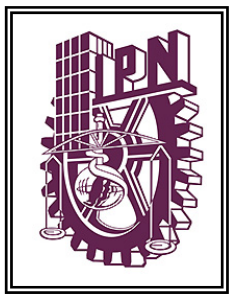


INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL

ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA MECÁNICA Y ELÉCTRICA

SECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO E INVESTIGACIÓN
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA ELÉCTRICA

ANÁLISIS MODAL DE SISTEMAS ELÉCTRICOS DE POTENCIA

TESIS

QUE PARA OBTENER EL GRADO DE:
MAESTRO EN CIENCIAS
EN INGENIERÍA ELÉCTRICA

PRESENTA:

DAVID VILLARREAL MARTÍNEZ

MÉXICO, D. F. **2008**

SIP-14

INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
SECRETARIA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

ACTA DE REVISIÓN DE TESIS

En la Ciudad de México, D. F. siendo las 12:00 horas del día 18 del mes de Junio del 2008 se reunieron los miembros de la Comisión Revisora de Tesis designada por el Colegio de Profesores de Estudios de Posgrado e Investigación de la E.S.I.M.E.-ZAC para examinar la tesis de grado titulada:

"ANÁLISIS MODAL DE SISTEMAS ELÉCTRICOS DE POTENCIA"

Presentada por el alumno:

VILLARREAL	MARTÍNEZ	DAVID
Apellido paterno	Apellido materno	Nombre(s)

Con registro: B 0 5 1 6 9 6

Aspirante al grado de:

MAESTRO EN CIENCIAS EN INGENIERÍA ELÉCTRICA

Después de intercambiar opiniones los miembros de la Comisión manifestaron ***SU APROBACION DE LA TESIS***, en virtud de que satisface los requisitos señalados por las disposiciones reglamentarias vigentes.

LA COMISIÓN REVISORA

Director de tesis
DR. DANIEL RUÍZ VEGA

Presidente
DR. DANIEL OLGUIN SALINAS

Segundo Vocal
DR. ARTURO ROMAN MESSINA

Tercer Vocal
DR. JORGE GUILLERMO CALDERÓN GUIZAR

Secretario
DR. DAVID ROMERO ROMERO

Suplente
M. EN C. TOMAS IGNACIO ASIAIN OLIVARES

EL PRESIDENTE DEL COLEGIO

DR. JAIME ROBLES GARCÍA

SECCION DE ESTUDIOS DE POSGRADO E INVESTIGACION

INSTITUTO POLITECNICO NACIONAL

SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

CARTA DE CESIÓN DE DERECHOS

En la Ciudad de México D. F., el día 19 del mes de Junio del año 2008, el que suscribe David Villarreal Martínez, alumno del Programa de Maestría en Ciencias en Ingeniería Eléctrica con número de registro B051696, adscrito a la Sección de Estudios de Posgrado e Investigación de la ESIME-Zacatenco del IPN, manifiesta que es autor (a) intelectual del presente trabajo de Tesis bajo la dirección del Dr. Daniel Ruiz Vega y cede los derechos del trabajo intitulado Análisis Modal de Sistemas Eléctricos de Potencia, al Instituto Politécnico Nacional para su difusión, con fines académicos y de investigación.

Los usuarios de la información no deben reproducir el contenido textual, gráficas o datos del trabajo sin el permiso expreso del autor y/o director del trabajo. Este puede ser obtenido escribiendo a la siguiente dirección **pmx901@yahoo.com.mx y/o drv_liege@yahoo.com**. Si el permiso se otorga, el usuario deberá dar el agradecimiento correspondiente y citar la fuente del mismo.

David Villarreal Martínez

RESUMEN

Los Sistemas Eléctricos de Potencia son sistemas complejos, no lineales y de grandes dimensiones en el que las oscilaciones son una parte inherente a su naturaleza. Para el control de problemas de oscilaciones mal amortiguadas es necesario utilizar técnicas de análisis que proporcionen información adecuada para determinar la naturaleza de las oscilaciones que experimenta el sistema de potencia, con el objeto de conocer sus causas de aparición y diseñar posibles soluciones.

La complejidad del problema requiere utilizar técnicas de análisis que, aunque tienen enfoques diferentes, son complementarias, y permiten analizar la información disponible acerca del comportamiento dinámico del sistema a partir de los registros de disturbios experimentados por el sistema y los resultados de simulaciones en el tiempo y la frecuencia utilizando los modelos matemáticos lineales y no lineales del mismo.

En este trabajo se presentan los conceptos básicos del análisis de oscilaciones y del método convencional más aceptado actualmente: el análisis modal por el método QR. Estos conceptos fueron aplicados al desarrollar las siguientes herramientas de simulación en computadora digital:

- Programa de análisis modal de sistemas eléctricos de potencia tipo máquina-bus infinito, con modelos detallados de generadores síncronos y sus controles.

- Programa de análisis modal de sistemas eléctricos de potencia multimáquinas, con modelo clásico, en diferentes marcos de referencia del sistema.

- Programa de análisis modal de sistemas eléctricos de potencia multimáquinas, con modelos detallados del sistema.

Todos los programas listados anteriormente fueron desarrollados en FORTRAN 90 y sus resultados validados de manera adecuada con los resultados disponibles en artículos, libros y reportes de investigación, así como con los resultados de programas de simulación comerciales.

Adicionalmente, los resultados del análisis modal se compararon con los de programas de simulación en el tiempo que emplean al modelo no-lineal del sistema por medio del análisis de Prony, el método de identificación modal más aceptado en el análisis de sistemas eléctricos de potencia.

ABSTRACT

Electric power systems are complex, non-linear, large dimension systems in which oscillations are inherent. In order to design controls for poorly damped oscillation problems, it is necessary to use analysis techniques that provide information suitable to determine the nature of the oscillations experienced by the electric power system, so as to be able to determine its origin and possible solutions.

Complexity of this problem requires the use of analysis techniques that, in spite of the fact of having different approaches, are complementary and allow analyzing the available information about power system dynamic performance, from measurements registered during power system disturbances, and from simulations results in time and frequency, considering linear and non-linear power system models.

This work presents the basics of oscillation analysis and of the most widely accepted conventional method: the QR modal analysis method. These concepts were applied in the development of the following digital computer simulation tools:

- Modal analysis simulation program of one-machine infinite bus electric power systems, considering detailed models of synchronous generators and their controls.

- Modal analysis simulation program of classic model multimachine electric power systems, considering different system reference frames.

- Modal analysis simulation program of multimachine electric power systems with detailed system models.

All the above listed programs were developed in FORTRAN 90, and they were validated by comparing their results with the ones available in research papers, books and reports, as well as with those of different commercial modal analysis simulation programs.

In addition, modal analysis results were compared with the ones of time-domain simulation programs, using the power system non-linear model, by means of Prony analysis, the conventional modal identification method most widely accepted in power system analysis.

DEDICATORIA

En primer lugar a mis padres Feliciano Villarreal Santillán y Lilia Martínez Mejía, por su apoyo y amor incondicional además de sus consejos, orientaciones y comprensión no solo en el lapso que duraron mis estudios de maestría sino desde siempre y en todo momento. Sin ustedes nada de lo que conseguido hubiera sido posible.

A mi hermana Brenda por su apoyo incondicional; sin tu ayuda todo hubiese sido mucho más difícil.

A Oscar, por que siempre conté con tu respaldo en todo momento, aún en los momentos más difíciles.

A mis hermanos Irving Adair e Itzel Guadalupe por contagiarme con su alegría y darme aliento que siempre me motivó a continuar.

A mi abuela materna Cleotilde Mejía Meza (†), a mis tías Araceli Villarreal Santillán (†) y Yolamina Villarreal Santillán (†). El gris de su ausencia solo es compensado por el color de su recuerdo.

A mi tía Rocío Mejía, quién me dio todas las facilidades en los primeros y más difíciles días de mi estancia en la Cd. de México. A mis tíos Hugo Mejía Meza, Román Mejía Meza, Alicia Mejía Meza, Salvador Martínez Mejía por su solidaridad totalmente desinteresada e incondicional hacia mi persona.

En memoria de:

Prof. Marcos García Tapia, Andrés Santiago Cruz, Pedro Martínez Martínez, Pablo Octavio Martínez Martínez, José Jiménez Colmenares, Gonzalo Cisneros Gautier, Lorenzo San Pablo Cervantes, Daniel Nieto Ovando, Prof. Jaime Rene Calvo Aragón, Alejandro García Hernández, Prof. Pánfilo Hernández, Bradley Roland Will, Emilio Alonso Fabián, Esteban Zurita López, Esteban Ruiz, Jorge Alberto López Bernal, Fidel Sánchez García y Roberto Hernández López.

Compañeros caídos durante el movimiento magisterial y popular que empezó la madrugada del 14 de Junio del 2006 en el Zócalo de Oaxaca, Oax. ¡Su muerte no será en vano!

Nuestra lucha es por la libertad para el pensamiento y caminar, y el mal gobierno llena las cárceles y tumbas...

AGRADECIMIENTOS

A mi asesor Dr. Daniel Ruiz Vega por la dirección de esta tesis, por todo el apoyo que me brindo al facilitarme una gran cantidad de material bibliográfico y de cómputo pero sobre todo le agradezco sus atinadas sugerencias y recomendaciones.

Al M. en C. Gilberto Enríquez Harper, por su valiosa ayuda al proporcionarme información que me permitió validar una gran cantidad de resultados presentes en el trabajo a través de simulaciones con el programa DSAT.

Agradezco a la Ing. Olga Mora Hoppe, Dr. Hugo Ambríz Pérez, Ing. Néstor Moreno García y al Ing. Pedro Moreno Dimas de la Comisión Federal de Electricidad por su valiosa y desinteresada ayuda en el desarrollo de las simulaciones con el programa de simulación DSAT.

A mis amigos de la maestría José Javier Tenorio Huertas, Javier Torres Sánchez, Antonio Obregón, Samuel Domínguez, Carlos Uriel Castro, Eric Dehesa, Héctor Solís, Jahel Ángeles, Mario Domínguez, entre otros. Gracias por su amistad.

Agradezco al I. P. N. por proporcionarme la beca institucional y la beca del Programa Institucional de Formación de Investigadores para estudios de maestría.

CONTENIDO

Página

RESUMEN ..... **VII**

ABSTRACT ..... **IX**

DEDICATORIA ..... **XI**

AGRADECIMIENTOS ..... **XV**

CONTENIDO ..... **XVII**

LISTA DE FIGURAS ..... **XXI**

LISTA DE TABLAS ..... **XXV**

NOMENCLATURA ..... **XXXI**

ABREVIATURAS ..... **XXXV**

CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN **1**

1.1 INTRODUCCIÓN 1
1.2 OBJETIVO 2
1.3 JUSTIFICACIÓN 2
1.4 ALCANCES Y LIMITACIONES 4
1.5 ANTECEDENTES 4
1.5.1 Trabajos más relevantes desarrollados a nivel internacional *5*
1.5.2 Trabajos desarrollados en la SEPI-ESIME *11*
1.6 APORTACIONES 13
1.7 PUBLICACIONES DERIVADAS DE LA TESIS 14
1.8 ESTRUCTURA DE LA TESIS 15

CAPÍTULO 2: OSCILACIONES DE BAJA FRECUENCIA EN SISTEMAS ELÉCTRICOS DE POTENCIA **17**

2.1 INTRODUCCIÓN 17
2.2 CLASIFICACIÓN DE LAS OSCILACIONES EN SISTEMAS DE POTENCIA 19
2.2.1 Clasificación de las oscilaciones de acuerdo a su interacción *19*
2.2.2 Clasificación de las oscilaciones de los SEP's de acuerdo a su origen *23*
2.3 LAS OSCILACIONES DE BAJA FRECUENCIA Y SU RELACIÓN CON LA ESTABILIDAD DE SISTEMAS DE POTENCIA 23
2.3.1 Introducción: estabilidad de sistemas de potencia *23*
2.3.2 Clasificación de la estabilidad en sistemas eléctricos de potencia *25*
2.3.3 Problemas de estabilidad de sistemas de potencia relacionados con oscilaciones *29*
2.3.4 Criterios de seguridad relacionados con las oscilaciones de baja frecuencia *36*
2.4 MÉTODOS DE ANÁLISIS DE LAS OSCILACIONES DE BAJA FRECUENCIA 39
2.4.1 Métodos de análisis modal *39*
2.4.2 Métodos de identificación modal *47*

CAPÍTULO 3: SISTEMA DE POTENCIA TIPO MÁQUINA-BUS INFINITO **55**

3.1 INTRODUCCIÓN 55
3.1.1 Sistema de potencia tipo máquina-bus infinito *55*

Página

3.1.2 Modelos de la máquina síncrona *56*
3.1.3 Métodos para obtener el modelo de estado lineal del sistema tipo máquina-bus infinito *59*
3.2 OBTENCIÓN DE LOS MODELOS DE ESTADO LINEALES DE UNA MÁQUINA SÍNCRONA DE POLOS SALIENTES A PARTIR DE LAS ECUACIONES DE PARK 60
3.2.1 Modelo Simple (Tercer Orden) *60*
3.2.2 Modelo Aproximado (Quinto Orden) *64*
3.2.3 Modelo Exacto (Séptimo Orden) *66*
3.3 OBTENCIÓN DE LOS MODELOS DE ESTADO LINEALES DE LA MÁQUINA SÍNCRONA DE POLOS SALIENTES A PARTIR DE SUS CIRCUITOS EQUIVALENTES 68
3.3.1 Modelo Simple (Tercer Orden) *68*
3.3.2 Modelo Aproximado (Quinto Orden) *72*
3.3.3 Modelo Exacto (Séptimo Orden) *75*
3.4 OBTENCIÓN DE LOS MODELOS DE ESTADO LINEALES DE LA MÁQUINA SÍNCRONA DE POLOS LISOS A PARTIR DE LAS ECUACIONES DE PARK 78
3.4.1 Modelo Simple (Cuarto Orden) *78*
3.4.2 Modelo Aproximado (Sexto Orden) *80*
3.4.3 Modelo Exacto (Octavo Orden) *82*
3.5 OBTENCIÓN DE LOS MODELOS DE ESTADO LINEALES DE LA MÁQUINA SÍNCRONA DE POLOS LISOS A PARTIR DE SUS CIRCUITOS EQUIVALENTES 84
3.5.1 Modelo Simple (Cuarto Orden) *84*
3.5.2 Modelo Aproximado (Sexto Orden) *87*
3.5.3 Modelo Exacto (Octavo Orden) *90*
3.6 PROGRAMA DE COMPUTADORA DIGITAL PARA EL ANÁLISIS MODAL DE SISTEMAS TIPO MÁQUINA BUS INFINITO CON CONTROLES 93
3.7 ESTUDIO DE ANÁLISIS MODAL Y VALIDACIÓN DE RESULTADOS DEL PROGRAMA 96
3.7.1 Sistema Máquina Bus Infinito. A. Pérez *96*
3.7.2 Sistema Máquina Bus Infinito. P. Kundur *102*
3.8 DISCUSIÓN DE RESULTADOS 109

CAPÍTULO 4: SISTEMA ELÉCTRICO DE POTENCIA MULTIMÁQUINAS CON MODELO CLÁSICO 111

4.1 INTRODUCCIÓN 111
4.2 FORMULACIÓN DEL MODELO CLÁSICO DE ESTADO DE UN SISTEMA MULTIMÁQUINAS 112
4.2.1 Consideraciones para la formulación del modelo clásico de un sistema multimáquinas *112*
4.2.2 Representación de la red *113*
4.2.3 Formulación del modelo de estado *114*
4.3 SELECCIÓN DEL MARCO DE REFERENCIA DEL SISTEMA 116
4.3.1 Aplicación del marco de referencia síncrono al modelo de estado del sistema *117*
4.3.2 Aplicación del marco de referencia del centro de inercia del sistema al modelo de estado del sistema. *118*
4.3.3 Aplicación del marco de referencia de la máquina que cuente con la constante de inercia mayor al modelo de estado del sistema. *120*
4.3.4 Discusión preliminar acerca de los marcos de referencia del sistema *121*
4.4 PROGRAMA DE COMPUTADORA DIGITAL PARA EL ANÁLISIS MODAL DE SISTEMAS DE POTENCIA MULTIMÁQUINAS CON MODELO CLÁSICO 121
4.5 ESTUDIO DE ANÁLISIS MODAL 124
4.5.1 Introducción *124*
4.5.2 Sistema de Expósito *124*
4.5.3 Sistema IEEE de 3 generadores y 9 nodos *125*
4.5.4 Sistema de dos áreas *126*
4.5.5 Sistema de Nueva Inglaterra *128*
4.5.6 Discusión de resultados *128*
4.6 ESTUDIO DE IDENTIFICACIÓN MODAL 131

Página

4.6.1 Introducción ... *131*
4.6.2 Sistema de Expósito ... *132*
4.6.3 Sistema IEEE de 3 Máquinas y 9 Nodos ... *133*
4.6.4 Sistema de dos Áreas ... *138*
4.6.5 Sistema de Nueva Inglaterra ... *142*
4.6.6 Discusión de resultados ... *152*
4.7 VALIDACIÓN DE LOS RESULTADOS DEL PROGRAMA ... 153
4.7.1 Introducción ... *153*
4.7.2 Sistema de Expósito ... *153*
4.7.3 Sistema Anderson ... *154*
4.7.4 Sistema de dos áreas ... *155*
4.7.5 Sistema Nueva Inglaterra ... *156*
4.7.6 Discusión de resultados ... *156*

CAPÍTULO 5: SISTEMA ELÉCTRICO DE POTENCIA MULTIMÁQUINAS CON MODELOS DETALLADOS ... 161

5.1 INTRODUCCIÓN ... 161
5.2 FORMACIÓN DEL MODELO DE ESTADO DEL SISTEMA ... 163
5.3 MODELOS DEL GENERADOR SÍNCRONO ... 165
5.3.1 Modelos de estado de la máquina síncrona ... *166*
5.3.2 Ecuaciones de interfase de cada modelo de la máquina síncrona ... *167*
5.4 REPRESENTACIÓN DE LA RED ... 169
5.5 MODELOS DE LOS SISTEMAS DE CONTROL ... 171
5.6 MODELOS DE LAS CARGAS ... 172
5.6.1 Introducción a los modelos de cargas ... *172*
5.6.2 Modelos de cargas ... *172*
5.6.3 Tipos de representación del modelo de cargas ... *173*
5.6.4 Implementación computacional del modelo exponencial de cargas ... *174*
5.6.5 Consideraciones en el uso de modelos de carga en estudios de estabilidad ante pequeños disturbios ... *175*
5.7 EJEMPLO DE LA FORMULACIÓN DEL MODELO DE ESTADO COMPLETO DEL SEP ... 176
5.8 DESCRIPCIÓN DEL PROGRAMA DESARROLLADO PARA UN SISTEMA MULTIMÁQUINAS CON MODELOS DETALLADOS ... 180
5.9 RESULTADOS DEL ESTUDIO DE ANÁLISIS MODAL ... 183
5.9.1 Sistema Anderson de 3 máquinas y 9 nodos ... *183*
5.9.2 Sistema de dos Áreas ... *193*
5.9.3 Sistema de Nueva Inglaterra de 10 Máquinas y 39 Nodos ... *204*
5.10 VALIDACIÓN ... 210
5.11 DISCUSIÓN DE RESULTADOS ... 215

CAPÍTULO 6: CONCLUSIONES ... 217

6.1 CONCLUSIONES ... 217
6.2 APORTACIONES ... 222
6.3 RECOMENDACIONES PARA TRABAJOS FUTUROS ... 223

REFERENCIAS ... 225

APÉNDICE A: DATOS DE LOS SISTEMAS DE PRUEBA ... 233

A.1 SISTEMA MÁQUINA BUS INFINITO 1 ... 233
A.2 SISTEMA MÁQUINA BUS INFINITO 2 ... 234
A.3 SISTEMA EXPÓSITO ... 236
A.4 SISTEMA IEEE DE 3 MÁQUINAS Y 9 NODOS ... 237
A.5 SISTEMA DE DOS ÁREAS ... 239

Página

A.6 SISTEMA NUEVA INGLATERRA (39 NODOS) 242

APÉNDICE B: MODELOS DE LA MÁQUINA SÍNCRONA 245

B.1 INTRODUCCIÓN 245
B.2 TRANSFORMACIÓN DE PARK 245
B.2.1 Consideraciones para el modelo 245
B.2.2 Convención usada 246
B.2.3 Convención generador o fuente 248
B.2.4 Convención motor o carga 249
B.3 MODELOS DE LA MÁQUINA SÍNCRONA PARA UN SISTEMA DE POTENCIA TIPO MÁQUINA- BUS INFINITO 250
B.4 MODELOS DE LA MÁQUINA SÍNCRONA PARA UN SISTEMA DE POTENCIA MULTIMÁQUINAS 251
B.4.1 Ecuaciones algebraicas de interfase para cada modelo de la máquina síncrona 253
B.5 REPRESENTACIÓN DE LA SATURACIÓN EN EL MODELO DE LA MÁQUINA SÍNCRONA 254
B.5.1 Representación de la saturación total de la M. S. con el método propuesto en [Kundur, 1994] 255
B.5.2 Representación de la saturación incremental de la M. S. con el método propuesto en [Kundur, 1994] 257

APÉNDICE C: SISTEMAS DE EXCITACIÓN DE LA MÁQUINA SÍNCRONA 259

C.1 INTRODUCCIÓN 259
C.1.1 Elementos de un sistema de excitación 260
C.2 CLASIFICACIÓN DE LOS SISTEMAS DE EXCITACIÓN 262
C.2.1 Sistemas de excitación tipo DC 263
C.2.2 Sistema de excitación tipo AC 266
C.2.3 Sistema de excitación tipo ST 267
C.3 MODELOS DE ESTADO DE LOS SISTEMAS DE EXCITACIÓN 269
C.3.1 Sistema de excitación tipo DC1A 269
C.3.2 Sistema de excitación tipo AC4A 270
C.3.3 Sistema de excitación tipo ST1A 271
C.4 COMPORTAMIENTO DINÁMICO DE LOS SISTEMAS DE EXCITACIÓN 272
C.4.1 Índices del rendimiento a pequeñas señales de un sistema de excitación 273
C.5 CONTROL DE EXCITACIÓN SUPLEMENTARIO MEDIANTE UN ESP 283
C.5.1 Elementos de un Estabilizador de Sistemas de Potencia 284
C.5.2 Entradas utilizadas en un ESP. 286
C.5.3 Modelos de estado de los sistemas de excitación 290

LISTA DE FIGURAS

Página

Fig. 1.1 Conexión del Área de Control Noroeste (ACNO) con el sistema interconectado mexicano en enero del 2003 (Adaptado de [Ruiz-Vega and Enríquez-Harper, 2005]).... 3
Fig. 1.2 Oscilaciones espontáneas inestables surgidas al interconectar el Área de Control Noroeste con el sistema interconectado mexicano en enero del 2003. (Adaptado de [Ruiz-Vega and Enríquez-Harper, 2005, González et al., 2007]). 3
Fig. 2.1 Clasificación de las oscilaciones de baja frecuencia en sistemas eléctricos de potencia de acuerdo a su interacción (Adaptada de [Pai et al., 2005]).... 22
Fig. 2.2 Curvas de demanda horaria del área de control central del Sistema Eléctrico Mexicano para dos días diferentes de 1995 (adaptado de [Ruiz-Vega, 2002]).... 24
Fig. 2.3 Clasificación de los problemas de inestabilidad en los Sistemas Eléctricos de Potencia (Adaptado de [Ruiz-Vega, 2002, IEEE, 2004]). 26
Fig. 2.4 Ubicación de los problemas de estabilidad en las bandas de frecuencia de los diferentes fenómenos dinámicos de los sistemas eléctricos de potencia (Adaptado de [Anderson et al., 1990]).... 28
Fig. 2.5 Diagrama unifilar del modelo clásico del generador síncrono.... 29
Fig. 2.6 Inestabilidades angulares de primera oscilación. a) Sistema A del EPRI, modelo detallado con 627 máquinas síncronas. b) Sistema C del EPRI, modelo detallado con 88 máquinas síncronas. (Adaptado de [Pavella et al., 2000, Ruiz-Vega et al., 2002]). 33
Fig. 2.7 Inestabilidades angulares de modo planta, después de oscilaciones múltiples. a) Sistema de potencia de Hydro-Québec, modelo detallado con 94 máquinas síncronas. b) Sistema de potencia Sud-Sudeste de Brasil, modelo detallado con 57 máquinas síncronas. (Adaptado de [Pavella et al., 2000, Ruiz-Vega et al., 2002]). 34
Fig. 2.8 Mediciones fasoriales sincronizadas de fenómenos de oscilaciones interárea en el Sistema Eléctrico Mexicano. a) Interconexión accidental fuera de fase del Área de Control NOroeste (ACNO) con el Sistema Interconectado Nacional (SIN) de México en 2003 (Adaptado de [Ruiz-Vega et al., 2005, Messina et al., 2006]). b) Interconexión correcta del ACNO con el SIN de México (Adaptado de [Ruiz-Vega and Enríquez-Harper 2005, González et al., 2007]).... 34
Fig. 2.9 Diagrama a bloques del modelo clásico de un sistema tipo máquina-bus infinito (Adaptado de [Kundur, 1994]).... 36
Fig. 2.10 Representación gráfica del criterio de seguridad para oscilaciones de baja frecuencia en sistemas eléctricos de potencia.... 38
Fig. 3.1 Circuitos equivalentes de la máquina síncrona de polos salientes en el estado transitorio, sin tomar en cuenta el efecto de los devanados de amortiguamiento.... 68
Fig. 3.2 Circuitos equivalentes de la máquina síncrona de polos salientes en el estado subtransitorio tomando en cuenta el efecto de los devanados de amortiguamiento.... 73
Fig. 3.3 Circuitos equivalentes de la máquina síncrona de polos salientes 76
Fig. 3.4 Circuitos equivalentes de la máquina síncrona en el estado subtransitorio tomando en cuenta el efecto de los devanados de amortiguamiento.... 85
Fig. 3.5 Circuitos equivalentes de la máquina síncrona de polos lisos en el estado subtransitorio tomando en cuenta el efecto de los devanados de amortiguamiento.... 87
Fig. 3.6 Circuitos equivalentes de la máquina síncrona de polos salientes 91
Fig. 3.7 Diagrama de flujo correspondiente al programa desarrollado para construir el modelo de estado de un SMBI.... 95
Fig. 3.8 Lugar de las raíces de los eigenvalores de un sistema máquina bus infinito con un sistema de excitación tipo AC4A para diferentes valores de ganancias K_A.... 107

Página

Fig. 3.9 Relación entre el amortiguamiento y la frecuencia de los Modos Electromecánicos con respecto a la Ganancia K_A del RAV para el caso de no utilizar ESP y para el caso de utilizar un ESP. 108
Fig.4.1 Representación del modelo clásico de un sistema eléctrico de potencia multimáquinas.....113
Fig. 4.2 Analogía entre un sistema eléctrico y un sistema masa-resorte.....118
Fig. 4.3 Relación entre las coordenadas angulares δ_i (giratorio síncrono), α_i (máquina i de referencia) y δ_0 (centro de inercia).....121
Fig. 4.4 Diagrama de flujo correspondiente al programa desarrollado para construir el modelo de estado multimáquinas con modelo clásico. 123
Fig. 4.5 Comparación de la curva de velocidad del generador 1 del sistema Anderson con respecto a la estimada utilizando el método multiseñal de Prony, para diferentes periodos de tiempo. D = 0.....134
Fig. 4.6 Comparación de la curva de velocidad del generador 1 del sistema Anderson con respecto a la estimada utilizando el método multiseñal de Prony, para diferentes periodos de tiempo. D = 2H. 135
Fig. 4.7 Comparación de la curva de velocidad del generador 1 del sistema Anderson con respecto a la estimada utilizando el método multiseñal de Prony, para diferentes tipos de corrección de tendencia. D = 0.....136
Fig. 4.7 (Continuación) Comparación de la curva de velocidad del generador 1 del sistema Anderson con respecto a la estimada utilizando el método multiseñal de Prony, para diferentes tipos de corrección de tendencia. D = 0.....137
Fig. 4.8 Comparación de la curva de velocidad del generador 1 del sistema Anderson con respecto a la estimada utilizando el método multiseñal de Prony, para diferentes tipos de corrección de tendencia. D = 2H.....138
Fig.5.1 Interacción de la i-ésima máquina síncrona conectada a un SEP.....163
Fig.5.2 Representación de un sistema multimáquinas.....169
Fig.5.3 Relación entre los marcos de referencia de la red y de la máquina síncrona. 171
Fig. 5.4 Diagrama de flujo correspondiente al programa desarrollado para construir el modelo de estado multimáquinas con modelos detallados 182
Fig. 5.5 Forma del modo electromecánico 1 presente en el sistema Anderson con P_{L5}= 1.5 pu. 188
Fig. 5.6 Forma del modo electromecánico 2 presente en el sistema Anderson con P_{L5}= 1.5 pu. 188
Fig. 5.7 Modos Complejos presentes en el sistema Anderson con P_{L5}= 1.5 pu. 189
Fig. 5.8 Forma del modo electromecánico 1 presente en el sistema Anderson con P_{L5}= 4.5 pu. 190
Fig. 5.9 Forma del modo electromecánico 2 presente en el sistema Anderson con P_{L5}= 4.5 pu. 191
Fig. 5.10 Modos Complejos presentes en el sistema Anderson con P_{L5}= 4.5 pu. 192
Fig. 5.11 Comportamiento de los modos críticos en el sistema ante variaciones de carga. 192
Fig.5.12 Factores de Participación del Modo Interárea (No. 25 y 26) presente en el sistema.....195
Fig. 5.13 Eigenvalores Electromecánicos del Sistema al utilizar diferentes tipos de control. 197
Fig. 5.14 Mode Shape del Modo Interárea utilizando diferentes tipos de Control 198
Fig. 5.15 Forma del modo interárea utilizando varios tipos de SE para diferentes valores de impedancia de la línea de enlace. 201
Fig. 5.16 Forma del modo interárea del sistema de dos áreas al variar el nivel de flujo de Potencia en las líneas de enlace. M. S. representadas con el modelo de 6º orden y SE tipo AC4. 204
Fig.5.17 Factores de Participación correspondientes al modo interárea. 206
Fig.5.18 Forma del modo real. Se obtiene a partir de la magnitud de las componentes de velocidad del eigenvector derecho correspondientes al modo. El signo es proporcional al ángulo.....206
Fig.5.19 Forma del modo polar. 207
Fig.5.20 Forma del modo compleja distribuida "Scatter".....207

Página

Fig.5.21 Eigenvalores Complejos del Sistema 207
Fig.5.22 Factores de participación correspondientes al modo interárea. La descripción de los estados se hace en la Tabla 5.18. 209
Fig.5.23 Forma del modo real. Se obtiene a partir de la Magnitud de las componentes de velocidad del eigenvector derecho correspondientes al modo. 209
Fig.5.24 Forma del modo polar. 209
Fig.5.25 Forma del modo compleja distribuida "Scatter". 210
Fig.5.26 Eigenvalores Complejos del Sistema 210
Fig. A.1 Diagrama unifilar del sistema máquina bus infinito 1 [Kundur, 1994]. 233
Fig. A.2 Sistema de excitación DC1. Con dos bloques de RGT y sin lazo de estabilización en retroalimentación. 234
Fig. A.3 Sistema de excitación AC4A con ESP 234
Fig. A.4 Diagrama unifilar del sistema máquina bus infinito 2 [Pérez, 1986]. 235
Fig. A.5 Sistema de excitación DC1. Con dos bloques de RGT y sin lazo de estabilización en retroalimentación. 235
Fig. A.6 Diagrama unifilar del sistema Expósito [Expósito, 2002]. 236
Fig. A.7 Diagrama unifilar del sistema IEEE de 3 máquinas y 9 nodos [Sauer and Pai, 1998]. 237
Fig. A.8 Sistema de excitación DC1. 238
Fig. A.9 Diagrama unifilar del sistema de 2 Áreas [Kundur, 1994]. 239
Fig. A10. Sistema de excitación AC4A con ESP 241
Fig. A.11 Diagrama unifilar del sistema Nueva Inglaterra, 10 máquinas y 39 nodos [M. A. Pai, 1981] 242
Fig. B.1 Representación de la Máquina en un modelo de dos ejes d y q [Pérez, 1986]. 246
Fig. B.2 Convención generador o fuente (Adaptado de [IEEE, 1969]) 248
Fig. B.3 Convención motor o carga (Adaptado de [IEEE, 1969]). 249
Fig. B.4 Relación entre los marcos de referencia de la red y de la máquina síncrona. 252
Fig. B.5 Característica de saturación en circuito abierto (Adaptado de [Kundur, 1994]). 255
Fig. C.1. Diagrama de bloques de un sistema de control de excitación [IEEE, 2007] 260
Fig. C.2 Transductor del voltaje terminal y elementos del compensador de carga [IEEE, 2005] 261
Fig. C.3 Diagrama de bloques general para un sistema de excitación de un generador [Messina, 1994]. 262
Fig. C.4 Sistema de excitación DC1A [IEEE, 2005]. 264
Fig. C.5 Circuitos de un excitatriz de CD [Kundur, 1994] 265
Fig. C.6 Sistema de excitación AC4A [IEEE, 2005]. 267
Fig. C.7 Sistema de excitación ST1A [IEEE, 2005]. 268
Fig. C.8 Sistema de control de excitación en la forma clásica de control con retroalimentación [Kundur, 1994]. 273
Fig. C.9 Respuesta típica en el tiempo para una entrada de escalón unitario [Kundur, 1994]. 274
Fig. C.10 Respuesta a la frecuencia típica de lazo abierto de un sistema de control de excitación con el generador en vacío [Kundur, 1994]. 275
Fig. C.11 Respuesta a la frecuencia típica de lazo cerrado de un sistema de control de excitación con el generador en vacío [Kundur, 1994]. 275
Fig. C.12 Diagrama de bloques de un Sistema de Control de Excitación AC4 con un ESP tipo PSS1A. 285
Fig. C.13 Diagrama de bloques de un ESP tipo PSS1A con un Filtro Torsional 286
Fig. C.14 Diagrama de bloques de un ESP tipo ΔP_{ω} 289
Fig. C.15 Diagrama de bloques de un ESP tipo IEEE-PSS1A 290
Fig. C.16. Diagrama de bloques de un ESP tipo IEE2ST. 291

LISTA DE TABLAS

Página

Tabla 3.1 Ecuaciones que forman cada uno de los modelos de la M. S. 58
Tabla 3.2 Ecuaciones de los enlaces de flujo y consideraciones tomadas en cuenta para formar cada uno de los modelos de la M. S. 58
Tabla 3.3 Comparación de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Voltaje de campo constante. M. S. de polos salientes. 96
Tabla 3.4 Comparación de la frecuencia y el amortiguamiento de los eigenvalores obtenidos a partir de diferentes modelos de estado. Voltaje de campo constante. M. S. de polos salientes. 97
Tabla 3.5 Participación de las variables de estado en la formación de los eigenvalores obtenidos a partir de diferentes modelos de estado. Voltaje de campo constante. M. S. de polos salientes. 97
Tabla 3.6 Comparación de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Sistema de excitación tipo DC1. M. S. de polos salientes. 98
Tabla 3.7 Comparación de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Sistema de excitación tipo DC1. M. S. de polos salientes. 99
Tabla 3.8 Estados dominantes de cada uno de los modelos de la máquina síncrona. 99
Tabla 3.9 Comparación de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Sistema de excitación disponible en [Pérez, 1986]. M. S. de polos salientes. 100
Tabla 3.10 Comparación de la frecuencia y el amortiguamiento de los eigenvalores obtenidos a partir de diferentes modelos de estado. SE disponible en [Pérez, 1986]. M. S. de polos salientes. 101
Tabla 3.11 Participación de las variables de estado en la formación de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Sistema de control de excitación disponible en [Pérez, 1986]. M. S. de polos salientes. 101
Tabla 3.12. Comparación de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Voltaje de campo constante. M. S. de polos lisos. 102
Tabla 3.13. Comparación de la frecuencia y el amortiguamiento de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Voltaje de campo constante. M. S. de polos lisos. 103
Tabla 3.14. Participación de las variables de estado en la formación de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Voltaje de campo constante. M. S. de polos lisos. 103
Tabla 3.15 Comparación de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de orden diferente. Sistema de excitación Tipo DC1 M. S. de polos lisos. 104
Tabla 3.16 Amortiguamiento de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Sistema de excitación Tipo DC1 M. S. de polos lisos. 105
Tabla 3.17 Participación de las variables de estado en los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Sistema de excitación Tipo DC1. M. S. de polos lisos. 105
Tabla 3.18. Comparación de los eigenvalores obtenidos a partir de variar la ganancia K_A de un sistema de excitación AC4, utilizando un modelo de 6o orden para una M. S. de polos lisos 106
Tabla 3.19. Comparación de los eigenvalores obtenidos a partir de variar la ganancia KS de un ESP aplicado a un sistema de excitación AC4 con una ganancia K_A=200, utilizando un modelo de 6o Orden para una M. S. de polos Lisos 108
Tabla 4.1 Eigenanálisis del modelo de estado clásico del sistema de Expósito empleando diferentes marcos de referencia, D = 0.0. 125

