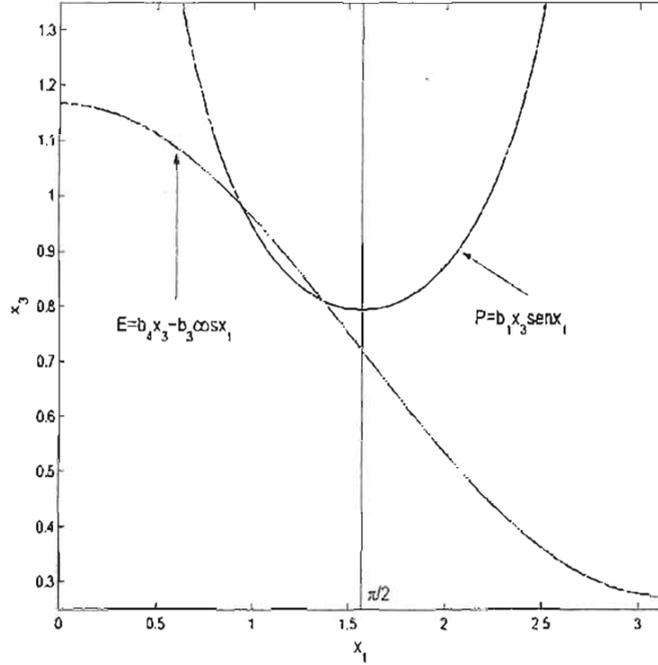


Figura 3.2: Equilibrios del sistema en lazo abierto.

Para demostrar las propiedades de estabilidad del punto de equilibrio estable se tiene como función candidata de Lyapunov a la función de energía del sistema, la cual se obtiene por medio de la primera integral de movimiento del sistema. En este sentido, las ecuaciones mecánicas ((3.4)-(3.5)) pueden escribirse como

$$\ddot{x}_1 = P - P_{max}\text{sen}(x_1) \quad (3.8)$$

donde $P_{max} = b_1x_3$. El término del lado derecho de la ecuación (3.8) puede escribirse como $-\partial V_{PE}/\partial x_1$, donde

$$V_{PE}(x_1) = -Px_1 - P_{max} \cos(x_1). \quad (3.9)$$

Multiplicando (3.8) por dx_1/dt , esta ecuación puede ser escrita como

$$\frac{d}{dt} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{dx_1}{dt} \right)^2 + V_{PE}(x_1) \right] = 0$$

o bien

$$\frac{d}{dt} \left[\frac{1}{2}x_2^2 + V_{PE}(x_1) \right] = 0$$

lo que conduce a

$$\frac{d}{dt} [V(x_1, x_2)] = 0 \quad (3.10)$$

Por lo tanto, la función de energía es

$$V(x_1, x_2) = \frac{1}{2}x_2^2 + V_{PE}(x_1). \quad (3.11)$$

De (3.10) puede notarse que la cantidad entre paréntesis $V(x_1, x_2)$ es una constante. Al hacer un cambio de coordenadas de tal forma que $V_{PE} = 0$ en $x_1 = x_{1*}$, entonces (3.9) será

$$V_{PE}(x_1, x_{1*}) = -P(x_1 - x_{1*}) - P_{max}(\cos(x_1) - \cos(x_{1*})) \quad (3.12)$$

por lo que la función de energía $V(x_1, x_2)$ puede escribirse como

$$\begin{aligned} V(x_1, x_2) &= \frac{1}{2}x_2^2 - P(x_1 - x_{1*}) - P_{max}(\cos(x_1) - \cos(x_{1*})) \\ &= V_{KE} + V_{PE}(x_1, x_{1*}) \end{aligned} \quad (3.13)$$

donde $V_{KE} = \frac{1}{2}x_2^2$ es la energía cinética transitoria y $V_{PE}(x_1, x_{1*}) = -P(x_1 - x_{1*}) - P_{max}(\cos(x_1) - \cos(x_{1*}))$ es la energía potencial.

En $x_1 = x_{1*}$ ambas energías V_{KE} y V_{PE} son cero, dado que $x_2 = 0$ y $x_1 = x_{1*}$.

Para llegar a la función candidata de Lyapunov solo se agrega un término cuadrático de la forma $(x_3 - x_{3*})^2$ adicional, el cual será positivo y solo se hará cero en $x_3 = x_{3*}$. Además recuérdese de (3.7) que $x_3 > 0$. Por lo tanto, la función de Lyapunov está dada por

$$V(x_1, x_2) = H(x) = \frac{1}{2}x_2^2 + b_1x_3 [\cos(x_{1*}) - \cos(x_1)] - P\tilde{x}_1 + \frac{b_1b_4}{2b_3}\tilde{x}_3^2 \quad (3.14)$$

donde $\tilde{x}_i = x_i - x_{i*}$, con $i = 1, 3$. Las derivadas parciales de esta función están dadas por

$$\frac{\partial H}{\partial x_1} = b_1x_3 \sin x_1 - P \quad (3.15)$$

$$\frac{\partial H}{\partial x_2} = x_2 \quad (3.16)$$

$$\frac{\partial H}{\partial x_3} = b_1 (\cos x_{1*} - \cos x_1) + \frac{b_1b_4}{b_3}\tilde{x}_3 \quad (3.17)$$

por lo que la derivada de la función de Lyapunov (3.14) a lo largo de las trayectorias del sistema en lazo abierto (3.4)-(3.6) (con $u = 0$) está dada por

$$\begin{aligned}\dot{H}(x) &= \frac{\partial H}{\partial x_1} \dot{x}_1 + \frac{\partial H}{\partial x_2} \dot{x}_2 + \frac{\partial H}{\partial x_3} \dot{x}_3 \\ &= -\frac{b_3}{b_1} \left[b_1 (\cos x_1 - \cos x_{1*}) + \frac{b_1 b_4}{b_3} \tilde{x}_3 \right]^2 - b_2 x_2^2 \leq 0\end{aligned}$$

Las propiedades de estabilidad asintótica se demuestran con la siguiente representación del sistema y utilizando el Teorema de LaSalle.

El modelo matemático del sistema SMIB puede ser escrito en una forma alternativa, la cual resulta ser efectiva para el diseño del controlador propuesto en este documento. Esta nueva descripción, conocida como *Sistema Hamiltoniano Controlado por Puerto (PCH)*, es extremadamente útil cuando se realiza el diseño de controladores por moldeo de energía. Con ella es posible observar claramente la interconexión del sistema con su entorno, y la estructura interna que presenta el sistema, específicamente el amortiguamiento presente. Esto es ventajoso, ya que le proporciona al diseñador una visión más clara de lo que requiere el sistema para un mejor funcionamiento en lazo cerrado.

Para obtener esta nueva representación, se utiliza como *Hamiltoniano* la función de Lyapunov de lazo abierto del sistema (ecuación (3.14)). Así, es posible observar que el sistema (3.4)-(3.6) puede ser expresado en forma Hamiltoniana controlada por puerto con disipación, usando (3.15)-(3.17) como:

$$\dot{\mathbf{x}} = (\mathbf{J} - \mathbf{R}) \nabla H + \mathbf{g}u \quad (3.18)$$

$$y = \mathbf{g}^\top \nabla H \quad (3.19)$$

donde $\mathbf{x} = [x_1, x_2, x_3]^\top$ es el vector de estado, $\nabla H = \left[\frac{\partial H(\mathbf{x})}{\partial x_1}, \frac{\partial H(\mathbf{x})}{\partial x_2}, \frac{\partial H(\mathbf{x})}{\partial x_3} \right]^\top$ es un vector columna y $\mathbf{R} = \mathbf{R}^\top \geq 0$, $\mathbf{J} = -\mathbf{J}^\top$ y \mathbf{g} son las matrices de amortiguamiento, interconexión y de entrada, respectivamente, las cuales están dadas por

$$\mathbf{R} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & b_2 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{b_1}{b_1} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{J} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{g} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}$$

Otra de las ventajas de representar un sistema en PCH es que, si se calcula la derivada del hamiltoniano a lo largo de las trayectorias de (3.18), se obtiene (van der Schaft, 2000)

$$\begin{aligned}\dot{H}(\mathbf{x}) &= (\nabla H)^\top \dot{\mathbf{x}} \\ &= (\nabla H)^\top (\mathbf{J} - \mathbf{R}) \nabla H + (\nabla H)^\top \mathbf{g}u \\ &= -(\nabla H)^\top \mathbf{R} \nabla H + y^\top u\end{aligned}$$

donde se han utilizado las propiedades de antisimetría de \mathbf{J} . Así, la derivada de $H(\mathbf{x})$ es de la forma

$$\dot{H}(\mathbf{x}) = -(\nabla H)^\top \mathbf{R} \nabla H + y^\top u \quad (3.20)$$

donde el primer término del lado derecho (que es no positivo) representa la disipación debido a los elementos resistivos (fricción) en el sistema y el segundo término es la potencia externa suministrada al sistema.

Ahora bien, integrando (3.20), se obtiene la *ecuación de balance de energía*

$$\underbrace{\int_0^t u^\top(s)y(s)ds}_{\text{administrada}} = \underbrace{H[x(t)] - H[x(0)]}_{\text{almacenada}} + \underbrace{\int_0^t \left[\frac{\partial H}{\partial x}[x(s)] \right]^\top \mathbf{R}[x(s)] \frac{\partial H}{\partial x}[x(s)] ds}_{\text{energía disipada}} \quad (3.21)$$

la cual cumple para toda $t \geq 0$. Si la función de energía total $H(x)$ está acotada por abajo (dado que esta energía está definida hasta una constante, es posible decir equivalentemente que $H(x)$ es no negativa) los sistemas hamiltonianos controlados por puerto, análogamente a los sistemas Euler-Lagrange, definen un operador pasivo $\Sigma : u \mapsto y$ con función de almacenamiento $H(x)$. En este caso, (3.21) expresa el hecho de que un sistema pasivo no puede almacenar más energía de la que le es administrada del exterior, la diferencia es la energía disipada. De (3.21) también se tiene que $\int_0^t u^\top(s)y(s)ds \leq H[x(0)]$, lo que muestra que solo se puede extraer una cantidad finita de energía de un sistema pasivo.

Así, dada la discusión anterior, es posible establecer que el sistema SMIB forma un mapeo pasivo $\Sigma : u \mapsto y$, donde y (la salida pasiva) está dada por

$$y = \mathbf{g}^\top \nabla H(\mathbf{x})$$

con función de energía dada por (3.14).

Por otro lado, considerando (3.14) y (3.20) es posible establecer la estabilidad asintótica del punto de equilibrio del sistema en lazo abierto ($u = 0$), como

$$\begin{aligned} \dot{H}(\mathbf{x}) &= -(\nabla H)^\top \mathbf{R} \nabla H \equiv 0 \implies \\ \frac{\partial H}{\partial x_2}(\bar{x}) &= \frac{\partial H}{\partial x_3}(\bar{x}) \equiv 0 \implies \bar{x}_1 = \bar{x}_3 = \bar{x}_2 = 0 \\ \implies \frac{\partial H}{\partial x_1}(\bar{x}) &= 0 \\ \implies \bar{x} &= x_* \end{aligned}$$

Otra representación alternativa para el sistema SMIB, que es muy útil para el diseño del controlador por retroalimentación dinámica de salida, es una donde los estados no medibles aparecen linealmente en el modelo,

$$\begin{aligned} \dot{\eta} &= \mathbf{A}(y, u)\eta + \mathbf{B}(y, u) \\ \dot{y} &= \varphi_0(y, u) + \varphi_1(y, u)\eta. \end{aligned}$$

Si se considera a x_3 como el estado no medible, el sistema (3.4)-(3.6) puede ser representado en esta forma alternativa considerando las matrices

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \eta \end{bmatrix}; \quad \mathbf{A}(y, u) = -b_4; \\ \mathbf{B}(y, u) &= b_3 \cos(y_1) + E + u \end{aligned}$$

$$\varphi_0(y, u) = \begin{bmatrix} y_2 \\ P - b_2 y_2 \end{bmatrix}; \quad \varphi_1(y, u) = \begin{bmatrix} 0 \\ -b_1 \sin(y_1) \end{bmatrix}$$

donde, η es el estado no medible; $y \in \mathbb{R}^2$ son los estados medibles (la salida del sistema); $u \in \mathbb{R}$ es la entrada. La utilidad de esta representación será evidente en las secciones posteriores.

3.2. Controlador IDA–PBC

El controlador presentado en esta sección se retoma de Galaz *et al.* (2003), que a su vez se basa en una metodología de diseño presentada en Ortega *et al.* (2002) (ver Capítulo 2). Entre las características destacables de este controlador se encuentran que es simple y, sintonizado de una forma adecuada, permite agrandar el dominio de atracción del punto de equilibrio en lazo abierto. Además, inyecta amortiguamiento adicional al subsistema mecánico, gracias a la asignación de interconexión, que se presenta como uno de los pasos en la metodología de diseño.

Proposición 3.1: Considérese el modelo del Generador Síncrono conectado a un Bus Infinito, que se repite aquí para fines de claridad en la presentación;

$$\begin{aligned}\dot{x}_1 &= x_2, \\ \dot{x}_2 &= -b_1 x_3 \sin(x_1) - b_2 x_2 + P, \\ \dot{x}_3 &= b_3 \cos(x_1) - b_4 x_3 + E + u\end{aligned}$$

donde x_1 es el ángulo de carga, x_2 es la desviación de la velocidad de la flecha con respecto a la velocidad síncrona y x_3 es el voltaje interno en el eje de cuadratura. Todos los coeficientes b_i , con $i = 1, 2, 3, 4$; son constantes y positivos, la potencia mecánica P y el voltaje de campo E son constantes y conocidos. Considere el controlador por retroalimentación de estados estático:

$$u_1 = -k_v b_1 (\cos x_{1*} - \cos x_1) - \alpha_1 \alpha_2 \left(\frac{b_3}{b_1} + k_v \right) \tilde{x}_1 - \alpha_1 x_2 - \left(\frac{b_3}{b_1} \alpha_2 - b_4 + k_v \alpha_2 \right) \tilde{x}_3 \quad (3.22)$$

donde $k_v \geq 0$ y $\alpha_2 > 0$ y $\alpha_1 < 0$ tales que

$$\alpha_2 \geq \frac{b_1 b_4}{b_3}, \quad \alpha_1 < -\frac{b_1}{\alpha_2}$$

Entonces,

- el punto de equilibrio estable en lazo abierto x_* es el único punto de equilibrio en lazo cerrado dentro de la región de operación \mathcal{D}_δ .

- x_* es asintóticamente estable con función de Lyapunov $V(x) = H_d(x)$ dada por

$$H_d(x) = H(x) + b_1\alpha_1 \left[\tilde{x}_1 \cos x_{1*} - \text{sen } x_1 + \frac{b_4\alpha_1}{2b_3} \left(\tilde{x}_1^2 + \frac{2}{\alpha_1} \tilde{x}_1 \tilde{x}_3 + x_{1*}^2 \right) \right] + \frac{1}{2} \left(\alpha_2 - \frac{b_1 b_4}{b_3} \right) (\alpha_1 \tilde{x}_1 + \tilde{x}_3)^2 \quad (3.23)$$

donde $H(x)$ es el Hamiltoniano para el sistema en lazo abierto dado por (3.14).

Demostración:

La demostración de esta proposición utiliza la representación Hamiltoniana del sistema dada por (3.18). Como primer punto se definen las nuevas matrices de interconexión y amortiguamiento para el sistema en lazo cerrado $\mathbf{J}_d = \mathbf{J} + \mathbf{J}_a$ y $\mathbf{R}_d = \mathbf{R} + \mathbf{R}_a$.

Como puede observarse de la matriz de interconexión \mathbf{J} del sistema en lazo abierto, no existe un acoplamiento efectivo entre la parte eléctrica y la parte electromecánica del sistema. Por esta razón, se propone la siguiente matriz de interconexión

$$\mathbf{J}_a = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \alpha_1 \\ 0 & -\alpha_1 & 0 \end{bmatrix}$$

lo que da como resultado que la matriz de interconexión para el sistema en lazo cerrado sea de la forma

$$\mathbf{J}_d = \mathbf{J} + \mathbf{J}_a = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -1 & 0 & \alpha_1 \\ 0 & -\alpha_1 & 0 \end{bmatrix}.$$

La matriz de amortiguamiento no se modifica (i.e., $\mathbf{R}_a = 0$) dado que se considera, para este caso en específico, que el amortiguamiento presente en el sistema es suficiente.

Después de haber definido las nuevas matrices de interconexión y de amortiguamiento para el sistema en lazo cerrado, el siguiente paso, como se vió en el capítulo anterior (ecuación (2.4)), es satisfacer una ecuación diferencial parcial en términos de H_d . Para este caso se tiene un

conjunto de tres ecuaciones de la forma

$$\begin{aligned} \frac{\partial H_a}{\partial x_2} &= 0 \\ -\frac{\partial H_a}{\partial x_1} + \frac{\partial H_a}{\partial x_3} &= -\alpha_1 \frac{\partial H}{\partial x_3} \\ u &= -\frac{b_1}{b_3} \frac{\partial H_a}{\partial x_3} - \alpha_1 x_2. \end{aligned}$$

La primera expresión indica que la función H_a no dependerá de x_2 . La segunda expresión da la PDE a resolver, mientras que la tercera proporciona la ley de control.

La solución de esta PDE se obtiene por medio de software de programación simbólica (e.g. MAPLE) y el resultado es:

$$H_a(x) = \alpha_1 b_1 \left[x_1 \cos x_{1*} - \text{sen } x_1 + \frac{b_4}{b_3} x_1 \left(\bar{x}_3 + \frac{\alpha_1}{2} x_1 \right) \right] + \Phi(\alpha_1 x_1 + x_3)$$

donde $\Phi(\alpha_1 x_1 + x_3)$ es una función diferenciable arbitraria. Esta función debe ser elegida de tal forma que $H_d = H + H_a$ tenga un mínimo local aislado en x_* . En este sentido, esta función se elige como

$$\Phi(\alpha_1 x_1 + x_3) = -\frac{b_1 b_4 \alpha_1}{b_3} x_{1*} (\alpha_1 \bar{x}_1 + \bar{x}_3) + \frac{\gamma}{2\alpha_1^2} (\alpha_1 \bar{x}_1 + \bar{x}_3)^2$$

para cualquier γ . Con esta elección se satisface la condición necesaria para la asignación del equilibrio $(\partial H_d / \partial x)(x_*) = 0$. α_2 se elige de tal forma que H_d tenga un mínimo en x_* y que sea fuertemente convexa, i.e., $(\partial^2 H_d / \partial x^2)(x) > \varepsilon$ con $\varepsilon > 0$.

Así, la función de Lyapunov ($V(x) = H_d(x)$) para el sistema en lazo cerrado (Hamiltoniano de lazo cerrado) es

$$H_d(x) = H(x) + H_a(x)$$

donde $H(x)$ es el Hamiltoniano para el sistema en lazo abierto (ecuación (3.14)). La derivada de $H_d(x)$ a lo largo de las trayectorias del sistema en lazo cerrado es

$$\dot{H}_d = -(\nabla H_d)^\top \mathbf{R} \nabla H_d \leq 0,$$

Además

$$\begin{aligned} \frac{\partial H_d}{\partial x_2}(\bar{x}) &= \frac{\partial H_d}{\partial x_3}(\bar{x}) \equiv 0 \implies \bar{x}_1 = \bar{x}_3 = \bar{x}_2 = 0 \\ &\implies \frac{\partial H_d}{\partial x_1}(\bar{x}) = 0 \\ &\implies \bar{x} = x_* \end{aligned}$$

Lo que demuestra la estabilidad asintótica del punto de equilibrio.

•••

Observaciones:

- O.1 Es de notar que el controlador propuesto es lineal con grados de libertad para la elección de las ganancias del controlador. Esto permite que se tome en cuenta la saturación del controlador.
- O.2 Otra característica importante, como se demuestra en Galaz *et al.* (2003), es que la región de atracción del punto de equilibrio es la región de operación \mathcal{D}_δ .
- O.3 La positividad de H_d dentro de la región \mathcal{D}_δ se garantiza con la propiedad de convexidad fuerte y observándose que se ha agregado un término aditivo constante.

3.3. Controlador IDA–OF

Una de las principales desventajas que presenta el controlador mostrado en la sección anterior es que requiere de la medición completa del estado así como del conocimiento del punto de operación (equilibrio), por lo que es difícil su implementación en tiempo real. Para salvar estas dificultades, en esta sección se presenta un controlador basado en ideas de retroalimentación de salida (Karagiannis *et al.*, 2002) el cual solo requiere de medir parte del estado. Este resultado hace uso de la técnica de diseño de controladores por retroalimentación de salida dinámica

mencionada en el Capítulo 2 y toma como uno de sus componentes el controlador mostrado en la sección anterior.

La siguiente proposición muestra el controlador diseñado (Maya-Ortiz and Espinosa-Pérez, 2003; Maya-Ortiz and Espinosa-Pérez, 2004b).

Proposición 3.2: Considérese el modelo del Generador Síncrono conectado a un Bus Infinito descrito por (3.4-3.6). Asúmase que:

A.1 x_3 es un estado no medible,

A.2 x_1 y x_2 están disponibles para medición y que el punto de equilibrio (x_*) es conocido,

A.3 Las constantes P y E son conocidas,

A.4 Todos los parámetros b_i son conocidos.

Bajo estas condiciones el controlador dinámico por retroalimentación de salida IDA-OF

$$u = -k_v b_1 [\cos(x_{1*}) - \cos(x_1)] - \alpha_1 \alpha_2 \left(\frac{b_3}{b_1} + k_v \right) \bar{x}_1 - \alpha_1 x_2 - \left(\frac{b_1}{b_3} \alpha_2 - b_4 + k_v \alpha_2 \right) (\hat{x}_3 - x_{3*} + \beta(x)) \quad (3.24)$$

$$\dot{\hat{x}}_3 = -b_4 (\hat{x}_3 + \beta(x)) + b_3 \cos(x_1) + E + u + x_2 \beta(x) + k_3 \sin(x_1) [-b_2 x_2 + P - b_1 \sin(x_1) (\hat{x}_3 + \beta(x))] \quad (3.25)$$

con $\beta(x) = -k_3 x_2 \sin(x_1)$; $k_3 > 0$, $k_v > 0$, y $x_{3*} = \frac{P}{b_1 x_{1*}}$, donde la ecuación (3.25) define el observador no lineal, garantizan que:

i) el punto de equilibrio x_* es asintóticamente estable, y

ii) se garantiza la convergencia asintótica del error de estimación a cero.

Demostración:

Si se define $z = \hat{x}_3 - x_3 + \beta(x)$, la ley de control (3.24) puede escribirse como

$$u = -k_v b_1 [\cos(x_{1*}) - \cos(x_1)] - \alpha_1 \alpha_2 \left(\frac{b_3}{b_1} + k_v \right) \bar{x}_1 - \alpha_1 x_2 - \left(\frac{b_1}{b_3} \alpha_2 - b_4 + k_v \alpha_2 \right) (z + x_3 - x_{3*})$$

lo que conduce a

$$\begin{aligned}
 u &= -k_v b_1 [\cos(x_{1*}) - \cos(x_1)] - \alpha_1 \alpha_2 \left(\frac{b_3}{b_1} + k_v \right) \tilde{x}_1 - \alpha_1 x_2 - \left(\frac{b_1}{b_3} \alpha_2 - b_4 + k_v \alpha_2 \right) \tilde{x}_3 \\
 &\quad - \left(\frac{b_1}{b_3} \alpha_2 - b_4 + k_v \alpha_2 \right) z \\
 &= u_1 - \left(\frac{b_1}{b_3} \alpha_2 - b_4 + k_v \alpha_2 \right) z
 \end{aligned} \tag{3.26}$$

donde u_1 es el controlador por retroalimentación de estados IDA-PBC dado por (3.22).

Por otra parte, las dinámicas del error de estimación están dadas, aplicando la derivada con respecto al tiempo de z , por

$$\dot{z} = - (b_4 + k_3 b_1 \text{sen}^2(x_1)) z. \tag{3.27}$$

Ahora bien, recuérdese que una de las propiedades del sistema (3.4-3.6), es que presenta una estructura Hamiltoniana, por lo que puede ser escrito como (ecuación (3.18))

$$\dot{x} = (J - R) \nabla H(x) + g u, \tag{3.28}$$

con la definición de matrices mostrada en la Sección 3.1. Con esta nueva representación y haciendo uso de la expresión para el controlador (3.26), las dinámicas en lazo cerrado pueden expresarse como,

$$\dot{x} = (J - R) \nabla H(x) + g \left[u_1 - \left(\frac{b_1}{b_3} \alpha_2 - b_4 + k_v \alpha_2 \right) z \right],$$

la cual, gracias a las propiedades de los sistemas hamiltonianos puede ser reescrita como

$$\dot{x} = (J_d - R_d) \nabla H_d(x) - g \left(\frac{b_1}{b_3} \alpha_2 - b_4 + k_v \alpha_2 \right) z,$$

donde el término $(J_d - R_d) \nabla H_d(x)$ es la representación del sistema en lazo cerrado con el controlador por retroalimentación de estados IDA. Así, el sistema completo en lazo cerrado puede escribirse como

$$\dot{x} = (J_d - R_d) \nabla H_d(x) + g b_5 z \tag{3.29}$$

$$\dot{z} = -c_6(x_1) z \tag{3.30}$$

donde el término $(J_d - R_d)\nabla H_d(x)$ es la representación del sistema en lazo cerrado para el controlador IDA-PBC. Además, $b_5 = \frac{b_1}{b_3}\alpha_2 - b_4 + k_v\alpha_2$ y $c_6 = b_4 + k_3b_1\sin^2(x_1)$.

El primer punto a remarcar es que, debido a que b_6 es positivo y ayudándose de (3.30), el valor del equilibrio z_* para la variable z es cero. Esto implica que el punto de equilibrio garantizado por el control IDA-PBC original se preserva bajo este enfoque de retroalimentación dinámica.

Con el fin de evaluar las propiedades de estabilidad de (3.29)-(3.30), considérese la función candidata de Lyapunov siguiente:

$$H_T(x, z) = H_d(x) + \frac{1}{2}z^2$$

cuya derivada con respecto al tiempo a lo largo de las trayectorias del sistema es

$$\begin{aligned} \dot{H}_T(x, z) &= (\nabla H_d)^\top \dot{x} + z\dot{z} \\ &= (\nabla H_d)^\top [(J_d - R_d)\nabla H_d + gb_5z] - c_6z^2 \\ &= (\nabla H_d)^\top (J_d - R_d)\nabla H_d + (\nabla H_d)^\top gb_5z - c_6z^2 \\ &= -(\nabla H_d)^\top R_d(\nabla H_d) + (\nabla H_d)^\top gb_5z - c_6z^2 \\ &= -[\nabla H_d \ z] \mathcal{Q} \begin{bmatrix} \left(\frac{\partial H_d(x)}{\partial x}\right) \\ z \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (3.31)$$

con

$$\mathcal{Q} = \begin{bmatrix} R_d & \frac{1}{2}gb_5 \\ \frac{1}{2}gb_5 & c_6 \end{bmatrix} \quad (3.32)$$

que es una matriz semidefinida positiva. La estabilidad asintótica es demostrada al utilizar el Lema de Barbalat y al advertir que la expresión (3.31) solo se hará cero en $x = x_*$ y $z = z_* = 0$.