Página

Tabla 4.2 Eigenanálisis del modelo de estado clásico del sistema de Expósito empleando diferentes marcos de referencia, D = 2H. 125
Tabla 4.3 Eigenanálisis del modelo de estado clásico del sistema Anderson empleando diferentes marcos de referencia, D = 0.0. 126
Tabla 4.4 Eigenanálisis del modelo de estado clásico del sistema Anderson empleando diferentes marcos de referencia, D = 2H. 126
Tabla 4.5 Eigenanálisis del modelo de estado clásico del sistema de dos áreas empleando diferentes marcos de referencia, D = 0.0. 127
Tabla 4.6 Eigenanálisis del modelo de estado clásico del sistema de dos áreas empleando diferentes marcos de referencia, D = 2H. 127
Tabla 4.7 Eigenanálisis del modelo de estado clásico del sistema Nueva Inglaterra en diferentes marcos de referencia, D = 0.0. 129
Tabla 4.8 Eigenanálisis del modelo de estado clásico del sistema Nueva Inglaterra en diferentes marcos de referencia, D = 2H. 130
Tabla 4.9 Resultados del análisis de Prony del sistema Expósito, D = 0.0. 132
Tabla 4.10 Resultados del análisis de Prony del sistema Expósito, D ≠ 0.0. 133
Tabla 4.11 Comparación de los resultados del análisis de Prony multiseñal de las curvas de velocidad para diferentes períodos de estudio del sistema Anderson. D=0.0. 133
Tabla 4.12 Comparación de los resultados del análisis de Prony multiseñal de las curvas de velocidad para diferentes períodos de estudio del sistema Anderson. D = 2H. 134
Tabla 4.13 Efecto de las técnicas de corrección de la tendencia en los resultados del Análisis de Prony Multiseñal aplicado a la velocidad de todos los generadores del sistema Anderson. D=0.0 136
Tabla 4.14 Efecto de las técnicas de corrección de la tendencia en los resultados del análisis de Prony aplicado a la señal equivalente de velocidad de todos los generadores para el sistema Anderson. D = 2H. 137
Tabla 4.15 Resultados del análisis de Prony de las curvas de diferentes señales. Sistema de dos áreas. D = 0.0. 139
Tabla 4.16 Resultados del análisis de Prony de las curvas de diferentes señales. Sistema de dos áreas. D = 2H. 139
Tabla 4.17 Corto circuitos utilizados en las simulaciones en el dominio del tiempo. Sistema de dos áreas. 140
Tabla 4.18 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA 3F 001. 140
Tabla 4.19 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA 3F 002 140
Tabla 4.20 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes fallas y señales. D = 2H. 141
Tabla 4.21 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA 3F 008 141
Tabla 4.22 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA 3F 009. 141
Tabla 4.23 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA 3F 010. 141
Tabla 4.24 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 1. D = 0.0. 142
Tabla 4.25 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 1. D = 2H. 143
Tabla 4.26 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 2. D = 0.0. 143
Tabla 4.27 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 2. D = 2H. 143
Tabla 4.28 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 3. D = 0.0. 143

Página

Tabla 4.29 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 3. D = 2H. 143
Tabla 4.30 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 4. D = 0.0. 144
Tabla 4.31 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 4. D = 2H. 144
Tabla 4.32 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 5. D = 0.0. 144
Tabla 4.33 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 5. D = 2H. 144
Tabla 4.34 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 6. D = 0.0. 145
Tabla 4.35 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 6. D = 2H. 145
Tabla 4.36 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 7. D = 0.0. 145
Tabla 4.37 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 7. D = 2H. 145
Tabla 4.38 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 8. D = 0.0. 146
Tabla 4.39 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 8. D = 2H. 146
Tabla 4.40 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 9. D = 0.0. 146
Tabla 4.41 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 9. D = 2H. 146
Tabla 4.42 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 10. D = 0.0. 147
Tabla 4.43 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 10. D = 2H. 147
Tabla 4.44 Corto circuitos utilizados en las simulaciones en el dominio en el tiempo 147
Tabla 4.45 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1001, D = 0.0. 147
Tabla 4.46 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1001, D = 2H. 148
Tabla 4.47 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1016, D = 0.0. 148
Tabla 4.48 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1016, D = 2H. 148
Tabla 4.49 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1018, D = 0.0. 148
Tabla 4.50 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1018, D = 2H. 149
Tabla 4.51 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1026, D = 0.0. 149
Tabla 4.52 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1026, D = 2H. 149
Tabla 4.53 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1031, D = 0.0. 149

Página

Tabla 4.54 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1031, D = 2H.....150
Tabla 4.55 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1054, D = 0.0.....150
Tabla 4.56 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1054, D = 2H.....150
Tabla 4.57 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1062, D = 0.0.....150
Tabla 4.58 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1062, D = 2H.....151
Tabla 4.59 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1068, D = 0.0.....151
Tabla 4.60 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1068, D = 2H.....151
Tabla 4.61 Comparación de los eigenvalores calculados para el sistema Expósito con D = 0.0.....153
Tabla 4.62 Comparación de los eigenvalores calculados para el sistema Expósito con D ≠ 0.0. 154
Tabla 4.63 Comparación de los eigenvalores calculados para el sistema Anderson con D = 0.0.....154
Tabla 4.64 Comparación de los eigenvalores calculados para el sistema anderson con D = 2H. 155
Tabla 4.65 Comparación de los eigenvalores calculados para el sistema de dos áreas con D = 0.0. 155
Tabla 4.66 Comparación de los eigenvalores calculados para el sistema de dos áreas con D = 2H. 156
Tabla 4.67 Comparación de los eigenvalores calculados para el sistema Nueva Inglaterra con D = 0.0. 157
Tabla 4.68 Comparación de los eigenvalores calculados para el sistema Nueva Inglaterra, D = 2H.....158
Tabla 5.1 Ecuaciones que forman cada uno de los modelos de la máquina síncrona.....166
Tabla 5.2 Comparación de los eigenvalores obtenidos para el sistema Anderson. Máquinas de polos salientes representadas por un modelo simple (tercer orden).....183
Tabla 5.3 Comparación de los eigenvalores obtenidos para el sistema Anderson. Máquinas de polos lisos representadas por un modelo simple (cuarto orden).....184
Tabla 5.4 Comparación de los eigenvalores obtenidos para el sistema Anderson. Máquinas de polos lisos representadas por un modelo simple (cuarto orden).....185
Tabla 5.5 Comparación de los eigenvalores para el sistema Anderson con P_{L5}=1.5 pu. Máquinas de polos lisos representadas por un modelo de cuarto orden para diferentes tipos de carga.....187
Tabla 5.6 Comparación de la frecuencia y el amortiguamiento de los eigenvalores para el sistema Anderson con P_{L5}=1.5 pu. Máquinas con modelo de cuarto orden para diferentes tipos de carga. 188
Tabla 5.7 Comparación de los eigenvalores para el sistema Anderson con P_{L5}= 4.5 pu. Máquinas de polos lisos representadas por un modelo simple, para diferentes tipos de carga.....190
Tabla 5.8 Comparación de la frecuencia y el amortiguamiento de los eigenvalores para el sistema Anderson con P_{L5}=4.5 pu. Máquinas con modelo de cuarto orden para diferentes tipos de carga. 191
Tabla 5.9 Comparación de los eigenvalores obtenidos para el sistema de dos áreas. Máquinas de polos lisos con un modelo de 6º orden y un SE tipo AC4A.....194
Tabla 5.10 Estados dominantes presentes en la Fig. 5.12.....195
Tabla 5.11 Comparación de los eigenvalores obtenidos para los modos electromecánicos del sistema de dos áreas. Máquinas de polos lisos con modelo de 6º orden y diferentes tipos de SE. 196

Página

Tabla 5.12 Comparación de la frecuencia y el amortiguamiento de los modos electromecánicos del sistema de dos áreas. Máquinas de polos lisos con modelo de 6º orden y diferentes SE. 196
Tabla 5.13 Comparación de los eigenvalores obtenidos para los modos electromecánicos del sistema de dos áreas. Efecto de la variación de la impedancia en las líneas de enlace del sistema. Máquinas de polos lisos con modelo de 6º orden y diferentes tipos de SE. 199
Tabla 5.14 Comparación de la frecuencia y el amortiguamiento de los modos electromecánicos del sistema de dos áreas. Efecto de la variación de la impedancia en las líneas de enlace del sistema. Máquinas de polos lisos con modelo de 6º orden y diferentes SE. 200
Tabla 5.15 Comparación de los eigenvalores de los modos electromecánicos ante diferentes flujos de potencia de la línea de enlace del sistema de dos áreas. Máquinas de polos lisos con modelo de 6º orden y diferentes SE. 202
Tabla 5.16 Comparación de la frecuencia y el amortiguamiento de los modos electromecánicos ante diferentes flujos de potencia de la línea de enlace del sistema de dos áreas. Máquinas de polos lisos con modelo de 6º orden y diferentes SE. 203
Tabla 5.17 Eigenvalores obtenidos para el Sistema Nueva Inglaterra. M. S. representadas con modelos simples, sin controles, con cargas de potencia constante. 205
Tabla 5.18 Estados Dominantes presentes en la Fig. 5.17 206
A continuación se toma en cuenta la dinámica de un SE Tipo DC1A para las M. S. 2-9 utilizando las mismas condiciones descritas para la sección anterior. 208
Tabla 5.19 Eigenvalores obtenidos para el Sistema Nueva Inglaterra. M. S. representadas con modelos simples, con SE tipo DC1A, con cargas de potencia constante. 208
Tabla 5.20 Comparación del modelado de los componentes del SEP en diferentes programas de análisis modal (Adaptado de [Kabereré et al., 2005]). 211
Tabla 5.21 Comparación de la metodología de solución en diferentes programas de análisis modal (Adaptado de [Kabereré et al., 2005]) 211
Tabla 5.22 Comparación de los eigenvalores del sistema de dos áreas obtenidos a partir de diferentes programas de análisis modal. Tiempo en s. (Adaptado de [Kabereré et al., 2005]) 212
Tabla 5.23 Comparación de los eigenvalores del sistema de dos áreas obtenidos a partir de diferentes programas. Tiempo en segundos (Adaptado de [Kabereré et al., 2005]). 212
Tabla 5.24 Comparación de los eigenvalores del sistema de dos áreas obtenidos a partir de diferentes programas. Tiempo en segundos (Adaptado de [Kabereré et al., 2005]). 213
Tabla 5.25 Comparación de los eigenvalores del sistema de dos áreas obtenidos a partir de diferentes programas. Tiempo en p.u. (Adaptado de [Slootweg et al., 2002]). 213
Tabla 5.26 Comparación de los eigenvalores del sistema de dos áreas obtenidos a partir de diferentes programas. Tiempo en p.u. (Adaptado de [Slootweg et al., 2002]). 214
Tabla A.1.1 Datos de la red de transmisión. 233
Tabla A.1.2 Caso base de operación. 233
Tabla A.1.3 Parámetros de la M. S. del sistema. 233
Tabla A.1.4 Parámetros del SE tipo DC1A utilizado para este sistema.Valores sintonizados. 234
Tabla A.1.5 Parámetros del SE tipo AC4A utilizado para este sistema. 234
Tabla A.1.6 Parámetros del ESP tipo PSS1A utilizado para este sistema. 234
Tabla A.2.1 Datos de la red de transmisión. 235
Tabla A.2.2 Caso base de operación. 235
Tabla A.2.3 Parámetros de la M. S. del sistema. 235
Tabla A.2.4 Parámetros del SE tipo DC1A utilizado para este sistema. Valores sintonizados. 235
Tabla A.3.1 Datos de la red de transmisión. 236
Tabla A.3.2 Caso base de operación. 236
Tabla A.3.3 Párametros de las máquinas síncronas del sistema. 236
Tabla A.4.1 Datos de la red de transmisión. 237

Página

Tabla A.4.2 Caso base de operación. 238
Tabla A.4.3 Parámetros de las máquinas síncronas del sistema. 238
Tabla A.4.4 Parámetros de los sistemas de excitación tipo DC1 de las M. S. del sistema. 238
Tabla A.5.1 Datos de la red de transmisión. 239
Tabla A.5.2 Caso base de operación. 239
Tabla A.5.3 Parámetros de las máquinas síncronas del sistema. 240
Tabla A.5.4 Parámetros de los sistemas de excitación Tipo DC1A autoexcitado de las M. S. del sistema 240
Tabla A.5.5 Parámetros de los sistemas de excitación Tipo AC4 sin RGT de las M. S. del sistema 240
Tabla A.5.6 Parámetros de los sistemas de excitación Tipo AC4 con RGT de las M. S. del sistema 240
Tabla A.5.7 Parámetros de los sistemas de excitación Tipo AC4 con ESP de las M. S. del sistema. 241
Tabla A.6.1 Parámetros de las máquinas síncronas del sistema. 242
Tabla A.6.2 Datos de la red de transmisión. 243
Tabla A.6.3 Caso base de operación convergido. 244
Tabla A.6.4 Parámetros de los sistemas de excitación de las M. S. del sistema. 244
Tabla B.1 Ecuaciones que forman cada uno de los modelos de la máquina síncrona. 251
Tabla B.2 Ecuaciones de los enlaces de flujo y consideraciones tomadas en cuenta para formar cada uno de los modelos de la M. S. 251
Tabla B.3 Ecuaciones que forman cada uno de los modelos de la máquina síncrona. 252
Tabla C.1 Parámetros de la M. S. y del SE original 277
Tabla C.2 Índices del comportamiento dinámico del Sistema de Excitación sin sintonizar 277
Tabla C.3 Índices del comportamiento dinámico del sistema de excitación compensado con una red de adelanto 279
Tabla C.4 Índices del comportamiento dinámico del Sistema de Excitación. KA=50.0 TC=0.24 TB=0.05768 281
Tabla C.5 Índices del comportamiento dinámico del Sistema de Excitación KA=50.0 TF=0.43135 KF=0.01 282

NOMENCLATURA

Δx Vector de estado de dimensión n.
Δy Vector de salidas monitoreadas de control.
A: Matriz de estado de dimensión n x n.
B: Matriz de control o de entrada de dimensión n x r.
C: Matriz de control o de entrada de dimensión n x r.
W: Matriz de control o de entrada de dimensión n x r.
Y_N: Matriz Y_{BUS} reducida a los nodos internos de la red.
x_0: Punto de operación inicial.
x_i: i-ésimo estado.
λ_i: i-ésimo eigenvalor.
ϕ_{ki}: K-ésima entrada del eigenvector derecho ϕ_i.
ψ_{ki}: K-ésima entrada del eigenvector izquierdo ψ_i.
P_{ki}: Factor de participación relacionada con la k-ésima variable de estado al i-ésimo eigenvalor.
R_i: i-ésima matriz residual.
δ: Ángulo de carga eléctrico del rotor.
ω: Velocidad angular eléctrica del rotor.
δ_i: Ángulo de carga de la i-ésima máquina.
ω_i: Velocidad angular de la i-ésima máquina.
ω_0: Velocidad síncrona.
H Constante de inercia.
T_e Par eléctrico.
T_m: Par mecánico.
D: Coeficiente de amortiguamiento.
P_g: Potencia activa de generación.
Q_g: Potencia reactiva de generación.
P_d: Potencia activa de demanda.
Q_d: Potencia reactiva de demanda.
E_i: Magnitud del voltaje constante detrás de la reactancia transitoria de la i-ésima máquina.
Y_{ij} : Modulo de cada una de las impedancias que forman Ybus.
γ_{ij} : Argumento de cada una de las impedancias que forman Ybus.
K_{ij} : Coeficientes del par de sincronización.
K: Matriz que contiene los coeficientes del par sincronización.
M_0: Coeficiente de inercia total del sistema.
ψ_d: Flujo del estator en eje directo.
ψ_{fd}: Flujo de campo.
ψ_{kd}: Flujo en el devanado de amortiguamiento en el eje d.
ψ_q: Flujo del estator en el eje en cuadratura.

ψ_{kq}: Flujo en el devanado de amortiguamiento en el eje q.
r_a: Resistencia del estator.
r_{fd}: Resistencia del devanado de campo.
r_{kd}: Resistencia del devanado de amortiguamiento en eje d
r_{kq}: Resistencia del devanado de amortiguamiento en eje q
r_{ex}: Resistencia de los elementos que conectan la máquina síncrona con el bus infinito.
X_{ex}: Reactancia de los elementos que conectan la máquina síncrona con el bus infinito.
X_d: Reactancia síncrona en el eje directo.
X_{ffd}: Reactancia propia del devanado de campo.
X_{kkd}: Reactancia propia del devanado de amortiguamiento del eje directo.
X_{ad}: Reactancia mutua en el eje directo.
X_q: Reactancia síncrona en el eje en cuadratura.
X_{kkq}: Reactancia propia del devanado de amortiguamiento del eje directo.
X_{aq}: Reactancia propia del devanado de amortiguamiento del eje directo.
e_d: Voltaje en el eje directo.
e_q: Voltaje en el eje en cuadratura.
e_{bd}: Voltaje de bus infinito en el eje directo.
e_{bq}: Voltaje de bus infinito en el eje en cuadratura.
i_{fd}: Corriente en el devanado de campo.
i_{kd}: Corriente en el devanado de amortiguamiento en el eje directo.
i_{kq}: Corriente en el devanado de amortiguamiento en el eje en cuadratura.
E'_{qi}: Voltaje proporcional a los enlaces de flujo del devanado de campo.
$-E'_{di}$: Voltaje proporcional a los enlaces de flujo del devanado de amortiguamiento en el eje q, k_{q1}.
E''_{qi}: Voltaje proporcional a los enlaces de flujo del devanado de amortiguamiento en el eje d, k_d.
$-E''_{di}$: Voltaje proporcional a los enlaces de flujo del devanado de amortiguamiento en el eje q, k_{q2}
x'_d: Reactancia transitoria en el eje directo.
x''_d: Reactancia subtransitoria en el eje directo.
T'_{d0}: Constante de tiempo transitoria de circuito abierto en el eje directo.
T''_{d0}: Constante de tiempo subtransitoria de circuito abierto en el eje directo.
x'_q: Reactancia transitoria en el eje directo.
x''_q Reactancia subtransitoria en el eje directo.
T'_{q0} Constante de tiempo transitoria de circuito abierto en el eje en cuadratura.
T''_{q0} Constante de tiempo subtransitoria de circuito abierto en el eje en cuadratura.
V_{ti}: Voltaje en terminales de la i-ésima M. S.
V_{refi}: Voltaje de referencia de la i-ésima M. S.
V_{Si}: Señal de salida del ESP hacia el SCE de la i-ésima máquina síncrona.
i_d: Corriente del estator en el eje d del MDR del rotor de la M. S.
i_q: Corriente del estator en el eje q del MDR del rotor de la M. S.

v_d: Corriente del estator en el eje *d* del MDR del rotor de la M. S.
v_q: Corriente del estator en el eje *q* del MDR del rotor de la M. S.
I_D: Corriente del estator en el eje D del MDR síncrono de la red.
I_Q: Corriente del estator en el eje Q del MDR síncrono de la red.
V_D: Voltaje del estator en el eje D del MDR síncrono de la red.
V_Q: Voltaje del estator en el eje Q del MDR síncrono de la red.
σ_i: Amplitud del i-ésimo modo de oscilación identificado.
ϕ_i: Angulo de fase del i-ésimo modo de oscilación identificado.
f_i: Frecuencia del i-ésimo modo de oscilación identificado.
N: Número total de muestras disponibles.
T: Período de muestreo.
a_i: Coeficientes del polinomio característico.
SNR: Relación señal-ruido.
$\|.\|$: Norma media cuadrática.
z_i: i-ésimo polo en tiempo discreto.
n: Número de muestras analizadas.
n_{max}: Valor máximo que n puede alcanzar.
$\hat{y}(t) = e^{\lambda_i T}$ Polos discretos en el tiempo.
M_p: Pico de resonancia.
ωr: frecuencia de resonancia.
ω_B: Ancho de banda.
θ_m: Margen de fase.
ω_{CF}: Frecuencias de Cruce de Fase.
G_M: Margen de Ganancia.
ω_{CG}: Frecuencia de cruce de ganancia.

ABREVIATURAS

ACNO: Área de Control Noroeste
AESOPS: "*Analysis of Essentially Spontaneous Oscillations in Power Systems*".
AMS: Análisis Modal Selectivo.
BPA: "*Bonneville Power Authority*" por sus siglas en inglés.
CEV: Compensador Estático de Vars.
CFE: Comisión Federal de Electricidad.
CIGRE: "*International Council on Large Electric Systems*" por sus siglas en inglés o "*Conseil International des Grandes Reseaux Électriques*" en francés.
CS: Control Suplementario.
DITPak: "*Dynamic Information Technology Package*" por sus siglas en inglés.
DSAT: "*Dynamic Security Assessment Tools*" por sus siglas en inglés.
EPRI: "*Electric Power Research Institute*" por sus siglas en inglés.
ESP: Estabilizador de Sistemas de Potencia.
FACTS: "*Flexible AC Transmission System*" por sus siglas en inglés.
FEM: Fuerza electromotriz.
HVDC: "*High Voltage Direct Current*" por sus siglas en inglés.
IMSL: "*International Mathematics and Statistics Library*", por sus siglas en inglés.
ITSS: Interacción Torsional Subsíncrona.
M. S.: Máquina Síncrona.
MDR: Marco de Referencia.
MOR: Modelo de Orden Reducido.
MS: Modos Seleccionados.
NERC: "*North American Electric Reliability Council*" por sus siglas en inglés.
PL: Predicción Lineal Discreta.
PSAPACK: "*Power Systems Analysis PACKage*" por sus siglas en inglés.
PSS/E: "*Power System Simulator* " de SIEMENS.
PST: Power Systems Toolbox.
RA: Referencia Angular.
RAV: Regulador Automático de Voltaje.
RGT: Reducción de Ganancia Transitoria.
RSS: Resonancia Subsíncrona.
SCE: Sistema de Control de Excitación.
SE: Sistema de Excitación.
SEN: Sistema Eléctrico Nacional.
SEP: Sistema Eléctrico de Potencia.
SIN: Sistema Interconectado Nacional.
SMBI: Sistema Máquina Bus Infinito.
SNR: "*Signal to noise ratio*" por sus siglas en inglés.
TCL: Tiempo Crítico de Liberación.
WSCC: "*Western Electricity Coordinating Council"* por sus siglas en inglés.

CAPÍTULO 1:

INTRODUCCIÓN

1.1 INTRODUCCIÓN

Los Sistemas Eléctricos de Potencia (SEP) son sistemas complejos, no lineales y de grandes dimensiones en el que las oscilaciones son una parte inherente a su naturaleza. Debido a esto, las oscilaciones no se pueden eliminar completamente del comportamiento dinámico del SEP sino que en caso de tener problemas de oscilaciones mal amortiguadas solamente es posible diseñar medidas de control que mantengan sus características dentro de valores aceptables.

Para el control de problemas de oscilaciones mal amortiguadas es necesario utilizar técnicas de análisis que proporcionen información adecuada para determinar la naturaleza de las oscilaciones que experimenta el sistema de potencia, con el objeto de conocer sus causas de aparición y diseñar posibles soluciones. La complejidad del problema requiere utilizar técnicas de análisis que, aunque tienen enfoques diferentes, son complementarias, y permiten analizar la información disponible acerca del comportamiento dinámico del sistema a partir de los registros de disturbios experimentados por el sistema y los resultados de simulaciones en el tiempo y la frecuencia utilizando los modelos matemáticos lineales y no lineales del mismo.

Es necesario hacer énfasis en que las oscilaciones, aunque pueden ser analizadas utilizando técnicas de sistemas lineales, son un fenómeno que aparece en un sistema no lineal, y que esta característica hace que sea siempre necesaria la validación de los resultados del análisis lineal con otros utilizando métodos que empleen los modelos no lineales del sistema. La no linealidad del problema y su importancia crecen en las condiciones actuales de operación de casi todos los sistemas de potencia a nivel internacional, dado que los cambios en la estructura de la industria eléctrica, como son la implementación de un mercado mayorista de energía y/o limitaciones en la construcción y reforzamiento de los sistemas de transmisión, hacen que el sistema de potencia sea operado cada vez más cerca de sus límites físicos.

Este trabajo describe los conceptos básicos de las técnicas principales de análisis de oscilaciones empleadas actualmente: el análisis modal y la identificación modal. Además, se desarrollaron programas de computadora digital que aplican la técnica convencional de análisis modal a sistemas de potencia tipo máquina-bus infinito y multimáquinas, los cuales fueron validados con el análisis de Prony, un método de identificación modal.

1.2 OBJETIVO

Presentar los conceptos básicos de los métodos de análisis modal y desarrollar herramientas computacionales aplicando estas técnicas para el análisis de oscilaciones en sistemas de potencia.

1.3 JUSTIFICACIÓN

Con la operación de los SEP's cada vez más cerca de sus límites físicos, la interconexión acelerada de más y más áreas de transmisión y el uso de sistemas de control de excitación de respuesta rápida, ha resurgido el problema de las oscilaciones de baja frecuencia mal amortiguadas como una limitante en la operación y planeación diaria de los SEP's, particularmente en la capacidad de transmisión de éstos.

Bajo estas condiciones ya no tiene validez la suposición de que si un SEP es capaz de mantener el sincronismo en los instantes posteriores a una falla, éste no tendrá problemas de oscilaciones de baja frecuencia mal amortiguadas. Lo anterior hace indispensable llevar a cabo estudios que determinen si el SEP de interés tiende a tener este tipo de problemas, con la idea de encontrar sus causas y de esta manera encontrar la mejor solución.

A lo largo de los años, se han reportado diferentes problemas de oscilaciones de baja frecuencia inestables o mal amortiguadas que limitan la operación de los sistemas de potencia en diferentes países alrededor de mundo, los cuales no siempre han tenido solución, y han evitado la interconexión de sistemas de potencia [CIGRE, 1996, Dandeno, 1982].

Recientemente problemas de este tipo han sido reportados en México, en 2003, al conectar de manera temporal el Área de Control Noroeste (ACNO) con el Sistema Interconectado Nacional. Una representación esquemática de este caso clásico de interconexión se presenta en la Fig. 1.1 [Ruiz-Vega and Enríquez-Harper, 2005].

Al momento de conectar la línea de enlace, aparecieron oscilaciones espontáneas interárea inestables que ocasionaron la desconexión de ambos sistemas después de unos segundos, como se muestra en la Fig. 1.2 [González et al., 2007].

Fig. 1.1 Conexión del Área de Control Noroeste (ACNO) con el sistema interconectado mexicano en enero del 2003 (Adaptado de [Ruiz-Vega and Enríquez-Harper, 2005]).

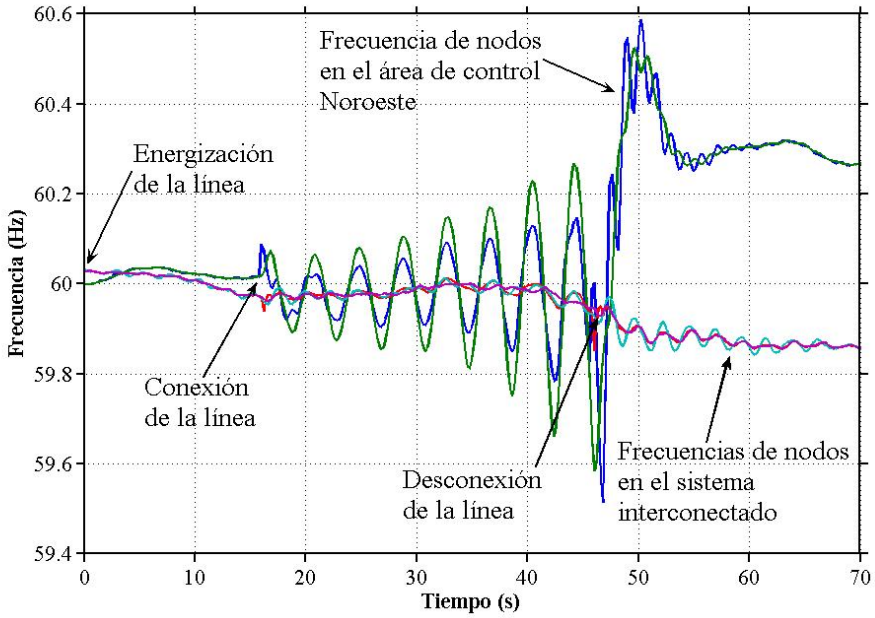


Fig. 1.2 Oscilaciones espontáneas inestables surgidas al interconectar el Área de Control Noroeste con el sistema interconectado mexicano en enero del 2003.
(Adaptado de [Ruiz-Vega and Enríquez-Harper, 2005, González et al., 2007]).

Para resolver este problema, y lograr la interconexión permanente del Área de Control Noroeste con el Sistema Interconectado Nacional dos años después, se realizó el primer estudio de ajuste de estabilizadores de potencia del ACNO, en el cual participaron un grupo de especialistas de Comisión Federal de Electricidad (CFE) [González et al., 2007]. Este tipo de problemas indica que es necesario tener un conocimiento más profundo de las técnicas de análisis de oscilaciones de baja frecuencia y justifica el presente trabajo de tesis.

Adicionalmente al conocimiento de los conceptos básicos y avanzados del análisis de oscilaciones, la justificación del presente trabajo es el desarrollo de una herramienta propia que permita realizar el análisis y control de oscilaciones electromecánicas de baja frecuencia en sistemas eléctricos de potencia, complementando otras herramientas de simulación disponibles actualmente en el grupo de investigación de fenómenos dinámicos en redes interconectadas y máquinas eléctricas, como es el programa de simulación de estabilidad transitoria de sistemas eléctricos de potencia.

La utilización coordinada de estas herramientas permitirá un análisis más eficiente de los problemas de oscilaciones y el desarrollo de métodos más avanzados de control, incluyendo la aplicación de estabilizadores de sistemas de potencia.

1.4 ALCANCES Y LIMITACIONES

Los programas de análisis modal desarrollados en este trabajo (con modelo clásico y detallado del SEP) se podrán utilizar para analizar sistemas de potencia multimáquinas de tamaño medio, con un modelo de estado de hasta 800 variables. Esta es la limitación principal (el tamaño del sistema), pero en lo que respecta al modelado de los diferentes componentes del sistema, el programa cuenta con los modelos detallados de los componentes más importantes.

Una de las ventajas principales de este enfoque de análisis modal es que el presente método encuentra todos los eigenvalores y eigenvectores del sistema, mientras que algunas técnicas que se aplican a sistemas de gran dimensión solamente son capaces de determinar en cada ejecución del programa solo un subconjunto de eigenvalores.

1.5 ANTECEDENTES

Los sistemas eléctricos de potencia han tenido problemas de oscilaciones desde sus comienzos. Cuando los generadores síncronos comenzaron a ser operados en paralelo, pequeñas diferencias en sus diseños y carga hacían que se produjeran oscilaciones, especialmente en los generadores de polos salientes de plantas hidroeléctricas. Este fenómeno se conoce en inglés como "*hunting*" [Concordia, 1985]. La solución a este problema fue la aplicación de devanados de amortiguamiento en los generadores de polos salientes, que aunque aumentaban la magnitud de la corriente de cortocircuito producida por el generador (y por esta razón muchos ingenieros no estaban a favor de esta solución), eliminaban las oscilaciones entre máquinas de la misma planta.

Durante mucho tiempo el problema dinámico principal de los sistemas de potencia fue mantener la estabilidad transitoria, hasta que se decidió el desarrollo a nivel

mundial de los grandes sistemas interconectados en los años 50 y 60 (en México esta interconexión se realizó en los 70). En esa ocasión aparecieron en algunos sistemas problemas de oscilaciones mal amortiguadas, tanto en los estudios del análisis del comportamiento dinámico del sistema después de la ocurrencia de una falla, como en la vida real, al intentar interconectar regiones que normalmente operaban aisladas. Como consecuencia de esto, las herramientas tradicionales de análisis de simulación en el tiempo debían ser mejoradas para poder: 1) realizar simulaciones por un período máximo de integración mayor, para determinar si las oscilaciones realmente decaían y 2) representar todas las fuentes de amortiguamiento como los sistemas de control de excitación y velocidad de los generadores y las cargas para obtener un resultado válido. Adicionalmente a estas necesidades, el crecimiento de las interconexiones entre sistemas aislados requería la representación de redes con miles de nodos, cargas y ramas y cientos de generadores [Concordia, 1985]. Como una consecuencia, fueron escritos, durante varios años de investigación y desarrollo, programas de simulación en el tiempo muy sofisticados que pueden representar sistemas de gran tamaño con modelos detallados.

Además de las mejoras en los programas de simulación en el tiempo, se desarrollaron programas y técnicas de análisis modal, que inicialmente tenían capacidad para analizar sistemas de tamaño mediano (de aproximadamente 500 variables de estado) y que actualmente pueden analizar grandes sistemas interconectados (de hasta 30 000 variables de estado) [Kundur, 1994]. La información proporcionada por estos programas ha sido de gran importancia en la comprensión y desarrollo de soluciones a los problemas de oscilaciones. Las técnicas de análisis modal son actualmente, por lo tanto, herramientas probadas y muy apreciadas en la solución de problemas de estabilidad.

Como se ha mencionado anteriormente, las técnicas de análisis de oscilaciones de baja frecuencia comenzaron a desarrollarse desde la década de 1960. La literatura disponible acerca de estos temas en los últimos 40 años es muy extensa, e incluye libros, reportes de investigación, artículos y tesis. Debido a esto, se listan en las secciones siguientes, de manera no exhaustiva, las publicaciones que se consideran más relevantes relacionadas con las técnicas de análisis e identificación modal utilizadas para estudiar oscilaciones de baja frecuencia.

1.5.1 Trabajos más relevantes desarrollados a nivel internacional

Trabajos generales

En [Laugthon, 1966] se exponen una idea general acerca de un método para construir el modelo de estado para un Sistema Máquina Bus Infinito (SMIB) y la extensión de éste para formar un modelo de estado de un sistema multimáquinas, ambos son propios para el análisis de la estabilidad ante pequeños disturbios utilizando para ello el análisis modal.

En [Undrill, 1968] se muestra una procedimiento disponible para la construcción de un SEP multimáquinas, resulta particularmente valiosa la forma en que considera a la matriz de admitancias nodales en la formación del modelo de estado, misma que fue utilizada en el Capítulo 5. Además nos proporciona el procedimiento para referir el modelo de estado multimáquinas a la M. S. con la constante de inercia mayor.

Entre las primeras aproximaciones para la formulación de los modelos de estado se tiene la propuesta por [Brucolli et al., 1982] donde se expone la construcción de un modelo de estado en forma modular, lo que provee a este modelo de gran flexibilidad y lo hace ideal para la aplicación de estudios parámetricos en sistemas de potencia.

El procedimiento consiste en la formación del modelo de estado a través de la adición de los sistemas de estado correspondientes a cada componente dinámico del SEP en una primera matriz de estado, en este punto no hay conexión entre los distintos subsistemas, la cual es lograda posteriormente a través de una matriz de conexión que toma en cuenta la matriz de admitancias nodales Y_{BUS}. Este enfoque es similar al utilizado en el capítulo 5 de esta tesis.