Para terminar con la demostración, nótese que en el punto de equilibrio $\beta(x_*) = 0$, entonces el estado estimado \hat{x}_3 converge al estado real x_3 .

•••

Cabe hacer algunas observaciones relacionadas con el controlador propuesto:

- Debe señalarse que, siguiendo la metodología propuesta en Karagiannis *et al.* (2002) y considerando $\beta(x) = 0$, también es posible obtener un sistema en lazo cerrado asintóticamente estable, pero esta elección deteriora el desempeño del sistema.
- Una idea interesante es relajar la suposición A.3 considerando la potencia mecánica P , y el voltaje interno E , como parámetros desconocidos e incluirlos como estados no medibles. Desafortunadamente, para este caso no es posible obtener la función $\beta(x)$ que garantice las propiedades de estabilidad deseadas.
- Puede observarse que el controlador por retroalimentación de estados empleado en este caso ($IDA + L_g V$) es parcialmente no lineal en los estados y satisface las suposiciones de la proposición dada en la Sección 2.4.

3.4. Resultados de Simulación

La utilidad del controlador dinámico propuesto es ilustrado mediante simulaciones numéricas. Los parámetros del modelo fueron tomados de Galaz *et al.* (2003) y son los siguientes

$$b_1=34.29, \quad b_2 = 0, \quad b_3=0.1490, \quad b_4=0.3341, \quad P=28.22, \quad E=0.2405$$

$$x_{1*} = 1.124603730, \quad x_{2*} = 0, \quad x_{3*} = 0.912297425$$

Las ganancias del controlador fueron elegidas como

$$k_v=0.05, \quad \alpha_1=-0.50, \quad \alpha_2 = 80$$

y la ganancia del observador es $k_3 = 60$.

Con el fin de ilustrar las propiedades de convergencia del observador propuesto, la primera simulación que se llevó a cabo corresponde con una operación del sistema sin falla, pero incluyendo incertidumbre en la condición inicial del estado estimado, considerándose un caso

donde $\hat{x}_3(0) = 0$. En la Figura 3.3 se muestra el comportamiento del estado estimado con respecto al estado real. Puede notarse que la convergencia se obtiene en un tiempo corto, por lo que se recupera de una manera rápida el comportamiento obtenido con el controlador por retroalimentación de estados IDA-PBC. Una vez que las propiedades de convergencia del ob-

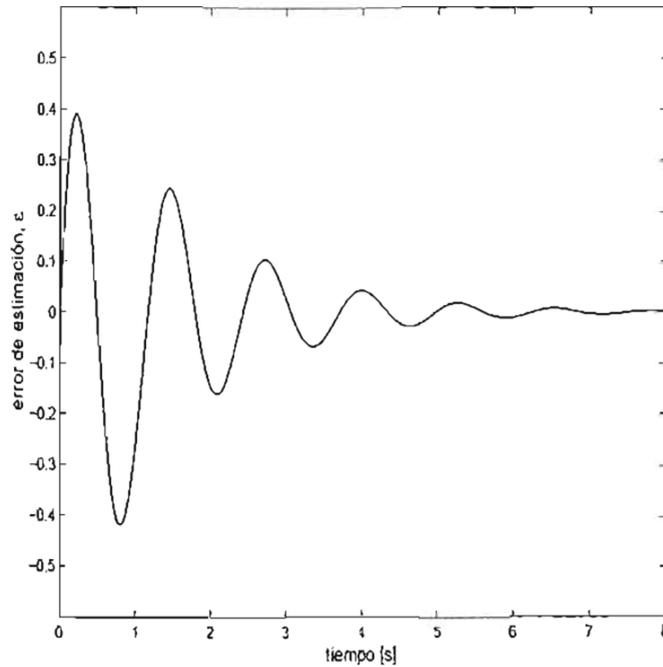


Figura 3.3: Error de estimación ($\epsilon = x_3 - \hat{x}_3$). Considerando $\hat{x}_3(0) = 0$.

servador han sido ilustradas, la segunda simulación se realizó para evaluar las propiedades de estabilidad transitoria del sistema en lazo cerrado. Para este fin, se consideró que después de la convergencia del observador, i.e. bajo una condición de operación estable, se presenta un corto circuito trifásico simétrico súbito en las terminales del generador, en un tiempo t_i . La falla es eliminada después de cierto tiempo t_d , lo que permite al sistema recuperar su condición pre-falla. En particular, se consideró $t_i = 8$ y $t_d = 8,11$, es decir, un *tiempo crítico de clareo* de 110 milisegundos.

La Figura 3.4 muestra el comportamiento en el tiempo del ángulo de carga x_1 , la velocidad angular del rotor x_2 y el voltaje interno x_3 bajo el esquema de retroalimentación dinámica de

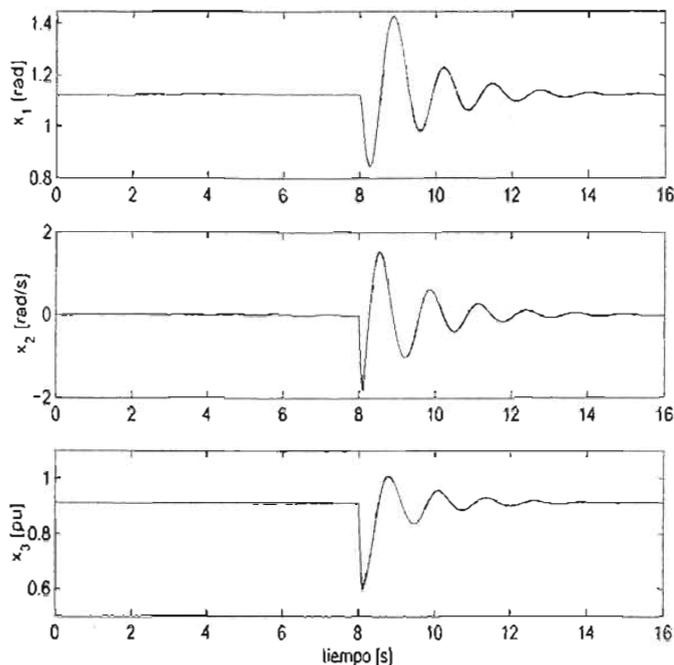


Figura 3.4: Comportamiento dinámico con OF.

salida, mientras que en la Figura 3.5 se muestran estos comportamientos con el controlador por retroalimentación de estado. Puede notarse que el desempeño logrado por el primer controlador se aproxima al comportamiento del segundo. Este resultado es de señalarse dado que fue obtenido a pesar del hecho de que los parámetros del observador no fueron modificados durante la evaluación. Evidentemente, esta forma de operación se refleja en la diferencia entre los estados real y estimado después de la aplicación de la falla (definida como $\epsilon = x_3 - \hat{x}_3$), pero, como se muestra en la Figura 3.6, debido a las propiedades de convergencia del observador esta diferencia es compensada.

En la Figura 3.7 se presenta el esfuerzo de control requerido para ambos controladores. Al igual que en las gráficas anteriores, la diferencia entre los dos comportamientos no es muy significativa.

La simulación final se llevó a cabo teniendo presente la posibilidad de simplificar la estructura del controlador propuesto, usando $\beta(x) = 0$ en lugar de $\beta(x) = -k_3 x_2 \sin(x_1)$. La Figura

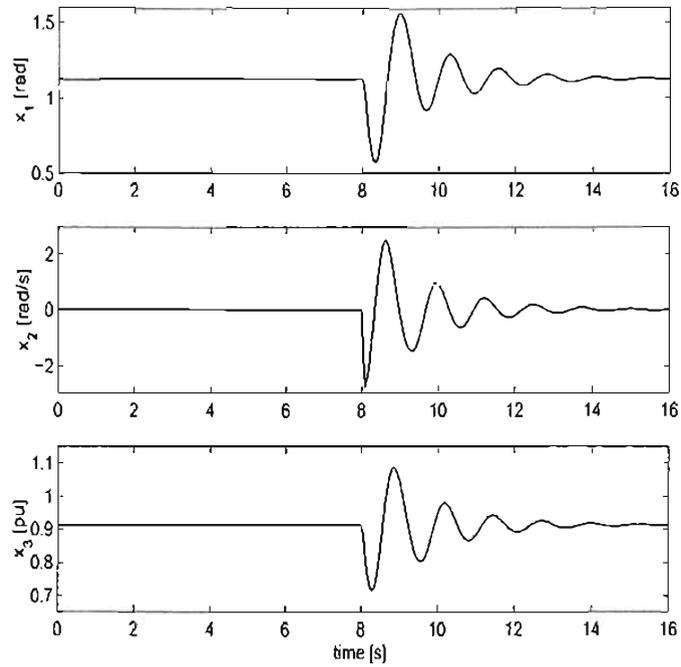


Figura 3.5: Comportamiento dinámico con IDA.

3.8 muestra el comportamiento del estado (con $k_3 = 60$ y $k_3 = 0$). Es posible observar que se presenta una pérdida significativa de desempeño, cuando no se incluye el amortiguamiento inyectado por la función $\beta(x)$.

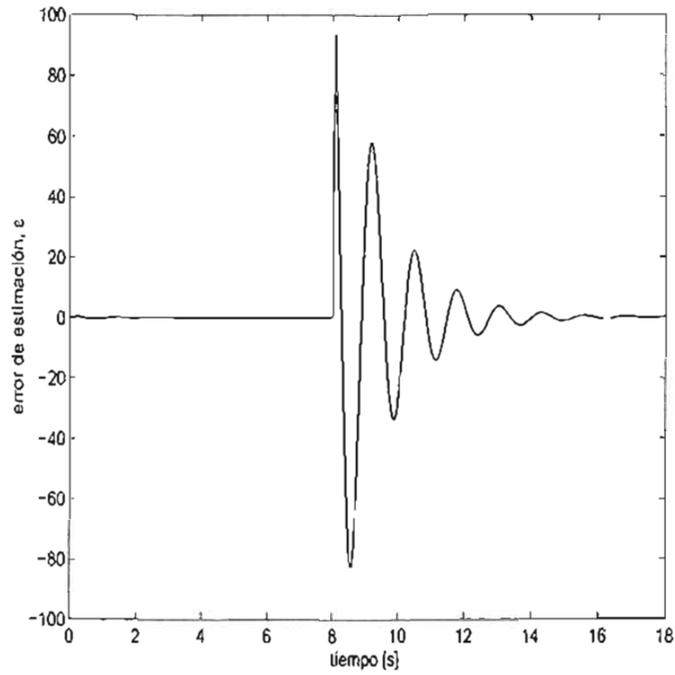


Figura 3.6: Convergencia del observador al eliminar la falla.

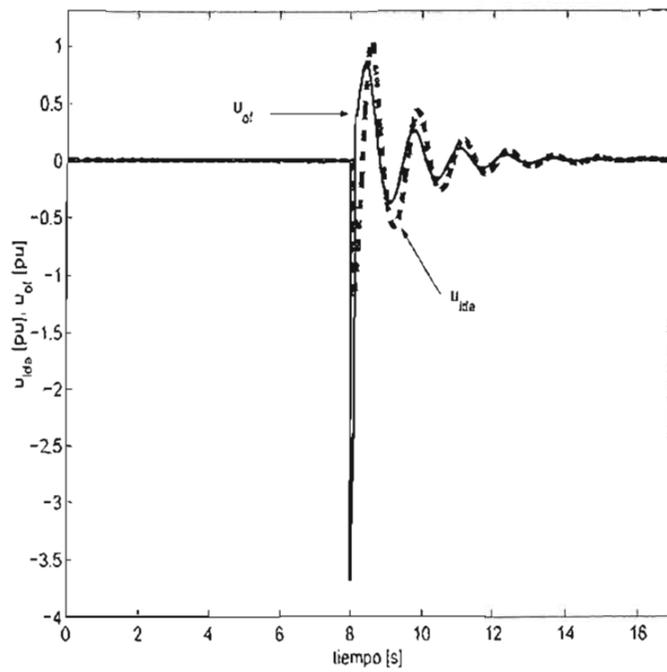


Figura 3.7: Esfuerzos de control. OF (u_{of}) e IDA (u_{ida}).

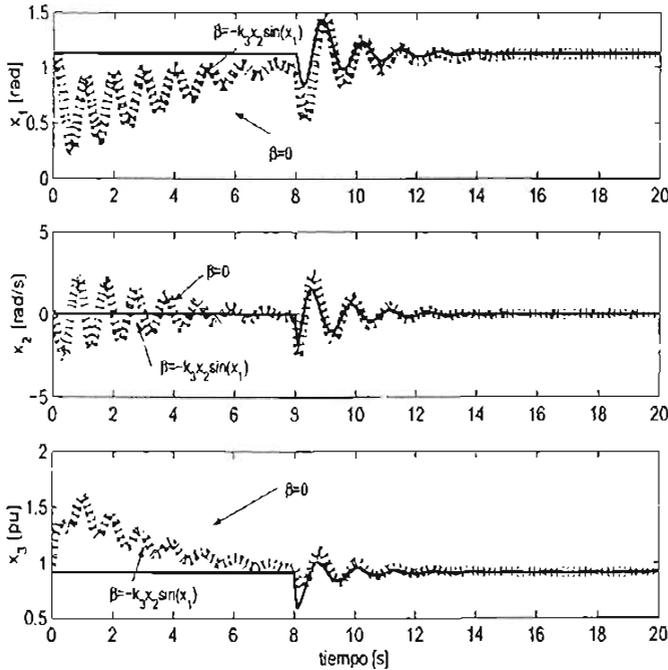


Figura 3.8: Comportamiento dinámico con OF $\beta(x) = 0$ y $\beta(x) = -k_3 x_2 \sin(x_1)$.

Capítulo 4

Control del sistema SMIB–TCSC

En un sistema de potencia, además del sistema de excitación, existen otros subsistemas donde es posible aplicar técnicas de control para el mejoramiento de la estabilidad transitoria. En este sentido, hace dos décadas era difícil pensar que se pudieran controlar los parámetros de las redes de transmisión pero el gran desarrollo de la electrónica de potencia lo ha hecho posible. Este capítulo trata de la tecnología FACTS (específicamente un Capacitor en Serie Controlado por Tiristores, TCSC), y su aplicación para el mejoramiento de la estabilidad transitoria (ver apéndice A para una breve descripción de los FACTS). Se trabaja con el sistema SMIB presentado en el capítulo anterior, al que se le ha adicionado un TCSC. La organización del capítulo es la siguiente. La Sección 4.1 presenta el FACTS utilizado en este trabajo de investigación. La Sección 4.2 presenta el modelo matemático empleado y algunas características importantes. Las Secciones 4.3 y 4.4 presentan los controladores diseñados durante la investigación y, para terminar, la Sección 4.5 presenta los resultados de simulación obtenidos.

4.1. El Capacitor en Serie Controlado por Tiristores (TC-SC)

Una de las técnicas que ha mostrado ser efectiva en el mejoramiento de la estabilidad transitoria en sistemas de potencia es la compensación en serie, ya que es capaz de controlar la potencia transmitida por la línea, además de amortiguar las oscilaciones de potencia (Hingorani and Gyugyi, 2000; Tan and Wang, 1998). Por ejemplo, considérese que se tienen dos sistemas, uno sin compensación y otro con compensación en serie, los cuales son sujetos a una perturbación severa (para facilidad del análisis, supóngase que los sistemas pre-falla y post-falla son los mismos). Antes de la falla los dos sistemas transmiten la misma potencia mecánica P_m entre dos puntos de la línea. Al ser sujetos a la perturbación, de la misma magnitud y de la misma duración, se tienen las curvas mostradas en la Figura 4.1 (criterio de áreas iguales (Anderson and Fouad, 1977)). En esta figura puede observarse que ambos sistemas transmiten la misma potencia mecánica, P_m , antes de la falla en ángulos δ_1 y δ_{s1} (el subíndice s indica compensación en serie). Durante la falla, la potencia eléctrica transmitida se hace cero mientras que la entrada de potencia mecánica a los generadores permanece constante. Por lo tanto, los generadores se aceleran de los ángulos en estado estable δ_1 y δ_{s1} a los ángulos δ_2 y δ_{s2} , hasta que la falla es aislada. Las energías ganadas durante la falla son representadas por las áreas A_1 y A_{s1} . Después de ser eliminada la falla la potencia eléctrica transmitida excede la entrada de potencia eléctrica, por lo que los generadores desaceleran. De cualquier manera, la energía cinética acumulada sigue incrementándose hasta que se alcanza un balance entre las energías acelerantes y desacelerantes, representadas por las áreas A_1 , A_{s1} y A_2 , A_{s2} , en los máximos desplazamientos angulares δ_3 y δ_{s3} . Las áreas entre la curva P vs. δ y la curva constante P_m sobre los intervalos definidos por los ángulos δ_3 , δ_{crit} y δ_{s3} y δ_{scrit} , determinan el margen de estabilidad transitoria, representado por las áreas A_{margin} , $A_{smargin}$. La comparación de las dos imágenes de la figura claramente muestra el incremento sustancial en el margen de estabilidad transitoria que la compensación en serie puede proveer mediante la cancelación parcial de la impedancia en serie de la línea de transmisión. El incremento del margen de estabilidad transitoria es proporcional al grado de la

compensación en serie.

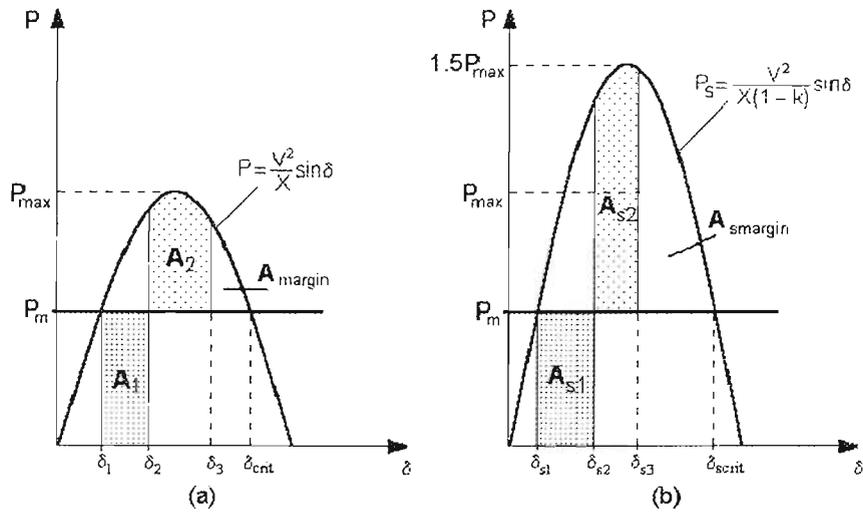


Figura 4.1: Criterio de áreas iguales para estabilidad transitoria. (a) sin compensación, y (b) con un capacitor en serie.

En este sentido, uno de los dispositivos FACTS's que realizan la compensación en series es el *Capacitor en Serie Controlado por Tiristores* (TCSC por sus siglas en inglés) y, debido a su versatilidad, es un dispositivo cuyo uso se ha incrementado en los últimos años. Este dispositivo puede resolver varios problemas en los sistemas de potencia, por ejemplo, controlando el flujo de potencia, decrecentando las componentes asimétricas, reduciendo las pérdidas netas, provee soporte de voltaje, limita las corrientes de corto circuito, mitiga la resonancia subsíncrona, amortigua las oscilaciones de potencia y mejora la estabilidad transitoria (Hingorani and Gyugyi, 2000).

4.2. Generador Síncrono conectado a un Bus Infinito por medio de un Capacitor Serie Controlado por Tiristores (SMIB-TCSC)

En este trabajo de investigación se considera, sin pérdida de generalidad, que un dispositivo TCSC es conectado a la mitad de la línea de transmisión, como se observa en la Figura 4.2 (Wang *et al.*, 2002; Tan and Wang, 1998). Se desprecian los efectos de la capacitancia y la resistencia de la línea, dado que suelen ser muy pequeños. El sistema SMIB contiene un generador equivalente con una reactancia del eje directo x_d y con una entrada mecánica constante P_m , despreciando los efectos del gobernador. El bus infinito es representado por una fuente ideal de voltaje con amplitud V y frecuencia ω_o constantes. También se considera que la excitación es constante, por lo que la única entrada de control se tiene en el TCSC. Así, si se asume que el comportamiento dinámico del TCSC es descrito por una ecuación diferencial de primer orden, entonces la dinámica del sistema SMIB-TCSC está dada por

$$\dot{\delta} = \omega \quad (4.1)$$

$$\dot{\omega} = \frac{1}{T} (P_m - D\omega - E'V y_{dc} \text{sen}(\delta)) \quad (4.2)$$

$$\dot{y}_{dc} = \frac{1}{T_{dc}} (-y_{dc} + y_{ref} + u) \quad (4.3)$$

donde δ es el ángulo de rotor, ω es la desviación de la velocidad angular del rotor, E' es el voltaje transitorio del generador, V es el voltaje del bus infinito, P_m es la potencia mecánica constante, T es la inercia, D es el coeficiente de amortiguamiento, T_{dc} es una constante de tiempo, y_{dc} es la inductancia total del sistema, u es la variable de control y y_{ref} es el valor unitario en el punto de operación estable.

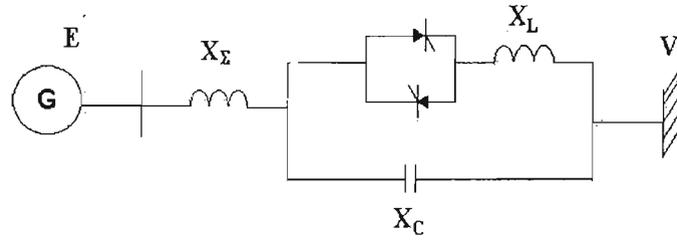


Figura 4.2: Sistema SMIB-TCSC.

4.2.1. Propiedades del SMIB-TCSC

En general $\delta \in (0, \pi)$, pero para fines prácticos y de operación se desea que las trayectorias del sistema SMIB-TCSC permanezcan dentro del conjunto cerrado

$$\mathcal{D}_\delta = \{x \in R^3 \mid 0 \leq x_1 \leq \frac{\pi}{2} - \xi_1\} \quad (4.4)$$

donde ξ_1 es un número lo suficientemente pequeño.

El sistema no forzado, i.e., $u = 0$, tiene dos puntos de equilibrio, que se obtienen a partir de

$$\begin{aligned} 0 &= \omega \\ 0 &= \frac{1}{T} (P_m - D\omega - E'V y_{dc} \text{sen}(\delta)) \\ 0 &= \frac{1}{T_{dc}} (-y_{dc} + y_{ref} + u). \end{aligned}$$

Como puede observarse en la Figura 4.3, una condición para la existencia de los equilibrios es que $P_m < E'V y_{ref}$.

Uno de estos equilibrios, $x_s = (\delta_s, 0, y_{ref})$ (donde $\delta_s < \frac{\pi}{2}$) es asintóticamente estable, y el otro, x_u , es inestable. Para demostrar las propiedades de estabilidad de x_s nótese que, al evaluar el jacobiano del sistema no forzado

$$\nabla f = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -\frac{E'V y_{dc}}{T} \cos(\delta) & -\frac{D}{T} & -\frac{E'V}{T} \text{sen}(\delta) \\ 0 & 0 & -\frac{1}{T_{dc}} \end{bmatrix},$$

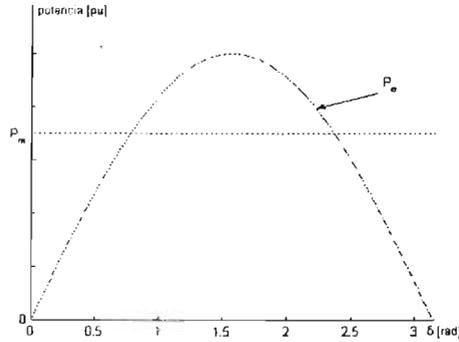


Figura 4.3: Relación potencia–ángulo.

en el punto de equilibrio se tiene

$$\nabla f|_{x_s} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ W & -\frac{D}{T} & \frac{P_m}{T y_{ref}} \\ 0 & 0 & -\frac{1}{T_{dc}} \end{bmatrix},$$

con

$$W = -\frac{1}{T} E' V y_{ref} \sqrt{\left(1 - \frac{P_m^2}{E'^2 V^2 y_{ref}^2}\right)},$$

y es posible demostrar que sus valores propios tienen parte real negativa, por lo que se puede afirmar que el punto de equilibrio, $x_s = (\delta_s, 0, y_{ref})$, es asintóticamente estable.

4.2.2. Representación hamiltoniana del SMIB–TCSC

El sistema (4.1-4.3) no satisface la forma estructural de un sistema Hamiltoniano con la función de energía clásica para una sola máquina. Una manera efectiva de transformar este sistema en uno con una estructura Hamiltoniana es por medio de un primer lazo de retroalimentación adecuado (Sun *et al.*, 2002). Así, al emplear una retroalimentación de potencia reactiva para la entrada de control u de la ecuación (4.3), utilizando

$$Q_e - Q_{es} = (E' V y_{dc} \cos(\delta) - V^2 y_{dc}) - (E' V y_{dc} \cos(\delta_s) - V^2 y_{dc})$$

$$Q_e - Q_{es} = (E' V y_{dc} (\cos(\delta) - \cos(\delta_s)))$$

donde Q_e es la potencia reactiva y Q_{es} es la potencia reactiva en el punto de operación (equilibrio), el primer lazo de retroalimentación puede ser definido como

$$u - \frac{1}{y_{dc}} (Q_e - Q_{es}) = T_{dc} u_p. \quad (4.5)$$

De esta última expresión es posible observar que la entrada de control queda definida como $u = u_h + T_{dc} u_p$, donde $u_h = \frac{1}{y_{dc}} (Q_e - Q_{es})$. De esta manera, el sistema dado por las expresiones (4.1)-(4.3) con un primer lazo de retroalimentación dado por (4.5) queda definido como

$$\dot{\delta} = \omega \quad (4.6)$$

$$\dot{\omega} = \frac{1}{T} (P_m - D\omega - E'V y_{dc} \text{sen}(\delta)) \quad (4.7)$$

$$\dot{y}_{dc} = \frac{1}{T_{dc}} [-y_{dc} + y_{ref} + E'V (\cos(\delta) - \cos(\delta_s))] + u_p. \quad (4.8)$$

En este punto, si se definen los siguientes parámetros:

$$E = \frac{1}{T_{dc}} y_{ref} - \frac{E'V}{T_{dc}} \cos(\delta_s), \quad b_1 = \frac{P_m}{T}, \quad b_2 = \frac{D}{T},$$

$$b_3 = \frac{E'V}{T}, \quad b_4 = \frac{1}{T_{dc}}, \quad b_5 = \frac{E'V}{T_{dc}},$$

el sistema anterior puede ser reescrito como

$$\dot{x}_1 = x_2 \quad (4.9)$$

$$\dot{x}_2 = b_1 - b_2 x_2 - b_3 x_3 \text{sen}(x_1) \quad (4.10)$$

$$\dot{x}_3 = -b_4 x_3 + b_5 \cos(x_1) + E + u_p; \quad (4.11)$$

donde también se ha definido $x = [x_1, x_2, x_3]^\top = [\delta, \omega, y_{dc}]^\top$.