El reporte final del EPRI [EPRI, 1988] da una idea general acerca de los conceptos básicos del análisis modal y algunas técnicas de sistemas lineales que se utilizan en el análisis de los SEP's. De la misma forma aborda conceptos acerca del modelado de los componentes principales de un SEP como son las Máquinas Síncronas (M. S.), los Sistemas de Excitación (SE), los sistemas turbina-gobernador, Estabilizadores de Sistemas de Potencia (ESP), enlaces de corriente directa en alta tensión, etc. Fue muy útil principalmente en la derivación e inclusión de los modelos de cargas estáticas al proporcionar un método fácil y claro para incluirlos en los matriz de admitancias nodales. Este reporte también fue muy útil al proporcionar modelos para la representación de los bloques de reinicialización (*"washout"* en inglés), de atraso y de atraso-adelanto ya que estas formulaciones permiten que el ESP pueda incluir señales diferentes a la velocidad sin requerir la derivación de estas.

El reporte [CIGRE, 1996] fue de una gran utilidad ya que aborda todos los temas relacionados con las oscilaciones de baja frecuencia, desde las experiencias que se han suscitado en los SEP alrededor del mundo relacionadas a oscilaciones de baja frecuencia mal amortiguadas, pasando por una descripción de los métodos de análisis disponibles para el tratamiento de las oscilaciones de baja frecuencia. Muestra también las opciones disponibles para el modelado de los diferentes componentes del SEP mencionando las características de cada modelo y presenta resultados de haber aplicado métodos de análisis e identificación modal para algunos sistemas junto con su interpretación.

Identificación modal

Los métodos de identificación modal consisten en métodos matemáticos que extraen los diferentes modos de oscilación presentes en el sistema a partir de simulaciones en el dominio en el tiempo ó mediciones reales del SEP de interés. Estos métodos son más experimentales en comparación con los métodos de análisis modal y la tendencia de éstos apunta al desarrollo de herramientas que les permitan obtener características adicionales del sistema que se este analizando como funciones de transferencia, análisis de sensibilidad, entre otros.

En [Hauer et al., 1990] se hace una revisión de las principales características del análisis de Prony, se realiza una breve descripción matemática de este método y se exponen las consideraciones que deben ser tomadas en cuenta para lograr una identificación modal exitosa, tales como el período de tiempo ideal a ser analizado, el preprocesamiento de la señal como una forma de eliminar tendencias que puedan afectar el resultado final entre otros. Por ultimo se presenta una aplicación práctica del análisis de Prony al sistema WSCC.

En [Grund et al., 1993] hace una comparación entre el análisis modal y el análisis de Prony tanto para la estimación del amortiguamiento de las oscilaciones presentes en un SEP, como para la generación de datos en el dominio de la frecuencia a ser usados en el diseño de controles para SEP's. Además enfatiza el carácter experimental del análisis de Prony el cual debe se utilizado con cuidado eligiendo en una forma cuidadosa los parámetros que intervienen en la aplicación de este y siempre en una forma complementaria con otros métodos.

En [Hauer et al., 1997] se expone que debido a que la simulación en línea no ha alcanzado ni la velocidad ni el detalle de modelado necesarios para la seguridad dinámica en línea una solución intermedia es aplicar un monitoreo continuo y más riguroso del comportamiento dinámico del SEP con el objetivo de poder detectar problemas y poder tomar medidas correctivas en forma oportuna.

En [Trudnowski, 1997] se hace una comparación de la forma en que afectan las no linealidades presentes en el sistema a los resultados obtenidos a partir del análisis modal y el análisis de Prony. Se encontró que existen diferencias significativas entre ambos métodos cuando se utilizan límites muy estrictos en el sistema de excitación en el momento que ocurren las oscilaciones. Otro factor que tiende a introducir divergencias es la inclusión de la saturación en los parámetros de la M. S. En contra parte se tiene que factores tales como la ecuación de oscilación y la forma en que se representen las cargas estáticas, utilizando modelos de P, I ó Z cte, tiene un impacto menor ó ningún efecto en los resultados de ambos métodos.

En [Trudnowski, 1999] se analiza la forma en que el ruido presente en una señal analizada afecta el proceso de identificación modal haciendo difícil el comparar los resultados obtenidos a partir de diferentes señales correspondientes a un mismo

sistema. Para superar este problema en este trabajo se propone extender el método de Prony para analizar varias señales en forma simultáneas resultando en una mejor precisión de los estimados modales y la simplificación de los pasos del análisis. Posteriormente expone que herramientas tales como la primera versión del programa DSITools, que en ese entonces fue denominado DitPak, cuentan con la característica de analizar múltiples señales y hace una descripción detallada de este software.

En [Gasca and Chow, 1999] se comparan los resultados obtenidos al aplicar 3 métodos diferentes para la obtención de la frecuencia y el amortiguamiento de oscilaciones electromecánicas de baja frecuencia en diferentes sistemas lineales de bajo orden. Los métodos utilizados son el método Steiglitz-McBride, el análisis Modal y el análisis de Prony. Se llega a la conclusión que tanto el análisis Modal como el análisis de Prony obtienen resultados muy cercanos a los reales, no así el método de Steiglitz-McBride.

Libros

Dentro de la bibliografía que se revisó para el desarrollo de esta tesis está [Adkins, 1975]. De este libro se obtuvo uno de los métodos para construir el modelo para representar a la M. S. en un SMBI utilizando las ecuaciones de Park. Otro concepto importante que fue tomado de este texto es el hecho de que dependiendo del número de circuitos principales existentes en una máquina, se introducirá un factor que dividirá tanto el par eléctrico como el voltaje en terminales para tomar en cuenta el hecho de que en un sistema con más de un circuito principal la potencia base es aquella suministrada cuando la corriente base fluye a un voltaje base a un factor de potencia unitario en todos los circuitos principales.

Un trabajo muy detallado con respecto al modelado de los diferentes componentes del SEP es [Arrillaga, 1990], particularmente con respecto a la M. S. ya que este libro presenta las ecuaciones de estado del modelo no-recíproco que se utilizaron en el capítulo 5, aunque con una convención de signos diferente para el eje d.

Con respecto a los SE tenemos que [IEEE, 1990] nos proporciona conceptos relacionados a la forma en como se clasifican estos, los componentes que los forman, los diferentes SE que existen y las características de cada uno de estos. Con respecto al comportamiento dinámico de los SE tenemos que un trabajo muy importante es [IEEE, 1990], ya que este nos proporciona los índices de comportamiento dinámico por medio de los cuales es posible determinar si estos sistemas de control observan un buen comportamiento ó es necesario llevar a cabo una sintonización.

En [Aboytes, 1991] tenemos un trabajo muy completo particularmente en lo referente a la teoría relacionada con la estabilidad ante pequeños disturbios tanto de un SMIB como de un sistema multimáquinas. Se analiza en forma detallada el modelado de los diferentes componentes del SEP y el efecto que tiene cada uno de estos así como diferentes condiciones de operación y configuración de la red de interconexión en el

comportamiento dinámico del SEP. El trabajo también aborda temas referentes a la correcta ubicación y sintonización de un ESP así como temas relacionados a la estabilidad transitoria de un SEP, los cuales obviamente están fuera del alcance de este trabajo.

De [Anderson and Fouad, 1994] se obtuvieron valiosos conceptos acerca de los dos tipos principales de transformaciones de Park (normalizada y sin normalizar), sus ventajas y desventajas. Además nos proporcionó un método de construcción del modelo de estado de un sistema multimáquinas clásico. Otra parte valiosa de este texto recae en la forma en como se describe la parte física de los Sistemas de Excitación (SE), la formación de los modelos de estado de estos en computadora digital, la forma en que se analiza su efecto en la estabilidad de un SEP y los métodos disponibles para la sintonización de estos, respuesta a la frecuencia y lugar de las raíces. También fue útil al proporcionar un método de representación de la saturación de los parámetros de las M. S. a través de dos puntos.

El libro [Kundur, 1994] es una referencia muy importante, ya que este libro proporcionó conceptos relacionados con la estabilidad ante pequeños disturbios de un SEP; particularmente fue muy útil al proporcionar uno de los dos métodos utilizados en el desarrollo de esta tesis para la construcción del modelo de estado de un SMBI, basado en los circuitos equivalentes de la M. S., y la inclusión de sistemas de control en éste. De este libro se tomaron conceptos teóricos y prácticos relacionados al análisis modal. De la misma forma proporcionó información muy útil con respecto al modelado de las cargas estáticas en un sistema multimáquinas y resultados del sistema de dos áreas cuando este utiliza diferentes sistemas de control.

Un trabajo muy importante que se revisó fue [Messina, 1994], ya que este aborda de los principales temas relacionados a la estabilidad ante pequeños disturbios como lo son el modelado de los diferentes componentes del SEP.

De [Sauer and Pai, 1998] se obtuvieron importantes conceptos teóricos acerca del modelado de la M. S. y sus controles asociados, la formación del modelo de estado tanto de un SMBI y de un sistema multimáquinas y resultados relacionados a aplicar el análisis modal al sistema IEEE de 3 máquinas y 9 nodos que permitieron validar los obtenidos por medio del programa desarrollado en la presente tesis.

De [Rogers, 2000] se obtuvieron conceptos relacionados a las oscilaciones de baja frecuencia, su clasificación y la forma en que es afectado el cálculo de éstas conforme el modelado del SEP es más detallado. Al mismo tiempo aborda conceptos teóricos acerca del análisis modal en lo concerniente a los eigenvalores, eigenvectores y factores de participación. Este trabajo nos permitió validar los resultados obtenidos para el sistema de 2 áreas con modelo clásico. Otro punto muy importante es la forma que propone este texto para la formación del modelo de estado de los SCE y ESP. Particularmente, este trabajo nos muestra conceptos muy claros con respecto a los

diferentes componentes de un ESP y la forma en que factores tales como la elección realizada de la señal de entrada afectan el comportamiento del ESP en primer lugar y del SEP en general.

En relación a la formación del modelo de estado del sistema multimáquinas con modelo clásico, consideraciones tomadas y conceptos relacionados a éste tenemos que el trabajo más importante es [Expósito, 2002], ya que además de proporcionar la información ya descrita, cuenta con resultados de las etapas principales de formación del modelo de estado y de toda la eigenestructura producto de aplicar el análisis Modal al sistema de prueba disponible en este texto.

En [Pai et al., 2005] tenemos conceptos muy valiosos acerca de las oscilaciones de baja frecuencia, la evolución de este fenómeno conforme los SEP's incrementaron su tamaño, se introdujeron modelos de control de respuesta rápida y éstos operaron en valores cercanos a sus límites. Debe ser enfatizado que el método de construcción del modelo de estado para un sistema multimáquinas con modelos detallados fue obtenido de este texto. Igualmente se encuentran disponibles en este texto sistemas de prueba y resultados relacionados a estos últimos, sin embargo no fueron utilizados ya que el modelo de estado y los controles asociados a estos no son especificados en forma correcta, impidiendo una adecuada comparación de resultados.

Con respecto a la sintonización de los SE por medio del método de respuesta a la frecuencia tenemos que dos trabajos muy importantes con respecto a este tema son [Dorf and Bishop, 2005] y [Ogata, 2004], ya que éstos nos proporcionan tanto conceptos teóricos como ejemplos prácticos relacionados a la sintonización de SE por medio de redes de compensación, de adelanto, retardo ó retardo-adelanto.

Tesis

De [Olguín, 1979] se tomó el procedimiento que se debe desarrollar para referir el modelo lineal de un SEP a la M. S. con la inercia mayor. Al mismo tiempo se estudiaron de este trabajo conceptos relacionados al modelo de carga exponencial dependiente de voltaje.

De [Messina, 1990] se revisó la forma en que se modelaron los diferentes componentes del SEP y en particular el método que se utilizó para formar el modelo de estado de un sistema multimáquinas. Una parte interesante es la forma en que se modelaron las cargas estáticas.

Dentro de los trabajos más importantes que se revisaron están los reportes relacionados a la tesis [Ruiz, 1996], ya que estos contienen la información utilizada para la formación del modelo de estado de la M. S. utilizando parámetros estándar, mismos que fueron la base del capítulo 5.

1.5.2 Trabajos desarrollados en la SEPI-ESIME

Dentro de los trabajos realizados en la Sección de Estudios de Posgrado e Investigación de la Escuela Superior de Ingeniería Mecánica y Eléctrica (SEPI-ESIME). del IPN destaca [Calderón, 1985], el cual hace un análisis de la estabilidad ante pequeños disturbios tanto de un SMBI como de un sistema multimáquinas con modelos detallados y con controles. Este trabajo hace una descripción detallada de los componentes del SEP modelados y la forma en que éstos son acoplados a través de las ecuaciones de interfase para formar el sistema de interés. La estabilidad ante pequeños disturbios para el SMBI es analizada ante una gran cantidad de condiciones de operación y tomando en cuenta ó no la dinámica de diferentes dispositivos tales como el SE, el grupo turbina-gobernador y el ESP.

En cuanto a los sistemas de potencia multimáquinas se analiza el sistema IEEE de 3 máquinas y 9 nodos para el mismo caso base de operación, pero considerando diferentes grados de detalle en la representación de las M. S. y al tomar en cuenta ó no el efecto que tiene la inclusión del sistema turbina-gobernador.

De igual forma se analizó el Sistema Nueva Inglaterra de 10 máquinas y 39 nodos al variar el grado de detalle de la representación de la M. S. y al tomar en cuenta ó no sistemas de control tales como el SE y el Gobernador-Turbina.

Se obtienen conclusiones interesantes en la forma en como influyen en la estabilidad ante pequeños disturbios factores tales como las condiciones de operación, el grado de detalle de la representación de la M. S., la inclusión de diferentes sistemas de control y la topología del sistema de interconexión.

En [Pérez, 1986] se analiza el control óptimo de generadores a través de técnicas aplicables a sistemas lineales, mismas que involucraban las propiedades de observabilidad y controlabilidad del sistema, para lo cual se desarrolló el modelo de estado linealizado de un SMBI para una M. S. de polos salientes y tomando en cuenta ó no el efecto que tienen en el comportamiento dinámico del sistema la inclusión de un SE y/ó un sistema turbina-gobernador sencillo. Se analizó la estabilidad de este SMBI a través de la obtención de los eigenvalores del sistema.

En [Castellanos, 1997] se analiza de que manera influyen los diferentes componentes del SEP en la formación de los modos del mismo. Para llevar a cabo esto, se desarrolló un programa en computadora digital para analizar la estabilidad ante pequeños disturbios de un SMBI, y se utilizó una serie de programas comerciales pertenecientes al PSAPACK ("Power Systems Analysis PACKage" en inglés) del EPRI ("Electric Power Research Institute" en inglés) para hacer lo propio con los sistemas multimáquinas analizados.

Este trabajo se enfoca principalmente en la determinación óptima de la ubicación y la selección de los parámetros de los ESP para mejorar el amortiguamiento de las oscilaciones interárea y locales presentes en el sistema. Para esto se hace uso de técnicas de análisis de sistemas lineales tales como el análisis modal, análisis en el dominio de la frecuencia, la determinación de la controlabilidad de una entrada y la observabilidad de una salida. De la misma forma que se hizo para el ESP, se analizó el comportamiento dinámico del Control Suplementario (CS) para un Compensador Estático de Vars (CEV).

Los sistemas analizados son el Sistema de 2 áreas [Kundur, 1994] y el Sistema Peninsular del Sistema Eléctrico Nacional (SEN), llegando a importantes conclusiones con respecto al efecto que tienen factores tales como el detalle con el que se representa la M. S., el uso de diferentes sistemas de control, particularmente en la ubicación y la determinación de los parámetros del ESP y el CS de los CEV's, las condiciones de operación del SEP y la topología de la red.

El proceso de validación consistió en realizar simulaciones en el dominio del tiempo con el ETMSP ("*Extended Transient-Midterm Stability Program*" del EPRI) y comparar los resultados al utilizar ó no los sistemas de control determinados previamente; si mejoraba el amortiguamiento de los resultados del sistema con controles suplementarios con respecto al sistema original se consideraron validos los resultados obtenidos.

No obstante que el objetivo de [Rivera, 2000] es analizar el fenómeno de la interacción torsional subsíncrona y la resonancia subsíncrona en un SEP multimáquinas, esto se llevó a cabo aplicando el método de análisis modal. Más aún, los modelos utilizados para representar a las M. S. son los mismos que se ocupan en el desarrollo de la presente tesis. Con respecto a la validación de resultados en [Rivera, 2000], se tiene que esta se llevó a cabo al comparar los modos torsionales obtenidos mediante el programa PAFOS y los modos torsionales identificados al aplicar el análisis de Fourier y el de Prony a resultados de simulaciones en el dominio del tiempo obtenidos a través del programa EMTP.

En [Castillo, 2003] se llevó a cabo un análisis de las oscilaciones subsíncronas presentes en los SEP's. Este análisis consiste en estudiar la forma en que interactúan diferentes dispositivos FACTS (CEV's, CSCT y UPFC) con los modos torsionales presentes en el sistema de forma tal que se podrían presentar problemas de resonancia subsíncrona (RSS) y problemas de interacción torsional subsíncrona (ITSS) ante diferentes porcentajes de compensación capacitiva en la red.

No obstante que el objetivo y los modelos correspondientes a un estudio de oscilaciones subsíncronas presentan importantes diferencias con respecto a los asociados a las oscilaciones de baja frecuencia, se tienen varias similitudes como los

modelos del Generador, SE y del ESP. Mas aún, el análisis de la estabilidad ante pequeños disturbios del modelo de estado final en [Castillo, 2003] es llevado a cabo analizando las características de la eigenestructura de este último por medio de la aplicación del método QR.

En [Lázaro, 2005] se llevó a cabo un análisis de la estabilidad ante pequeños disturbios de un equivalente dinámico de un parque eólico a través de un SMBI, en el cual las plantas generadoras son máquinas de inducción de la misma capacidad con características iguales conectadas a uno ó varios transformadores, de acuerdo al tamaño de la planta ó del valor de su capacidad total requerida.

Sin embargo la técnica de análisis empleada en [Lázaro, 2005] fue el análisis modal de un SMBI y los resultados fueron validados utilizando el análisis de Prony.

1.6 APORTACIONES

- Se describieron de manera detallada las técnicas necesarias para construir el modelo lineal de sistemas de potencia tipo máquina bus infinito con todos los modelos de máquinas síncronas y controles de excitación, utilizando dos métodos diferentes. Para aplicar estos conceptos se elaboró un programa de computadora digital en lenguaje de programación FORTRAN 90 para analizar la estabilidad ante pequeños disturbios de un SMBI, en el cual se puede representar a la M. S. con diferentes grados de detalle y a partir de dos aproximaciones: ecuaciones de Park y los diagramas de los circuitos equivalentes. Se incluyen el efecto de algunos tipos de SE y ESP. El programa fue validado de manera adecuada con resultados disponibles para sistemas de este tipo en la literatura.

- Se describieron de manera detallada las técnicas necesarias para construir el modelo lineal de sistemas de potencia multimáquinas con modelo clásico. Para aplicar estos conceptos, Se elaboró un programa de computadora digital en lenguaje de programación FORTRAN 90 para investigar la estabilidad de un sistema multimáquinas con modelos clásicos en diferentes marcos de referencia. El programa fue validado de manera adecuada con resultados disponibles en la literatura, resultados de un programa de simulación comercial y resultados de estudios de identificación modal a partir de simulaciones de estabilidad transitoria del sistema.

- Se describieron los conceptos básicos del análisis de identificación modal utilizando el método de Prony. Al mismo tiempo se detectaron varios factores que influyen en la obtención de buenos resultados al aplicar el Análisis de Prony

cuando se utiliza el programa DSITools con el objetivo de poder llevar a cabo simulaciones en una forma correcta.

- Se describieron de manera detallada las técnicas necesarias para construir el modelo lineal de sistemas de potencia multimáquinas con modelo detallado, y conceptos importantes de análisis como el de los factores de participación y la forma del modo. Se desarrolló un programa de computadora digital en lenguaje de programación FORTRAN 90 para formar el modelo de estado de un SEP multimáquinas. El programa fue validado de manera adecuada con resultados disponibles en la literatura y resultados de un programa de simulación comercial.

1.7 PUBLICACIONES DERIVADAS DE LA TESIS

Artículos publicados

1. D. Villarreal y D. Ruiz. "Análisis de Oscilaciones Electromecánicas de Baja Frecuencia en Sistemas Eléctricos de Potencia". *9º Congreso Nacional de Ingeniería Electromecánica y de Sistemas*, Instituto Politécnico Nacional, México, D.F.; Noviembre 13-17, 2006.

2. D. Villarreal y D. Ruiz. "Comparación de Modelos Lineales Aproximados de la Máquina Síncrona". *2º Congreso de Ingenierías Mecánica, Eléctrica, Electrónica y Mecatrónica, Universidad Autónoma Metropolitana*, Mayo 27- Junio 2, 2007.

3. D. Villarreal y D. Ruiz. "Modelo Lineal de la Máquina Síncrona con Transitorios de Estator". *Reunión de Verano de Potencia, Aplicaciones Industriales y Exposición Industrial, RVP-AI/2007*, Acapulco, Gro.; Julio 8-14, 2007.

4. D. Villarreal y D. Ruiz. "Análisis Modal de un Sistema Multimáquinas con Modelo Clásico Considerando Diferentes Marcos de Referencia". *10º Congreso Nacional de Ingeniería Electromecánica y de Sistemas*, Instituto Politécnico Nacional, México, D.F.; Noviembre 26-30, 2007.

Artículos aceptados para su publicación

1. D. Villarreal y D. Ruiz. "Identificación de los Modos de Oscilación por medio del Análisis de Prony", *Reunión de Verano de Potencia, Aplicaciones Industriales y Exposición Industrial, RVP-AI/2008*, Acapulco, Gro.; Julio 6-12, 2008.

2. D. Villarreal y D. Ruiz. "Análisis Modal de Sistemas de Potencia ante Variaciones en su Modelado y Operación", *Reunión de Verano de Potencia, Aplicaciones Industriales y Exposición Industrial, RVP-AI/2008*, Acapulco, Gro.; Julio 6-12, 2008.

1.8 ESTRUCTURA DE LA TESIS

- **En el capítulo 1** se hace una breve descripción del objetivo, la justificación, el planteamiento del problema, el alcance, el estado del arte y la estructura de la tesis.

- **En el capítulo 2** se hace una descripción del fenómeno de las oscilaciones de baja frecuencia presentes en los SEP y la forma en que estas son comúnmente clasificadas. Posteriormente se hace una clasificación de los métodos disponibles para el análisis de las oscilaciones de baja frecuencia y se hace una descripción breve de estos abordando de una forma más detallada los 2 métodos empleados para el desarrollo de esta tesis y la validación de la misma: el análisis modal y el Análisis de Prony respectivamente.

- **En el capítulo 3** se analiza el comportamiento dinámico de sistemas de potencia tipo máquina-bus infinito modelando el generador como una M. S. se polos lisos ó salientes, según sea el caso, variando el grado de detalle del modelo con el que se representa a esta última (Pudiendo representar al generador con un modelo de 3er. a 8º. orden) y considerando el efecto que tiene la inclusión de un SE lento ó rápido en la estabilidad del sistema; en el caso de considerar el efecto de un SE rápido también se analiza el efecto de incluir la dinámica de un ESP.

- **En el capítulo 4** se analizan sistemas de potencia multimáquinas representado a las M. S. con un modelo clásico y considerando diversas simplificaciones en el análisis. También y con el objetivo de poder validar los resultados así obtenidos a través del análisis modal se utilizó el análisis de Prony para identificar los modos presentes en los resultados de simulaciones en el dominio del tiempo, llevadas a cabo utilizando el programa TRANSTAB. Al mismo tiempo se obtuvo información acerca del tipo de disturbio que es más adecuado aplicar al sistema en el orden de poder excitar a los modos reales del sistema.

- **En el capítulo 5** se lleva a cabo el análisis de las oscilaciones de baja frecuencia presentes en sistemas de potencia multimáquinas, pero representando a las M. S. con modelos detallados tomando en cuenta el efecto que tiene la saturación en los parámetros de la M. S., se puede tomar en cuenta de igual forma el efecto que tienen el uso de un SE del tipo AC4A, DC1A y ST1A. En el caso de tomar en cuenta un SE se puede agregar la dinámica de un ESP del tipo PSS1A ó del tipo WSCC10. Cabe hacer mención que el programa esta desarrollado de forma modular lo que permite que una M. S. sea representada con mayor detalle que otras y que algunas puedan utilizar diferentes tipos de sistemas de control ó no. De esta manera el programa es bastante flexible y la inclusión de nuevo dispositivos dinámicos puede hacerse de una manera fácil.

- **En el capítulo 6** se expresan las conclusiones más importantes a las que esta tesis permitió llegar, se hacen las observaciones de los trabajos futuros y se enuncian los artículos que se llevaron a cabo producto de esta tesis.

- **En el Apéndice A** se muestran los datos correspondientes a las M. S., sistemas de control, red de interconexión y el caso base de operación de los distintos sistemas de pruebas empleados en esta tesis.

- **En el Apéndice B** se muestra la transformación de Park y convenciones utilizadas para desarrollar los modelos de la máquina síncrona en los sistemas recíproco (para sistemas de potencia tipo máquina.-bus infinito) y no recíproco (para sistemas de potencia multimáquinas).

- **En el Apéndice C** se hace una descripción detallada de los sistemas de control de excitación y estabilizadores de sistemas de potencia considerados en el desarrollo de la presente tesis.

CAPÍTULO 2:

OSCILACIONES DE BAJA FRECUENCIA EN SISTEMAS ELÉCTRICOS DE POTENCIA

2.1 INTRODUCCIÓN

En este capítulo se presenta una introducción al fenómeno de las oscilaciones de baja frecuencia en los Sistemas Eléctricos de Potencia (SEP) con el objetivo de tener un entendimiento adecuado del fenómeno y de la manera como influye en el comportamiento del sistema. Además, se realiza una breve descripción de los principales métodos disponibles para analizar este fenómeno: el análisis modal y la identificación modal.

El fenómeno de las oscilaciones de baja frecuencia hizo su aparición a principios del siglo pasado junto con la interconexión de los pequeños SEP's existentes en aquel entonces, situación que se agravaba cuando estas conexiones se hacían a través de líneas largas, es decir mayores a 200 km. Este fenómeno fue originalmente conocido como "*hunting*" [Pai et al., 2005].

Los generadores que alimentan una carga menor a su capacidad nominal son particularmente propensos a sufrir este fenómeno, debido a un inadecuado par de amortiguamiento, mientras que los generadores que están sobrecargados tienden a perder sincronismo en una inestabilidad monotónica, debido a un inadecuado par de sincronización. La primera solución ideada para superar este problema fue la introducción de devanados de amortiguamiento en los generadores [Pai et al., 2005].

No obstante el problema de las oscilaciones de baja frecuencia mal amortiguadas volvió a reaparecer con la introducción de Sistemas de Excitación (SE) de respuesta rápida, ya que estos tienen la característica de incrementar el par de sincronización entre los generadores interconectados, pero al mismo tiempo reducen el par de amortiguamiento volviendo al SEP propenso a la aparición de oscilaciones [Sauer and Pai, 1998].

En las últimas décadas, las condiciones de operación de los sistemas de potencia han cambiado significativamente alrededor del mundo, incrementando el riesgo de aparición de oscilaciones mal amortiguadas:

1. Las limitaciones económicas asociadas con el costo de producción de energía eléctrica y la inversión de capitales volvió atractiva la transferencia de cantidades masivas de energía obligando a los dispositivos dinámicos y a la red de transmisión del SEP a operar muy cerca de sus límites físicos. Ahora, en Estados Unidos, más del 40% de la potencia generada por las compañías eléctricas mayores es vendida a otras. Más aún, la potencia de transmisión entre los SEP's se ha duplicado desde 1971. Esta tendencia se ha incrementado como consecuencia de la reestructuración de la industria eléctrica en algunos países, en los cuales el sistema de transmisión transporta grandes cantidades de potencia a través de largas distancias, un objetivo para el cual no fue diseñado[1].

2. Las inversiones en el sistema de transmisión parecen ser actualmente muy difíciles de justificar. En muchos sistemas de potencia, la capacidad de transmisión del sistema no ha seguido el paso del aumento de carga. Como una consecuencia, tanto la transmisión como la generación, debe ser operada más cerca de sus límites de diseño [Balu et al., 1992, Wildberger, 1997, CIGRE, 1997, EPRI, 1999, Kundur, 2000, Ruiz-Vega, 2002]. Por ejemplo, entre 1975 y 1987 la carga creció en los sistemas del NERC en más del 50%, la generación a su vez creció en un 48%, mientras que el sistema de transmisión solo creció un 13%. En algunas regiones los sistemas de transmisión están actualmente completamente cargadas el 95% del tiempo [Balu et al., 1992].

3. El panorama no parece ser mejor en el futuro cercano. Muchos sistemas como el WSCC ("*Western Systems Coordinating Council*" en inglés) tienen programado un crecimiento del 5 al 10% de la carga, mientras el sistema no tiene planeado ningún crecimiento [Mansour, 1989].

La condición estresada previamente descrita de los SEP's en la actualidad tiene como clara consecuencia la tendencia a disminuir los límites de operación por estabilidad transitoria, estabilidad a pequeños disturbios y estabilidad de voltaje, por mencionar algunos límites dinámicos [Mansour, 1989].

La operación cada vez más constante de las líneas de enlace cerca de sus límites de transmisión, las expansiones naturales del sistema y la implementación de nuevos controles han hecho que las frecuencias dominantes de los modos de oscilación se estén apartando en magnitud y amortiguamiento, mostrado con ello problemas de

[1] Es muy posible que muchas de estas transferencias de potencia a través de largas distancias no sean físicamente posibles, debido a limitaciones de la red. Sin embargo, el aumento en el número de transacciones aumentará la ocurrencia de flujos paralelos aumentando de esta manera, la posibilidad de la aparición de oscilaciones mal amortiguadas y apagones [Casazza, 2000].

oscilaciones de baja frecuencia mal amortiguadas. Estas oscilaciones han presentado limitaciones significativas en la transmisión de potencia entre compañías eléctricas y en algunas ocasiones, han impedido la interconexión de sistemas eléctricos [Mansour, 1989, CIGRE, 1996].

En la siguiente sección se presenta la clasificación de las oscilaciones observadas en los sistemas eléctricos de potencia.

2.2 CLASIFICACIÓN DE LAS OSCILACIONES EN SISTEMAS DE POTENCIA

Como en muchos problemas complejos, encontrar la solución adecuada requiere clasificar los problemas en categorías que faciliten la elección de medios de control de acuerdo a las diferentes características del problema en cuestión. En esta sección se presentan las clasificaciones principales utilizadas para identificarlas.

2.2.1 Clasificación de las oscilaciones de acuerdo a su interacción

Las oscilaciones entre una máquina síncrona y un SEP, y entre máquinas deben ser cuidadosamente evaluadas al aplicar sistemas de control de excitación. Si un sistema de excitación tiene la capacidad de desestabilizar cualquier modo de oscilación en particular, entonces pueden ser necesarios controles suplementarios. Un sistema de excitación debe también proveer amortiguamiento a los modos oscilatorios existentes en un sistema de potencia.

La frecuencia de la oscilación proporciona la mejor indicación del tipo de oscilación está ocurriendo. Por lo tanto, los operadores deben estar instruidos para tratar de notar la frecuencia ó el período de oscilación de cualquier oscilación mal amortiguada [IEEE, 1990].

En los SEP se han experimentado problemas con las siguientes tipos de oscilaciones de frecuencias subsíncronas [Kundur, 1994]:

- Oscilaciones de modo local.
- Oscilaciones de modo interárea.
- Oscilaciones de modo de control.
- Oscilaciones de modo torsional.

Oscilaciones de modo local

Los problemas de oscilaciones de modo local o de planta son los más comunes y están asociados con las oscilaciones de las máquinas síncronas de una estación generadora con respecto al resto del SEP ó a un centro de carga. El término local es usado por que las oscilaciones son localizadas en una estación o una parte pequeña del sistema. Estas oscilaciones son problemáticas en particular cuando la planta está altamente

cargada y tiene una gran reactancia equivalente de transmisión. La frecuencia natural de las oscilaciones de modo local se encuentra en el rango de 0.7 a 2 Hz [Rogers and Kundur, 1989].

Los problemas de oscilaciones de modo local son usualmente causados por la acción de Reguladores Automáticos de Voltaje (RAVs) de unidades generadoras operando con una salida elevada y que alimentan redes de transmisión débiles. El problema es más grave con sistemas modernos de excitación de estado sólido que permiten una regulación del voltaje terminal en una forma más rápida [IEEE, 1990, Kundur, 1994].

Para preservar un coeficiente de par de sincronización alto y restaurar el par de amortiguamiento, deben ser instalados Estabilizadores de Sistemas de Potencia (ESP). En general cuando un ESP no es aplicado, un sistema de excitación de banda ancha y actuación rápida tiene un gran potencial de desestabilizar las oscilaciones de modo local. La aplicación de un ESP sintonizado adecuadamente en los sistemas de excitación de alta respuesta contribuye a que las oscilaciones de baja frecuencia tengan un amortiguamiento positivo [IEEE ,1990, Kundur, 1994].

Oscilaciones de modo interárea

Estas oscilaciones usualmente involucran grupos grandes de máquinas síncronas en una parte del sistema de potencia oscilando en contra de otros grupos de máquinas en otra parte del sistema [Ruiz-Vega and Enríquez-Harper, 2005, Ruiz et al., 2005].

Estas oscilaciones son causadas por 2 o más grupos de máquinas fuertemente acoplados, interconectados con líneas débiles. La frecuencia es mucho menor a la frecuencia de las oscilaciones locales (≤ 0.7Hz). Son complejas y en algunos puntos bastante diferentes a las oscilaciones de modo local. [Kundur, 1994, Ruiz-Vega and Enríquez-Harper, 2005, Ruiz et al., 2005].

Las oscilaciones de modo interárea son a su vez son clasificadas en dos grupos:

1. Modos de frecuencia muy bajos, los cuales involucran a todos los generadores del sistema. El sistema es básicamente dividido en dos partes, con los generadores de una parte oscilando en contra de las máquinas de la otra parte. El rango de frecuencia en el que se encuentra este tipo de oscilaciones de modo interárea es de 0.1 a 0.3 Hz [Kundur, 1994].

2. Oscilaciones de modo interárea con una frecuencia un poco mayor a las anteriores, las cuales involucran subgrupos de generados oscilando en contra de los otros. La frecuencia de estas oscilaciones esta típicamente en el rango de 0.4 a 0.7 Hz [Kundur, 1994].

Los sistemas de excitación pueden ser una fuente de amortiguamiento positivo o negativo dependiendo de factores como el tipo y la ubicación de los sistemas de

excitación, la posibilidad de aplicar un ESP y las características de las cargas [Klein et al, 1991].

Con respecto a los gobernadores de velocidad tenemos que estos no influyen significativamente en las oscilaciones interárea. Sin embargo si estos no son sintonizados apropiadamente, pueden reducir ligeramente el amortiguamiento de este tipo de oscilaciones y agravar en situaciones extremas la condición de estabilidad del SEP [CIGRE, 1996].

Un correcto amortiguamiento utilizando ESP's depende de factores tales como la ubicación de la unidad generadora con ESP, las características y ubicación de cargas y de los tipos de sistemas de excitación en otras unidades entre otros. No obstante, en algunas unidades la inclusión de un ESP no tiene los efectos deseados en el amortiguamiento de las oscilaciones interárea [CIGRE, 1996].

Debido a que estas oscilaciones involucran muchas máquinas, un amortiguamiento exitoso de tales modos quizás requiera la aplicación de ESP's en los sistemas de excitación de un gran número de máquinas [Kundur, 1994, Ruiz-Vega and Enríquez-Harper, 2005, Ruiz et al, 2005].

Otros medios para lograr una estabilización efectiva de este tipo de oscilaciones incluyen la modulación de los controles de un enlace de corriente directa en alta tensión ("*HVDC*" en inglés) y/ó los controles de un Compensador Estático de Vars (CEV) [Kundur, 1994].

El análisis de este tipo de oscilaciones requiere por lo tanto de una representación detallada del SEP entero. En particular el modelado de los sistemas de excitación y de las cargas debe ser lo más detallado posible.