Por otra parte, si se considera la siguiente función hamiltoniana

$$H(x) = \frac{1}{2} x_2^2 - b_1(x_1 - x_{1s}) - b_3 x_3 (\cos(x_1) - \cos(x_{1s})) + \frac{b_3 b_4}{2b_5} (x_3 - x_{3s})^2, \quad (4.12)$$

cuyas derivadas parciales con respecto a cada uno de los estados son

$$\frac{\partial H}{\partial x_1} = -b_1 + b_3 x_3 \text{sen}(x_1)$$

$$\frac{\partial H}{\partial x_2} = x_2$$

$$\frac{\partial H}{\partial x_3} = -b_3 (\cos(x_1) - \cos(x_{1s})) + \frac{b_3 b_4}{b_5} (x_3 - x_{3s}),$$

es posible definir el modelo matemático (4.6)-(4.8) en forma hamiltoniana controlada por puerto con disipación como

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \end{bmatrix} &= \left\{ \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & b_2 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{b_2}{b_3} \end{bmatrix} \right\} \begin{bmatrix} \frac{\partial H}{\partial x_1} \\ \frac{\partial H}{\partial x_2} \\ \frac{\partial H}{\partial x_3} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} u_p \\ &\Downarrow \\ \dot{x} &= \{J - R\} \frac{\partial H}{\partial x} + g u_p \end{aligned} \quad (4.13)$$

Nótese que, dado que $P_m = b_3 x_{3s} \sin(x_{1s})$ en el punto de equilibrio, la función hamiltoniana $H(x)$ tiene un mínimo local en este punto de equilibrio. Además, dado que $H(x_s) = 0$, la función $H(x)$ es positiva definida en alguna vecindad de x_s por lo que califica como función de Lyapunov y permite demostrar las propiedades de estabilidad del punto de equilibrio $(x_{1s}, 0, x_{3s})$ del sistema (4.13). Efectivamente, la derivada de $H(x)$ (ecuación (4.12)) a lo largo de las trayectorias del sistema (4.13) con $u_p = 0$ está dada por

$$\dot{H}(x) = -Dx_2 - \frac{1}{T_{dc}} [E'V(\cos(x_1) - \cos(x_{1s}) - (y_{dc} - y_{ref}))]^2 \leq 0,$$

y las propiedades de estabilidad asintótica quedan demostradas utilizando argumentos de LaSalle. De esta manera, dado que $\dot{H}(x) = 0 \Rightarrow x = x_s$, lo que demuestra que el equilibrio es el único punto donde la derivada con respecto al tiempo del hamiltoniano es igual a cero.

4.3. Control por retroalimentación de estados del SMIB–TCSC

Como fue explicado en el Capítulo 2, uno de los pasos intermedios para el diseño del controlador por retroalimentación de salida para el sistema SMIB–TCSC, es la propuesta de un controlador por retroalimentación de estados que establezca asintóticamente el punto de equilibrio

del sistema en lazo cerrado. En este sentido, esta sección presenta el diseño de este controlador utilizando para ello la metodología IDA-PBC, la cual ha sido presentada en la Sección 2.1, y se muestra en la siguiente

Proposición 4.1: Sea el sistema SMIB-TCSC dado por (4.13). Asíumase que:

- A.1. Todo el estado está disponible para su medición.
- A.2. Todos los parámetros son constantes y conocidos.
- A.3. El punto de equilibrio $x_s = (x_{1s}, 0, x_{3s})$ es conocido.

Bajo estas condiciones, el controlador basado en pasividad

$$u_p = -\gamma_2 \gamma \tilde{x}_1 \left(\frac{b_5}{b_3} + K_v \right) + K_v b_3 (\cos(x_1) - \cos(x_{1s})) - \gamma x_2 - \left(\frac{b_5}{b_3} \gamma_2 - b_4 + K_v \gamma \right) \tilde{x}_3 \quad (4.14)$$

con $\tilde{x}_i = x_i - x_{is}$, donde $i = 1, 3$; $K_v > 0$, $\gamma_2 \geq \frac{b_3 b_4}{b_5} > 0$, $\gamma < -\frac{b_1}{\gamma_2}$, garantiza que:

- i) El punto de equilibrio del sistema en lazo abierto, $x_s = (x_{1s}, 0, x_{3s})$, continúa siendo un punto de equilibrio para el sistema en lazo cerrado y
- ii) $x_s = (x_{1s}, 0, x_{3s})$ es asintóticamente estable, con función de Lyapunov dada por:

$$H_d = H + H_a \quad (4.15)$$

donde H es el Hamiltoniano del sistema en lazo abierto (4.12) y H_a está dada por

$$\begin{aligned} H_a = & \gamma b_3 \left[\tilde{x}_{1s} \cos(x_1) - \sin(x_1) + \frac{b_4 \gamma}{2b_5} \left(\tilde{x}_1^2 + \frac{2}{\gamma} \tilde{x}_1 \tilde{x}_3 + x_{1s}^2 \right) \right] \\ & + \frac{1}{2} \left(\gamma_2 - \frac{b_3 b_4}{b_5} \right) (\gamma \tilde{x}_1 + \tilde{x}_3)^2 \end{aligned} \quad (4.16)$$

Demostración:

Nótese que esta proposición es similar a la presentada en el capítulo anterior (proposición 3.1), con la definición de matrices

$$J_a = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \gamma \\ 0 & -\gamma & 0 \end{bmatrix} \quad R_a = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & K_v \end{bmatrix},$$

por lo que la demostración es similar a la de aquella proposición.

•••

4.4. Control por retroalimentación dinámica de salida

Al momento de ocurrir una perturbación en el sistema y las trayectorias del mismo empiezan a diverger es importante que se conozca de una manera precisa el valor de la reactancia total (y_{dc}), dado que este valor permite modificar el flujo de potencia en las líneas de transmisión y por lo tanto limitar las corrientes de corto circuito que puedan circular en ellas. El considerar que se puede medir esta reactancia no es del todo realista dado que muchos factores (temperatura de la línea y la corriente que circula en ella, por ejemplo) determinan qué valor tiene esta reactancia. Por este motivo se decidió diseñar un controlador por retroalimentación de salida. Para lograr este objetivo se procedió como en el capítulo anterior, aplicando las ideas reportadas en (Karagiannis *et al.*, 2002).

La siguiente proposición muestra el controlador diseñado.

Proposición 4.2: Considérese el modelo matemático del Generador Síncrono conectado a un Bus Infinito por medio de un Capacitor en Serie Conectado con Tiristores (SMIB-TCSC), descrito por (4.13). Asíumase que:

A.1 x_3 es un estado no medible,

A.2 x_1 y x_2 están disponibles para medición y que el punto de equilibrio (x_s) es conocido,

A.3 Todos los parámetros b_i son conocidos.

Bajo estas condiciones el controlador dinámico por retroalimentación de salida IDA-OF

$$\begin{aligned}
 u_{po} = & -\gamma_2 \gamma \tilde{x}_1 \left(\frac{b_5}{b_3} + K_v \right) + K_v b_3 (\cos(x_1) - \cos(x_{1s})) - \gamma x_2 \\
 & - \left(\frac{b_5}{b_3} \gamma_2 - b_4 + K_v \gamma \right) (\hat{x}_3 - x_{3s} + \beta(x))
 \end{aligned} \tag{4.17}$$

junto con el observador no lineal

$$\begin{aligned} \dot{\hat{x}}_3 = & -b_4(\hat{x}_3 + \beta(x)) + b_5 \cos(x_1) + E + u + x_2^2 k_3 \cos(x_1) \\ & + k_3 \sin(x_1) [b_1 - b_2 x_2 - b_3 \sin(x_1) (\hat{x}_3 + \beta(x))] \end{aligned} \quad (4.18)$$

con $\beta(x) = -k_3 x_2 \sin(x_1)$; $k_3 > 0$, y $x_{3s} = \frac{b_1}{b_3 \sin(x_1)}$, garantizan que:

- i) el punto de equilibrio x_s es asintóticamente estable, y
- ii) las propiedades de estabilidad del controlador por retroalimentación de estados IDA-PBC son recuperadas asintóticamente.

Demostración:

Como en el caso de la proposición anterior, la demostración es similar a la presentada en la proposición 3.2 del Capítulo 3.

• • •

4.5. Resultados de Simulación

Con el fin de evaluar las propiedades del controlador propuesto se llevaron a cabo simulaciones digitales. Los parámetros para las simulaciones se tomaron de Sun *et al.* (2002), y son

$$T=0.05s, \quad V=1p.u., \quad E'=1.06679p.u., \quad P_m=0.8p.u. \quad y \quad T_{dc}=0.05s$$

pero considerando una constante de amortiguamiento menor, i.e. $D=0.05p.u.$, con el fin de ilustrar mejor el amortiguamiento introducido por la ley de control propuesta. Se consideró una falla trifásica en el bus del generador con una duración de $t_{cl}=200ms$. La ganancia del controlador fue de $K = 25$ y la del observador $\gamma = 100$. En la Figura 4.4 se muestran las propiedades de convergencia del observador y en la Figura 4.5 se muestra el comportamiento del ángulo de carga en lazo abierto y lazo cerrado. En estas figuras puede observarse que las oscilaciones del

periodo transitorio se han reducido, por lo que las excursiones de las trayectorias del sistema también se verán reducidas.

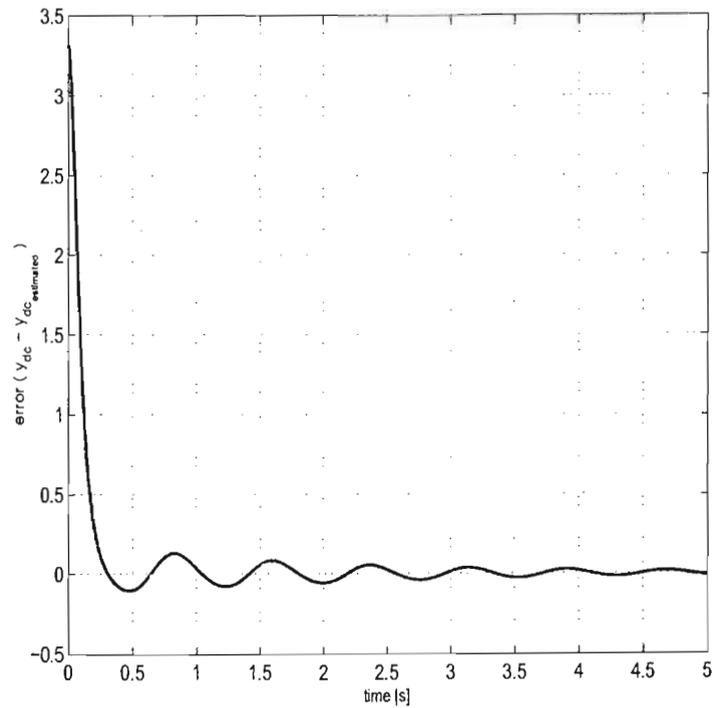


Figura 4.4: Error de estimación ($y_{dc} - \hat{y}_{dc}$) convergencia con $\hat{y}_{dc}(0) = 0$.

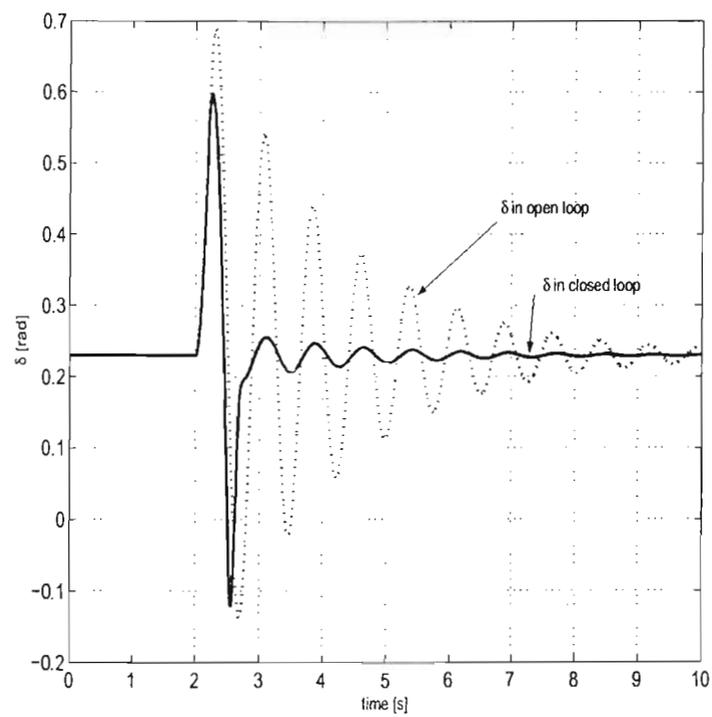


Figura 4.5: Angulo de rotor (línea punteada: lazo abierto).