Oscilaciones de modos de control ó inter-unidad

Estas oscilaciones involucran dos ó más máquinas síncronas en una estación ó en estaciones cercanas cuyos rotores estén oscilando uno en contra del otro, generalmente a una frecuencia de entre 1.5 a 3 *Hz* [Kundur, 1994, CIGRE, 1996].

Las oscilaciones de modo de control están asociadas con los controles de las unidades de generación entre otros. Las causas de la inestabilidad de modos de control son una pésima sintonización de controles de sistemas excitación, primo-motores, compensadores estáticos de VAR's, convertidores de HVDC y ESPs. Algunas veces es difícil la sintonización de los controles para asegurar un amortiguamiento adecuado de todos los modos [CIGRE, 1996].

Adicionalmente, estos controles podrían interactuar con la dinámica de la flecha del sistema turbina-generador, causando la inestabilidad de oscilaciones de modo torsional, las cuales se describen a continuación [CIGRE, 1996].

Oscilaciones de modos torsionales

Las oscilaciones de modo torsional están asociadas con los componentes mecánicos rotacionales de un turbo-generador. Se presentan debido a las interacciones entre la unidad de generación y los controles del primo-motor (controles de excitación, gobernadores de velocidad), así como controles de HVDC y líneas compensadas con capacitores en serie, convertidores estáticos entre otros [Kundur, 1994, CIGRE, 1996].

Éstas involucran movimiento angular relativo de los elementos rotatorios de una unidad generadora, con las frecuencias fluctuando entre 4 y 59 Hz. El sistema mecánico de un turbogenerador tiene un amortiguamiento mecánico inherente muy pequeño [CIGRE, 1996].

La habilidad de un sistema de excitación para generar estas oscilaciones será mayor entre mayor sea el ancho de banda, debido a que estos sistemas son una fuente de amortiguamiento negativo en cualquiera de las frecuencias naturales torsionales y podrían desestabilizar uno ó más modos torsionales. Si el sistema de excitación tiene altas ganancias y constantes de tiempo muy pequeñas, las oscilaciones pueden crecer rápidamente hasta causar daño por fatiga en los ejes [CIGRE, 1996].

Los operadores del sistema deben reconocer las oscilaciones torsionales cuando éstas ocurran, debido a que los aparatos de medición quizás no respondan a estas frecuencias. El análisis de estas oscilaciones requiere de modelos muy complejos tanto de la máquina síncrona, como de los sistemas de excitación en comparación con los requeridos para las oscilaciones locales [Kundur, 1994, CIGRE, 1996].

Aunque cualquiera de estas categorías puede existir simultáneamente [Kundur, 1994, CIGRE, 1996], el análisis de las oscilaciones de modo torsional está fuera del alcance del presente trabajo. Una clasificación de las oscilaciones de baja frecuencia en sistemas de potencia se presenta de forma gráfica en la Fig. 2.1.

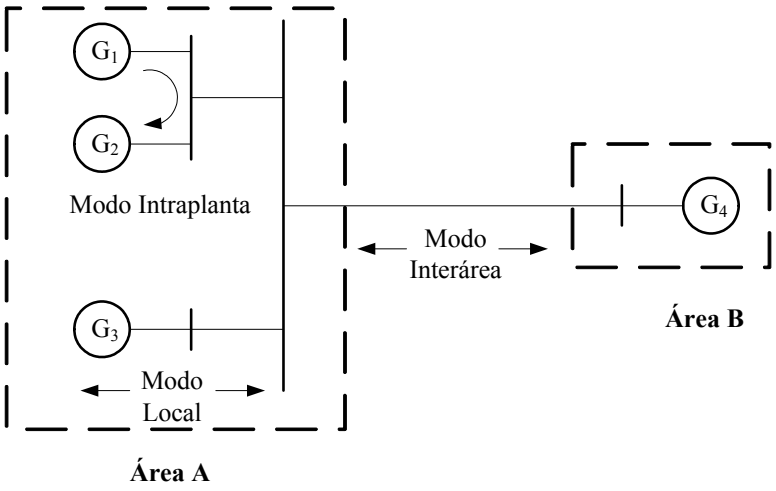


Fig. 2.1 Clasificación de las oscilaciones de baja frecuencia en sistemas eléctricos de potencia de acuerdo a su interacción (Adaptada de [Pai et al., 2005]).

2.2.2 Clasificación de las oscilaciones de los SEP's de acuerdo a su origen

Esta clasificación se basa en el evento o condiciones de operación que las originan. Existen 3 tipos de oscilaciones que han sido encontrados [CIGRE, 1996]:

Oscilaciones espontáneas

Ocurren bajo condiciones ambiente del sistema. Usualmente crecen despacio, de niveles bajos, sin ningún evento inicial claramente definido.

Oscilaciones transitorias

Son ocasionadas por un disturbio como la pérdida de generación, carga o por la aparición de cortocircuitos. Tienden a ser elevadas en un principio y son pobremente amortiguadas si la red post-disturbio está altamente estresada.

Oscilaciones forzadas

Se originan a través de procesos exógenos a los lazos de control de estabilidad convencional. Éstas son usualmente producidas durante un disturbio a través de una apertura retrasada de una línea que conecta islas asíncronas. Estas oscilaciones tienden a ser grandes en su inicio, y persisten hasta que la formación de las islas ha sido completada. Pueden ser producidas por la pulsación de cargas.

2.3 LAS OSCILACIONES DE BAJA FRECUENCIA Y SU RELACIÓN CON LA ESTABILIDAD DE SISTEMAS DE POTENCIA

2.3.1 Introducción: estabilidad de sistemas de potencia

El Sistema Eléctrico de Potencia (SEP) es un sistema dinámico en el cual los valores de sus parámetros (impedancias, etc.) y variables principales (voltajes, corrientes, potencias activa y reactiva y frecuencia) varían en el tiempo. Estas variaciones son conocidas comúnmente como *disturbios*[2] [Ruiz, 2005].

La mayor parte de los disturbios que ocurren en el SEP se deben a cambios por variaciones normales de la carga y/o acciones programadas por los ingenieros encargados de la operación del SEP para realizar el mantenimiento de elementos de la red de transmisión y plantas generadoras. En la figura 2.2 se muestra un ejemplo de la variación normal de la carga con respecto al tiempo, la curva de demanda horaria del área de control central del Sistema Eléctrico Mexicano para dos días diferentes de 1995 [Ruiz, 2005].

[2] "Un disturbio en un Sistema Eléctrico de Potencia es un cambio repentino o una secuencia de cambios en uno o más de los parámetros del sistema, o bien, en una o más de las variables de operación" [IEEE, 1982].

En la figura 2.2 se puede observar claramente que la variación de la carga no solamente es horaria sino que también varía estacionalmente y además depende del calendario de días laborales (el primero de enero es feriado, mientras que el primero de junio es laboral).

Aunque siempre estén ocurriendo cambios en el SEP, es conveniente considerar que en ciertos períodos de tiempo éste funciona en *estado estacionario*, es decir, que para propósitos de análisis tanto los parámetros como las variables son considerados constantes [IEEE, 1982].

El SEP también está sujeto usualmente a disturbios *repentinos e impredecibles* debidos a fallas en el mismo que pueden ser provocadas por descargas atmosféricas en las líneas de transmisión y subestaciones, cortocircuitos causados por el roce de las ramas de un árbol con las líneas de transmisión, vandalismo, una mala operación humana, fenómenos catastróficos como los terremotos y otras causas[3].

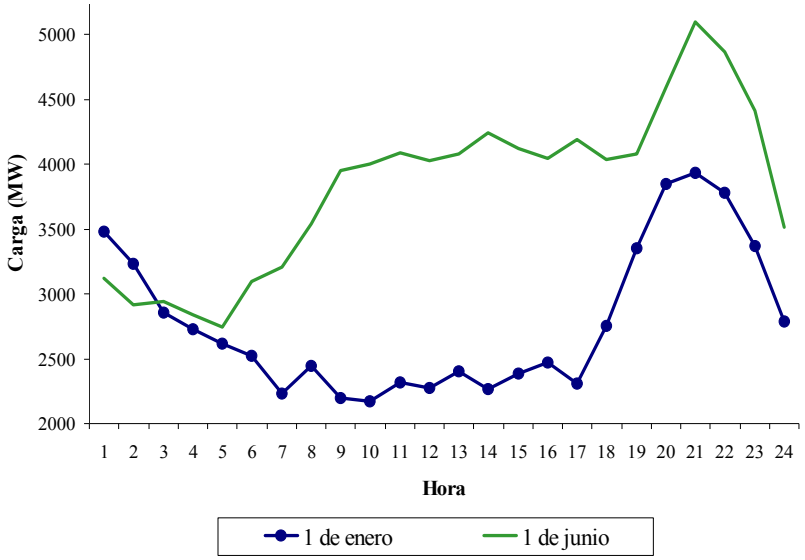


Fig. 2.2 Curvas de demanda horaria del área de control central del Sistema Eléctrico Mexicano para dos días diferentes de 1995 (adaptado de [Ruiz-Vega, 2002]).

La estabilidad de los Sistemas Eléctricos de Potencia (SEP) se define actualmente de la siguiente manera:

La estabilidad del sistema de potencia es su habilidad para permanecer en un estado de operación aceptable después de estar sujeto a disturbios repentinos, programados o normales [IEEE, 2004].

En esta definición se asume que en el *período transitorio*, entre los estados estacionarios inicial (antes del disturbio) y final (después del disturbio), el amortiguamiento y las

[3] Una descripción muy detallada de las diferentes causas de los disturbios posibles en Sistemas Eléctricos de Potencia es presentada en [Knight, 2001].

variables principales del SEP permanecen limitadas por sus valores admisibles y tienen un impacto pequeño en la calidad del servicio eléctrico. En el *estado de operación aceptable,* al que finalmente llega el SEP, los valores de voltaje y frecuencia permanecen dentro de sus límites normales y todos los generadores síncronos operan en sincronismo [Ruiz, 2005].

Es útil para el análisis y control de los problemas de estabilidad clasificarlos de acuerdo a diferentes criterios. En la siguiente sección se da una descripción de los tipos de estabilidad.

2.3.2 Clasificación de la estabilidad en sistemas eléctricos de potencia

Aunque la estabilidad del SEP es un problema único, es conveniente clasificarla utilizando diferentes criterios, esto con el objetivo de facilitar el diseño de medidas de control adecuadas para resolver los diferentes tipos de inestabilidades que pueden ocurrir. La gran dimensión del SEP y su complejidad provoca que ante una falla se presente más de una forma de inestabilidad, y que a veces sea difícil distinguir entre los diferentes tipos de inestabilidad. Sin embargo, la estabilidad del sistema de potencia ante un evento se debe clasificar según el *fenómeno dominante que inicia la inestabilidad* el cual puede ser una inestabilidad angular, de frecuencia o de voltaje [Kundur and Morison, 1997].

La figura 2.3 presenta la última clasificación de la estabilidad propuesta por un comité del CIGRE y el IEEE en [IEEE, 2004]. La clasificación de la estabilidad en diferentes categorías se puede justificar desde un punto de vista más formal, en el marco de la teoría de estabilidad de sistemas, utilizando el concepto de *estabilidad parcial*, desarrollado por Lyapunov [Vorotnikov, 1998, Rumyantsev and Osiraner, 1987, Rouche et al., 1977, IEEE, 2004]. Este concepto relaja la condición de estabilidad (utilizada para declarar a un sistema como estable) desde una condición que requiere que *todas* las variables del sistema sean estables, a otra que requiere que *solamente un subconjunto* de variables sean estables. Esta formulación es adecuada en muchos sistemas de ingeniería, entre ellos el SEP.

En la figura 2.3 se pueden observar los diferentes tipos de clasificación de la estabilidad de un SEP, los cuales van de acuerdo a los siguientes criterios:

- La naturaleza física del problema y el parámetro principal en el que se puede observar la inestabilidad.

- El tamaño del disturbio que inicia el problema de inestabilidad.

- El período de tiempo en el que se desarrolla la inestabilidad del sistema.

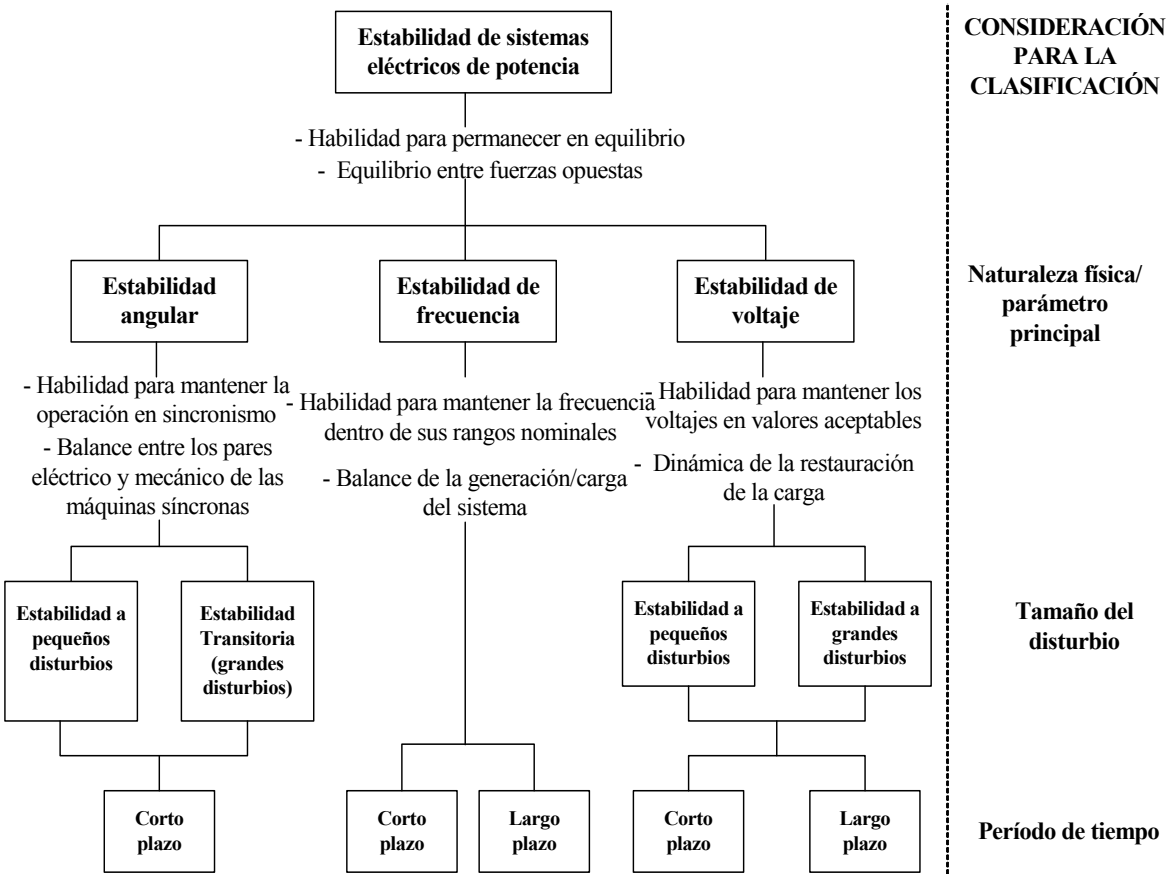


Fig. 2.3 Clasificación de los problemas de inestabilidad en los Sistemas Eléctricos de Potencia (Adaptado de [Ruiz-Vega, 2002, IEEE, 2004]).

A continuación se dan algunas definiciones más concretas de los diferentes tipos de estabilidad mostrados en la figura 2.3, que están de acuerdo a *la naturaleza física del problema*:

> ***Estabilidad Angular:*** es la habilidad del SEP de permanecer en una operación en sincronismo[4] después de estar sujeto a un disturbio. Depende de la habilidad de mantener o restaurar el equilibrio entre los pares mecánico y electromagnético de *todas* las máquinas síncronas del SEP [Kundur and Morison, 1997].
>
> ***Estabilidad de frecuencia:*** es la habilidad del SEP para mantener el valor de la frecuencia dentro de un rango normal, después de estar sometido a un disturbio que puede o no haber resultado en la separación del sistema de potencia interconectado en subsistemas aislados. Depende de la habilidad de restaurar el balance entre las potencias totales de generación y carga de los diferentes subsistemas con un mínimo de pérdida de carga [Kundur and Morison, 1997].

[4] Se dice que un SEP opera en sincronismo si la frecuencia eléctrica promedio de cada una de las máquinas síncronas del sistema es igual a la frecuencia del nodo de la red de corriente alterna a la cual están conectadas [IEEE, 1982].

> ***Estabilidad de Voltaje:*** es la habilidad de los subsistemas de generación y transmisión para restaurar las potencias de las cargas y alcanzar valores aceptables de voltaje en los nodos del sistema después de un disturbio. "*La inestabilidad de voltaje es causada por el intento de las cargas de restaurar su consumo de energía a un valor mucho mayor que el de la capacidad combinada de los sistemas de generación y transmisión*" [Van Cutsem and Vournas, 1998].

El segundo criterio de clasificación se refiere al tamaño del disturbio que inicia al problema de estabilidad. Como se puede apreciar a continuación, la definición del tamaño de un disturbio es aparentemente confusa [IEEE, 1982]:

> *Un disturbio es clasificado como pequeño si es posible analizar sus consecuencias utilizando un modelo lineal del sistema. En caso contrario, se clasifica como un gran disturbio.*

Sin embargo, cumple muy bien su función, ya que lo que define el tamaño de un disturbio es **que los resultados de un análisis utilizando el modelo lineal del sistema sean válidos al estudiar el sistema real (no-lineal)**.

Las técnicas de análisis utilizando los modelos lineal y no–lineal son complementarias, y la comprensión de las causas e identificación de las posibles soluciones a la mayoría de los problemas de estabilidad requiere de una utilización coordinada de ambas. Las técnicas que emplean los modelos lineales son muy atractivas, ya que presentan muchas ventajas, entre las que podemos citar *la disponibilidad de técnicas de sensibilidad* que son capaces de identificar a los elementos que causan el problema de estabilidad y a los que tienen una influencia importante en el fenómeno para resolver las inestabilidades. Son técnicas en las que además se tiene una experiencia amplia; sin embargo, como se menciona en la definición del tamaño del disturbio, sus resultados no siempre son válidos cuando se analiza la respuesta del SEP ante un disturbio dado [Ruiz, 2005].

Es por esto que una rama importante de la investigación actual consiste en desarrollar métodos no-lineales de análisis de la estabilidad que provean medidas de sensibilidad útiles en el diseño de controles adecuados para resolver problemas de estabilidad.

El período de tiempo de interés en el que se desarrollan los problemas de inestabilidad se muestra en la figura 2.4, con respecto a las bandas de frecuencia de los diferentes fenómenos dinámicos presentes en los SEP.

Los fenómenos rápidos (***estabilidad de corto plazo***) requieren analizar períodos de tiempo desde algunos milisegundos hasta 15 ó 20 segundos, mientras que los fenómenos más lentos (***estabilidad de largo plazo***) pueden requerir que el período de análisis se amplíe hasta 15 minutos o más.

Es importante observar que los diferentes tipos de inestabilidades se desarrollan en períodos de tiempo específico. Por ejemplo, en la figura 2.4 se muestra que las inestabilidades angulares se desarrollan siempre en el corto plazo (en períodos de tiempo de hasta 20 segundos), mientras que los problemas de estabilidad de frecuencia y de voltaje pueden desarrollarse tanto en el corto como en el largo plazo, independientemente del tamaño del disturbio.

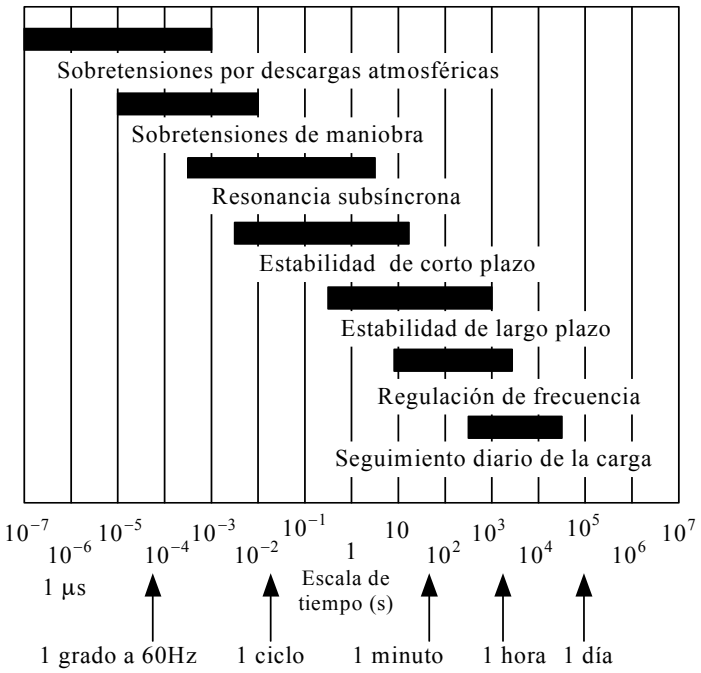


Fig. 2.4 Ubicación de los problemas de estabilidad en las bandas de frecuencia de los diferentes fenómenos dinámicos de los sistemas eléctricos de potencia (Adaptado de [Anderson et al., 1990]).

De manera muy rigorista, se podría especificar que para estudiar los problemas dinámicos de los SEP se tiene que utilizar un modelo en el que todos los elementos (líneas de transmisión, generadores y cargas) estuvieran representados por ecuaciones diferenciales ordinarias no lineales (debido a que todos los elementos se representan por sus parámetros concentrados).

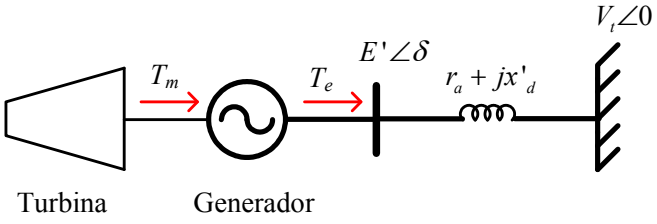
Sin embargo, la diferencia entre los períodos de tiempo en los que se desarrollan los fenómenos dinámicos permite hacer una descomposición en el tiempo del complejo fenómeno de la estabilidad (utilizando un razonamiento del tipo de perturbaciones singulares [IEEE, 2004]), en el que algunas variables que han alcanzado el estado estacionario para el período de tiempo del fenómeno de interés puedan ser representadas utilizando ecuaciones algebraicas. Con esto se disminuye tanto la complejidad del modelo del SEP como su dimensión, y además se logra un aumento importante en la velocidad de solución del modelo, que por su no-linealidad se resuelve por medio de métodos numéricos [Ruiz, 2005].

Se puede observar en la figura 2.4 que los transitorios ultrarrápidos y rápidos que acontecen en las variables de la red de transmisión debidos a sobretensiones ocasionadas por descargas atmosféricas y de maniobra, alcanzan sus valores de estado estacionario antes de que el estudio de los fenómenos de estabilidad sea de interés. Esta característica dinámica del SEP de transmisión ha permitido que en la mayoría de los modelos de estabilidad se representen los elementos de la red de transmisión por ecuaciones algebraicas (la matriz de admitancias de nodos o la matriz Jacobiana del SEP) con lo que se reduce la rigidez del modelo de estabilidad, y por lo tanto, disminuyen los problemas de inestabilidad numérica.

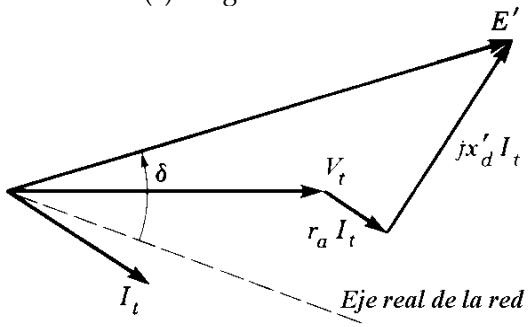
Hasta ahora se han descrito las diferentes clasificaciones de la estabilidad de sistemas de potencia; se ha observado, en general, que las consideraciones para la clasificación se hacen con el afán de mejorar la comprensión de la naturaleza física del fenómeno dinámico.

2.3.3 Problemas de estabilidad de sistemas de potencia relacionados con oscilaciones

Se han reportado diferentes tipos de inestabilidades relacionadas con las oscilaciones. Sin embargo, en [Van Cutsem and Vournas, 1998] se menciona que no se han reportado aún casos en los que el sistema se vuelva inestable en voltaje por oscilaciones crecientes. Debido a esto, se puede mencionar inicialmente que las oscilaciones están relacionadas principalmente con problemas de estabilidad angular (y posiblemente de frecuencia). Esto permite que la relación de las oscilaciones con diferentes problemas de estabilidad se pueda explicar analizando el modelo dinámico más sencillo de la máquina síncrona, el modelo clásico, mostrado en la Fig. 2.5.



(a) Diagrama unifilar



(b) Diagrama fasorial

Fig. 2.5 Diagrama unifilar del modelo clásico del generador síncrono.

El modelo clásico está formado por un equivalente de Thévenin con un voltaje de magnitud constante detrás de la reactancia transitoria de la máquina (Fig. 2.5) y la ecuación de oscilación mostrada a continuación:

$$\frac{d}{dt}(\delta) = (\omega - \omega_0) \tag{2.1}$$

$$\frac{d}{dt}(\omega) = \frac{\omega_0}{2H}\left(T_m - T_e - D\frac{\omega - \omega_0}{\omega_0}\right) \tag{2.2}$$

Con:

$$T_e = \frac{E'V_t}{x'_d} sen(\delta) \tag{2.3}$$

$$T_m = cte. \tag{2.4}$$

Donde :

δ: es la posición angular del rotor de la máquina en grados eléctricos.

ω: es la velocidad angular del rotor de la máquina en grados eléctricos por segundo.

ω_0: es la velocidad síncrona del sistema en grados eléctricos por segundo.

I_t: es la corriente en las terminales del generador síncrono en pu.

T_m: es el par mecánico (constante) entregado por la turbina al generador, en pu.

T_e: es el par eléctrico desarrollado por el generador en pu.

H: es la constante de inercia de la máquina síncrona en s.

r_a: es la resistencia de la armadura del generador síncrono en pu.

x'_d: es la reactancia transitoria de la máquina en el eje directo en pu.

E': es la magnitud (constante) del voltaje detrás de la reactancia transitoria.

D: es el coeficiente de amortiguamiento mecánico del rotor de la máquina debido a la fricción.

Si se linealizan las ecuaciones (2.1) y (2.2) utilizando una expansión en series de Taylor y despreciando los términos de segundo orden y mayores, como se muestra en las ecuaciones (2.5) y (2.6):

$$\dot{x}_i = \dot{x}_{i0} + \Delta\dot{x}_i = f_i\left[(x_0 + \Delta x), (u_0 + \Delta u)\right] \tag{2.5}$$

$$\dot{x}_i = f_i(x_0, u_0) + \frac{df_i}{dx_1}\Delta x_1 + \ldots + \frac{df_i}{dx_n}\Delta x_n + \frac{df_i}{du_1}\Delta u_1 + \ldots + \frac{df_i}{du_n}\Delta u_n \tag{2.6}$$

Se obtiene:

$$\frac{d}{dt}(\Delta\delta) = \Delta\omega \tag{2.7}$$

$$\frac{d}{dt}(\Delta\omega) = \frac{\omega_0}{2H}(\Delta T_m - K_S\Delta\delta - K_D\Delta\omega) \tag{2.8}$$

En la ecuación (2.8) se pueden identificar dos términos principales del par eléctrico: K_S que está en fase con las variaciones de ángulo y es conocido como el "par de sincronización" y K_D en fase con las variaciones de velocidad y se conoce como el "par de amortiguamiento". Estos pares están dados para el modelo clásico de un sistema de potencia tipo máquina-bus infinito por:

$$K_S = \frac{\partial}{\partial \delta}\left(T_e\right) = \frac{E' V_{t0}}{x'_d}\cos\left(\delta_0\right) \tag{2.9}$$

$$K_D = \frac{D}{\omega_0} \tag{2.10}$$

Cualquier disturbio que ocurra en el sistema causará un desbalance en los pares de la ecuación (2.8). Los pares eléctricos K_S y K_D actuarán con el objeto de disminuir el desbalance y alcanzar el equilibrio; sin embargo esto no será siempre posible y el sistema de potencia en estos casos perderá estabilidad [Kundur, 1994, Ruiz-Vega, 2002]. En el caso de la estabilidad angular, la consecuencia final será la pérdida de sincronismo del sistema. La manera en la que se desarrollará esta inestabilidad está ligada a una componente específica del par eléctrico, permitiendo de esta manera una primera clasificación [Ruiz-Vega, 2002]:

- **Inestabilidad de primera oscilación**, la cual está relacionada principalmente con la falta de par de sincronización, y se manifiesta como una desviación aperiódica del ángulo del rotor de una máquina o un grupo de máquinas que pierde sincronismo.
- **Inestabilidad después de oscilaciones múltiples**, la cual está relacionada con un par de amortiguamiento insuficiente, y resulta en una inestabilidad oscilatoria de una máquina o un grupo de máquinas que pierde sincronismo.

Esta primera clasificación de los problemas de inestabilidad angular permite hacer varias observaciones interesantes [Ruiz, 2005]:

1) Las oscilaciones están relacionadas con problemas de estabilidad debidos a una falta de par de amortiguamiento. La solución de estos problemas, por lo tanto, requiere aplicar medidas de control que aumenten el par de amortiguamiento, haciendo que el sistema no solamente sea estable (positivo), sino que el valor del amortiguamiento de las oscilaciones de interés cumpla con criterios de confiabilidad ó seguridad establecidos por las compañías eléctricas (ver § 2.3.4).
2) Los problemas de oscilaciones no están ligados solamente a pequeños disturbios. Tradicionalmente se han relacionado las oscilaciones a problemas de estabilidad de "pequeña señal", ante "disturbios pequeños", etc., debido a que el método de análisis tradicional se basa en el eigenanálisis de un modelo

lineal del sistema válido solamente para este tipo de disturbios. Sin embargo, como se puede observar en la clasificación de problemas de estabilidad angular, ésta no está limitada a pequeños disturbios, de la misma manera que la clasificación de oscilaciones debido a su origen (ver § 2.2.3) solamente un tipo de oscilaciones (las espontáneas) es debida a pequeños disturbios, mientras que las dos restantes (las oscilaciones transitorias y forzadas) se deben a grandes disturbios.

Es por esto necesario hacer énfasis en que las oscilaciones, aunque pueden ser analizadas utilizando técnicas de sistemas lineales, son un fenómeno que aparece en un sistema no lineal, y que esta característica hace que sea siempre necesaria la validación de los resultados del análisis lineal con otros utilizando métodos que empleen los modelos no lineales del sistema (ver § 2.3.2). De hecho, la mayoría de los métodos que están desarrollando en la actualidad grupos de investigación alrededor del mundo tratan de incluir las no linealidades en el análisis de las oscilaciones. Por ejemplo, en el caso del análisis modal, el método de las formas normales incluye más términos de la serie de Taylor utilizada para linealizar el modelo del sistema, intentando mantener la simplicidad del análisis modal tradicional [Martínez et al., 2004, Sánchez Gasca et al., 2005]. Los nuevos métodos de estabilidad transitoria que analizan directamente el modelo no lineal del sistema se están mejorando para incluir el análisis y control de oscilaciones en línea de simulaciones estables, desde el punto de la estabilidad transitoria [Ruiz-Vega et al., 2004, Juárez et al., 2006], mientras que la tendencia en los métodos de identificación modal (ver § 2.3.2) es el desarrollo de técnicas que puedan analizar oscilaciones no lineales y no estacionarias presentes en simulaciones y mediciones fasoriales sincronizadas de eventos que ocurren en el sistema eléctrico de potencia [Ruiz-Vega et al., 2005, Messina and Vittal, 2006, Messina et al., 2006].

La consecuencia de la inestabilidad angular es la separación de las máquinas del sistema en dos grupos. Una segunda clasificación de la inestabilidad se puede hacer tomando en consideración si el grupo de máquinas que causan la pérdida de sincronismo (las máquinas críticas o CM) se aceleran o se desaceleran con respecto a las máquinas restantes en el sistema (máquinas no-críticas o NM) [Ruiz-Vega, 2002]:

- **La inestabilidad por aceleración** ("*Up-swing instability*" en inglés) es el caso de inestabilidad en el cual el sincronismo se pierde por la aceleración del grupo crítico de máquinas.

- **La inestabilidad por desaceleración** ("*Back-swing instability*" en inglés) es el caso de inestabilidad en el cual el sincronismo se pierde por la desaceleración del grupo crítico de máquinas.

Una tercera clasificación de inestabilidades se puede hacer de acuerdo al número de máquinas del sistema que pierden sincronismo [Ruiz-Vega, 2002]:

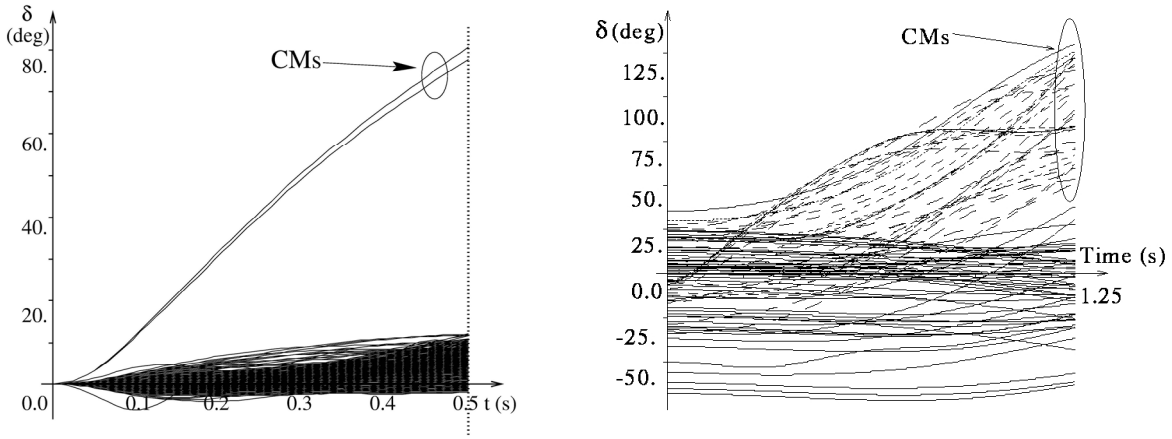
- **Inestabilidad de modo planta** se refiere a problemas de estabilidad en los cuales una máquina o varias máquinas pertenecientes a la misma planta

- **Inestabilidad de modo interárea** se refiere a un caso de inestabilidad en el que un grupo grande de máquinas síncronas se separa del resto del sistema.

Esta clasificación de los problemas de inestabilidad angular permite hacer algunas observaciones adicionales [Ruiz, 2005]:

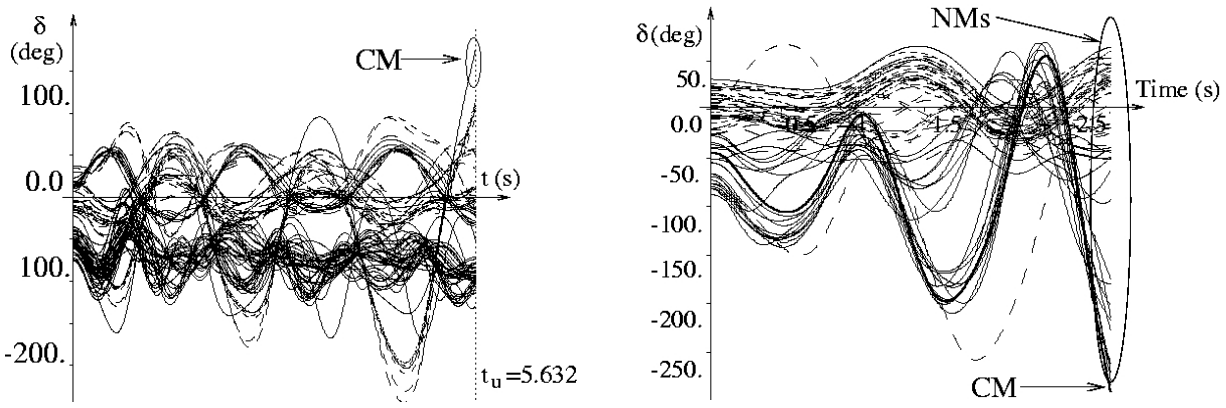
Al clasificar los problemas de inestabilidad se requieren utilizar combinaciones de las categorías presentadas anteriormente. En esta clasificación, la pérdida de estabilidad se puede dar de manera oscilatoria, pudiendo estos problemas ser clasificados como oscilaciones locales (modo planta) u oscilaciones interárea (modo interárea) inestables (ver § 2.2.1). También es importante recordar que en el análisis de las oscilaciones, las oscilaciones estables son de especial interés, ya que son más difíciles de identificar y deben cumplir con requisitos de confiabilidad y seguridad establecidos por las compañías eléctricas (ver § 2.3.4) que aseguren una buena calidad del proceso transitorio entre dos estados estacionarios de operación (ver § 2.3.1) [Ruiz, 2005].

Algunos ejemplos de inestabilidades angulares y fenómenos de oscilación encontrados en la simulación de modelos realistas de sistemas de potencia de gran escala y mediciones fasoriales sincronizadas se muestran en las Fig. 2.6, 2.7 y 2.8.



a) Inestabilidad transitoria de modo planta. b) Inestabilidad transitoria interárea.

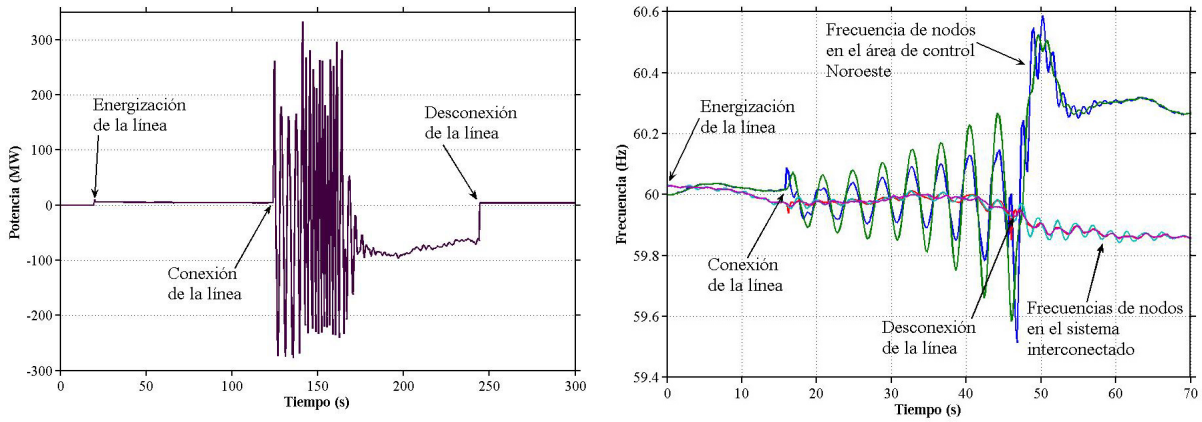
Fig. 2.6 Inestabilidades angulares de primera oscilación. a) Sistema A del EPRI, modelo detallado con 627 máquinas síncronas. b) Sistema C del EPRI, modelo detallado con 88 máquinas síncronas. (Adaptado de [Pavella et al., 2000, Ruiz-Vega et al., 2002]).



a) Oscilaciones transitorias de la inestabilidad por aceleración.

b) Oscilaciones transitorias de la inestabilidad por desaceleración.

Fig. 2.7 Inestabilidades angulares de modo planta, después de oscilaciones múltiples. a) Sistema de potencia de Hydro-Québec, modelo detallado con 94 máquinas síncronas. b) Sistema de potencia Sud-Sudeste de Brasil, modelo detallado con 57 máquinas síncronas. (Adaptado de [Pavella et al., 2000, Ruiz-Vega et al., 2002]).



a) Oscilaciones forzadas interárea.

b) Oscilaciones espontáneas interárea.

Fig. 2.8 Mediciones fasoriales sincronizadas de fenómenos de oscilaciones interárea en el Sistema Eléctrico Mexicano. a) Interconexión accidental fuera de fase del Área de Control NOroeste (ACNO) con el Sistema Interconectado Nacional (SIN) de México en 2003 (Adaptado de [Ruiz-Vega et al., 2005, Messina et al., 2006]). b) Interconexión correcta del ACNO con el SIN de México (Adaptado de [Ruiz-Vega and Enríquez-Harper 2005, González et al., 2007]).

Las Fig. 2.6 y 2.7 muestran los resultados de simulaciones en el tiempo de modelos de sistemas eléctricos de potencia realistas de gran escala [Ruiz-Vega, 2002]. Ambas figuras presentan casos de inestabilidad angular por aceleración. La Fig. 2.6 muestra dos casos de inestabilidad debidos a la falta de par de sincronización (K_S en (2.8), ver (2.9)), en las que el sistema se vuelve inestable en la primera oscilación. La Fig. 2.6a) muestra una inestabilidad de modo planta, en la que dos máquinas pertenecientes a la misma planta generadora pierden sincronismo con respecto a las 625 máquinas

restantes. En la Fig. 2.6b) se presenta una inestabilidad de primera oscilación de modo interárea, en la que un grupo importante de generadores síncronos (38 máquinas) se separa de los generadores restantes (50 máquinas).

En la Fig. 2.7 se presentan oscilaciones inestables transitorias de modo planta (creadas por una falla, ver § 2.2.3), en las que un generador del sistema pierde sincronismo por aceleración (Fig. 2.7a)) y por desaceleración (Fig. 2.7b)). Aunque un solo generador pierde sincronismo, se pueden observar oscilaciones mal amortiguadas o inestables no coherentes de diferentes máquinas de los sistemas simulados, sobre todo en la Fig. 2.7a). Este tipo de problemas de oscilaciones locales se puede analizar utilizando sistemas equivalentes tipo máquina bus infinito como los presentados en el Capítulo 3 de este trabajo.

Es importante mencionar que, con el objeto de tener una mejor apreciación de las oscilaciones, los resultados de las simulaciones en el tiempo de las Fig. 2.6 y 2.7 se representaron en diferentes marcos de referencia del sistema. La utilización de estos marcos de referencia ha sido muy útil en el análisis de la estabilidad angular transitoria, y algunos métodos de análisis requieren forzosamente del empleo de un marco específico [Ruiz-Vega, 2002]. Debido a esto, en el Capítulo 4 de este trabajo se estudia el efecto de los marcos de referencia en los resultados del análisis de oscilaciones.

La Fig. 2.8 muestra mediciones fasoriales sincronizadas de dos interconexiones diferentes del ACNO con el SIN de México (ver Fig. 1.1) [Ruiz-Vega and Enríquez-Harper 2005, González et al., 2007]. La Fig. 2.8a) muestra oscilaciones forzadas de potencia en la línea de interconexión cuando los dos sistemas se interconectaron accidentalmente fuera de fase. Como se observa en esta figura, las oscilaciones cesaron al desconectarse la línea y completarse la separación de ambos sistemas. Estas oscilaciones fueron especialmente interesantes debido a que fueron no estacionarias (la frecuencia de las oscilaciones cambiaba con el tiempo) y altamente no lineales, lo que permitió ensayar técnicas mejoradas de identificación modal [Ruiz-Vega et al., 2005, Messina and Vittal, 2006, Messina et al., 2006]. En la Fig. 2.8b) se presentan oscilaciones inestables espontáneas de frecuencia que ocurrieron al momento de interconectar ambos sistemas. Este tipo de oscilaciones es de los más difíciles de analizar, al no tener una causa aparente de operación, y se puede clasificar como un problema de estabilidad ante pequeños disturbios, a diferencia de todos los otros fenómenos presentados en las Fig. 2.6 a 2.8, los cuales fueron resultados de fallas. Los problemas de oscilaciones presentados en las Fig. 2.7 y 2.8 son resultado de un par de amortiguamiento insuficiente.

El problema de las oscilaciones espontáneas interárea presentado en la Fig. 2.8b) fue resuelto de manera adecuada por un grupo amplio de especialistas de la Comisión Federal de Electricidad, permitiendo la interconexión permanente del ACNO con el SIN desde 2005 [González et al., 2007].

2.3.4 Criterios de seguridad relacionados con las oscilaciones de baja frecuencia

Para especificar los criterios de seguridad para oscilaciones de baja frecuencia se deben presentar primero las características principales de este tipo de problemas dinámicos. Esto se puede realizar fácilmente si se retoman las ecuaciones del modelo clásico de la máquina síncrona del sistema tipo máquina-bus infinito de la Fig. 2.5, expresadas en forma matricial de la forma:

$$\frac{d}{dt}\begin{pmatrix}\Delta\delta\\ \Delta\omega\end{pmatrix}=\begin{bmatrix}0 & 1\\ -\frac{\omega_0}{2H}K_S & -\frac{\omega_0}{2H}K_D\end{bmatrix}\begin{pmatrix}\Delta\delta\\ \Delta\omega\end{pmatrix}+\begin{bmatrix}0\\ \frac{\omega_0}{2H}\end{bmatrix}\Delta T_m \tag{2.11}$$

La ecuación (2.11) es un modelo de estado de la forma $\dot{\mathbf{x}}=\mathbf{Ax}+\mathbf{Bu}$. La función de transferencia del sistema, tomando la variable $\Delta\delta$ como salida es mostrada en la Fig. 2.9 y está dada por la siguiente ecuación ("s" es el operador de Laplace):

$$\frac{\Delta\delta}{\Delta T_m}=\frac{\omega_0/2H}{s^2+s\left(\frac{K_D\omega_0}{2H}\right)+\frac{K_S\omega_0}{2H}} \tag{2.12}$$

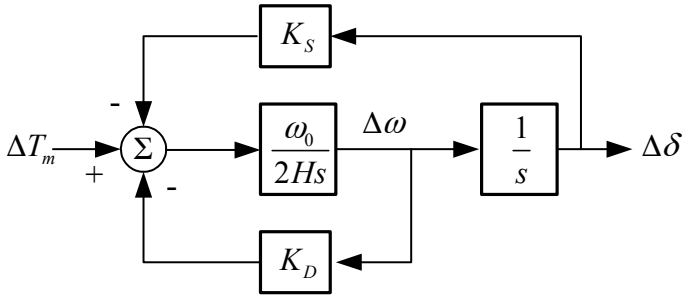


Fig. 2.9 Diagrama a bloques del modelo clásico de un sistema tipo máquina-bus infinito (Adaptado de [Kundur, 1994]).

La ecuación característica de la función de transferencia (2.12) tiene la forma general:

$$s^2+s\left(2\zeta\omega_n\right)+\omega_n^2 \tag{2.13}$$

Por lo que se puede deducir por comparación, que las oscilaciones de este modelo tendrán las siguientes características:

Frecuencia natural de oscilación ω_n:

$$\omega_n=\sqrt{\frac{K_S\omega_0}{2H}} \tag{2.14}$$

Relación de amortiguamiento ζ en por ciento:

$$\zeta=\frac{1}{2}\frac{K_D\omega_0}{\sqrt{K_S 2H\omega_0}}\text{x}100 \tag{2.15}$$

A partir de este desarrollo sencillo, se puede comprobar que las oscilaciones son fenómenos inherentes de los sistemas de potencia que contienen máquinas síncronas. También se observa que si en un sistema se tienen "n" variables de estado, existen n-1 modos de oscilación. En este sistema de dos variables, se tiene un modo natural de oscilación con una frecuencia natural ω_n.

La relación de amortiguamiento ζ determina el grado de decaimiento de la amplitud de la oscilación, y es una de las variables en las que se miden los criterios de seguridad relacionados con las oscilaciones. Una segunda medida utilizada es la constante de tiempo en segundos, la cual designa el tiempo en el que la amplitud de la oscilación cae a 0.37% de su valor inicial [Kundur, 1994].

En sistemas que experimentan problemas de oscilaciones mal amortiguadas se establecen criterios de seguridad llamados "criterios de desempeño del amortiguamiento" para clasificar las oscilaciones como "seguras" e "inseguras" [CIGRE, 1996]. Como se ha mencionado anteriormente, aún y cuando las oscilaciones existentes sean estables y tengan amortiguamiento positivo, tienen que cumplir con el criterio de amortiguamiento mínimo establecido, expresado en términos de la relación de amortiguamiento ζ, la constante de tiempo ó en términos del tiempo en el que la oscilación se amortigua a un porcentaje establecido de su amplitud inicial. Algunos ejemplos del criterio de amortiguamiento son [CIGRE, 1996]:

- En Australia, para los sistemas de Nueva Gales del Sur, Victoria, el área hidráulica de las Montañas Nevadas y el sur de Australia, "el amortiguamiento del sistema se considera adecuado si, después de la contingencia sencilla más crítica, las simulaciones indican que el tiempo para que la oscilación electromecánica menos amortiguada descienda al 50% de su amplitud inicial no sea mayor a 5 segundos".

- En el sistema de potencia de Queensland, el amortiguamiento del sistema es considerado adecuado si todos los modos electromecánicos tienen una relación de amortiguamiento calculada de 5%.

- En ELSAM (Dinamarca), el criterio de estabilidad del sistema requiere que las oscilaciones deben estar completamente amortiguadas en un período de tiempo de 10 a 20 segundos.

- En Ontario Hydro, la experiencia operacional ha demostrado que los estados de operación con oscilaciones con una relación de amortiguamiento menor del 3% deben ser aceptadas con cautela.

- En el WSCC de Estados Unidos, se definen varios niveles de índices de desempeño después de un gran disturbio. La mayoría de ellos requieren solamente que el amortiguamiento del sistema sea positivo.

La Fig. 2.10 presenta de manera gráfica el concepto de los criterios de seguridad basados en el amortiguamiento de las oscilaciones de baja frecuencia.

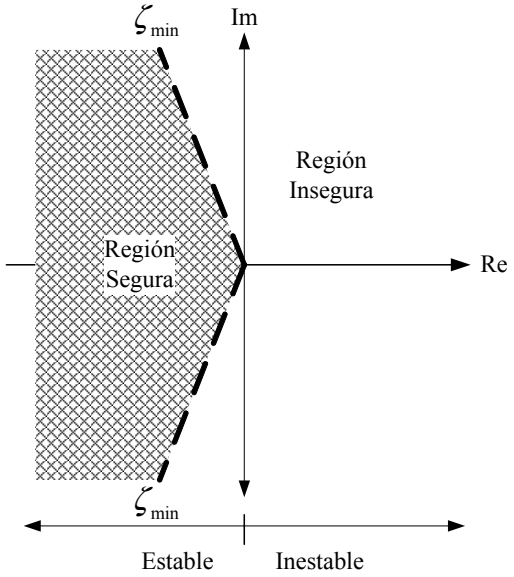


Fig. 2.10 Representación gráfica del criterio de seguridad para oscilaciones de baja frecuencia en sistemas eléctricos de potencia.

En la Fig. 2.10 se representan, en el plano complejo, las regiones segura e insegura de operación del sistema eléctrico de potencia. Las regiones están limitadas por dos líneas rectas punteadas, las cuales representan los estados de operación en los que las oscilaciones críticas (las menos amortiguadas del sistema) cumplen con el "criterio de desempeño del amortiguamiento" establecido para el sistema de potencia en particular, al tener un amortiguamiento igual al mínimo aceptable ζ_{min}.

El valor específico del amortiguamiento mínimo aceptable es un criterio convencional que es establecido por organismos reguladores, las mismas compañías eléctricas o por oficinas gubernamentales a cargo de vigilar la operación correcta del sistema de potencia. Se puede observar en la Fig. 2.10 que cuando el criterio de seguridad requiere que el amortiguamiento mínimo aceptable sea simplemente positivo ($\zeta_{min} > 0$), la región de operación segura coincide exactamente con su región estable de operación, el semiplano complejo izquierdo (sin considerar el eje, en el cual $\zeta = 0$).

En la mayoría de los sistemas de potencia que tienen problemas con oscilaciones pobremente amortiguadas o inestables, la región segura de operación se restringe al establecer criterios de seguridad que requieren valores mínimos de amortiguamiento positivo específicos (ζ_{min} = 3%, 5%, etc.), con lo que una parte cada vez más importante de la región estable de operación se clasifican como condiciones de operación inaceptables desde el punto de vista de la seguridad de sistemas de potencia. En México, sin embargo, aunque se han experimentado problemas de oscilaciones inestables, no existe actualmente ningún criterio de seguridad oficial relacionado con el amortiguamiento de las oscilaciones.

2.4 MÉTODOS DE ANÁLISIS DE LAS OSCILACIONES DE BAJA FRECUENCIA

En el caso particular del estudio de las oscilaciones de baja frecuencia en un SEP, se debe tomar en cuenta que para poder tener un entendimiento completo de este fenómeno se requiere el uso combinado de una serie de herramientas analíticas, entre las que encontramos herramientas especializadas como el análisis modal y la identificación modal, al mismo tiempo que se utilizan herramientas más convencionales tales como el estudio de flujos de carga y simulaciones de estabilidad transitoria. Esto se hace de una forma coordinada, de tal forma que todos los aspectos del comportamiento dinámico del sistema sean tomados en cuenta y, si es el caso, se puedan proponer cambios en los sistemas de control y procedimientos de operación para asegurar la seguridad del sistema.

Una gran cantidad de técnicas matemáticas y herramientas especializadas para el análisis de las oscilaciones de los SEP's han sido propuestas; no obstante, estas herramientas se dividen básicamente en dos grupos básicos:

- Análisis Modal
- Identificación Modal

Los métodos convencionales más importantes que caen dentro de la clasificación anterior son descritos en las siguientes secciones del presente capítulo.

2.4.1 Métodos de análisis modal

Los métodos de análisis modal involucran la determinación de los modos característicos de oscilación a partir de un modelo linealizado del sistema alrededor de un punto de operación específico. Este tipo de análisis es usado para determinar la naturaleza de las oscilaciones y suministrar información requerida para diseñar un sistema de control suplementario a los ya existentes ó determinar la sintonización adecuada para un control existente.

El análisis modal utiliza técnicas de eigenvalores para determinar la estabilidad ante pequeños disturbios. Este método forma la matriz de estado del sistema y entonces usa una subrutina para el cálculo de los eigenvalores de la matriz. La subrutina más comúnmente usada es la que usa el método de la transformación QR, desarrollada por Francis [Francis, 1966]. El método es robusto y converge rápido y está disponible en un número amplio de códigos comerciales.

El análisis modal está basado en el análisis de estabilidad por el primer método de Lyapunov, el cual establece que la estabilidad ante pequeños disturbios de un sistema no lineal está determinada por los eigenvalores de la matriz de estado (las raíces de la ecuación característica del sistema lineal de primeras aproximaciones) [Kundur, 1994]:

1. Cuando los eigenvalores tienen parte real negativa, el sistema original es asintóticamente estable.

2. Cuando al menos uno de los eigenvalores tiene una parte real positiva, el sistema original es inestable.

3. Cuando los eigenvalores tienen parte real igual a cero no es posible concluir nada en base a la primera aproximación.

Análisis modal básico y formulación

La simulación de un SEP es ahora un procedimiento rutinario en la planeación y operación de este mismo. Para esto se utilizan ecuaciones algebraicas-diferenciales no lineales para representar los dispositivos dinámicos y la red de transmisión del sistema de potencia [Kundur, 1994, CIGRE, 1996]. Las ecuaciones del modelo del sistema están en la forma general:

$$\begin{aligned} \frac{dx}{dt} &= f\left(x, v, d\right) \\ 0 &= g\left(x, v\right) \\ y &= h\left(x, v\right) \end{aligned} \tag{2.16}$$

Donde:

x : Es un vector de variables de estado.

v : Vector de voltajes de red.

d : Vector de disturbios ó entradas de control.

y : Vector de salidas monitoreadas de control ó información.

f : Representa las características dinámicas no lineales de los componentes de la dinámica del sistema.

g : Representa las ecuaciones de la red no lineales.

h : Representa la ecuación de salida no lineal.

El conjunto anterior de ecuaciones es linealizado alrededor de un punto de operación por medio del método de las series de Taylor. Para llevar a cabo este procedimiento existen básicamente 4 opciones:

- Diferenciación analítica alrededor de un punto de operación (empleada en este trabajo).
- Diferenciación numérica.
- Diferenciación automática.
- Diferenciación analítica alrededor de un punto de operación utilizando términos de segundo orden.

La razón por la que se decidió utilizar la diferenciación analítica por encima de los métodos que recurren a la diferenciación numérica [Pai et al., 2005] ó la diferenciación

automática [Barret et al., 1997] recae en el hecho de que se considera ventajoso disponer de programas en el dominio del tiempo y de cálculo de eigenvalores en una formulación analítica independiente, para permitir una comparación entre ambas formulaciones.

Particularmente el método de diferenciación numérica, aunque es fácil de implementar, en algunos casos es muy susceptible a inexactitudes asociadas a los procesos de integración y principalmente a la magnitud de la perturbación considerada [Kamberé et al., 2005].

Con respecto a la inclusión de términos de segundo orden en el método de series de Taylor tenemos que este método aún se encuentra en una etapa experimental y aunque ya se han abordado cuestiones tales como el significado físico de incluir términos de segundo orden, en que circunstancias debe ser usado, cuales son las aportaciones que este método tiene sobre el método convencional de series de Taylor, los requerimientos computacionales necesarios para su aplicación entre otros, estos deben ser investigados para un mayor número de casos [Sánchez Gasca et al., 2005].

Debido a las razones previamente expuestas las ecuaciones no lineales (2.16) son linealizadas alrededor de un punto de operación, utilizando el método de la expansión en series de Taylor, en la que se desprecian los elementos con potencias de segundo orden y mayores. Si el sistema está en estado estacionario en un punto de operación definido por x_0 y u_0, entonces ambos, $f(x_0, u_0)$ y $g(x_0, u_0)$ son cero [Kundur, 1994, CIGRE, 1996]. Las ecuaciones de estado (2.16) linealizadas son:

$$\begin{aligned} \frac{d\Delta x}{dt} &= \frac{\partial f}{\partial x}\Delta x + \frac{\partial f}{\partial u}\Delta u + \frac{\partial f}{\partial x}\Delta d \\ 0 &= \frac{\partial g}{\partial x}\Delta x + \frac{\partial g}{\partial u}\Delta u \\ \Delta y &= \frac{\partial h}{\partial x}\Delta x + \frac{\partial h}{\partial u}\Delta u \end{aligned} \qquad (2.17)$$

Las cuales pueden ser expresadas de la siguiente forma:

$$\begin{aligned} \frac{d\Delta x}{dt} &= A_d\Delta x + B_{dv}\Delta u + B_{dd}\Delta d \\ 0 &= C_d\Delta x + Y_n\Delta u \\ \Delta y &= C_o\Delta x + K_o\Delta u \end{aligned} \qquad (2.18)$$

Las anteriores ecuaciones linealizadas son el punto de inicio de todos los programas de análisis modal de los SEP's. La forma en la cual ellas sean usadas depende del tamaño del sistema que se este analizando [Kundur, 1994, CIGRE, 1996].

Las ecuaciones algebraicas pueden ser eliminadas para dar la ecuación de estado del sistema:

$$\frac{d\Delta x}{dt} = A\Delta x + B_{dd}\Delta d$$
$$\Delta y = C\Delta x \tag{2.19}$$

Con

$$A = A_d - B_{dv}\left(Y_n\right)^{-1} C_d$$
$$C = C_o - K_o\left(Y_n\right)^{-1} C_d \tag{2.20}$$

Mientras que (2.18) tiene una estructura dispersa (debido a que las ecuaciones de los dispositivos dinámicos están ordenadas en una matriz diagonal en bloques y la matriz de admitancias de la red cuenta con una estructura dispersa), una vez que las ecuaciones son reducidas a las ecuaciones de estado mostradas en (2.19) la dispersión es eliminada considerablemente. Esta característica es uno de los factores que históricamente han restringido a los problemas de análisis modal a modelos de SEP's relativamente pequeños [Kundur, 1994, CIGRE, 1996].

El análisis modal empieza desde la determinación misma del punto de operación inicial utilizando un programa de flujos de carga. Generalmente un punto de operación disponible puede ser el estado actual del sistema ó el estado de un programa de estabilidad transitoria, donde las oscilaciones fueron observadas. Si estas oscilaciones fueron observadas en el período de post-falla o de la simulación, un programa de determinación del punto de operación de post-falla debe ser usado para determinar el punto de operación inicial.

Eigenvalores

Los valores característicos ó eigenvalores son las n soluciones no triviales de la ecuación característica correspondiente a la ecuación de estado (2.21):

$$det(\boldsymbol{A} - \lambda_i \boldsymbol{I}) = 0 \tag{2.21}$$

Entonces $e^{\lambda_i t}$ satisface las ecuaciones de estado, con la entrada de disturbio cero. Tomando en cuenta que la matriz A siempre será real para el tipo de análisis que se llevará a cabo, los eigenvalores de ésta pueden ser reales ó complejos conjugados. Para que el sistema sea estable, las partes reales de los eigenvalores deben ser negativas. Esto implica que, después de un pequeño disturbio, los modos decaerán con el tiempo y el sistema alcanzará el estado permanente, ya sea el original ó algún nuevo punto de equilibrio. Si cualquiera de ellos tiene parte real positiva, después de un pequeño disturbio, la amplitud del modo se incrementará exponencialmente hasta el punto que este dominará la dinámica del sistema, en cuyo caso, el sistema es inestable [Hauer, 1989, CIGRE, 1996].

En el caso de obtener eigenvalores reales puros, estos indicarán modos aperiódicos. Si por el contrario, tenemos modos complejos de la forma $\sigma \pm j\omega$, la amplitud del modo

variará de la forma $e^{\sigma t}$ y la frecuencia de oscilación será $\omega/2\pi$. Un parámetro de interés que se tiene para los modos complejos (ver § 2.3.4) es la relación de amortiguamiento ζ, misma que determina la relación de decaimiento de la amplitud de oscilación. En términos de los eigenvalores, la relación de amortiguamiento en por ciento es definida como [Kundur, 1994, CIGRE, 1996]:

$$\zeta = \frac{-\sigma}{\sqrt{\sigma^2 + \omega^2}} \text{ x100} \tag{2.22}$$

Otro parámetro relacionado a los eigenvalores es la constante de tiempo de decaimiento, la cual es descrita por $1/|\sigma|$ e indica que la amplitud decae a $1/e$ ó 37% de la amplitud inicial en $1/|\sigma|$ segundos ó en $1/(2\pi\zeta)$ ciclos de oscilación (ver § 2.3.4). No obstante y debido a que se estará tratando con modos oscilatorios los cuales estarán ubicados en un amplio rango de frecuencias, se considera más adecuado expresar el grado de amortiguamiento por medio de la relación de amortiguamiento en por ciento (2.22).

Eigenvectores

Los **eigenvectores derechos** son vectores columna que satisfacen la ecuación:

$$A\phi_i = \lambda_i \phi_i \tag{2.23}$$

Debido a que (2.23) es homogénea, los eigenvectores pueden tener más de una solución. En el presente trabajo se eligió normalizar cada uno de los eigenvectores derechos al dividir las n componentes del eigenvector en cuestión entre la componente de mayor magnitud de ese mismo eigenvector.

Los eigenvectores derechos asociados con cada modo nos proporcionan la distribución relativa del modo a través de los estados de la dinámica del sistema. Sin embargo tienen la desventaja de no ser adimensionales, lo cual significa que no necesariamente indican la importancia de un estado particular en un modo.

Estos son de gran utilidad cuando se comparan las simulaciones de estabilidad transitoria con los resultados de análisis modal. Si el resultado de la simulación es dominada por un modo, la relación existente entre la amplitud de cualquier estado y otro en la simulación corresponderá a la relación existente entre las magnitudes del eigenvector asociado con ese modo.

Los **eigenvectores izquierdos** son vectores fila los cuales satisfacen la siguiente expresión [Rogers, 2000]:

$$\mathbf{A}^T \psi_i = \lambda_i \psi_i \tag{2.24a}$$

No obstante, en [Kundur, 1994, CIGRE, 1996, Rogers, 2000] definen a los eigenvectores izquierdos a través de la siguiente expresión equivalente, en la cual la razón para denominar a estos eigenvectores como izquierdos es evidente:

$$\psi_i \mathbf{A} = \lambda_i \psi_i \tag{2.24b}$$

Los eigenvectores izquierdos pueden ser interpretados como la distribución de los estados dentro de un modo. Estos tienen un efecto directo en la amplitud de un modo excitado por una entrada específica.

Los eigenvectores izquierdos y derechos son ortogonales, lo cual implica que ambos deben satisfacer la siguiente ecuación:

$$\psi_j \phi_i = 0 \tag{2.25}$$

y usualmente se normalizan para que sean ortonormales, es decir se tiene que:

$$\psi_i \phi_i = C_i \tag{2.26}$$

con $C_i=1$. Si los eigenvectores derechos son agrupados juntos como columnas de la matriz cuadrada $\mathbf{\Phi}$, y se agrupan los eigenvectores izquierdos como filas de la matriz cuadrada $\mathbf{\Psi}$ se obtienen las siguientes dos matrices:

$$\Phi = \begin{bmatrix} \phi_1 & \phi_2 & \dots & \phi_n \end{bmatrix} \tag{2.27}$$

$$\Psi = \begin{bmatrix} \psi_1^T & \psi_2^T & \dots & \psi_n^T \end{bmatrix}^T \tag{2.28}$$

Estas matrices modales deben satisfacer las siguientes propiedades:

$$\begin{aligned} &\Phi^{-1} A \Phi = \Lambda \\ &\Psi = \Phi^{-1} \end{aligned} \tag{2.29}$$

Donde $\mathbf{\Lambda}$ es una matriz diagonal, con los eigenvalores $\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n$ como elementos diagonales.

Los eigenvectores derechos son particularmente importantes en la determinación del ángulo de fase de la forma del modo. La forma del modo ("*Mode shape*" en inglés) nos permite analizar la forma en que interactúan los generadores en un SEP para un modo de oscilación de interés, es decir, la forma en que se da el intercambio de energía electromecánica entre los generadores de un SEP para un modo de oscilación en particular.

Lo anterior se logra al representar las componentes de velocidad del eigenvector derecho para el modo electromecánico de interés en un plano complejo. En cuanto a

las formas de representación de la forma del modo se tiene que básicamente existen 3 maneras, cada una de las cuales ofrece ciertas ventajas en cuanto a su interpretación:

- La forma del modo puede ser representada por vectores cuyo punto inicial sea el origen y el punto final sea la componente de velocidad del eigenvector derecho. Esta representación nos da una clara visión de que máquinas ó grupos de máquinas están oscilando en contra de otra u otras máquinas según sea el caso.

- La representación de la magnitud de la forma del modo por medio de histogramas nos proporciona la magnitud, principalmente, y la orientación en la que oscilan las máquinas ó grupos de máquinas en contra de otros generadores.

- Finalmente la forma del modo puede ser representada al graficar únicamente los puntos formados por las componentes de velocidad del eigenvector derecho del modo de oscilación de interés obteniendo así una idea en la forma en que se distribuye la forma del modo en el plano complejo permitiendo así la identificación de grupos de máquinas que oscilan en forma coherente.

Factores de Participación

La determinación de las variables de estado que afectan significativamente a algún modo en particular es muy importante, el problema de usar eigenvectores derechos e izquierdos es que los elementos de los eigenvectores son dependientes en unidades y escalas, mismas que están asociadas con las variables de estado.

Una solución a este problema es la llamada matriz de participación *(***p***)*, la cual combina los eigenvectores derechos e izquierdos, y provee una medida de la relación existente entre las variables de estado y los modos del sistema, dando una indicación más imparcial del efecto que tiene un componente físico del sistema sobre algún modo en particular.

$$\mathbf{p}_i = \begin{bmatrix} p_{1i} \\ p_{2i} \\ \vdots \\ p_{ni} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \phi_{1i}\psi_{i1} \\ \phi_{2i}\psi_{i2} \\ \vdots \\ \phi_{ni}\psi_{in} \end{bmatrix} \tag{2.30}$$

El elemento $p_{ki}=\phi_{ki}\psi_{ik}$ es el factor de participación. Esta herramienta mide la participación relativa de la *k-ésima* variable de estado en el *i-ésimo* modo y viceversa.

El efecto de multiplicar los elementos de los eigenvectores derechos e izquierdos es hacer a p_{ki} adimensional (lo que implica que los factores de participación son invariantes para una transformación diagonal de las variables de estado: los

eigenvectores derechos e izquierdos tienen dimensiones recíprocas). Si los eigenvectores han sido normalizados, la suma de los factores de participación asociados con cualquier modo ó con cualquier variable de estado es igual a 1 [Pagola et al., 1989, Kundur, 1994]:

$$\sum_{j=1}^{N} p_{ij} = \sum_{j=1}^{N} p_{ji} = 1 \tag{2.31}$$

Los eigenvectores correspondientes a eigenvalores complejos tienen elementos complejos, por lo que para lograr que la suma de los factores de participación p_{ki} correspondientes a eigenvectores complejos asociados con un modo ó variable de estado sea uno, es necesario utilizar (2.32):

$$p_{ki} = \frac{|\phi_{ik}||\psi_{ki}|}{\sum_{k=1}^{n}|\phi_{ik}||\psi_{ki}|} \tag{2.32}$$

Modos de oscilación

La respuesta del sistema ante pequeños disturbios puede expresarse en función de los modos naturales de oscilación del sistema:

$$x(t) = \sum_{i=1}^{n} \psi_i^T x_0 e^{\lambda_i t} \phi_i \tag{2.33}$$

Cada modo está formado por una combinación de los eigenvalores y sus eigenvectores derechos e izquierdos. Donde el eigenvector izquierdo *i* determina la influencia de las condiciones iniciales sobre el modo *i* y los eigenvectores derechos determinan la distribución del modo *i* entre las componentes de *x(t)* [Rogers and Kundur, 1989, Mansour, 1989, Kundur, 1994, CIGRE, 1996].

Ventajas y desventajas del análisis modal

El análisis modal es ideal para la investigación de problemas asociados con oscilaciones. La estabilidad de cada modo está claramente identificada y separada por los eigenvalores correspondientes. Así también, la forma del modo y las relaciones entre diferentes modos y variables del sistema ó parámetros son identificadas sin ambigüedades [Kundur et al., 1990].

Un problema en particular para el que el análisis modal es ideal, es el relacionado con la estabilidad de los controles asociados a los generadores y otros dispositivos dinámicos. Tal problema es usualmente local al dispositivo de control, y no puede ser observado en resultados de simulaciones de estabilidad transitoria, y aún cuando fuese observado en este tipo de estudios, no se tendría la capacidad de localizar la fuente del problema, y tampoco se podrían diseñar medidas de corrección a diferencia del análisis modal [Kundur et al., 1990, Rogers and Kundur, 1989].

Otro problema que se puede resolver utilizando el análisis modal tiene que ver con la capacidad de distinguir entre oscilaciones cuya magnitud decae con el tiempo y aquellas cuya magnitud se mantendrá constante ó incluso crecerá [Kundur et al., 1990].

La obtención de los eigenvalores es hecha con una alta precisión por medio del método QR; sin embargo este método limita el estudio a sistemas de hasta 800 variables de estado. Esto último es debido a que el método QR requiere de grandes cantidades de almacenamiento de memoria, ya que está es proporcional al cuadrado del número de generadores y a la dimensión del espacio de estado matricial, a la vez el tiempo de cálculo es proporcional al cubo de esta misma variable [Semlyen and Wang, 1988, Kundur et al., 1990].

Otra desventaja consiste en que la técnica de análisis modal convencional obtiene los eigenvalores a partir de una matriz de estado que no tiene una estructura especial que pueda ser explotada de tal forma que sea posible analizar sistemas muy grandes [Kundur et al., 1990] (esta desventaja se ha resuelto utilizando métodos iterativos de análisis modal más recientes) [Byerly et al., 1982, Martins, 1986, Semlyen and Wang, 1988, Uchida and Nagao, 1988, Kundur et al, 1990, CIGRE, 1996].

Adicionalmente, el análisis modal determina los modos naturales de oscilación presentes en el sistema eléctrico de potencia para una condición de operación específica, sin poder evaluar los modos críticos que un disturbio del sistema excitará.