Capítulo 5

Conclusiones y Problemas abiertos

En este trabajo de investigación se han propuesto dos controladores para mejorar la estabilidad transitoria en sistemas eléctricos de potencia representados por un generador síncrono conectado a un bus infinito. A este respecto, primero se diseñó un controlador de excitación para el sistema SMIB bajo la perspectiva de la retroalimentación de salida. A pesar de que es posible considerar otras estructuras de control, el esquema propuesto es una extensión del controlador por retroalimentación de estados *IDA-PBC* reportado en (Galaz *et al.*, 2003). Para este diseño se suponen disponibles para su medición el ángulo de carga y la velocidad mecánica y la potencia mecánica suministrada al generador como constante y conocida, mientras que el estado estimado es el voltaje interno en el eje directo de la máquina. Bajo estas condiciones es propuesto un observador no lineal siguiendo la metodología de diseño reportada en (Karagiannis *et al.*, 2002). La incertidumbre del punto de equilibrio es tratada asumiendo que la condición inicial del ángulo de carga puede obtenerse gracias a las mediciones de la variable correspondiente y se calcula el valor inicial para el voltaje interno que no es medible. En lo que respecta a las propiedades de estabilidad, se ha mostrado que el punto de equilibrio estable del sistema en lazo abierto es asintóticamente estable para el sistema en lazo cerrado y que la estructura y propiedades del controlador por retroalimentación de estados *IDA-PBC* original son recuperadas asintóticamente sin un deterioro notable en el desempeño del sistema. Las simulaciones

numéricas que se llevaron a cabo muestran el buen comportamiento del controlador deseado.

El segundo diseño hace uso de nuevas tecnologías y se explica a detalle la forma en que el margen de estabilidad transitoria es aumentado. En este sentido, el controlador diseñado considera la posibilidad de tener a la reactancia de la línea como un estado más del sistema y por medio de él inyectar amortiguamiento a las variables mecánicas. Así, como en el caso anterior, primero se diseñó un controlador L_gV que hace uso de todo el estado del sistema y, posteriormente, se diseñó un controlador basado en retroalimentación de salida, considerando como variable no medible a la reactancia. Las simulaciones digitales muestran el buen comportamiento del sistema en lazo cerrado.

Con respecto a las contribuciones de este trabajo es posible mencionar que se resuelve, en parte, el problema de retroalimentación de salida para sistemas de potencia, ya que es poca la literatura que intenta resolver este tema.

Medición del ángulo de carga. Como ya se mencionó, en los sistemas de potencia no todo el estado está disponible para su medición. De manera específica, dentro de la comunidad de control, existe un desacuerdo entre la posibilidad de medir el ángulo de carga (δ) para estudios de estabilidad transitoria. Mientras que algunos autores mencionan que es posible la medición de esta variable (de Mello, 1994), otros afirman que δ no debe considerarse como variable de retroalimentación. Por este motivo, es necesario diseñar leyes de control que no hagan uso de esta variable o bien, diseñar algún observador que nos permita poder reconstruirla. Cabe señalar que la metodología empleada en esta investigación no es aplicable para el caso de δ desconocida, dado que solo es posible aplicarla cuando los estados no medibles están presentes linealmente en el modelo matemático del sistema.

Para resolver de manera satisfactoria este problema, es necesario aplicar alguna otra técnica de diseño de observadores no lineales que permita trabajar con el modelo del sistema de potencia que se tiene. En este sentido, existen técnicas prometedoras como las presentadas en Moreno (2004) y Arcak and Kokotović (2001).

Desconocimiento del punto de equilibrio. Para eliminar una falla, las protecciones aislan la parte del sistema de potencia donde se presentó la perturbación. Esto hace que la topología cambie y, dado que los parámetros dependen de la forma en que está interconectado el sistema, también estos cambiarán. A consecuencia de esto, y debido a que el punto de operación está en función de los parámetros, lo que sucederá regularmente cuando se presenta una perturbación es que la condición de operación cambie a otra, que es llamada punto de equilibrio post-falla. Como no es posible determinar con anterioridad dónde y cuándo se presentará un suceso de esta naturaleza, tampoco se sabrá cuál será la configuración resultante de la topología, por lo que no es una suposición realista considerar que el punto de operación (equilibrio) post-falla sea conocido. Esto es una desventaja porque muchas de las leyes de control que se encuentran hoy en día en la literatura dependen de los valores de los estados en el equilibrio. Una de las maneras que se tienen para resolver esta dificultad es considerar al punto de operación como un parámetro incierto y generar una ley de adaptación que permita conocerlo (Bazanella *et al.*, 1999), o bien diseñando leyes de control que no necesiten de su conocimiento. Además el problema de robustez ante incertidumbres paramétricas tampoco ha sido estudiado a detalle dentro de la literatura.

Modelo multimáquinas. El modelo multimáquinas es una representación más general de los sistemas de potencia donde puede considerarse más de un generador a la vez. La complejidad del modelo matemático que representa a este tipo de sistemas se incrementa y, para estudios de estabilidad transitoria, se tiene un conjunto de ecuaciones álgebra-diferenciales que es difícil de manipular. Para este sistema se aplicó la metodología propuesta pero no se obtuvieron resultados concluyentes al respecto debido, principalmente, a que la complejidad del diseño aumenta considerablemente. Cabe mencionar que en la literatura especializada, hay muy pocas aportaciones en cuanto al diseño de observadores para este tipo de sistemas.

Bibliografía

- Acosta, J.A., R. Ortega and A. Astolfi (2004). Interconnection and Damping Assignment Passivity-based Control of mechanical systems with underactuation degree one. In: *Proc. American Control Conference (ACC'2004)*. Boston, MA, USA. pp. 3029–3034.
- Anderson, P.M. and A.A. Fouad (1977). *Power Systems Control and Stability*. The Iowa State University Press.
- Arcak, M. and P Kokotović (2001). Nonlinear observers: a circle criterion design and robustness analysis. *Automatica* **37**, 1923–1930.
- Bazanella, A., P. Kokotović and A.S. e Silva (1999). A Dynamic extension for L_gV controllers. *IEEE Trans. Automat. Contr.* **44**(3), 588–592.
- Bazanella, A.S. and C.L. Conceição (2004). Transient stability improvement through excitation control. *Int. Journal Rob. Nonlin. Control* **14**(9-10), 891–910.
- Bloch, A., N. Leonhard and J. Marsden (2000). Controlled Lagrangians and the stabilization of mechanical systems. *IEEE Trans. Automat. Contr.* **45**(12), 2253–2270.
- Bourlès, H., F. Colledani and M.P. Houry (1997). Robust continuous speed governor control for small-signal and transient stability. *IEEE Trans. Power Syst.* **12**(1), 129–135.
- Bourlès, H., S. Peres, T. Margotín and M. P. Houry (1998). Analysis and design of a robust coordinated AVR/PSS. *IEEE Trans. Power Syst.* **13**(2), 568–675.
- Brasca, C.L. and M.A. Johnson (1994). On automatic voltage regulator design for synchronous generators. In: *Proc. 3rd IEEE Conference on Control Applications (CCA '94)*. N.Y., USA. pp. 199–205.
- Breuer, W., D. Povh, D. Retzmann, E. Teltsch and X. Lei (2004). Role of HVDC and FACTS in future power systems. In: *Proc. 15th Conference on the Electric Supply Industry (CEP-SI'2004)*. Shanghai.
- Canizares, C.A. (2000). Power flow and transient stability models of FACTS controllers for voltage and angle stability studies. In: *IEEE Proc. Power Engineering Society Winter Meeting*. pp. 1447–1454.

- CFE (2005). Centrales generadoras. In: *Obtenido el 3 de enero de 2005 en <http://www.cfe.gob.mx/www2/QueEsCFE/informacion/Generacion/>*. México.
- Cheng, D., R. Ortega and E. Panteley (2005). Feedback equivalence to port controlled hamiltonian systems. *Submitted to Systems & Control Letters*.
- Cong, L. and Y. Wang (2001). A coordinated control approach for FACTS and generator excitation system. In: *Transmission and Distribution Conference and Exposition IEEE/PES*. Atlanta, GA., USA. pp. 195–200.
- Coronado, I., P. Zúñiga and J.M. Ramírez (2001). FACTS: Soluciones modernas para la industria eléctrica. *Avance y Perspectiva* **20**, 235–244.
- de León, J., G. Espinosa-Pérez and P. Maya-Ortiz (2004). Output feedback passivity-based control of FACTS. In: *6th IFAC Symp. on Nonlinear Control Systems (NOLCOS'04)*. Stuttgart, GE.
- de León-Morales, J. and S. Acha-Daza (1998). Observer based control for a synchronous generator. In: *Proc. 37th IEEE Conference on Decision and Control (CDC'98)*. Tampa, FL., USA. pp. 2043–2044.
- de León-Morales, J., G. Espinosa-Pérez and I. Macias-Cardoso (2002). Observer-based control of a synchronous generator: A Hamiltonian approach. *Elec. Pow. and Energ. Syst.* **24**(8), 655–663.
- de León-Morales, J., R. Castro-Linares and G. Acosta-Villarreal (2000). Control of a system synchronous generator via a nonlinear controller-observer scheme. In: *Proc. American Control Conference*. Chicago, IL., USA. pp. 1093–1097.
- de Mello, F.P. (1994). Measurement of synchronous machine rotor angle from analysis of zero sequence harmonic components of machine terminal voltage. *IEEE Trans. Power Delivery* **9**(4), 1770–1777.
- Edris, A. and et. al. (1997). Proposed terms and definitions for flexible AC transmission system (FACTS). *IEEE Trans. Power Delivery* **12**(4), 1848–1853.
- Espinosa-Pérez, G., P. Maya-Ortiz, M. Velasco-Villa and H. Sira-Ramírez (2000). On the control of switched reluctance motors. In: *Proc. of the 2000 IEEE Int. Symp. on Industrial Electronics (ISIE'2000)*. Puebla, Mexico.
- Espinosa-Pérez, G., P. Maya-Ortiz, M. Velasco-Villa and H. Sira-Ramírez (2004). Passivity-based control of switched reluctance motors with nonlinear magnetic circuits. *IEEE Trans. Contr. Syst. Technol.* **12**(3), 439–448.
- Fujimoto, K., K. Sakurama and T. Sugie (2001). Trajectory tracking control of Port-Controlled Hamiltonian systems and its application to a magnetic levitation system. In: *Proc. 40th IEEE Conference on Decision and Control (CDC'01)*. Orlando, FL. USA. pp. 3388–3393.

- Galaz, M., R. Ortega, A. Bazanella and A. Stanković (2003). An energy–shaping approach to the design of excitation control of synchronous generators. *AUTOMATICA* **39**(1), 111–119.
- Galaz, M., R. Ortega and A. Bazanella (2002). Transient stabilization of power systems via total energy shaping: A comparative simulation study with the classical scheme. In: *Congreso Latinoamericano de Control Automático, CLCA,02*. Ensenada, BC México.
- Guo, Y., D.J. Hill and Y. Wang (2001). Global transient stability and voltage regulation of power systems. *IEEE Trans. Power Syst.* **16**(4), 678–688.
- Hassan, F.F., R. Balasubramanian and T.S. Bhatti (1999). Fast valving scheme using parallel valves for transient stability improvement. *IEE Proc. Gener. Transm. Distrib.* **146**(3), 330–336.
- Hingorani, N.G. and L. Gyugyi (2000). *Understanding FACTS*. IEEE Press. New York.
- Ilić, M. and J. Zaborszky (2000). *Dynamics and Control of Large Electric Power Systems*. John Wiley & Sons. New York, USA.
- Karady, G.G. and M.A. Mohamed (2002). Improving transient stability using fast valving based on tracking rotor–angle and active power. In: *Proc. Power Engineering Society Summer Meeting, 2002 IEEE*. pp. 1576–1581.
- Karagiannis, D., A. Astolfi and R. Ortega (2002). (Adaptive) output feedback stabilization of a class of nonlinear systems. In: *Proc. 41th IEEE Conference on Decision and Control (CDC'02)*. Las Vegas, NV. pp. 820–825.
- Khalil, H.K. (1996). *Nonlinear systems*. Prentice Hall. New Jersey.
- King, C.A., J.W. Chapman and M.D. Ilić (1994). Feedback linearizing excitation control on a full-scale power system model. *IEEE Trans. Power Syst.* **9**(2), 1102–1109.
- Kokotović, P. and P. Sauer (1988). An integral manifold approach to reduced order dynamic modeling of synchronous machines. *IEEE Trans. Power Syst.* **3**(1), 17–23.
- Krause, P.C. (1986). *Analysis of Electric Machinery*. Mc Graw Hill.
- Kundur, P. (1993). *Power System Stability and Control*. McGraw-Hill. New York, USA.
- Kundur, P. and et. al. (2004). Definition and classification of power systems stability. *IEEE Trans. Power Syst.* **19**(2), 1387–1401.
- Lei, X., X. Li and D. Povh (2001). A nonlinear control for coordinating TCSC and generator excitation to enhance the transient stability of long transmission systems. *Elec. Pow. Syst. Research* **59**(2), 103–109.
- Li, B.H., Q.H. Wu, D.R. Turner, P.Y. Wang and X.X. Zhou (2000). Modelling of TCSC dynamics for control and analysis of power system stability. *Electrical Power and Energy Systems* **22**, 43–49.