En conclusión tenemos que el análisis modal convencional como el utilizado en este trabajo es ideal para problemas de oscilaciones ubicados en pequeñas partes del sistema, como lo son oscilaciones de modo local y de control. Para el análisis de oscilaciones de modo interárea que involucren SEP's muy grandes es necesario el uso de técnicas especiales que calculen únicamente un conjunto de modos de interés. El análisis modal es una herramienta valiosa, la cual proporciona información complementaria a la obtenida por medio de la simulación en el domino del tiempo, métodos en el dominio de la frecuencia y pruebas de campo [Kundur et al, 1990, CIGRE, 1996].

2.4.2 Métodos de identificación modal

En los SEP's actuales existe la posibilidad de que al suceder algún disturbio, se pueda almacenar la medición del comportamiento transitorio del sistema. Para extraer los diferentes modos de oscilación presentes en estas mediciones, es necesario usar herramientas especiales de identificación modal [CIGRE, 1996].

Debido a que tales herramientas pueden ser usadas tanto para mediciones ó simulaciones de algún SEP, también son muy útiles en el proceso de validación de

modelos lineales y no lineales contra el comportamiento observado en el sistema [CIGRE, 1996, Ruiz-Vega and Enríquez-Harper, 2005].

En comparación con los métodos de análisis modal, los métodos de identificación modal son técnicas más experimentales, por lo que no existe una guía estándar que muestre para qué casos esta clase de métodos tengan mejores resultados [CIGRE, 1996]. Es por esta razón que en el Capítulo 4 de este trabajo se hace un estudio acerca de las diferentes características que afectan a la aplicación de un método identificación modal.

Un aspecto interesante acerca de los métodos de identificación modal es que también permiten la determinación de modelos estructurados de SEP's y dispositivos de control. Esto último puede ser necesario en el caso de que un dispositivo tenga no linealidades inherentes ó características que no puedan ser completamente resueltas mediante un análisis convencional. Un ejemplo de esto es la identificación de modelos de parámetros concentrados para un generador de CA a partir de mediciones de la respuesta de la frecuencia en línea [CIGRE, 1996].

Dentro de las muchas herramientas de análisis de señales disponibles como la correlación en el dominio del tiempo y el análisis del espectro paramétrico entre otras, tenemos al análisis de Fourier y particularmente a una extensión de este: el análisis de Prony, el cual será abordado en la siguiente sección [CIGRE 1996].

Análisis de Prony

Los métodos de análisis lineal, tales como el análisis modal y el análisis de Prony se han vuelto herramientas estándar en el estudio de las oscilaciones electromecánicas de baja frecuencia. Este tipo de estudios permiten emplear una amplia clase de técnicas utilizadas para el análisis de sistemas lineales y técnicas de diseño de sistemas de control [Hauer et al, 1997, Trudnowski, 1997].

El análisis de Prony, que se publicó por primera vez en 1795 [Prony, 1795], tuvo que esperar la aparición de la computadora digital y medios adecuados para tratar con problemas matemáticos inherentemente mal condicionados [Hauer et al, 1990].

Fundamentalmente, el análisis de Prony es un método para ajustar de forma óptima un modelo lineal, consistente en una combinación lineal de términos exponenciales, a un número finito de muestras de una señal espaciada igualmente en el tiempo. Este análisis tiene la ventaja de que puede ser aplicado, ya sea al resultado de una simulación ó a una medición de campo de la respuesta característica del sistema, también conocida como "*ringdown*" [CIGRE, 1996, Trudnowski, 1999].

El análisis de Prony es por lo tanto una extensión del análisis de Fourier al estimar directamente la frecuencia, pero es capaz de complementar esta información

calculando también el amortiguamiento, la magnitud y la fase relativa de las componentes modales identificadas en una señal dada. Como resultado de que la mayoría de las respuestas de un sistema tienen la forma de un transitorio debido a un disturbio ó a una entrada tipo pulso, el análisis de Prony se ha convertido en una herramienta estándar para los ingenieros que tienen que lidiar con los sistemas de potencia [Hauer et al, 1990, Ruiz et al., 2005].

El análisis de Prony asume que el sistema es de salida simple y las señales individuales son analizadas independientemente, resultando casi siempre en estimaciones de frecuencia y amortiguamiento conflictivas. Para superar esta limitación, se han desarrollado extensiones del método de Prony, mismas que permiten que sean analizadas señales múltiples simultáneamente, resultando en un conjunto de modos estimados. Esta modificación mejora la precisión de los estimados modales y simplifica los pasos del análisis [Ruiz-Vega and Enríquez-Harper, 2005], al obligar a todas las señales a tener el mismo conjunto de modos, pero permitiéndoles tener diferentes residuos [Trudnowski, 1997].

Un punto importante a ser observado es que el ruido presente en la señal que se esté analizando es el factor limitante primario en la obtención de estimaciones precisas de modos en el análisis de Prony [Trudnowski, 1999].

Descripción del algoritmo del análisis de Prony

Suponga que un sistema dinámico, invariante en el tiempo y lineal es llevado a un punto de operación inicial $x(t_0)=x_0$ en el tiempo t_0, por medio de un disturbio. El sistema se comportará de acuerdo a la ecuación diferencial:

$$\dot{x} = Ax \tag{2.34}$$

Cuya solución viene dada por (2.33); ésta última a su vez puede ser expresada en términos de las matrices residuales:

$$\dot{x}(t) = \sum_{i=1}^{n} R_i x_0 \, \mathrm{e}^{\lambda_i t} \tag{2.35}$$

$R_i=\psi_i^T\phi_i$, es una matriz residual de nxn. Por simplicidad, suponga que hay solamente una salida de la forma:

$$y(t) = C\,x(t) \tag{2.36}$$

El análisis de Prony está diseñado para estimar directamente los parámetros que comprenden los términos exponenciales en (2.33) y/ó (2.35), ajustando la función:

$$\hat{y}(t) = \sum_{i=1}^{Q} A_i \, \mathrm{e}^{\sigma_i t} \cos\left(2\pi f_i t + \phi_i\right) \tag{2.37}$$

a una medición observada $y(t)$. Para llevar a cabo esto último, quizás sea necesario modelar compensaciones, tendencias, ruido y otros efectos extraños en la señal.

Suponiendo que se tiene una función *y(t)* que consiste de *N* muestras en un período con valor constante (*T*), mismas que deben estar en todo momento igualmente espaciadas por una cantidad Δt y deben contener al menos dos ciclos del modo con la frecuencia más baja conocido (criterio de Nyquist), de tal forma que (2.37) pueda ser rescrita en la forma discreta siguiente:

$$\hat{y}(t) = \sum_{i=1}^{n} R_i z_i^k , \qquad k=0,\ldots,n-1 \tag{2.38}$$

Donde $\hat{y}(t) = e^{\lambda_i T}$ son los polos discretos en el tiempo. La ecuación característica de $\hat{y}$ es:

$$\hat{y}(kT) = a_1 \hat{y}\big((k-1)T\big) + \ldots + a_n \hat{y}\big((k-n)T\big) \tag{2.39}$$

El proceso para la obtención de las incógnitas requiere de tres pasos básicos [Trudnowski, 1999]:

Paso 1: Construir un modelo de Predicción Lineal (PL) Discreto que ajuste las mediciones. Esto es conseguido sustituyendo *y* por $\hat{y}$ en (2.39) y resolviendo las ecuaciones lineales para las a_i's desconocidas.

Paso 2: Encontrar las raíces del polinomio característico asociado con el modelo de Predicción Lineal Discreto del paso uno. Para conseguir esto último, (2.39) es factorizado para los polos en el tiempo discreto (los z_i's), los cuales resultan en los λ_i's.

Paso 3: Finalmente, usando las raíces del paso 2 como las frecuencias modales complejas de la señal, determine la amplitud y la fase inicial para cada modo.

El objetivo inmediato es encontrar los R_i y z_i que produzcan $\hat{y}(k) = y(k)$ para todo *k*. Estos pasos son desarrollados en el domino *z*. Para aplicaciones de sistemas de potencia, los eigenvalores son usualmente llevados al dominio *s* [Trudnowski, 1999].

Un problema mayor en el análisis de Prony es que la dimensión verdadera *n*, quizás sea desconocida, ó muy grande, de tal manera que cualquier modelo ajustado deba ser una aproximación de orden reducido. De cualquier forma el valor máximo que *n* puede alcanzar será igual a la mitad del número de datos disponibles, $n_{max} = N/2$. El análisis de descomposición en valores singulares y otros mecanismos pueden ser usados para ajustar las características del modelo a cada paso de solución [Gasca and Chow, 1999].

La señal reconstruida $\hat{y}$ usualmente ajustará a *y(t)* inexactamente. El parámetro que describe la calidad del ajuste de señales es denominado *SNR* ("*signal to noise ratio*", por sus siglas en inglés), y está definido como [Hauer et al, 1990]:

$$SNR = 20\log\left[\|y(k)\| / \|y(k) - \hat{y}(k)\|\right] \tag{2.40}$$

$\|.\|$ Denota la norma Euclidiana y el SNR es medido en decibeles (dB) [Hauer et al, 1990].

Una buena precisión en la aplicación del Análisis de Prony es lograda para valores del SNR alrededor de 40 *db*; valores menores del SNR quizás resulten en errores en la solución de Prony y usualmente implican que el orden del modelo de predicción lineal es demasiado bajo. Para superar los inconvenientes que presenta esta situación se pueden aumentar N y n hasta que el SNR sea de al menos de 40 db [Grund et al., 1993].

El orden completo de la simulación no determina el orden del modelo de predicción lineal, contrariamente a lo que se podría pensar. La controlabilidad del sistema para un disturbio de entrada dado y la observabilidad de los modos en la salida del sistema determinan el número de modos a ser identificados, el cual es usualmente mucho menor que el orden completo del sistema. Sin embargo, el orden del modelo de predicción lineal debe ser más alto que el orden determinado por la controlabilidad/observabilidad debido a que son necesarios modos accesorios o espurios para incrementar el SNR.

Características del Análisis de Prony

Dentro del conjunto de los modos identificados con el análisis de Prony se va encontrar una serie de "modos accesorios" (espurios), mismos que no representan ninguna dinámica existente dentro del sistema, y cuya única función es la de ajustar el ruido inherente en la señal, por ejemplo cualquier desviación de un sistema lineal invariante en el tiempo [Grund et al., 1993]. Con el objeto de filtrar estos modos espurios de los resultados, la técnica de la ventana deslizante y otras consistentes en la eliminación de la tendencia de la señal ("*detrending*" en inglés) han sido utilizadas, lográndose al mismo tiempo identificar a los modos electromecánicos dominantes consistentemente [Grund et al, 1993].

En la práctica, algunas variaciones entre los eigenvalores calculados por medio del análisis Modal y los calculados por medio del análisis de Prony son aceptables. Una causa de que tales variaciones existan son las no linealidades del sistema con respuestas dependientes de la amplitud del disturbio [Grund et al., 1993].

Las simulaciones y el análisis de Prony son dependientes del tipo de disturbio que se esté analizando, por lo que diferentes tipos de disturbios excitarán diferentes componentes modales [Trudnowski, 1997].

El análisis estándar de Prony es un método de identificación de señal y no provee estimaciones para la función de transferencia; sin embargo, si esta última es necesaria para la sintonización de controles ó la estimación de la forma del modo, se pueden aplicar algunas extensiones del análisis de Prony a las mediciones de campo con el

objetivo de lograr construir una función de transferencia. No obstante, estas estimaciones tienen la desventaja de involucrar una considerable cantidad de álgebra. Inclusive, existen extensiones del método de Prony para la derivación de modelos adecuados para el diseño de controles [Trudnowski, 1997].

Otra de las aplicaciones del análisis de Prony es identificar los sistemas lineales de bajo orden modelados en programas de estabilidad transitoria estándar. Esto es logrado con el procesamiento de la respuesta del sistema ante la aplicación de un simple pulso en la entrada [Gasca and Chow, 1999].

La metodología del análisis de Prony en si misma permite muchas variaciones, tales como [Hauer et al., 1990]:

- Pre-procesamiento, para mitigar los efectos del ruido ó entradas no visibles.
- Cuantas de las mediciones a usar en el modelo, se ajustan.
- El orden del modelo ajustado.
- Sintonización del modelo ajustado [Hauer et al, 1990].

Esta técnica, además, no requiere la obtención de un modelo de tamaño medio y pueden ser modelados cambios grandes en el sistema y un nuevo modelo de tamaño medio puede ser derivado [Grund et al, 1993].

Dentro de las principales aplicaciones del Análisis de Prony podemos encontrar el análisis transitorio y el monitoreo avanzado, la sintonización de ESPs, pruebas de campo, control-amortiguamiento para capacitores serie controlados por tiristores, análisis de simulación transitoria, análisis de las oscilaciones en la flecha del turbo-generador y modelado de la red para una simulación EMTP [Trudnowski, 1999].

La validación de este método fue realizada en funciones analíticas y en respuestas de prueba en sistemas de potencia.

El análisis de Prony, como otros procedimientos de análisis de señales, generalmente requiere de alguna revisión y pre-procesamiento de la señal a ser analizada más una cierta cantidad de experimentación, razón por la cual las siguientes preguntas deben ser resueltas [CIGRE, 1996]:

- ¿Qué tanto de la señal debe ser procesada?
- ¿Cómo remover tendencias y offsets?
- ¿Cómo detectar no linealidades y entradas escondidas?

- ¿Cómo mitigar los efectos que sean producto del ruido, no linealidades y entradas no visibles?
- ¿Cómo escoger el orden del modelo ajustado?

Debido a que este es un método más experimental, las anteriores preguntas deben ser contestadas utilizando la experiencia ganada al aplicar este método. Sin embargo, este método debe analizar al menos dos ciclos de la señal en cuestión, y si se está haciendo una comparación directa con resultados obtenidos mediante la aplicación del análisis modal, la señal debe ser lo más cercana posible a una lineal. En las señales medidas, se debe elegir analizar el extremo final en lugar del inicio de un transitorio donde la magnitud de los transitorios es más grande.

CAPÍTULO 3:

SISTEMA DE POTENCIA TIPO MÁQUINA-BUS INFINITO

3.1 INTRODUCCIÓN

3.1.1 Sistema de potencia tipo máquina-bus infinito

Casi toda la energía que se utiliza en el mundo actual es generada por las Máquinas Síncronas (M. S.) utilizando diferentes tipos de primo motores. Debido a este hecho el comportamiento dinámico de la M. S. ocupa un lugar muy importante en el estudio de los Sistemas Eléctricos de Potencia (SEP) [Cañedo, 1980, Kundur, 1994].

El comportamiento dinámico de un SEP se puede analizar a través de un Sistema Máquina Bus Infinito (SMBI), el cual es la representación de la conexión, a través de líneas de transmisión, entre una M. S. y un sistema muy grande, al cual la M. S. suministra potencia. La diferencia de tamaño entre ambos sistemas hace que el sistema más grande no resienta ningún cambio en sus variables debido a transitorios en el generador pequeño y pueda ser representado por una fuente de voltaje (ángulo y magnitud) y frecuencia constantes [Cañedo, 1980, Kundur, 1994].

El SMBI es utilizado para determinar y/o mejorar los límites de estabilidad y validar diferentes modelos de M. S. y sus controles [Pérez, 1986, Anderson and Fouad, 1994]. En especial, se puede mencionar que el SMBI es muy útil para entender conceptos básicos y efectos del comportamiento dinámico de las máquinas síncronas. Una vez que se ha desarrollado una apreciación correcta de los fenómenos físicos y se ha ganado experiencia con las técnicas de análisis en sistemas de menor complejidad y orden, se estará en una mejor posición para analizar sistemas con dimensiones más reales [Kundur, 1994].

Además, el SMBI es el modelo adecuado para diseñar medidas de control adecuadas para amortiguar oscilaciones locales por medio de Estabilizadores de Sistemas de Potencia (ESP).

3.1.2 Modelos de la máquina síncrona

El detalle del modelo de la máquina síncrona a utilizar depende de la profundidad del estudio a realizar o de la extensión del sistema por estudiar. Para el estudio de sistemas muy grandes, los transitorios de las máquinas alejadas del área de interés, o algunos equivalentes de sistemas externos se pueden representar por medio de la ecuación de oscilación (modelos clásicos), pero cuando se estudia la parte de interés del sistema o una sola máquina se utilizan modelos complejos de tercer orden o mayores, que son considerados modelos más exactos [Messina, 1990, Anderson and Fouad, 1994, Kundur, 1994].

La respuesta de los modelos de la máquina síncrona está determinada por sus transitorios mecánicos y eléctricos, y el orden de los modelos viene dado por el número de estos efectos que representan. Los efectos mecánicos se modelan con la ecuación de oscilación, que es una ecuación de segundo grado y que usualmente se descompone en dos ecuaciones diferenciales de primer grado. El análisis matemático de los efectos eléctricos consiste en un sistema de ecuaciones diferenciales no lineales (ecuaciones de voltaje) y un sistema de ecuaciones algebraicas (ecuaciones de enlaces de flujo) [Cañedo, 1980, Ruiz, 1996].

Estas ecuaciones se encuentran originalmente expresadas en el marco de referencia trifásico (*a,b,c*), pero son simplificadas al referirlas al marco de referencia (*dqo*) fijo en el rotor, por medio de la transformación de Park.

Si es utilizada una transformación normalizada el modelo resultante en la transformación de Park será un sistema recíproco (con inductancias mutuas iguales entre el rotor y el estator de la máquina) [Anderson and Fouad, 1994]; en caso contrario el modelo de la máquina será no recíproco; como el utilizado en [Messina, 1990, Kundur, 1994] y se tendrá que utilizar un sistema especial en p.u. que corrija el modelo para hacerlo recíproco.

Un punto muy importante es que los circuitos del rotor pueden representar ya sea devanados físicos ó devanados ficticios adicionales en el rotor (devanados de amortiguamiento que a su vez representan las corrientes de Eddy que circulan en el cuerpo del rotor). De este hecho se desprende la clasificación de los modelos de las máquinas síncronas se basa en el número de devanados del rotor amortiguamiento con que cuente ésta, clasificando a las M. S. en dos categorías: M. S. de polos salientes o de polos lisos [Grigsby, 2007].

El modelo de la M. S. de polos salientes es usado típicamente para representar generadores impulsados por turbinas hidráulicas. Usualmente para generadores con rotores laminados con corrientes de Eddy y devanados de amortiguamiento adicionales empotrados en el rotor se utiliza un modelo que representa al devanado de campo y un devanado de amortiguamiento en el eje directo y un devanado adicional en el eje en cuadratura, conocido como el modelo 2.1 (ver Tabla 3.1) [IEEE, 2002, Grigsby, 2007].

Para M. S. de polos lisos tales como las que son impulsadas por turbinas térmicas, el devanado de campo al cual se le aplica el voltaje de CD de excitación es normalmente el único devanado físico. Sin embargo, devanados equivalentes adicionales son requeridos para representar el efecto de las corrientes de Eddy inducidas en el cuerpo del rotor [IEEE, 2002, Grigsby, 2007].

El modelo de una M. S. de polos lisos se forma al representar el devanado de campo y un devanado de amortiguamiento en el eje directo y dos devanados de amortiguamiento en el eje *q*. Por esta razón, este modelo se conoce como 2.2: tiene 2 devanados en cada eje del rotor. El devanado de amortiguamiento extra en el eje *q* se obtiene un mejor modelado de las trayectorias de las corrientes de Eddy presentes en la máquina, situación que es propia de una máquina de polos lisos [Kundur, 1994, IEEE, 2002].

A continuación se hace la descripción de los modelos disponibles tanto para una M. S. de polos salientes como para una M. S. de polos lisos. La ecuación de oscilación es descompuesta en las ecuaciones (3.1) y (3.2) y es, obviamente, igual para todos los modelos.

$$\dot{\delta} = \omega - \omega_0 \tag{3.1}$$

$$\dot{\omega} = \frac{\omega_0}{2H}\left(T_m - T_e - \frac{D\Delta\omega}{\omega_0} \right) \tag{3.2}$$

Ecuaciones de Park para el eje *d* de una M. S. de Polos Lisos ó Polos Salientes:

$$p\psi_d = -\omega_0 r_a i_d - \omega_0 e_d - \omega_0 \psi_q \tag{3.3}$$

$$p\psi_{fd} = -\omega_0 r_{fd} i_{fd} + \omega_0 e_{fd} \tag{3.4}$$

$$p\psi_{kd} = -\omega_0 r_{kd} i_{kd} \tag{3.5}$$

Ecuaciones de Park para el eje *q* de una M. S. de Polos Lisos ó Polos Salientes:

$$p\psi_q = -\omega_0 r_a i_q - \omega_0 e_q + \omega_0 \psi_d \tag{3.6}$$

M. S. de Polos Salientes

$$p\psi_{kq} = -\omega_0 r_{kq} i_{kq} \tag{3.7}$$

M. S. de Polos Lisos

$$p\psi_{k1q} = -\omega_0 r_{k1q} i_{k1q} \tag{3.8}$$

$$p\psi_{k2q} = -\omega_0 r_{k2q} i_{k2q} \tag{3.9}$$

Ecuaciones de los enlaces de flujo para el eje *d* de una M. S. de Polos Lisos ó Salientes:

$$\psi_d = X_d i_d + X_{ad} i_{fd} + X_{ad} i_{kd} \tag{3.10}$$

$$\psi_{fd} = X_{ad} i_d + X_{ffd} i_{fd} + X_{ad} i_{kd} \tag{3.11}$$

$$\psi_{kd} = X_{ad} i_d + X_{ad} i_{fd} + X_{kkd} i_{kd} \tag{3.12}$$

Ecuaciones de los enlaces de flujo para el eje q de una M. S. de Polos Salientes:

$$\psi_q = X_q i_q + X_{aq} i_{kq} \tag{3.13}$$

$$\psi_{kq} = X_{aq} i_q + X_{kkq} i_{kq} \tag{3.14}$$

Ecuaciones de los enlaces de flujo para el eje q de una M. S. de Polos Lisos:

$$\psi_q = X_q i_q + X_{aq} i_{k1q} + X_{aq} i_{k2q} \tag{3.15}$$

$$\psi_{k1q} = X_{aq} i_q + X_{kk1q} i_{k1q} + X_{aq} i_{k2q} \tag{3.16}$$

$$\psi_{k2q} = X_q i_q + X_{aq} i_{k1q} + X_{kk2q} i_{k2q} \tag{3.17}$$

La tabla 3.1 nos muestra en forma esquemática las diferentes ecuaciones que se utilizan para formar los diferentes modelos de M. S.

Tabla 3.1 Ecuaciones que forman cada uno de los modelos de la M. S.

	Eje q			
Eje d	**0**	**1**	**2**	**3**
0	Clásico Ec. (3.1) y (3.2)	---	---	---
1	Modelo 1.0 Ec. (3.1), (3.2) y (3.4)	Modelo 1.1 Ec. (3.1), (3.2), (3.4) y (3.8)	---	---
2	---	Modelo 2.1 Ec. (3.1), (3.2), (3.4), (3.5) y (3.7)	Modelo 2.2 Ec. (3.1), (3.2), (3.4), (3.5), (3.8) y (3.9)	---
3	---	---	Modelo Exacto P. S. Ec. (3.1), (3.2), (3.3), (3.4), (3.5), (3.6) y (3.7)	Modelo Exacto P.L. Ec. (3.1), (3.2), (3.3), (3.4), (3.5), (3.6), (3.8) y (3.9)

Tabla 3.2 Ecuaciones de los enlaces de flujo y consideraciones tomadas en cuenta para formar cada uno de los modelos de la M. S.

Modelo	**Ecuaciones de Enlaces de Flujos**	**Consideraciones**
1.0	(3.10), (3.11) y (3.13)	i_{kd} e i_{kq} iguales a cero
1.1	(3.10), (3.11), (3.15) y (3.16)	i_{kd} e i_{kq2} iguales a cero
2.1	(3.10)-(3.14)	Todas las corrientes son diferentes de cero
2.2	(3.10)-(3.12) y (3.15)-(3.17)	Todas las corrientes son diferentes de cero
Exacto Polos Salientes	(3.10)-(3.14)	Todas las corrientes son diferentes de cero
Exacto Polos Lisos	(3.10)-(3.12) y (3.15)-(3.17)	Todas las corrientes son diferentes de cero

Un punto muy importante a ser tomado en cuenta es que los modelos para un SMBI que se desarrollarán en lo subsiguiente han derivado todos sus parámetros y sus cantidades de operación, voltajes y corrientes, utilizando valores *rms* como valores base. Lo anterior es muy importante ya que los parámetros y cantidades de operación

de algunos SMBI fueron derivados tomando como base valores de línea, haciendo incompatible cualquier comparación a menos que sus parámetros y condiciones de operación de estos últimos sean recalculados.

3.1.3 Métodos para obtener el modelo de estado lineal del sistema tipo máquina-bus infinito

Para la obtención del modelo de estado de la M. S. se recurrió a dos métodos con el objetivo de poder comparar resultados y de alguna manera validar los mismos. Los métodos que se utilizaron son los propuestos en [Adkins and Harley, 1975, Kundur, 1994].

Con respecto al método de [Adkins and Harley, 1975], referido en este trabajo como la construcción del modelo de estado **"a partir de las ecuaciones de Park",** las ecuaciones utilizadas se encuentran en una forma explícita y no requieren de ninguna modificación, excepto las consideraciones propias de cada modelo al tomar en cuenta ó no ciertos devanados, mientras que en el método propuesto por [Kundur, 1994], referido en este trabajo como la construcción del modelo de estado **"a partir de los circuitos equivalentes"**, se extraen las ecuaciones que describen el comportamiento dinámico de la M. S. a partir de los circuitos equivalentes de la M. S. correspondientes a cada modelo.

Se podría pensar que los métodos son iguales en su desarrollo ya que tanto las ecuaciones de voltaje y enlaces de flujo en el método propuesto en [Kundur, 1994] son deducidas a partir de los circuitos equivalentes, sin embargo es precisamente en la forma en que éstas son deducidas en donde radica la diferencia entre ambos procedimientos.

Lo anterior tiene como consecuencia que en el método propuesto por [Kundur, 1994] se incluya el efecto de las ecuaciones algebraicas de los enlaces de flujos a través de impedancias "ficticias" que son producto de obtener equivalentes de las ramas presentes en los circuitos equivalentes de la M. S. en lugar de invertir las matrices formadas por estas ecuaciones.

Esto nos lleva a formar dos modelos de estado, mismos que son formados al evaluar expresiones sin ninguna relación entre ellas, que de haber sido desarrollados en forma correcta deben ofrecer resultados muy similares, con variaciones muy pequeñas (por debajo de $1x10^{-5}$) producto de los errores de truncamiento al haber llevado a cabo dos procedimientos diferentes; esto se observa particularmente en los modelos de menor orden debido a que estos implican una mayor cantidad de simplificaciones y consideraciones que traen consigo un mayor número de operaciones.

3.2 OBTENCIÓN DE LOS MODELOS DE ESTADO LINEALES DE UNA MÁQUINA SÍNCRONA DE POLOS SALIENTES A PARTIR DE LAS ECUACIONES DE PARK

3.2.1 Modelo Simple (Tercer Orden)

En este modelo se toman en cuenta únicamente la dinámica de la ecuación de oscilación y de los enlaces de flujo de campo (ver Tablas 3.1.y 3.2), por lo que considera que las corrientes que circulan en los devanados de amortiguamiento son cero, es decir que se desprecia el efecto de las corrientes de Eddy en el rotor, además de no tomar en cuenta el efecto de los transitorios del estator [Aboytes, 1991].

Para representar lo anterior, se hacen cero las derivadas de los enlaces de flujo de las ecuaciones (3.3), (3.5), (3.6) y (3.7) del modelo completo para una M. S. de Polos Salientes (compuesto por las expresiones (3.1)-(3.7)); este hecho implica que i_{kd} e i_{kq} sean iguales a cero. Lo anterior trae como consecuencia que las ecuaciones de estado para este modelo serán únicamente (3.1), (3.2) y (3.4), al mismo tiempo (3.3) y (3.6) cumplen la función de ser ecuaciones por medio de las cuales se encuentren expresiones que describan a ψ_d e ψ_q en función de las variables de estado de este modelo de estado; (3.5) y (3.7) finalmente no son tomadas en cuenta [Ruiz, 1996].

Se linealizan las ecuaciones (3.1)-(3.7) utilizando una expansión en series de Taylor y despreciando los términos de segundo orden y mayores, como se muestra en las ecuaciones (3.18a) y (3.18b):

$$\dot{x}_i = \dot{x}_{i0} + \Delta\dot{x}_i = f_i\left[\left(x_0 + \Delta x\right), \left(u_0 + \Delta u\right)\right] \tag{3.18a}$$

$$\dot{x}_i = f_i\left(x_0, u_0\right) + \frac{df_i}{dx_1}\Delta x_1 + \ldots + \frac{df_i}{dx_n}\Delta x_n + \frac{df_i}{du_1}\Delta u_1 + \ldots + \frac{df_i}{du_n}\Delta u_n \tag{3.18b}$$

Obteniéndose el siguiente sistema de ecuaciones:

$$\Delta\dot{\delta} = \Delta\omega \tag{3.19}$$

$$\Delta\dot{\omega} = \frac{\omega_0}{2H}\Delta T_m - \frac{\omega_0}{2H}\Delta T_e - \frac{D}{2H}\Delta\omega \tag{3.20}$$

$$\Delta\dot{\psi}_d = 0 = -\omega_0 r_a \Delta i_d - \omega_0 \Delta e_d - \omega_0 \Delta\psi_q \tag{3.21}$$

$$\Delta\dot{\psi}_{fd} = -\omega_0 r_{fd}\Delta i_{fd} + \omega_0 \Delta e_{fd} \tag{3.22}$$

$$\Delta\dot{\psi}_{kd} = 0 = -\omega_0 r_{kd}\Delta i_{kd} \tag{3.23}$$

$$\Delta\dot{\psi}_q = 0 = -\omega_0 r_a \Delta i_q - \omega_0 \Delta e_q + \omega_0 \Delta\psi_d \tag{3.24}$$

$$\Delta\dot{\psi}_{kq} = 0 = -\omega_0 r_{kq}\Delta i_{kq} \tag{3.25}$$

Una condición necesaria que se debe cumplir para formar cualquier modelo de estado es que éste debe estar formado por ecuaciones que contengan términos en función únicamente de las variables de estado y las entradas del modelo en cuestión. Para el modelo simple sin controles, las variables de estado son $\Delta\delta$, $\Delta\omega$ y $\Delta\psi_{fd}$,

mientras que las entradas son ΔT_m y Δe_{fd} (el caso donde se agregan la dinámica de sistemas de control será explicado más adelante).

Al llevar a cabo una rápida inspección de (3.19)-(3.22) y (3.24) observamos que hay elementos que no cumplen con la condición previamente descrita. Entre estos elementos tenemos al par eléctrico ΔT_E, los enlaces de flujo del estator $\Delta\psi_d$ y $\Delta\psi_q$, las corrientes del estator Δi_d e Δi_q y las componentes en el eje d y q del voltaje terminal del bus infinito Δe_d y Δe_q. Para poder superar este inconveniente se procede como sigue [Ruiz, 1996]:

Tenemos que las ecuaciones linealizadas de los enlaces de flujo en el eje d y q del estator para este modelo se obtienen al linealizar (3.10)-(3.14) tomando en cuenta que i_{kd} e i_{kq} son iguales a cero, una vez hecho esto las ecuaciones obtenidas son resueltas para las corrientes y expresadas en la siguiente forma matricial:

$$\begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_{fd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_d^1 & X_{ad} \\ X_{ad} & X_{ffd} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \Delta\psi_d \\ \Delta\psi_{fd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{(1,1)} & Y_{(1,2)} \\ Y_{(2,1)} & Y_{(2,2)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\psi_d \\ \Delta\psi_{fd} \end{bmatrix} \tag{3.26}$$

$$\Delta i_q = \left(X_q^1\right)^{-1} \Delta\psi_q \tag{3.27}$$

Debe señalarse que la inclusión del modelo de la red en el cálculo de las componentes de voltaje es llevada a cabo a través de la técnica de la máquina modificada, la cual consiste en:

1. Introducir las impedancias equivalentes de la red dentro de la impedancia del estator de la máquina [Pérez, 1986]:

$$r_a^1 = r_a + r_{ex} \tag{3.28}$$

$$x_d^1 = x_d + x_{ex} \tag{3.29}$$

$$x_q^1 = x_q + x_{ex} \tag{3.30}$$

2. Sustituir los voltajes en eje directo y en cuadratura de las ecuaciones que describen a los enlaces de flujo ψ_d y ψ_q, (3.21) y (3.24) para el modelo simple, por las componentes en eje directo y en cuadratura del voltaje de bus infinito. Las expresiones que describen a las componentes linealizadas del voltaje de bus infinito son las siguientes:

$$\Delta e_{bd} = -e_{b\max} \cos(-\delta)\Delta\delta \tag{3.31}$$

$$\Delta e_{bq} = e_{b\max} \operatorname{sen}(-\delta)\Delta\delta \tag{3.32}$$

Una vez que se ha llegado a este punto se procede a encontrar las expresiones que describan a los enlaces de flujo en función de las variables de estado de este modelo. Para tal efecto se sustituye Δi_d de (3.26) en (3.21) obteniéndose:

$$\Delta\psi_d = \frac{-Y_{(1,2)}}{Y_{(1,1)}}\Delta\psi_{fd} + \frac{-1}{r_a^1 Y_{(1,1)}}\Delta\psi_q + \frac{-1}{r_a^1 Y_{(1,1)}}\Delta e_d \tag{3.33}$$

De manera similar se sustituye (3.27) en (3.24) obteniéndose:

$$\Delta\psi_q = \frac{X_q^1}{r_a^1}\Delta\psi_d + \frac{-X_q^1}{r_a^1}\Delta e_q \tag{3.34}$$

Posteriormente, tomando en cuenta la técnica de la máquina modificada, se sustituye (3.33) en (3.34) y viceversa obteniéndose:

$$A_3 = \frac{1}{\left(r_a^1\right)^2 Y_{(1,1)} + X_q^1}$$

$$\Delta\psi_d = A_3\left[\left(r_a^1 e_{b\max}\cos(-\delta) + X_q^1 e_{b\max} sen(-\delta)\right)\Delta\delta + \left(-\left(r_a^1\right)^2 Y_{(1,2)}\right)\Delta\psi_{fd}\right] \tag{3.35}$$

$$\Delta\psi_q = A_3\left[\left(X_q^1 e_{b\max}\cos(-\delta) - r_a^1 Y_{(1,1)} X_q^1 e_{b\max} sen(-\delta)\right)\Delta\delta - r_a^1 Y_{(1,2)} X_q^1 \Delta\psi_{fd}\right] \tag{3.36}$$

El siguiente paso es encontrar las ecuaciones que describan a las corrientes i_d, i_{fd} e i_q en función de las variables de estado del modelo simple, para lo cual se procede de la siguiente manera:

Para obtener Δi_d en función de las variables de estado del modelo de tercer orden se sustituye (3.35) en Δi_d de (3.26):

$$\Delta i_d = A_3\left[e_{b\max}\left(r_a^1 Y_{(1,1)}\cos(-\delta) + X_q^1 Y_{(1,1)} sen(-\delta)\right)\right]\Delta\delta + \left[A_3\left(-\left(r_a^1\right)^2 Y_{(1,1)} Y_{(1,2)}\right) + Y_{(1,2)}\right]\Delta\psi_{fd} \tag{3.37}$$

Para obtener Δi_{fd} en función de las variables de estado del modelo de tercer orden se sustituye (3.35) en Δi_{fd} de (3.26):

$$\Delta i_{fd} = A_3\left[e_{b\max}\left(r_a^1 Y_{(2,1)}\cos(-\delta) + X_q^1 Y_{(2,1)} sen(-\delta)\right)\right]\Delta\delta + \left[A_3\left(-\left(r_a^1\right)^2 Y_{(2,1)} Y_{(1,2)}\right) + Y_{(2,2)}\right]\Delta\psi_{fd} \tag{3.38}$$

Para obtener Δi_q en función de las variables de estado del modelo de tercer orden se sustituye (3.36) en (3.37):

$$\Delta i_q = A_3\left[\left(e_{b\max}\cos(-\delta) - r_a^1 Y_{(1,1)} e_{b\max} sen(-\delta)\right)\right]\Delta\delta + A_3\left(-r_a^1 Y_{(1,2)}\right)\Delta\psi_{fd} \tag{3.39}$$

Finalmente se procede a encontrar las ecuaciones que describen al par eléctrico, el cual viene dado por (3.41), en función de las variables de estado del modelo simple:

$$T_e = \psi_d i_q - \psi_q i_d \tag{3.41}$$

El primer paso es linealizar (3.41), con lo que obtenemos (3.42):

$$\Delta T_e = i_{q0}\Delta\psi_d + \psi_{d0}\Delta i_q - i_{d0}\Delta\psi_q - \psi_{q0}\Delta i_d \tag{3.42}$$

Se sustituyen (3.35)-(3.37) y (3.39) en (3.42), dando como resultado la expresión final del par eléctrico:

$$\Delta T_e = a_{21}\Delta\delta + a_{23}\Delta\psi_{fd} \tag{3.43}$$

$$a_{21} = A_3\begin{bmatrix} \left(i_{q0}r_a^1 e_{b\max}\cos(-\delta) + i_{q0}X_q^1 e_{b\max} sen(-\delta)\right) + \\ +\left(-i_{d0}X_q^1 e_{b\max}\cos(-\delta) + i_{d0}r_a^1 Y_{(1,1)}X_q^1 e_{b\max} sen(-\delta)\right) + \\ +\left(\psi_{d0}e_{b\max}\cos(-\delta) - \psi_{d0}r_a^1 Y_{(1,1)}e_{b\max} sen(-\delta)\right) + \\ +\left(-\psi_{q0}r_a^1 Y_{(1,1)}e_{b\max}\cos(-\delta) - \psi_{q0}X_q^1 Y_{(1,1)}e_{b\max} sen(-\delta)\right) \end{bmatrix}$$

$$a_{23} = A_3\left[\left(-i_{q0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{(1,2)}\right) + \left(-\psi_{d0}r_a^1 Y_{(1,2)}\right) + \left(i_{d0}r_a^1 Y_{(1,2)}X_q^1\right) + \left(\psi_{q0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{(1,1)}Y_{(1,2)}\right)\right] - \psi_{q0}Y_{(1,2)}$$

Como paso final se sustituyen todos los elementos que fueron expresados en función de las variables de estado del modelo simple en (3.20) y (3.22):

1. La ecuación que describe a la variación del ángulo de carga de la M. S. viene dada por (3.19), misma que no requiere de ninguna modificación.