- Loria, A. and J. de León-Morales (2003). On persistently exciting observers and a nonlinear separation principle: application to the stabilization of a generator. *Int. J. Control* **76**(6), 607–617.
- Loukianov, A.G., J. Cabrera-Vázquez, V.I. Utkin, J.M. Cañedo and J.M. Ramírez (2000). Control of the system synchronous generator–exciter via vsc. In: *Proc. 39th IEEE Conference on Decision and Control (CDC'00)*. Sydney, Australia. pp. 3057–3052.
- Marino, R. (1984). An example of nonlinear regulator. *IEEE Trans. Automat. Contr.* **AC-29**(3), 276–279.
- Marino, R., T. Shen and C.M. Verrelli (2003). Robust transient stabilization of a synchronous generator with parameter uncertainty. In: *Proc. European Control Conference (ECC'2003)*. Cambridge, UK.
- Martínez-Guerra, R., J. de León-Morales and O. Huerta-Guevara (1999). Observer-based controller for a synchronous generator. In: *Proc. 38th IEEE Conference on Decision and Control (CDC'99)*. Phoenix, AZ, USA. pp. 4644–4649.
- Maya-Ortiz, P. and G. Espinosa-Pérez (2003). Observer-based IDA control of synchronous generators. In: *Proc. 42th IEEE Conference on Decision and Control (CDC'03)*. Hawaii, USA. pp. 344–349.
- Maya-Ortiz, P. and G. Espinosa-Pérez (2004a). Control basado en pasividad de sistemas de potencia con FACTS. In: *Proc. Congreso Anual de la Asociación de México de Control Automático (AMCA'2004)*. Cd. de Mexico, Mexico.
- Maya-Ortiz, P. and G. Espinosa-Pérez (2004b). Output feedback excitation control of synchronous generators. *Inter. Journal of Robust and Nonlinear Control* **14**(9-10), 879–890.
- Moreno, J. (2004). Observer design for nonlinear systems: A dissipative approach. In: *Proc. 2nd. IFAC Symp. on Systems, Structure and Control (SSSC'2004)*. Oaxaca, Mexico.
- Ortega, R., A. Loria, P.J. Nicklasson and H. Sira-Ramírez (1998). *Passivity-based control of Euler-Lagrange systems*. Springer Verlag. Berlin.
- Ortega, R., A. van der Schaft, B. Maschke and G. Escobar (2002). Interconnection and damping assignment passivity-based control of port-controlled hamiltonian systems. *AUTOMATICA* **38**(4), 585–596.
- Ortega, R., A. van der Schaft, I. Mareels and B. Maschke (2001). Putting energy back in control. *IEEE Contr. Sys. Magazine* **21**(2), 18–33.
- Ortega, R. and E. García-Canseco (2004). Interconnection and Damping Assignment Passivity-based control: A survey. *Accepted European Journal of Control*.

- Ortega, R., M. Galaz, A. Astolfi, Y. Sun and T. Shen (2005). Transient stabilization of multimachine power systems with nontrivial transfer conductances. *IEEE Trans. Automat. Contr.* **50**(1), 60–75.
- Padiyar, K. R. (1996). *Power System Dynamics: Stability and Control*. John Wiley & Sons. Singapore.
- Pai, M.A. (1981). *Power System Stability*. North-Holland. Amsterdam, Netherlands.
- Paserba, J.J., N.W. Miller, E.V. Larsen and R.J. Piwko (1995). A thyristor controlled series compensation model for power system stability analysis. *IEEE Trans. Power Delivery* **10**(3), 1471–1478.
- Rodríguez, H., R. Ortega and G. Escobar (1999). A robustly stable output feedback saturated controller for the boost dc-to-dc converter. In: *Proc. 38th IEEE Conference on Decision and Control (CDC'99)*. Phoenix, AZ.USA. pp. 2100–2105.
- Sauer, P. W. and M. A. Pai (1998). *Power System Dynamics and Stability*. Prentice Hall. New Jersey, USA.
- Sauer, P.W., S. Ahmed-Zaid and P.V. Kokotović (1988). An integral manifold approach to reduced order dynamic modelling of synchronous machines. *IEEE Trans. Power Syst.* **3**(1), 17–23.
- Sepulchre, R., M. Janković and P. Kokotović (1997). *Constructive nonlinear control*. Springer-Verlag. Berlin, Germany.
- Slotine, J.J. and W. Li (1991). *Applied Nonlinear Control*. first ed.. Prentice-Hall. New Jersey.
- Soto-Cota, A., L. Fridman, A. Loukianov and J. Cañedo (2004). Power system singularly perturbed discontinuous control. In: *American control conference, ACC,04*. Boston, MA., USA. pp. 2580–2585.
- Sun, Y.Z., Q.J. Liu, Y.H. Song and T.L. Shen (2002). Hamiltonian modelling and nonlinear disturbance attenuation control of TCSC for improving power system stability. *IEE Proc. Control Theory and Applications* **149**(4), 278–284.
- Tan, Y.L. and Y. Wang (1998). Effects of FACTS controller line compensation on power system stability. *IEEE Power Eng. Rev.* **18**(8), 55–56.
- Utkin, V.I. (1992). *Sliding modes in Optimization and Control Problems*. Springer Verlag. New York.
- van der Schaft, A. (2000). *L₂-Gain and Passivity Techniques in Nonlinear Control*. second ed.. Springer Verlag. London.
- Wang, Y., D.J. Hill, R.H. Middleton and L. Gao (1993). Transient stability enhancement and voltage regulation of power systems. *IEEE Trans. Power Syst.* **8**(2), 620–627.

- Wang, Y., Y.L. Tan and G. Guo (2002). Robust nonlinear co-ordinated excitation and TCSC control for power systems. *IEE Proc. Gener. Transm. Distrib.* **149**(3), 367–372.
- Willems, J.L. (1971). Direct methods for transient stability studies in power systems analysis. *IEEE Trans. Automat. Contr.* **16**(4), 332–341.
- Zhang, B.M. and Q.F. Ding (1997). The development of FACTS and its control. In: *Proc. 4th Int. Conf. on Adv. Pow. Sys. Cont. Op. Manag. (APSCOM'97)*. Hong Kong. pp. 48–53.
- Zhou, X. and J. Liang (1999a). Overview of control schemes for TCSC to enhance the stability of power systems. *IEE Proc. Gener. Transm. Distrib.* **146**(2), 125–130.
- Zhou, X.X. and J. Liang (1999b). Nonlinear adaptive control of TCSC to improve the performance of power systems. *IEE Proc. Gener. Transm. Distrib.* **146**(3), 301–305.

Apéndice A

FACTS

Hasta hace pocos años, dentro de la comunidad de sistemas de potencia, se consideraba que las líneas de transmisión no eran flexibles, debido a que era mínima la posibilidad de controlar el flujo de potencia que circula en ellas, como consecuencia de tener fijos los parámetros y la configuración de la red (Coronado *et al.*, 2001). Otra desventaja que presentaban, y que aún presentan en muchos casos, las redes de transmisión, es que los actuadores presentes en ellas regularmente se componían de partes mecánicas, por lo que la respuesta ante alguna contingencia era lenta y requerían de un mantenimiento continuo debido al desgaste. Además, debido al gran crecimiento de la demanda en los sistemas de potencia, existen problemas como sobrecarga y subutilización del potencial de transmisión, cuellos de botella y oscilaciones de potencia. El costo de las líneas de transmisión así como las dificultades que se presentan para su construcción, su localización, derecho de vía, etc., a menudo limitan la capacidad de transmisión. Todo lo anterior motivó el desarrollo de nuevas tecnologías que permitieran mitigar estos inconvenientes.

Entre las tecnologías que han tenido gran auge, se encuentra el *Sistema Flexible de Transmisión de AC (FACTS)*, el cual apareció gracias al considerable avance que ha tenido la electrónica de potencia en años recientes. Los FACTS's ofrecen oportunidades sin precedentes para regular la

transmisión de corriente alterna, incrementando o disminuyendo el flujo de potencia en líneas específicas y respondiendo de manera casi instantánea a los problemas de estabilidad, por esta razón su denominación. Según el IEEE la definición de estos dispositivos es la siguiente: *Sistema de transmisión de corriente alterna que incorpora controladores estáticos y otros basados en electrónica de potencia para mejorar el control e incrementar la capacidad de transferencia de potencia.*

La idea subyacente en los FACTS's puede explicarse mediante la ecuación básica de flujo de potencia entre dos puntos (Figura A.1). La potencia transmitida entre dos nodos en el sistema depende de varios parámetros: los voltajes en los puntos extremos de la interconexión, la impedancia de la línea y la diferencia de ángulo entre estos dos voltajes (Breuer *et al.*, 2004; Hingorani and Gyugyi, 2000). Existen diferentes tipos de FACTS's y cada uno de ellos puede influ-

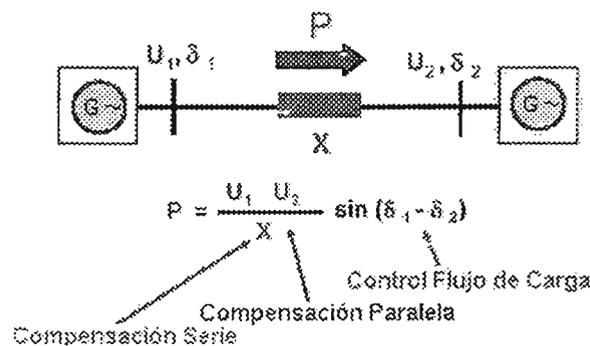


Figura A.1: Flujo de potencia entre dos puntos de una red. Parámetros involucrados.

enciar uno o más de los parámetros antes mencionados, controlando con ello el flujo de potencia en la interconexión (Figura A.2) (Breuer *et al.*, 2004; Edris and *et. al.*, 1997). Los FACTS's conectados en paralelo permiten un rápido control de voltaje, control de potencia reactiva y amortiguamiento en las oscilaciones de potencia, además pueden controlar voltajes en sistemas desbalanceados. La compensación serie es usada para reducir el ángulo de transmisión, lo que mejora la estabilidad. Permite un rápido control de la impedancia de la línea, ajusta el flujo de carga y amortigua oscilaciones de potencia. En la Figura A.3 se pueden observar distintos tipos de FACTS's y la manera en que impactan en el funcionamiento del sistema.

ESTA TESIS NO SALI
DE LA BIBLIOTECA

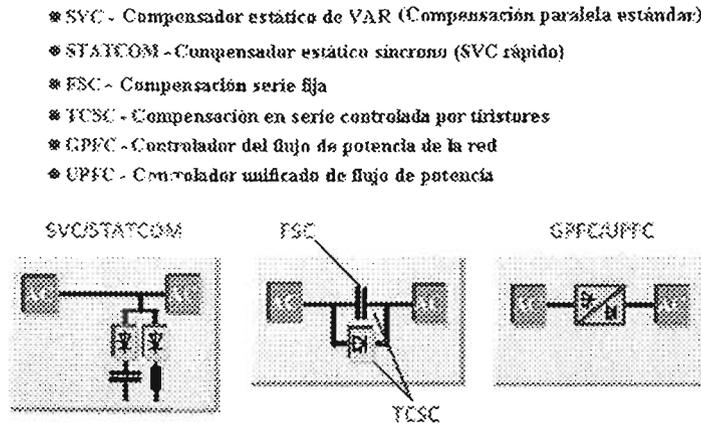


Figura A.2: FACTS: tipos de compensación.

Generalmente, los dispositivos FACTS's consisten de componentes electrónicos de potencia y equipo convencional que puede combinarse en diferentes configuraciones. Por esta razón es relativamente sencillo desarrollar nuevos dispositivos para satisfacer los requerimientos del sistema.

Los FACTS's, al modificar los parámetros del sistema, permiten controlar el flujo de potencia, esto es

- Al controlar la impedancia de la línea X , se puede regular la corriente, así como la potencia activa.
- El control de la diferencia de ángulo $\delta_1 - \delta_2$ permite regular el flujo de corriente.
- Al inyectar un voltaje en serie con la línea, ortogonal al flujo de corriente, se puede aumentar o disminuir la magnitud de la corriente.
- Al inyectar un voltaje en serie con la línea, y con cualquier ángulo de fase, se puede regular la magnitud y la fase de la corriente de línea y, por lo tanto, se puede controlar la potencia real y reactiva de forma precisa.
- La combinación del control de la impedancia de la línea con un controlador en serie, y la regulación de voltaje con un controlador en derivación, puede ser una medida efectiva para controlar el flujo de potencia real y reactiva ente dos subsistemas.

Principio	Dispositivos	Esquema	Impacto en el Sistema		
			Flujo de Carga	Estabilidad	Calidad del Voltaje
Variación de la impedancia de la línea: Compensación Serie	FSC Comp. Serie fja		*	***	*
	TPSC Comp. Serie Protegida		*	***	*
	TCS Comp. Serie Controlada con Tristores		**	***	*
Control de Voltaje: Compensación paralela	SVC Comp. Estática de VAR		○	**	***
	STATCOM Comp. Estática Sincrona		○	**	***
Control de Flujo de Carga	HVDC BIBOPFC		***	***	**
	LDT UPFC Controlador Unificado de Flujo de Potencia		***	***	***

Influencia:*
 ○ baja o ninguna
 * pequeña
 ** mediana
 *** fuerte

*Basada en estudios y la experiencia práctica

Figura A.3: Tipos de compensación. Formas en que influyen en el funcionamiento del sistema.

Apéndice B

Publicaciones

Output feedback excitation control of synchronous generators

Paul Maya-Ortiz and Gerardo Espinosa-Pérez^{*,†}

*División de Estudios de Postgrado, Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional Autónoma de México,
Apdo. Postal 70-256, 04510 México D.F., Mexico*

SUMMARY

In this paper a solution to the output feedback control problem, that improves the transient stability properties, of a single machine infinite bus power system is proposed by designing a nonlinear observer that asymptotically recovers the unmeasurable states of the system. The structure of the closed-loop system is completed by considering an injection and damping assignment passivity-based controller for which its stability properties are well established under a state feedback setting. It is shown, by using Lyapunov arguments and as a consequence of the asymptotic stability properties of the closed-loop system, that the properties of the original state feedback controller are (also asymptotically) recovered. The output feedback design considers that both the load angle and the speed deviation of the machine are measurable and that the mechanical power delivered to the synchronous generator is constant and known, assumptions that allow to treat uncertainty on the operating (equilibrium) point of the system in a simple way. The theoretical results are illustrated via numerical simulations. Copyright © 2004 John Wiley & Sons, Ltd.