2. Al sustituir (3.43) en (3.20) se obtiene la expresión que describe las variaciones de la velocidad en función de las variables de estado del modelo simple:

$$\Delta\dot{\omega} = -\frac{\omega_0 a_{21}}{2H}\Delta\delta - \frac{D}{2H}\Delta\omega - \frac{\omega_0 a_{23}}{2H}\Delta\psi_{fd} + \frac{\omega_0}{2H}\Delta T_m \tag{3.44}$$

3. Con respecto a la expresión correspondiente a la variación de los enlaces de flujo del devanado de campo se tiene esta es obtenida al sustituir (3.38) en (3.22) obteniéndose:

$$\Delta\dot{\psi}_{fd} = a_{31}\Delta\delta + a_{33}\Delta\psi_{fd} + \omega_0\Delta e_{fd} \tag{3.45}$$

$$a_{31} = A_3\left[-\omega_0 r_a^1 r_{fd}Y_{(2,1)}e_{b\max}\cos(-\delta) - \omega_0 r_{fd}X_q^1 Y_{(2,1)}e_{b\max} sen(-\delta)\right]$$

$$a_{33} = A_3\left(\omega_0\left(r_a^1\right)^2 r_{fd}Y_{(1,2)}Y_{(2,1)}\right) - \omega_0 r_{fd}Y_{(2,2)}$$

El modelo de estado de tercer orden se obtiene al expresar en forma matricial (3.19), (3.44) y (3.45):

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\psi}_{fd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -\frac{\omega_0}{2H}\mathrm{a}_{21} & -\frac{D}{2H} & -\frac{\omega_0}{2H}a_{23} \\ a_{31} & 0 & a_{33} \end{bmatrix}\begin{bmatrix} \Delta\delta \\ \Delta\omega \\ \Delta\psi_{fd} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{\omega_0}{2H} & 0 \\ 0 & \omega_0 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} \Delta T_m \\ \Delta e_{fd} \end{bmatrix} \tag{3.46}$$

En este capítulo se trata con el par eléctrico desarrollado por la interacción entre los enlaces de flujo y las corrientes en los ejes *d* y *q*.

El par desarrollado en cualquier instante por la máquina depende de las corrientes que fluyen por sus devanados, es decir que el par eléctrico total suministrado por la máquina es la suma de pares suministrados por cada uno de los circuitos individuales de la misma. Por lo tanto para una máquina que tenga varios circuitos principales es necesario introducir un factor k_p en la fórmula para la potencia ó el par eléctrico y elegir el valor de k_p de acuerdo al tipo particular de la máquina. De tal manera que (3.41) tomará la siguiente forma cuando se tome en cuenta más de un circuito principal [Adkins and Harley, 1975]:

$$T_e = k_p \left(\psi_d i_q - \psi_q i_d \right) \tag{3.41a}$$

Por ejemplo en un sistema con más de un circuito principal como lo puede ser una máquina trifásica el valor de k_p será igual a *1/3*. En el caso de un generador de campo cruzado, en el cual únicamente uno de los circuitos de armadura es un circuito principal el valor de k_p será igual a 1. En general k_p es el recíproco del número de circuitos principales [Adkins and Harley, 1975].

3.2.2 Modelo Aproximado (Quinto Orden)

Para este modelo se toman en cuenta la dinámica de la ecuación de oscilación y de los enlaces de flujo de campo y los devanados de amortiguamiento, sin considerar los transitorios en el estator. Por lo que este modelo se forma al añadir al modelo de tercer orden la dinámica de (3.23) y (3.25), al hacer a i_{kd} e i_{kq} diferentes de cero:

$$\Delta \dot{\psi}_{kd} = -\omega_0 r_{kd} \Delta i_{kd} \tag{3.23a}$$

$$\Delta \dot{\psi}_{kq} = -\omega_0 r_{kq} \Delta i_{kq} \tag{3.25a}$$

Esta última modificación trae como consecuencia que las ecuaciones que describen los enlaces de flujo también tengan que sufrir modificaciones para tomar en cuenta i_{kd} e i_{kq}:

$$\begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_{fd} \\ \Delta i_{kd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_d^1 & X_{ad} & X_{ad} \\ X_{ad} & X_{ffd} & X_{ad} \\ X_{ad} & X_{ad} & X_{kkd} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \Delta \psi_d \\ \Delta \psi_{fd} \\ \Delta \psi_{kd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{11} & Y_{12} & Y_{13} \\ Y_{21} & Y_{22} & Y_{23} \\ Y_{31} & Y_{32} & Y_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \psi_d \\ \Delta \psi_{fd} \\ \Delta \psi_{kd} \end{bmatrix} \tag{3.47}$$

$$\begin{bmatrix} \Delta i_q \\ \Delta i_{kq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_q^1 & X_{aq} \\ X_{aq} & X_{kkq} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \psi_q \\ \Delta \psi_{kq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{11} & J_{12} \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \psi_q \\ \Delta \psi_{kq} \end{bmatrix} \tag{3.48}$$

Por lo demás se procede de forma similar a lo hecho en el modelo de tercer orden, motivo por el cual solo se presenta a continuación el modelo de estado completo para este caso.

1. La variación del ángulo esta descrita por la ecuación (3.9).

2. La expresión correspondiente al par eléctrico en función de las variables de estado es la siguiente:

$$\Delta T_e = a_{21}\Delta\delta + a_{23}\Delta\psi_{fd} + a_{24}\Delta\psi_{kd} + a_{25}\Delta\psi_{kq} \tag{3.49}$$

$$A_5 = \frac{1}{\left(r_a^1\right)^2 Y_{11}J_{11} + 1}$$

$$a_{21} = A_5\left[\begin{array}{l}\left(\psi_{d0}J_{11}e_{b\max}\cos(-\delta) - \psi_{d0}r_a^1Y_{11}J_{11}e_{b\max}sen(-\delta)\right) + \left(i_{q0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{11}J_{11}e_{b\max}\cos(-\delta) + i_{q0}e_{b\max}sen(-\delta)\right) + \\ \left(-\psi_{q0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{11}J_{11}e_{b\max}\cos(-\delta) - Y_{11}\psi_{q0}e_{b\max}sen(-\delta)\right) + \left(-i_{d0}e_{b\max}\cos(-\delta) + i_{d0}r_a^1Y_{11}e_{b\max}sen(-\delta)\right) + \end{array}\right]$$

$$a_{23} = A_5\left[-\psi_{d0}r_a^1Y_{12}J_{11} - i_{q0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{12}J_{11} + \psi_{q0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{11}Y_{12}J_{11} + i_{d0}r_a^1Y_{12}\right] - \psi_{q0}Y_{12}$$

$$a_{24} = A_5\left[-\psi_{d0}r_a^1Y_{13}J_{11} - i_{q0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{13}J_{11} + \psi_{q0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{11}Y_{13}J_{11} + i_{d0}r_a^1Y_{13}\right] - \psi_{q0}Y_{13}$$

$$a_{52} = A_5\left[-\psi_{d0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{11}J_{11}J_{12} + i_{q0}r_a^1J_{12} - \psi_{q0}r_a^1Y_{11}J_{12} + i_{d0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{11}J_{12}\right] + \psi_{d0}J_{12}$$

$$a_{22} = -\frac{D}{2H}$$

De tal forma que (3.20) para el modelo aproximado toma la siguiente forma:

$$\Delta\dot{\omega} = a_{21}\Delta\delta + a_{22}\Delta\omega + a_{23}\Delta\psi_{fd} + a_{24}\Delta\psi_{kd} + a_{25}\Delta\psi_{kq} + \frac{\omega_0}{2H}\Delta T_m \tag{3.50}$$

3. La expresión que describe la variación de los enlaces de flujo de campo es la que se muestra a continuación:

$$\Delta\dot{\psi}_{fd} = a_{31}\Delta\delta + a_{33}\Delta\psi_{fd} + a_{34}\Delta\psi_{kd} + a_{35}\Delta\psi_{kq} + \omega_0\Delta e_{fd} \tag{3.51}$$

$$a_{31} = -A_{P5}\omega_0 r_{fd}Y_{21}\left(r_a^1J_{11}e_{b\max}\cos(-\delta) + e_{b\max}sen(-\delta)\right)$$

$$a_{33} = A_{P5}\omega_0\left(r_a^1\right)^2 r_{fd}Y_{12}Y_{21}J_{11} - \omega_0 r_{fd}Y_{22}$$

$$a_{34} = A_{P5}\omega_0\left(r_a^1\right)^2 r_{fd}Y_{13}Y_{21}J_{11} - \omega_0 r_{fd}Y_{23}$$

$$a_{35} = -A_{P5}\omega_0 r_a^1 r_{fd}Y_{21}J_{12}$$

4. A continuación se muestra la expresión para la variación de los enlaces de flujo en el devanado de amortiguamiento en el eje d:

$$\Delta\dot{\psi}_{kd} = a_{41}\Delta\delta + a_{43}\Delta\psi_{fd} + a_{44}\Delta\psi_{kd} + a_{45}\Delta\psi_{kq} \tag{3.52}$$

$$a_{41} = -A_{P5}\omega_0 r_{kd}Y_{31}\left(r_a^1J_{11}e_{b\max}\cos(-\delta) + e_{b\max}sen(-\delta)\right)$$

$$a_{43} = A_{P5}\omega_0\left(r_a^1\right)^2 r_{kd}Y_{12}Y_{31}J_{11} - \omega_0 r_{kd}Y_{32}$$

$$a_{44} = A_{P5}\omega_0\left(r_a^1\right)^2 r_{kd}Y_{13}Y_{31}J_{11} - \omega_0 r_{kd}Y_{33}$$

$$a_{45} = -A_{P5}\omega_0 r_a^1 r_{kd}Y_{31}J_{12}$$

5. La ecuación correspondiente a la variación de los enlaces de flujo en el devanado de amortiguamiento en el eje q es:

$$\begin{aligned}
\Delta\dot{\psi}_{kq} &= a_{51}\Delta\delta + a_{53}\Delta\psi_{fd} + a_{54}\Delta\psi_{kd} + a_{55}\Delta\psi_{kq} \qquad (3.53)\\
a_{51} &= -A_{P5}\omega_0 r_{kq} J_{21}\left(e_{b\max}\cos(-\delta) - r_a^1 Y_{11} e_{b\max} sen(-\delta)\right)\\
a_{53} &= A_{P5}\omega_0 r_a^1 r_{kq} Y_{12} J_{21}\\
a_{54} &= A_{P5}\omega_0 r_a^1 r_{kq} Y_{13} J_{21}\\
a_{55} &= A_{P5}\omega_0 \left(r_a^1\right)^2 r_{kq} Y_{11} J_{12} J_{21} - \omega_0 r_{kq} J_{22}
\end{aligned}$$

Por lo que el modelo aproximado lineal de la máquina síncrona, expresado en forma matricial, es el siguiente:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\psi}_{fd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} & a_{25} \\ a_{31} & 0 & a_{33} & a_{34} & a_{35} \\ a_{41} & 0 & a_{43} & a_{44} & a_{45} \\ a_{51} & 0 & a_{53} & a_{54} & a_{55} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\psi}_{fd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{\omega_0}{2H} & 0 \\ 0 & \omega_0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta T_m \\ \Delta e_{fd} \end{bmatrix} \qquad (3.54)$$

3.2.3 Modelo Exacto (Séptimo Orden)

En este modelo, además de considerar la dinámica de los devanados de amortiguamiento, se toman en cuenta los transitorios en el estator, para lo cual el modelo aproximado toma en cuenta las ecuaciones (3.55) y (3.56), mismas que ya incluyen a la red al utilizar la técnica de la máquina modificada:

$$\Delta\dot{\psi}_d = -\omega_0 r_a^1 \Delta i_d - \omega_0 \Delta\psi_q + \omega_0 \Delta e_{b\max}\cos(-\delta)\Delta\delta \qquad (3.55)$$

$$\Delta\dot{\psi}_q = -\omega_0 r_a^1 \Delta i_q + \omega_0 \Delta\psi_d - \omega_0 \Delta e_{b\max}\,\mathrm{s}\,en(-\delta)\Delta\delta \qquad (3.56)$$

Las ecuaciones algebraicas que describen los enlaces de flujo para el modelo aproximado, ecuaciones (3.47) y (3.48), no necesitan ser modificadas para ser utilizadas por el modelo exacto.

1. Por lo tanto, para el modelo exacto, las ecuaciones para la corriente en el eje *d* y *q* se obtienen al resolver (3.47) y (3.48) para estas. Las expresiones así obtenidas ya se encuentran en función de las variables de estado:

$$\Delta i_d = Y_{11}\Delta\psi_d + Y_{12}\Delta\psi_{fd} + Y_{13}\Delta\psi_{kd} \qquad (3.57)$$

$$\Delta i_q = J_{11}\Delta\psi_q + J_{12}\Delta\psi_{kq} \qquad (3.58)$$

2. El par eléctrico puesto en función de las variables de estado es el que se muestra a continuación:

$$\begin{aligned}
\Delta T_e = &\left(\left[J_{11} - Y_{11}\right]\Delta\psi_{q0} + J_{12}\psi_{kq0}\right)\Delta\psi_d + \left(-Y_{12}\psi_{q0}\right)\Delta\psi_{fd} + \left(\left[J_{11} - Y_{11}\right]\psi_{d0} - Y_{12}\psi_{fd0} - Y_{13}\psi_{kd0}\right)\Delta\psi_q\\
&+\left(-Y_{13}\psi_{q0}\right)\psi_{kd} + \left(J_{12}\psi_{d0}\right)\Delta\psi_{kq} \qquad (3.59)
\end{aligned}$$

De tal forma que (3.20) para el modelo exacto toma la siguiente forma:

$$\Delta\dot{\omega} = a_{22}\Delta\omega + a_{23}\Delta\psi_d + a_{24}\Delta\psi_{fd} + a_{25}\Delta\psi_{kd} + a_{26}\psi_{kd} + a_{27}\Delta\psi_{kq} \tag{3.60}$$

$$a_{22} = -\frac{\omega_0 D}{2H}$$

$$a_{23} = -\frac{\omega_0}{2H}\left[\left(\left[J_{11} - Y_{11}\right]\Delta\psi_{q0} + J_{12}\psi_{kq0}\right)\right]$$

$$a_{24} = -\frac{\omega_0}{2H}\left(-Y_{12}\psi_{q0}\right)$$

$$a_{25} = -\frac{\omega_0}{2H}\left(-Y_{13}\psi_{q0}\right)$$

$$a_{26} = -\frac{\omega_0}{2H}\left(\left[J_{11} - Y_{11}\right]\psi_{d0} - Y_{12}\psi_{fd0} - Y_{13}\psi_{kd0}\right)$$

$$a_{27} = -\frac{\omega_0}{2H}\left(J_{12}\psi_{d0}\right)$$

3. La expresión que describe los transitorios de estator en el eje *d* es la siguiente:

$$\Delta\dot{\psi}_d = a_{31}\Delta\delta - \psi_{q0}\Delta\omega - \omega_0 r_a^1 Y_{11}\Delta\psi_d - \omega_0 r_a^1 Y_{12}\Delta\psi_{fd} - \omega_0 r_a^1 Y_{13}\Delta\psi_{kd} - \omega_0\Delta\psi_q \tag{3.61}$$

$$a_{31} = \omega_0 e_{b\max}\cos\left(-\delta\right)$$

4. La siguiente ecuación es la que describe la variación de los enlaces de flujo:

$$\Delta\dot{\psi}_{fd} = -\omega_0 r_{fd} Y_{21}\Delta\psi_d - \omega_0 r_{fd} Y_{22}\Delta\psi_{fd} - \omega_0 r_{fd} Y_{23}\Delta\psi_{kd} + \omega_0\Delta e_{fd} \tag{3.62}$$

5. La expresión que nos proporciona la variación de los enlaces de flujo en el devanado de amortiguamiento en el eje *d* es la que se muestra a continuación:

$$\Delta\dot{\psi}_{kd} = -\omega_0 r_{kd} Y_{31}\Delta\psi_d - \omega_0 r_{kd} Y_{32}\Delta\psi_{fd} - \omega_0 r_{kd} Y_{31}\Delta\psi_{kd} \tag{3.63}$$

6. Los transitorios del estator en el eje *q* quedan representados por la siguiente ecuación:

$$\Delta\psi_q = a_{61}\Delta\delta + \psi_{d0}\Delta\omega + \omega_0\Delta\psi_d - \omega_0 r_a^1 J_{11}\Delta\psi_q - \omega_0 r_a^1 J_{12}\Delta\psi_{kq} \tag{3.64}$$

$$a_{61} = -\omega_0 e_{b\max} sen\left(-\delta\right)$$

7. Para los enlaces de flujo en el devanado de amortiguamiento en el eje *q* se tiene que:

$$\Delta\dot{\psi}_{kq} = -\omega_0 r_{kq} J_{21}\Delta\psi_q - \omega_0 r_{kq} J_{22}\Delta\psi_{kq} \tag{3.65}$$

El modelo de estado puede ser expresado finalmente como sigue:

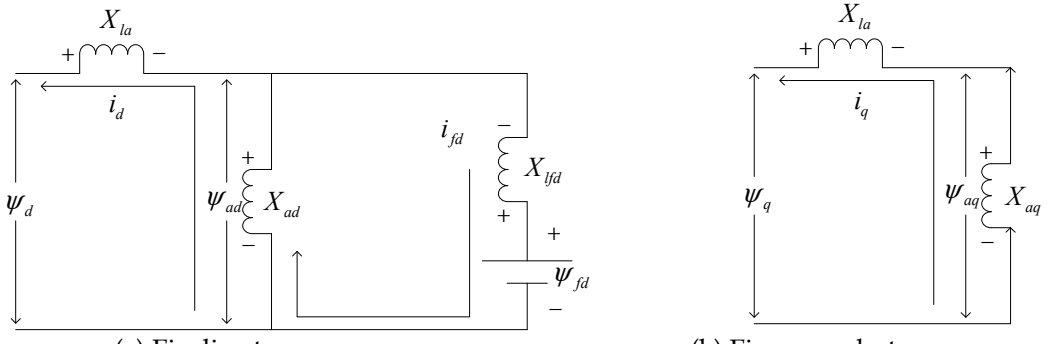
$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\psi}_d \\ \Delta\dot{\psi}_{fd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kd} \\ \Delta\dot{\psi}_q \\ \Delta\dot{\psi}_{kq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & a_{22} & a_{23} & a_{24} & a_{25} & a_{26} & a_{27} \\ a_{31} & -\psi_{q0} & -\omega_0 r_a^1 Y_{11} & -\omega_0 r_a^1 Y_{12} & -\omega_0 r_a^1 Y_{13} & -\omega_0 & 0 \\ 0 & 0 & -\omega_0 r_{fd} Y_{21} & -\omega_0 r_{fd} Y_{22} & -\omega_0 r_{fd} Y_{23} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\omega_0 r_{kd} Y_{31} & -\omega_0 r_{kd} Y_{32} & -\omega_0 r_{kd} Y_{33} & 0 & 0 \\ a_{61} & \psi_{d0} & \omega_0 & 0 & 0 & -\omega_0 r_a^1 J_{11} & -\omega_0 r_a^1 J_{12} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\omega_0 r_{kq} J_{21} & -\omega_0 r_{kq} J_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\delta \\ \Delta\omega \\ \Delta\psi_d \\ \Delta\psi_{fd} \\ \Delta\psi_{kd} \\ \Delta\psi_q \\ \Delta\psi_{kq} \end{bmatrix}$$

$$+ \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{\omega_0}{2H} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & \omega_0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta T_m \\ \Delta e_{fd} \end{bmatrix} \tag{3.66}$$

3.3 OBTENCIÓN DE LOS MODELOS DE ESTADO LINEALES DE LA MÁQUINA SÍNCRONA DE POLOS SALIENTES A PARTIR DE SUS CIRCUITOS EQUIVALENTES

3.3.1 Modelo Simple (Tercer Orden)

Con este procedimiento se obtiene el modelo de tercer orden a través del uso del método de los circuitos equivalentes de la M. S., mismos que deben ser modificados para incluir ó no los efectos de los devanados de amortiguamiento [Pérez, 1986].



(a) Eje directo (b) Eje en cuadratura

Fig. 3.1 Circuitos equivalentes de la máquina síncrona de polos salientes en el estado transitorio, sin tomar en cuenta el efecto de los devanados de amortiguamiento.

Las corrientes que están circulando en las ramas de los circuitos equivalentes, de acuerdo a la Fig. 3.1, quedan expresadas de la siguiente forma [Kundur, 1994]:

$$i_{fd} = \left(\psi_{fd} - \psi_{ad}\right) \Big/ x_{lfd} \tag{3.67}$$

$$i_{d} = \left(\psi_{d} - \psi_{ad}\right) \Big/ x_{la} \tag{3.68}$$

$$i_{q} = \left(\psi_{q} - \psi_{aq}\right) \Big/ x_{la} \tag{3.69}$$

La expresión que describe ψ_{ad} es obtenida de la Fig. 3.1 (a), teniéndose que esta queda dada por [Kundur, 1994]:

$$\psi_{ad} = x_{ad} i_{d} + x_{ad} i_{fd} \tag{3.70}$$

Sustituyéndose (3.67) en (3.70) se tiene:

$$x_{ad}^{'} = \frac{x_{lfd} x_{ad}}{x_{lfd} + x_{ad}}$$

$$\psi_{ad} = x_{ad}^{'} \left(i_{d} + \frac{1}{x_{lfd}} \psi_{fd} \right) \tag{3.71}$$

El valor de ψ_{aq} se obtiene del circuito equivalente del eje en cuadratura [Kundur, 1994]:

$$\psi_{aq} = x_{aq} i_{q} \tag{3.72}$$

Las expresiones linealizadas para (3.71) y (3.72) son las siguientes:

$$\Delta\psi_{ad} = x_{ad}^{'} \left(\Delta i_{d} + \frac{1}{x_{lfd}} \Delta\psi_{fd} \right) \tag{3.73}$$

$$\Delta\psi_{aq} = x_{aq} \Delta i_{q} \tag{3.74}$$

Una vez que se ha llegado a este punto se incluye el modelo de la red utilizando la técnica de la máquina modificada, misma que ya ha sido explicada (ver § 3.2.1) [Pérez, 1986].

El siguiente paso consiste en encontrar una expresión que describa a i_d, esto se hace al sustituir en primer lugar (3.72), esta debe ser resuelta para ψ_q previamente, en (3.69) obteniéndose:

$$\psi_{q} = \left(x_{la} + x_{aq}\right) i_{q} \tag{3.75}$$

Posteriormente se divide (3.21) entre la velocidad síncrona ω_0 y se sustituye la expresión resultante en (3.75) obteniéndose así la siguiente expresión:

$$i_d = \left(\frac{-x_q^1}{r_a^1} \right) i_q + \frac{-e_{b\max}}{\left(r_a^1 \right)} sen\left(-\delta \right) \tag{3.76}$$

Un procedimiento similar aplica para la corriente i_q al sustituir en primer lugar (3.71) en (3.68), previamente (3.71) ha sido resuelta para ψ_d, la expresión resultante queda en la siguiente forma:

$$\psi_d = \frac{x_{ad}^{'}}{x_{lfd}} \psi_{fd} + \left(x_{la} + x_{ad}^{'} \right) i_d \tag{3.77}$$

Una vez hecho lo anterior se sustituye (3.77) en (3.24), esta última ha sido previamente dividida entre la velocidad síncrona ω_0, obteniéndose así la siguiente expresión:

$$i_q = \left(\frac{x_d^1}{r_a^1} \right) i_d + \frac{x_{ad}^{'}}{r_a^1 x_{lfd}} \psi_{fd} + \frac{-e_{b\max}}{r_a^1} \cos\left(-\delta \right) \tag{3.78}$$

Debe recordarse que tanto (3.76) como (3.78) incluyen el modelo de la red a través de la técnica de la máquina modificada, esta es la razón de que aparezcan términos como $r_a{}^1$, $x_d{}^1$ y $x_q{}^1$.

Con la finalidad de obtener una ecuación para la corriente en eje *d* y en el eje *q*, mismas que se encuentren únicamente en función de las variables de estado del modelo de tercer orden, se sustituye (3.76) en (3.78) y viceversa [Kundur, 1994]:

$$A_p = \frac{1}{\left(r_a^1 \right)^2 + \left(x_q^1 \right)\left(x_{ex} + x_{la} + x_{ad}^{'} \right)}$$

$$i_d = A_p \left(x_q^1 \left(e_{b\max} \cos\left(-\delta \right) \right) + r_a^1 \left(-e_{b\max} sen\left(-\delta \right) \right) - \frac{x_q^1 x_{ad}^{'}}{x_{lfd}} \psi_{fd} \right) \tag{3.79}$$

Al linealizar la expresión para la corriente en eje directo obtenemos:

$$\Delta i_d = A_p \left(e_{b\max} \left[r_a^1 \cos\left(-\delta \right) + x_q^1 sen\left(-\delta \right) \right] \Delta\delta + \frac{-x_q^1 x_{ad}^{'}}{x_{lfd}} \Delta\psi_{fd} \right) \tag{3.80}$$

Para i_q

$$i_q = A_p \left(\left(x_{ex} + x_{la} + x_{ad}^{'} \right)\left(-e_{b\max} sen\left(-\delta \right) \right) + \frac{r_a^1 x_{ad}^{'}}{x_{lfd}} \psi_{fd} + r_a^1 \left(-e_{b\max} \cos\left(-\delta \right) \right) \right) \tag{3.81}$$

Al linealizar la expresión para la corriente en el eje en cuadratura, obtenemos:

$$\Delta i_q = A_p\left(e_{b\max}\left[\left(x_{ex}+x_{la}+x'_{ad}\right)\cos(-\delta)-r_a^1 sen(-\delta)\right]\Delta\delta+\frac{r_a^1 x'_{ad}}{x_{lfd}}\Delta\psi_{fd}\right) \tag{3.82}$$

Para la corriente en el devanado de campo se sustituye (3.70) en (3.67):

$$i_{fd}=\left(\frac{1}{x_{lfd}}-\frac{x'_{ad}}{\left(x_{lfd}\right)^2}\right)\psi_{fd}-\frac{x'_{ad}}{x_{lfd}}i_d \tag{3.83}$$

Al linealizar la expresión para la corriente en el devanado de campo, obtenemos:

$$\Delta i_{fd}=\left(\frac{1}{x_{lfd}}-\frac{x'_{ad}}{\left(x_{lfd}\right)^2}+\frac{A_p x_q^1\left(x'_{ad}\right)^2}{\left(x_{lfd}\right)^2}\right)\Delta\psi_{fd}+\frac{A_p x'_{ad}}{x_{lfd}}\left[-x_q^1\left(e_{b\max}sen(-\delta)\right)+r_a^1\left(-e_{b\max}\cos(-\delta)\right)\right]\Delta\delta \tag{3.84}$$

La siguiente etapa en la construcción del modelo de estado consiste en expresar al par eléctrico en función de las variables de estado del modelo de tercer orden, para lograr este objetivo (3.41) debe ser expresada en términos de los enlaces de flujo mutuos:

$$T_e = \psi_{ad} i_q - \psi_{aq} i_d \tag{3.85}$$

Esta ultima es linealizada obteniéndose la siguiente ecuación:

$$\Delta T_e = i_{q0}\Delta\psi_{ad} + \psi_{ad0}\Delta i_q - i_{d0}\Delta\psi_{aq} - \psi_{aq0}\Delta i_d \tag{3.86}$$

Al sustituir (3.73), (3.74), (3.80) y (3.82) en (3.86) tenemos que la ecuación que describe el par eléctrico en forma lineal es:

$$\Delta T_e = a_{21}\Delta\delta + a_{23}\Delta\psi_{fd} \tag{3.87}$$

$$a_{21}=A_p\left(\begin{array}{l}\left(i_{q0}x'_{ad}-\psi_{aq0}\right)\left(x_q^1 e_{b\max}sen(-\delta)+r_a^1 e_{b\max}\cos(-\delta)\right)+\\ \left(\psi_{ad0}-i_{d0}x_{aq}\right)\left(\left(x_{ex}+x_{la}+x'_{ad}\right)\left(e_{b\max}\cos(-\delta)\right)-r_a^1 e_{b\max}sen(-\delta)\right)\end{array}\right)$$

$$a_{23}=A_p\left(\left(i_{q0}x'_{ad}-\psi_{aq0}\right)\left(\frac{-x_q^1 x'_{ad}}{x_{lfd}}\right)+\left(\psi_{ad0}-i_{d0}x_{aq}\right)\left(\frac{r_a^1 x'_{ad}}{x_{lfd}}\right)\right)+i_{q0}\frac{x'_{ad}}{x_{lfd}}$$

Una vez que se han obtenido las expresiones que describen a la variación de las corrientes Δi_d, Δi_q, Δi_{fd} y del par eléctrico ΔT_E en términos de las variables de estado del modelo de tercer orden se procede a la construcción del modelo de estado final:

1. La ecuación que describe a la variación del ángulo de carga de la M. S. viene dada por (3.19), misma que no requiere de ninguna modificación.

2. Al sustituir (3.87) en (3.20) se obtiene la expresión que describe las variaciones de la velocidad en función de las variables de estado del modelo simple:

$$\Delta\dot{\omega} = -\frac{\omega_0 a_{21}}{2H}\Delta\delta - \frac{D}{2H}\Delta\omega - \frac{\omega_0 a_{23}}{2H}\Delta\psi_{fd} + \frac{\omega_0}{2H}\Delta T_m \tag{3.88}$$

$$a_{21} = A_p\left(\begin{array}{l}\left(i_{q0}x_{ad}^{'} - \psi_{aq0}\right)\left(-\left(-x_{ex} - x_q\right)\left(e_{b\max} sen\left(-\delta\right)\right) + \left(r_a + r_{ex}\right)\left(e_{b\max}\cos\left(-\delta\right)\right)\right) + \\ \left(\psi_{ad0} - i_{d0}x_{aq}\right)\left(\left(x_{ex} + x_{la} + x_{ad}^{'}\right)\left(e_{b\max}\cos\left(-\delta\right)\right) - \left(r_a + r_{ex}\right)\left(e_{b\max} sen\left(-\delta\right)\right)\right)\end{array}\right)$$

$$a_{23} = A_p\left(\left(i_{q0}x_{ad}^{'} - \psi_{aq0}\right)\left(\frac{\left(-x_{ex} - x_q\right)x_{ad}^{'}}{x_{lfd}}\right) + \left(\psi_{ad0} - i_{d0}x_{aq}\right)\left(\frac{x_{ad}^{'}}{x_{lfd}}\left(r_a + r_{ex}\right)\right)\right) + i_{q0}\frac{x_{ad}^{'}}{x_{lfd}}$$

3. A continuación se sustituye el valor de (3.84) en (3.22), obteniéndose la ecuación de estado correspondiente a la variación de los enlaces de flujo de campo:

$$\Delta\dot{\psi}_{fd} = a_{31}\Delta\delta + a_{33}\Delta\psi_{fd} + \omega_0\Delta e_{fd} \tag{3.89}$$

$$a_{31} = -A_p\left(\frac{\omega_0 r_{fd}x_{ad}^{'}}{x_{lfd}}\right)\left[-x_q^1\left(e_{b\max} sen\left(-\delta\right)\right) + r_a^1\left(-e_{b\max}\cos\left(-\delta\right)\right)\right]\Delta\delta$$

$$a_{33} = -\frac{\omega_0 r_{fd}}{x_{lfd}}\left(1 - \frac{x_{ad}^{'}}{x_{lfd}} + \frac{A_p x_q^1\left(x_{ad}^{'}\right)^2}{x_{lfd}}\right)$$

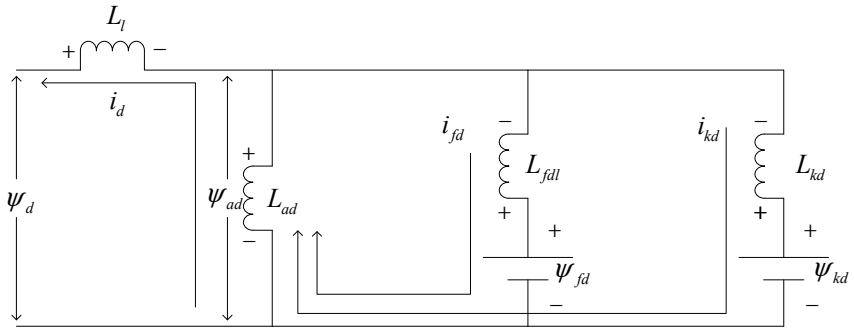
Por lo tanto (3.2) debe ser modificada para tomar en cuenta la anterior ecuación:

El sistema final queda descrito por las siguientes ecuaciones (3.19), (3.88) y (3.89), mismas que al momento de ser expresadas en forma matricial se obtiene el siguiente modelo de estado:

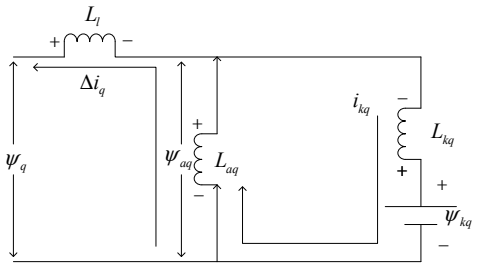
$$\begin{bmatrix}\Delta\dot{\delta}\\ \Delta\dot{\omega}\\ \Delta\dot{\psi}_{fd}\end{bmatrix} = \begin{bmatrix}0 & 1 & 0\\ -\frac{\omega_0}{2H}a_{21} & -\frac{D}{2H} & -\frac{\omega_0}{2H}a_{23}\\ a_{31} & 0 & a_{33}\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\Delta\delta\\ \Delta\omega\\ \Delta\psi_{fd}\end{bmatrix} + \begin{bmatrix}0 & 0\\ \frac{\omega_0}{2H} & 0\\ 0 & \omega_0\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\Delta T_m\\ \Delta e_{fd}\end{bmatrix} \tag{3.90}$$

3.3.2 Modelo Aproximado (Quinto Orden)

De forma similar al modelo de tercer orden, se utilizan circuitos equivalentes de la máquina síncrona en estado subtransitorio (ver la Fig. 3.2) los cuales incluyen la dinámica de los devanados de amortiguamiento [Pérez, 1986]. Por lo que se tomarán en cuenta (3.23) y (3.25) al considerar a i_{kd} e i_{kq} diferentes de cero. Por lo demás el procedimiento es bastante similar al utilizado en la sección previa.