KEY WORDS: synchronous generator control; IDA control; nonlinear observer design

1. INTRODUCTION

Transient stability is a fundamental property of power systems due to its evident impact on the performance of this kind of systems. Roughly speaking this property can be formulated as the ability of the synchronous generation units to preserve the system's behaviour around a given stable operating (equilibrium) point in spite of the presence of large disturbances and/or faults in the network [1].

From a control perspective it is well known that transient stability improvement relies on the kind of the excitation controller used for the synchronous generation units [2]. However, the design of these control devices is far to be obvious due (mainly) to the nonlinear and complex behaviour exhibited by power systems. Two currently accepted assumptions that simplify the excitation control design are: to consider a single generator connected to an infinite bus, i.e. a single machine infinite bus (SMIB) system and to approximate the actual dynamics of a synchronous generator by the classical third-order dynamic generator model [3].

*Correspondence to: Professor G. Espinosa-Pérez, División de Estudios de Postgrado de la Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional Autónoma de México, Apdo. Postal 70-256, 04510 México D.F., Mexico.

†E-mail: gerardoe@servidor.unam.mx

Contract/grant sponsor: DGAPA-UNAM; contract/grant number: IN106901

Contract/grant sponsor: CONACyT; contract/grant number: 41298

OUTPUT FEEDBACK PASSIVITY-BASED CONTROL OF FACTS

J. De León-Morales *G. Espinosa-Pérez **,¹
P. Maya-Ortiz **

* *Universidad Autónoma de Nuevo León, Programa Doctoral en
Ingeniería Eléctrica, P.O. Box 148-F, CU, San Nicolás de Los
Garza, Nuevo León, 66450, México, drjleon@hotmail.com*

** *DEPFI, UNAM, Ap. Postal 70-256, 04510 México
D.F., MEXICO, gerardoc@servidor.unam.mx*

Abstract: In this paper an output feedback controller is designed for the thyristor controlled series capacitor (TCSC) aimed at enhancing power system stability. The closed loop system is completed by considering a damping injection passivity-based controller and a nonlinear observer. It is shown, by using Lyapunov arguments, the asymptotic stability properties of the closed loop system.

Keywords: TCSCs, Power System, Output Feedback, Passivity-based Control, Nonlinear systems, FACTS.

1. INTRODUCTION

In many power systems constrained by stability, the limiting factor is not first swing stability but damping of systems oscillations. Power systems are experiencing low frequency oscillations due to disturbances. The oscillations may sustain and grow to cause system separation if no adequate damping is available (Wang and Swift, 1997).

To enhance system damping, the generators are equipped with power system stabilizers (PSSs) that provide supplementary feedback stabilizing signals in the excitation systems. PSSs extend the power stability limit by enhancing the system damping of low frequency oscillations associated with the electromechanical modes (Jayaram-Kumar *et al.*, 2000). Many techniques have been reported in the literature pertaining to design problems of conventional power system stabilizers. However, although PSS extend the power system stability limit by enhancing the system damping,

some difficulties are associated with the tuning parameters of the PSSs, they suffer the drawback of being liable to cause great variations in the voltage profile and they may even result in losing system stability under severe disturbances.

However, the recent advances in power electronics have led to the development of reliable and high-speed flexible AC transmission system (FACTS) devices, which offer a powerful alternative to improve system dynamic and steady state performance (Song and Johns, 1999). FACTS are designed to enhance power system stability by increasing the system damping in addition to their primary functions, such as voltage and power flow control. Among the existing FACTS devices we can find the Thyristor-Controlled Series Compensation (TCSC). TCSC can be used for transient and oscillatory stability, as well as helping to direct flows onto desired transmission paths.

On the other hand, transient stability is a fundamental property of power systems due to its evident impact on the performance of this kind of systems. From a control perspective, several

¹ This work has been done with the financial aid of Conacyt under project 41298, and DGAPA-UNAM under project PAPIIT IN119003

Observer-based IDA Control of Synchronous Generators

Paul Maya-Ortiz and Gerardo Espinosa-Pérez

Universidad Nacional Autónoma de México

DEPFI-UNAM

Apdo. Postal 70-256, 04510 México D.F.,

MEXICO

pmayao@iingen.unam.mx

Abstract— In this paper a solution to the output feedback control problem, that improves the transient stability properties, of a single-machine infinite-bus (SMIB) power system is proposed by designing a nonlinear observer that asymptotically recovers the unmeasurable states of the system. The structure of the closed-loop system is completed by considering an injection and damping assignment (IDA) passivity-based controller. The output feedback design considers that both the load angle and the speed deviation of the machine are measurable and that the mechanical power delivered to the synchronous generator is constant and known.

I. INTRODUCTION

Transient stability is a fundamental property of power systems due to its evident impact on the performance of this kind of systems. Roughly speaking this property can be formulated as the ability of the synchronous generation units to preserve the system's behavior around a given stable operating (equilibrium) point in spite of the presence of large disturbances and/or faults in the network. Its importance lies in the fact that the quality of the transient stability capabilities of a given power system, determines other (also important) operation parameters of the network, e.g. fault critical clearing times [1].

From a control perspective it is well-known that transient stability improvement relies on the kind of the excitation controller used for the synchronous generation units. However, the design of these control devices is far to be obvious due (mainly) to the nonlinear and complex behavior exhibited by power systems. Hence, two assumptions that simplify the excitation control design are currently widely accepted, namely: Considering a single generator connected to an infinite bus, i.e. a single machine infinite bus (SMIB) system, is very useful in describing the dynamics of a multi-machine system; and, although the actual dynamics of a synchronous generator is extremely complex, the dynamic model used for controller design purposes can be of low order (in particular the classical third order dynamic generator model has shown to be adequate from a control viewpoint) [2].

Nevertheless, in spite of the aforementioned simplifications, finding a solution to the excitation control problem of the third order model of SMIB systems still remains to be complicated due to the fact that this representation is of a nonlinear nature, not all the machine state is available for measurement and the equilibrium point at which the generator operates (and that in

its turn defines some of the model parameters) is not known. Fortunately, it is also possible to identify, in addition to the fact that mechanical speed is usually available for measurement in practical power systems, some conditions that alleviate at some extent the design procedure, e.g. it can be assumed that the mechanical power delivered to the generator is a known constant [1] and it has been recognized that in order to enhance transient stability power angle has to be one of the feedback variables [3].

Under the conditions above-mentioned, the design of the required controllers was initially studied from the theory of linear or linearized systems leading to the proposition of different (currently accepted as standard) solutions used in practice [4]. However it has been shown that the schemes obtained from this approach do not work properly under the new composition that the electric energy industry is witnessing [5]. Hence, a topic that has attracted the attention is the proposition of new excitation control schemes that achieve the more stringent requirements imposed to the electric utility industry. Thus, it is possible to find designs based on feedback linearization [6], singular perturbation [7], Lyapunov stability [8] and passivity ideas [9], [10]. However, issues like stability analysis with output feedback and robustness against parameter uncertainty have not been completely clarified.

Notwithstanding this lack of completeness in the proposed solutions, one of the approaches that has shown to be particularly interesting, due to the proposition of control schemes with a clear physical structure, is the so-called passivity-based control (PBC). This kind of controllers can be roughly classified into damping injection (sometimes referred as L_qV) and interconnection and damping assignment (IDA) passivity-based controllers. Regarding the first kind, in [11] a dynamic damping injection controller is proposed which enhances critical clearing times by feeding back the generator passive output (a nonlinear function of the machine state) and using an adaptation mechanism in order to deal with the uncertainty about the equilibrium point. See also [12] for an observer-based version of this controller. Concerning the IDA approach, in [13] a linear state feedback scheme, that enlarges the domain of attraction of the stable equilibrium point of the system, is presented. Unfortunately, both the damping injection and the IDA controllers are developed under the assumption that

CONTROL BASADO EN PASIVIDAD DE SISTEMAS DE POTENCIA CON FACTS

Paul Maya-Ortiz, Gerardo Espinosa-Pérez

UNAM, Facultad de Ingeniería,
Ap. Postal 70-256, 04510 México D.F., MEXICO,
pmayao@ingen.unam.mx, gerardoe@servidor.unam.mx

Resumen: En este trabajo se diseñó un controlador basado en pasividad para mejorar la estabilidad transitoria en sistemas de potencia. Se trabajó con un sistema de una máquina síncrona conectada a un bus infinito por medio de un capacitor en serie controlado por tiristores. El sistema se representó en una forma hamiltoniana y el controlador propuesto fue diseñado siguiendo la metodología de Asignación de Interconexión y Amortiguamiento basada en Pasividad, considerando que todo el estado estaba disponible para su medición y que los parámetros eran conocidos. Con este controlador, el sistema en lazo cerrado presentó una mejor respuesta transitoria cuando se le aplicó una perturbación, en comparación con el sistema en lazo abierto, lo cual se demostró mediante simulaciones numéricas.

Palabras clave: Estabilidad Transitoria; Sistemas de Potencia; Control basado en pasividad; Sistemas no lineales; FACTS.

1. INTRODUCCIÓN.

Uno de los problemas fundamentales que se presenta en los sistemas de potencia es el problema de la estabilidad, el cual puede ser definido como la habilidad de un sistema eléctrico de potencia para, dada una condición inicial de operación, recuperar un estado de operación en equilibrio después de haber sido sujeto a una perturbación física, con todas las variables del sistema acotadas de tal forma que prácticamente el sistema completo permanezca intacto (Ieee-Cigre *et al.*, 2004). A pesar de que el problema de la estabilidad implica diferentes fenómenos, al problema de la estabilidad transitoria se le ha prestado mucha atención por su fuerte impacto en el desempeño del sistema. Este tipo de estabilidad puede definirse como la habilidad del sistema de potencia para mantener el sincronismo cuando es sujeto a una

perturbación severa (Kundur, 1993; Ieee-Cigre *et al.*, 2004).

Una de las alternativas que ha mostrado su efectividad para mejorar la estabilidad transitoria desde las líneas de transmisión, es la compensación en serie controlada por tiristores (TCSC). Si atendemos a la ecuación de la potencia transferida entre dos puntos, se observa que existe una relación inversa entre esta potencia y la reactancia de la línea, por lo que una variación en la reactancia provocará un cambio en la potencia. La compensación en serie permite disminuir las primeras oscilaciones que ocurren después de la falla al maximizar la potencia sincronizante del sistema, lo cual se logra minimizando el ángulo inicial en el sistema de transmisión. Así, mediante la inserción de la máxima cantidad de compensación en serie la impedancia de la línea se reduce, por lo que la

Agradecimientos (continuación)

En estas últimas líneas continúo con los agradecimientos, porque se supone que cuando uno termina algo como esto tiene que agradecer a todos y todo los que hicieron posible la buena culminación de ello.

Fiel a la costumbre, aquí dedico unas cuantas líneas a tan noble fin. Si alguien no aparece, pues ni modo, se me olvidó, de todos modos dejo un espacio abajo para que se anexe quien quiera.

Primeramente mi reconocimiento a toda las personas que he conocido en mi vida como estudiante de doctorado, gracias por su amistad y apoyo. Los doctores del CINVESTAV Martín, Eduardo. A los doctores de la UAM-I, José y Jesús Álvarez. A los doctores de otro lado América, Gerardo Guerrero, Nancy, el “buggy”.

A todos los estudiantes del posgrado que me tocó conocer y tuve que convivir con ellos: Edmundo, Sebastián “bejarano”, Daniel, “los robóticos” (Eduardo, Jorge, Juan Carlos), Marcos, Cuauhtémoc “niño verde”, Gus, Alejandro.

A dos grandes inventos de la humanidad: la televisión e internet, porque sin ellos no hubiera perdido innumerables horas de mi vida, obtenido un sano entretenimiento y distracción de mis actividades más importantes.

Al Sydolil y al Tafil. Gracias por mantenerme sano y cuerdo.

Al café (que delicia), su aroma, su sabor... ahorita vengo, voy por uno acá abajo...

...y todas las cafeterías que he visitado por mantenerme despierto y ansioso.

Al gobierno de la Ciudad de México, la Ciudad de la Esperanza, y al jefe de Gobierno (¡no al desafuero!), por los segundos pisos, las becas para los viejitos, y por haber cerrado casi nueve meses las estaciones del metro Pantitlán, Puebla y Ciudad deportiva. Extraño los aventones de la gente y los 45 minutos que perdía con los camiones (eso sí, gratuitos).

A los PUMAS (¡Gooyaa!) por habernos dado el bicampeonato.

A la compañía de luz, porque su labor justifica esta y muchas tesis más.

A los casinos de Las Vegas y las playas de arena negra de Maui que le dieron sentido a mi trabajo de investigación.

A Quentin Tarantino, por Kill Bill. Espero ver “la venganza” tal vez algún día.

A Harry Potter, Malcom el de en medio, Tolkein, los espías de “spooks”, Guillermo del Toro, Nathaniel Branden, por mantenerme entretenido y un agradecimiento especial a A. Einstein por ser este el año mundial de la física.

En fin, gracias a todos.

Si no apareces mencionado líneas arriba y crees que deberías ser mencionado, utiliza las líneas de abajo. Por favor, si no estás seguro, abstente, ya que hay muy poco espacio.

Gracias a todos...