(a) Eje directo



(b) Eje en cuadratura

Fig. 3.2 Circuitos equivalentes de la máquina síncrona de polos salientes en el estado subtransitorio tomando en cuenta el efecto de los devanados de amortiguamiento.

Las siguientes expresiones no representan cantidades físicas de la M. S., reactancias subtransitorias, sino más bien son reactancias equivalentes que son vistas por el ψ_{ad} y ψ_{aq} de los circuitos en el eje *d* y *q* respectivamente:

$$x''_{ad} = \frac{x_{lfd}x_{lkd}x_{ad}}{x_{lfd}x_{lkd} + x_{ad}x_{lkd} + x_{ad}x_{lfd}}$$

$$x''_{aq} = \frac{x_{lkq}x_{aq}}{x_{lkq} + x_{aq}}$$

$$A_{K5} = \frac{1}{\left(r_a^1\right)^2 + \left(x_{ex} + x_{la} + x''_{aq}\right)\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{ad}\right)} \tag{3.91}$$

Las ecuaciones que forman el modelo de estado final de quinto orden son las siguientes:

1. La variable de estado correspondiente al ángulo de carga viene dada por:

$$\Delta\dot{\delta} = \Delta\omega \tag{3.19}$$

2. La expresión que se obtuvo para representar el par eléctrico en función de las variables de estado para el modelo aproximado es la siguiente:

$$\Delta T_e = a_{31}\Delta\delta + a_{33}\Delta\psi_{fd} + a_{34}\Delta\psi_{kd} + a_{35}\Delta\psi_{kq} \tag{3.92}$$

Por lo tanto al tomar en cuenta (3.92) la ecuación (3.20) toma la siguiente forma:

$$\Delta\dot{\omega} = \frac{\omega_0}{2H}\Delta T_m - \frac{\omega_0}{2H}\left(a_{21}\Delta\delta + a_{23}\Delta\psi_{fd} + a_{24}\Delta\psi_{kd} + a_{25}\Delta\psi_{kq}\right) - \frac{D}{2H}\Delta\omega \tag{3.93}$$

$$a_{21} = A_{K5}\left(\psi_{ad0} - i_{d0}x''_{aq}\right)\left(\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{ad}\right)\left(e_{b\max}\cos(-\delta)\right) - \left(r_a^1 e_{b\max} sen(-\delta)\right)\right)$$
$$+ A_{K5}\left(-\psi_{aq0} + i_{q0}x''_{ad}\right)\left(\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{aq}\right)\left(e_{b\max} sen(-\delta)\right) + r_a^1\left(e_{b\max}\cos(-\delta)\right)\right)$$

$$a_{23} = A_{K5}\left(\left(-\psi_{aq0} + i_{q0}x''_{ad}\right)\left(-x_{ex} - x_{la} - x''_{aq}\right)\frac{x''_{ad}}{x_{lfd}} + \left(\psi_{ad0} - i_{d0}x''_{aq}\right)\frac{r_a^1 x''_{ad}}{x_{lfd}}\right) + \frac{i_{q0}x''_{ad}}{x_{lfd}}$$

$$a_{24} = A_{K5}\left(\left(-\psi_{aq0} + i_{q0}x''_{ad}\right)\left(-x_{ex} - x_{la} - x''_{aq}\right)\frac{x''_{ad}}{x_{lkd}} + \left(\psi_{ad0} - i_{d0}x''_{aq}\right)\frac{r_a^1 x''_{ad}}{x_{lkd}}\right) + \frac{i_{q0}x''_{ad}}{x_{lkd}}$$

$$a_{25} = A_{K5}\left(\left(\psi_{ad0} - i_{d0}x''_{aq}\right)\left(-x_{ex} - x_{la} - x''_{ad}\right)\frac{x''_{aq}}{x_{lkq}} + \left(\psi_{aq0} - i_{q0}x''_{ad}\right)\frac{r_a^1 x''_{aq}}{x_{lkq}}\right) - \frac{i_{d0}x''_{aq}}{x_{lkq}}$$

$$a_{22} = D \qquad b_{21} = \omega_0$$

3. La variación de los enlaces de flujo de campo queda dada por:

$$\Delta\dot{\psi}_{fd} = a_{31}\Delta\delta + a_{32}\Delta\omega + a_{33}\Delta\psi_{fd} + a_{34}\Delta\psi_{kd} + a_{35}\Delta\psi_{kq} + b_{32}\Delta e_{fd} \tag{3.94}$$

$$a_{31} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{fd}x''_{ad}}{x_{lfd}}\left[\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{aq}\right)\left(e_{b\max} sen(-\delta)\right) + \left(r_a^1 e_{b\max}\cos(-\delta)\right)\right]$$

$$a_{33} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{fd}\left(x''_{ad}\right)^2\left(-x_{ex} - x_{la} - x''_{aq}\right)}{\left(x_{lfd}\right)^2} + \frac{\omega_0 r_{fd}\left(x''_{ad} - x_{lfd}\right)}{\left(x_{lfd}\right)^2}$$

$$a_{34} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{fd}\left(x''_{ad}\right)^2\left(-x_{ex} - x_{la} - x''_{aq}\right)}{x_{lfd}x_{lkd}} + \frac{\omega_0 r_{fd}x''_{ad}}{x_{lfd}x_{lkd}}$$

$$a_{35} = \frac{-A_{K5}\omega_0 r_a^1 r_{fd}x''_{ad}x''_{aq}}{x_{lfd}x_{lkq}} \qquad b_{32} = \omega_0$$

4. Con respecto a la variación de los enlaces de flujo en el devanado de amortiguamiento en el eje *d* tenemos:

$$\Delta\dot{\psi}_{kd} = a_{41}\Delta\delta + a_{43}\Delta\psi_{fd} + a_{44}\Delta\psi_{kd} + a_{45}\Delta\psi_{kq} \tag{3.95}$$

$$a_{41} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{kd}x''_{ad}\left(\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{aq}\right)\left(e_{b\max} sen(-\delta)\right) + r_a^1\left(e_{b\max}\cos(-\delta)\right)\right)}{x_{lkd}}$$

$$a_{43} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{kd}\left(x''_{ad}\right)^2\left(-x_{ex} - x_{la} - x''_{aq}\right)}{x_{lkd}x_{lfd}} + \frac{\omega_0 r_{kd}x''_{ad}}{x_{lkd}x_{lfd}}$$

$$a_{44} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{kd}\left(x''_{ad}\right)^2\left(-x_{ex} - x_{la} - x''_{aq}\right)}{\left(x_{lkd}\right)^2} + \frac{\omega_0 r_{kd}\left(x''_{ad} - x_{lkd}\right)}{\left(x_{lkd}\right)^2}$$

$$a_{45} = \frac{-A_{K5}\omega_0 r_a^1 r_{kd}x''_{ad}x''_{aq}}{x_{lkd}x_{lkq}}$$

5. En relación a la variación de los enlaces de flujo en el devanado de amortiguamiento en el eje *q* se tiene que:

$$\Delta\dot{\psi}_{kq} = a_{51}\Delta\delta + a_{53}\Delta\psi_{fd} + a_{54}\Delta\psi_{kd} + a_{55}\Delta\psi_{kq} \tag{3.96}$$

$$a_{51} = \frac{A_{K5}\left(\omega_0 r_{kq} x''_{aq}\right)}{x_{lkq}}\left(\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{ad}\right)\left(e_{b\max}\cos(-\delta)\right) - \left(r_a^1 e_{b\max} sen(-\delta)\right)\right)$$

$$a_{53} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_a^1 r_{kq} x''_{ad} x''_{aq}}{x_{lkq} x_{lfd}}$$

$$a_{54} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_a^1 r_{kq} x''_{ad} x''_{aq}}{x_{lkq} x_{lkd}}$$

$$a_{55} = -\frac{A_{K5}\omega_0 r_{kq}\left(x''_{aq}\right)^2\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{ad}\right)}{\left(x_{lkq}\right)^2} + \frac{\omega_0 r_{kq}\left(x''_{aq} - x_{lkq}\right)}{\left(x_{lkq}\right)^2}$$

Al expresar en forma matricial las ecuaciones (3.19), (3.93), (3.94), (3.95) y (3.96) se obtiene el sistema final de 5o orden linealizado:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\psi}_{fd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} & a_{25} \\ a_{31} & 0 & a_{33} & a_{34} & a_{35} \\ a_{41} & 0 & a_{43} & a_{44} & a_{45} \\ a_{51} & 0 & a_{53} & a_{54} & a_{55} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\psi}_{fd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{\omega_0}{2H} & 0 \\ 0 & \omega_0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta T_m \\ \Delta e_{fd} \end{bmatrix} \tag{3.97}$$

3.3.3 Modelo Exacto (Séptimo Orden)

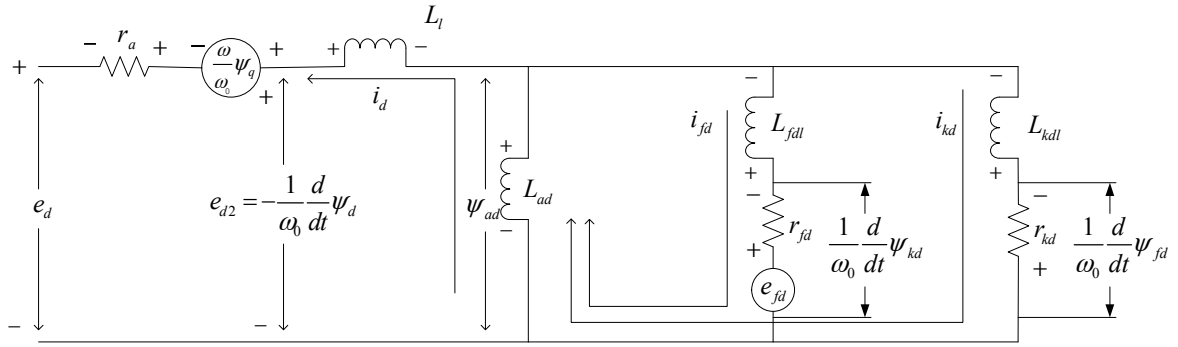
En este modelo se tomarán en cuenta los transitorios en el estator, por lo que además de considerar las ecuaciones que forman al modelo aproximado, se toman en cuenta las ecuaciones (3.54) y (3.55) [Kundur, 1994]. El circuito equivalente para este modelo se muestra en la Fig. 3.3. El procedimiento seguido en las dos secciones previas es bastante similar por lo que a continuación se muestran los valores utilizados para obtener este modelo de estado:

$$x'''_{ad} = \frac{x_{ad} x_{la} x_{lfd} x_{lkd}}{x_{la} x_{lfd} x_{lkd} + x_{ad} x_{lfd} x_{lkd} + x_{ad} x_{la} x_{lkd} + x_{ad} x_{la} x_{lfd}}$$

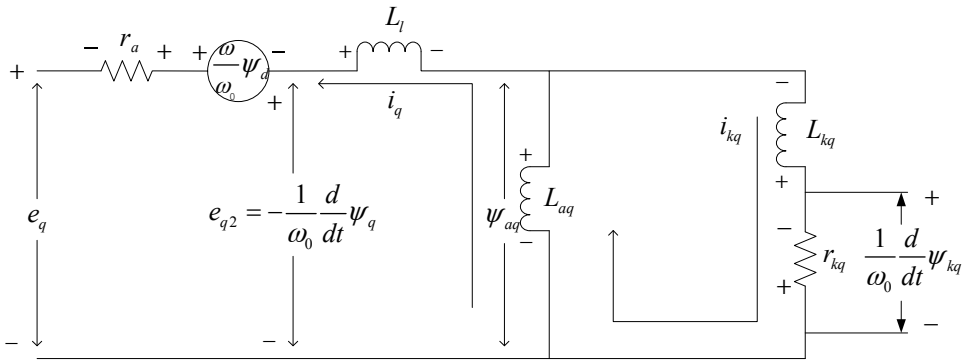
$$x'''_{aq} = \frac{x_{la} x_{lkq} x_{aq}}{x_{la} x_{lkq} + x_{aq} x_{lkq} + x_{aq} x_{la}}$$

Para formar el modelo de estado se procede de la misma forma que se hizo para los modelos anteriores.

1. Para el ángulo de carga se utilizará la ecuación (3.19)



(a) Eje directo



(b) Eje en cuadratura

Fig. 3.3 Circuitos equivalentes de la máquina síncrona de polos salientes

2. El par eléctrico en función únicamente de las variables de estado del modelo de exacto esta descrito por la siguiente ecuación:

$$\Delta T_e = a_{23}\Delta\psi_d + a_{24}\Delta\psi_{fd} + a_{25}\Delta\psi_{kd} + a_{26}\Delta\psi_q + a_{27}\Delta\psi_{kq} \tag{3.98}$$

$$a_{23} = \frac{i_{q0}x'''_{ad}}{\left(x_{la}+x_{ex}\right)} - \frac{\psi_{aq0}\left(x_{la}+x_{ex}-x'''_{ad}\right)}{\left(x_{la}+x_{ex}\right)^2}$$

$$a_{24} = \frac{i_{q0}x'''_{ad}}{x_{lfd}} + \frac{\psi_{aq0}x'''_{ad}}{\left(x_{la}+x_{ex}\right)x_{lfd}}$$

$$a_{25} = \frac{i_{q0}x'''_{ad}}{x_{lkd}} + \frac{\psi_{aq0}x'''_{ad}}{\left(x_{la}+x_{ex}\right)x_{lkd}}$$

$$a_{26} = \frac{\psi_{ad0}\left(x_{la}+x_{ex}-x'''_{aq}\right)}{\left(x_{la}+x_{ex}\right)^2} - \frac{i_{d0}x'''_{aq}}{x_{la}}$$

$$a_{27} = -\frac{i_{d0}x'''_{aq}}{x_{lkq}} - \frac{\psi_{ad0}x'''_{aq}}{\left(x_{la}+x_{ex}\right)x_{lkq}}$$

Reemplazando (3.88) en (3.10) obtenemos la siguiente ecuación:

$$\Delta\dot{\omega} = \frac{\omega_0}{2H}\Delta T_m - \frac{\omega_0}{2H}\left(a_{23}\Delta\psi_d + a_{24}\Delta\psi_{fd} + a_{25}\Delta\psi_{kd} + a_{26}\Delta\psi_q + a_{27}\Delta\psi_{kq}\right) - \frac{D}{2H}\Delta\omega \tag{3.99}$$

3. La ecuación que describe la variación en los enlaces de flujo en el eje directo es:

$$\Delta\dot{\psi}_d = a_{31}\Delta\delta + a_{32}\Delta\omega + a_{33}\Delta\psi_d + a_{34}\Delta\psi_{fd} + a_{35}\Delta\psi_{kd} + a_{36}\Delta\psi_q \tag{3.100}$$

$$a_{31} = \omega_0 e_{b\max}\cos(-\delta)$$

$$a_{32} = -\psi_{q0}$$

$$a_{33} = -\frac{\omega_0 r_a^1\left(x_{la} + x_{ex} - x_{ad}'''\right)}{\left(x_{la} + x_{ex}\right)^2}$$

$$a_{34} = \frac{\omega_0 r_a^1 x_{ad}'''}{\left(x_{la} + x_{ex}\right)x_{lfd}}$$

$$a_{35} = \frac{\omega_0 r_a^1 x_{ad}'''}{\left(x_{la} + x_{ex}\right)x_{lkd}}$$

$$a_{36} = -\omega_0$$

4. La expresión obtenida correspondiente a los enlaces de flujo de campo para el modelo exacto es la siguiente:

$$\Delta\dot{\psi}_{fd} = a_{43}\Delta\psi_d + a_{44}\Delta\psi_{fd} + a_{45}\Delta\psi_{kd} + \omega_0\Delta e_{fd} \tag{3.101}$$

$$a_{43} = \frac{\omega_0 r_{fd} x_{ad}'''}{x_{lfd}\left(x_{la} + x_{ex}\right)}$$

$$a_{44} = \frac{\omega_0 r_{fd}\left(x_{ad}''' - x_{lfd}\right)}{x_{lfd}^2}$$

$$a_{45} = \frac{\omega_0 r_{fd} x_{ad}'''}{x_{lfd} x_{lkd}}$$

5. A continuación se muestra la ecuación que describe a la variación de los enlaces de flujo en el devanado de amortiguamiento en el eje d para el modelo exacto:

$$\Delta\dot{\psi}_{kd} = a_{53}\Delta\psi_d + a_{54}\Delta\psi_{fd} + a_{55}\Delta\psi_{kd} \tag{3.102}$$

$$a_{53} = \frac{\omega_0 r_{kd} x_{ad}'''}{x_{lkd}\left(x_{la} + x_{ex}\right)}$$

$$a_{54} = \frac{\omega_0 r_{kd} x_{ad}'''}{x_{lkd} x_{lfd}}$$

$$a_{55} = \frac{\omega_0 r_{kd}\left(x_{ad}''' - x_{lkd}\right)}{\left(x_{lkd}\right)^2}$$

6. La siguiente ecuación describe a la variación de los enlaces de flujo en el eje q para el modelo exacto:

$$\Delta\dot{\psi}_q = a_{61}\Delta\delta + a_{62}\Delta\omega + a_{63}\Delta\psi_d + a_{66}\Delta\psi_q + a_{67}\Delta\psi_{kq} \tag{3.103}$$

$$a_{61} = -\omega_0 e_{b\max} sen(-\delta)$$
$$a_{62} = \psi_{d0}$$
$$a_{63} = \omega_0$$
$$a_{66} = -\frac{\omega_0 r_a^1 \left(x_{la} + x_{ex} - x_{aq}'''\right)}{\left(x_{la} + x_{ex}\right)^2}$$
$$a_{67} = \frac{\omega_0 r_a^1 x_{aq}'''}{\left(x_{la} + x_{ex}\right) x_{lkq}}$$

7. La expresión que nos describe a la variación de los enlaces de flujo en el devanado de amortiguamiento en el eje q es la que se muestra a continuación:

$$\Delta\psi_q = a_{76}\Delta\psi_q + a_{77}\Delta\psi_{kq} \tag{3.104}$$

$$a_{76} = \frac{\omega_0 r_{kq} x_{aq}'''}{x_{lkq}\left(x_{la} + x_{ex}\right)}$$
$$a_{77} = \frac{\omega_0 r_{kq}\left(x_{aq}''' - x_{lkq}\right)}{x_{lkq}^2}$$

Por lo tanto el modelo final esta dado por la siguiente expresión matricial:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\psi}_d \\ \Delta\dot{\psi}_{fd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kd} \\ \Delta\dot{\psi}_q \\ \Delta\dot{\psi}_{kq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{D}{2H} & -\frac{\omega_0 a_{23}}{2H} & -\frac{\omega_0 a_{24}}{2H} & -\frac{\omega_0 a_{25}}{2H} & -\frac{\omega_0 a_{26}}{2H} & -\frac{\omega_0 a_{27}}{2H} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} & a_{35} & a_{36} & 0 \\ 0 & 0 & a_{43} & a_{44} & a_{45} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & a_{53} & a_{54} & a_{55} & 0 & 0 \\ a_{61} & a_{62} & a_{63} & 0 & 0 & a_{66} & a_{67} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a_{76} & a_{77} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\delta \\ \Delta\omega \\ \Delta\psi_d \\ \Delta\psi_{fd} \\ \Delta\psi_{kd} \\ \Delta\psi_q \\ \Delta\psi_{kq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{\omega_0}{2H} & 0 \\ 0 & \omega_0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta T_m \\ \Delta e_{fd} \end{bmatrix} \tag{3.105}$$

3.4 OBTENCIÓN DE LOS MODELOS DE ESTADO LINEALES DE LA MÁQUINA SÍNCRONA DE POLOS LISOS A PARTIR DE LAS ECUACIONES DE PARK

3.4.1 Modelo Simple (Cuarto Orden)

Para este modelo se toman en cuenta las ecuaciones (3.19), (3.20), (3.22) y con el objetivo de ofrecer una mejor trayectoria para las corrientes de Eddy circulantes se toma en cuenta un devanado de amortiguamiento extra en el eje *q*, para lo cual también se tomará en cuenta la dinámica de (3.8) una vez que esta ha sido linealizada:

$$\Delta\dot{\psi}_{k1q} = -\omega_0 r_{k1q}\Delta i_{k1q} \tag{3.106}$$

Al considerar un devanado de amortiguamiento extra en el eje *q* las ecuaciones algebraicas linealizadas que describen a las corrientes en función de los enlaces de flujo en el eje *d* son las mismas que las utilizadas para el modelo de 3er orden, ecuación (3.26). Mientras que para el eje *q* las ecuaciones linealizadas que describen a las corrientes en función de los enlaces de flujo son las siguientes:

$$\begin{bmatrix} \Delta i_q \\ \Delta i_{k1q} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_q^1 & X_{aq} \\ X_{aq} & X_{kk1q} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \Delta \psi_q \\ \Delta \psi_{k1q} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{11} & J_{12} \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \psi_q \\ \Delta \psi_{k1q} \end{bmatrix} \tag{3.107}$$

El procedimiento seguido en secciones anteriores es idéntico al que se debe seguir en esta sección, solo se debe considerar la ecuación (3.97).

El modelo de estado de una M. S. de polos lisos de cuarto orden viene dado por las siguientes expresiones:

$$A_4 = \frac{\omega_0 r_{fd}}{\left(r_a^1\right)^2 Y_{(11)} J_{11} + 1}$$

1. La variable del ángulo de carga de la máquina síncrona viene dada por (3.19).

2. La expresión que describe al par eléctrico en función de las variables de estado es la que se muestra a continuación:

$$\Delta T_e = a_{21}\Delta\delta + a_{22}\Delta\omega + a_{23}\Delta\psi_{fd} + a_{24}\Delta\psi_{k1q} \tag{3.108}$$

$$a_{21} = A_4 \begin{bmatrix} \left(i_{q0} e_{b\max} sen(-\delta) + i_{q0} r_a^1 J_{11} e_{b\max} \cos(-\delta)\right) + \left(\psi_{d0} J_{11} e_{b\max} \cos(-\delta) - \psi_{d0} r_a^1 Y_{11} J_{11} e_{b\max} sen(-\delta)\right) + \\ + \left(-i_{d0} e_{b\max} \cos(-\delta) + i_{d0} r_a^1 Y_{(11)} e_{b\max} sen(-\delta)\right) + \left(-\psi_{q0} Y_{11} e_{b\max} sen(-\delta) - \psi_{q0} r_a^1 Y_{11} J_{11} e_{b\max} \cos(-\delta)\right) \end{bmatrix}$$

$$a_{22} = D$$

$$a_{23} = A_4 \left[\left(-i_{q0} \left(r_a^1\right)^2 Y_{12} J_{11}\right) + \left(-\psi_{d0} r_a^1 Y_{12} J_{11}\right) + \left(i_{d0} r_a^1 Y_{(12)}\right) + \left(\psi_{q0} \left(r_a^1\right)^2 Y_{11} Y_{(12)} J_{11}\right) \right] - \psi_{q0} Y_{(1,2)}$$

$$a_{24} = A_4 \left[\left(i_{q0} r_a^1 J_{12}\right) + \left(-\psi_{d0} \left(r_a^1\right)^2 Y_{11} J_{11} J_{12}\right) + \left(i_{d0} \left(r_a^1\right)^2 Y_{(11)} J_{12}\right) + \left(\psi_{q0} \left(r_a^1\right)^2 Y_{11} Y_{(12)} J_{11}\right) \right] + \psi_{d0} J_{1,2}$$

Al sustituir (3.98) en (3.10), esta queda expresada como:

$$\Delta\dot{\omega} = -\frac{\omega_0 a_{21}}{2H}\Delta\delta - \left(\frac{D + \omega_0 a_{22}}{2H}\right)\Delta\omega - \frac{\omega_0 a_{23}}{2H}\Delta\psi_{fd} - \frac{\omega_0 a_{24}}{2H}\Delta\psi_{k1q} + \frac{\omega_0}{2H}\Delta T_m \tag{3.109}$$

3. La expresión correspondiente a la variación de los enlaces de flujo de campo es la siguiente:

$$\Delta\dot{\psi}_{fd} = a_{31}\Delta\delta + a_{33}\Delta\psi_{fd} + a_{34}\Delta\psi_{k1q} + \omega_0\Delta e_{fd} \tag{3.110}$$

$$a_{31} = -\left(A_4\omega_0 r_{fd}\right)\left(Y_{21} e_{b\max} sen(-\delta) + r_a^1 Y_{21} J_{11} e_{b\max} \cos(-\delta)\right)$$

$$a_{33} = \left(A_4\omega_0 r_{fd}\right)\left(\left(r_a^1\right)^2 Y_{21} Y_{(12)} J_{11}\right) - \omega_0 r_{fd} Y_{(2,2)}$$

$$a_{34} = -\left(A_4\omega_0 r_{fd}\right) r_a^1 Y_{21} J_{12}$$

4. Tenemos que la expresión obtenida para la variación de los enlaces de flujo en el devanado de amortiguamiento en el eje *d* es:

$$\Delta\dot{\psi}_{k1q} = a_{41}\Delta\delta + a_{43}\Delta\psi_{fd} + a_{44}\Delta\psi_{k1q} \tag{3.111}$$

$$a_{41} = -\left(A_4\omega_0 r_{k1q}\right)\left(J_{21}e_{b\max}\cos(-\delta) - r_a^1 Y_{11}J_{21}e_{b\max}sen(-\delta)\right)$$

$$a_{43} = \left(A_4\omega_0 r_{k1q}\right)r_a^1 Y_{12}J_{21}$$

$$a_{44} = \left(A_4\omega_0 r_{k1q}\right)\left(r_a^1\right)^2 Y_{11}J_{21}J_{12} - \omega_0 r_{k1q}J_{2,2}$$

Por lo que el modelo aproximado lineal de la máquina síncrona de polos lisos, expresado en forma matricial, es el siguiente:

$$\begin{bmatrix}\Delta\dot{\delta}\\ \Delta\dot{\omega}\\ \Delta\dot{\psi}_{fd}\\ \Delta\dot{\psi}_{k1q}\end{bmatrix} = \begin{bmatrix}0 & 1 & 0 & 0\\ -\frac{\omega_0}{2H}a_{21} & -\frac{D+\omega_0 a_{22}}{2H} & -\frac{\omega_0}{2H}a_{23} & -\frac{\omega_0}{2H}a_{24}\\ a_{31} & 0 & a_{33} & a_{34}\\ a_{41} & 0 & a_{43} & a_{44}\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\Delta\delta\\ \Delta\omega\\ \Delta\psi_{fd}\\ \Delta\psi_{k1q}\end{bmatrix} + \begin{bmatrix}0 & 0\\ \frac{\omega_0}{2H} & 0\\ 0 & \omega_0\\ 0 & 0\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\Delta T_m\\ \Delta e_{fd}\end{bmatrix} \tag{3.112}$$

3.4.2 Modelo Aproximado (Sexto Orden)

Para este modelo se toman en cuenta las ecuaciones que formaron el modelo de 4o. orden y se agrega la dinámica de dos devanados de amortiguamiento, uno en el eje *q* y otro en el eje *d*, por lo que se toman en cuenta (3.23a) y la siguiente ecuación:

$$\Delta\dot{\psi}_{k2q} = -\omega_0 r_{k2q}\Delta i_{k2q} \tag{3.113}$$

Al considerar dos devanados de amortiguamiento en el eje *q* las ecuaciones que describen los enlaces de flujo en el eje *d* correspondientes al modelo aproximado para una M. S. de polos salientes no sufren ninguna modificación, ecuación (3.56). En tanto que la ecuación que describe los enlaces de flujo en el eje *q* son las siguientes:

$$\begin{bmatrix}\Delta i_q\\ \Delta i_{k1q}\\ \Delta i_{k2q}\end{bmatrix} = \begin{bmatrix}X_q^1 & X_{aq} & X_{aq}\\ X_{aq} & X_{kk1q} & X_{aq}\\ X_{aq} & X_{aq} & X_{kk2q}\end{bmatrix}^{-1}\begin{bmatrix}\Delta\psi_q\\ \Delta\psi_{k1q}\\ \Delta\psi_{k2q}\end{bmatrix} = \begin{bmatrix}J_{11} & J_{12} & J_{13}\\ J_{21} & J_{22} & J_{23}\\ J_{31} & J_{32} & J_{33}\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\Delta\psi_q\\ \Delta\psi_{k1q}\\ \Delta\psi_{k2q}\end{bmatrix} \tag{3.114}$$

Siguiendo el mismo procedimiento que fue utilizado para los modelos de la máquina síncrona de polos salientes obtenemos el modelo de estado final.

1. La variable del ángulo de carga de la máquina síncrona viene dada por (3.19).
2. La expresión correspondiente al par eléctrico en función de las variables de estado es la que se muestra a continuación:

$$\Delta T_e = a_{11}\Delta\delta + a_{31}\Delta\psi_{fd} + a_{41}\Delta\psi_{kd} + a_{51}\Delta\psi_{k1q} + a_{61}\Delta\psi_{k2q} \tag{3.115}$$

$$a_{21} = A_{P5}\begin{bmatrix}\left(\psi_{d0}J_{11}e_{b\max}\cos(-\delta) - \psi_{d0}r_a^1 Y_{11}J_{11}e_{b\max}sen(-\delta)\right) + \left(i_{q0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{11}J_{11}e_{b\max}\cos(-\delta) + i_{q0}e_{b\max}sen(-\delta)\right)\\ +\left(-\psi_{q0}r_a^1 Y_{11}J_{11}e_{b\max}\cos(-\delta) - \psi_{q0}Y_{11}e_{b\max}sen(-\delta)\right) + \left(-i_{d0}e_{b\max}\cos(-\delta) + i_{d0}r_a^1 Y_{11}e_{b\max}sen(-\delta)\right)\end{bmatrix}$$

$$a_{23} = A_{P5}\left(-\psi_{d0}r_a^1 Y_{12}J_{11} - i_{q0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{12}J_{11} + \psi_{q0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{11}Y_{12}J_{11} + \left(i_{d0}r_a^1 Y_{12}\right)\right) - \psi_{q0}Y_{12}$$

$$a_{24} = A_{P5}\left(-\psi_{d0}r_a^1 Y_{13}J_{11} - i_{q0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{13}J_{11} + \psi_{q0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{11}Y_{13}J_{11} + i_{d0}r_a^1 Y_{13}\right) - \psi_{q0}Y_{13}$$

$$a_{25} = A_{P5}\left(-\psi_{d0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{11}J_{11}J_{12} + i_{q0}r_a^1 J_{12} - \psi_{q0}r_a^1 Y_{11}J_{12} + i_{d0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{11}J_{12}\right) + \psi_{d0}J_{12}$$

$$a_{26} = A_{P5}\left(-\psi_{d0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{11}J_{11}J_{13} + \left(i_{q0}r_a^1 J_{13}\right) - \psi_{q0}r_a^1 Y_{11}J_{13} + i_{d0}\left(r_a^1\right)^2 Y_{11}J_{13}\right) + \psi_{d0}J_{13}$$

$$a_{22} = D$$

De tal forma que (3.20) para el modelo de sexto orden toma la siguiente forma:

$$\Delta\dot{\omega} = -\frac{\omega_0 a_{21}}{2H}\Delta\delta - \frac{\omega_0 a_{22}}{2H}\Delta\omega - \frac{\omega_0 a_{23}}{2H}\Delta\psi_{fd} - \frac{\omega_0 a_{24}}{2H}\Delta\psi_{kd} - \frac{\omega_0 a_{25}}{2H}\Delta\psi_{k1q} - \frac{\omega_0 a_{26}}{2H}\Delta\psi_{k2q} + \frac{\omega_0}{2H}\Delta T_m \tag{3.116}$$

3. A continuación se muestra la expresión correspondiente a la variación de los enlaces de flujo de campo para el modelo de sexto orden:

$$\Delta\dot{\psi}_{fd} = a_{31}\Delta\delta + a_{33}\Delta\psi_{fd} + a_{34}\Delta\psi_{kd} + a_{35}\Delta\psi_{k1q} + a_{36}\Delta\psi_{k2q} + \omega_0\Delta e_{fd} \tag{3.117}$$

$$a_{31} = -A_{P5}\omega_0 r_{fd}Y_{21}\left(r_a^1 Y_{11}J_{11}e_{b\max}\cos(-\delta) + e_{b\max}sen(-\delta)\right)$$

$$a_{33} = A_{P5}\omega_0\left(r_a^1\right)^2 r_{fd}Y_{21}Y_{12}J_{11} - \omega_0 r_{fd}Y_{22}$$

$$a_{34} = A_{P5}\omega_0\left(r_a^1\right)^2 r_{fd}Y_{21}Y_{13}J_{11} - \omega_0 r_{fd}Y_{23}$$

$$a_{35} = -A_{P5}\omega_0 r_a^1 r_{fd}Y_{21}J_{12}$$

$$a_{36} = -A_{P5}\omega_0 r_a^1 r_{fd}Y_{21}J_{13}$$

4. La ecuación correspondiente a la variación de los enlaces de flujo en el devanado de amortiguamiento en el eje d viene dada por:

$$\Delta\dot{\psi}_{kd} = a_{41}\Delta\delta + a_{43}\Delta\psi_{fd} + a_{44}\Delta\psi_{kd} + a_{45}\Delta\psi_{k1q} + a_{46}\Delta\psi_{k2q} \tag{3.118}$$

$$a_{41} = -A_{P5}\omega_0 r_{kd}Y_{31}\left(r_a^1 J_{11}e_{b\max}\cos(-\delta) + e_{b\max}sen(-\delta)\right)$$

$$a_{43} = A_{P5}\omega_0\left(r_a^1\right)^2 r_{kd}Y_{31}Y_{12}J_{11} - \omega_0 r_{kd}Y_{32}$$

$$a_{44} = A_{P5}\omega_0\left(r_a^1\right)^2 r_{kd}Y_{31}Y_{13}J_{11} - \omega_0 r_{kd}Y_{33}$$

$$a_{45} = -A_{P5}\omega_0 r_a^1 r_{kd}Y_{31}J_{12}$$

$$a_{46} = -A_{P5}\omega_0 r_a^1 r_{kd}Y_{31}J_{13}$$

5. La expresión que describe a la variación de los enlaces de flujo de en el devanado de amortiguamiento 1 en el eje *q* es:

$$\Delta\dot{\psi}_{k1q} = a_{51}\Delta\delta + a_{53}\Delta\psi_{fd} + a_{54}\Delta\psi_{kd} + a_{55}\Delta\psi_{k1q} + a_{56}\Delta\psi_{k2q} \tag{3.119}$$

$$a_{51} = -A_{P5}\omega_0 r_{kq1} J_{21}\left(e_{b\max}\cos(-\delta) - r_a^1 Y_{11} e_{b\max} sen(-\delta)\right)$$

$$a_{53} = A_{P5}\omega_0 r_a^1 r_{k1q} J_{21} Y_{12}$$

$$a_{54} = A_{P5}\omega_0 r_a^1 r_{k1q} J_{21} Y_{13}$$

$$a_{55} = A_{P5}\omega_0 \left(r_a^1\right)^2 r_{k1q} Y_{11} J_{21} J_{12} - \omega_0 r_{k1q} J_{22}$$

$$a_{56} = A_{P5}\omega_0 \left(r_a^1\right)^2 r_{k1q} Y_{11} J_{21} J_{13} - \omega_0 r_{k1q} J_{23}$$

6. La variación de los enlaces de flujo en el segundo devanado en el eje q es la siguiente:

$$\Delta\dot{\psi}_{k2q} = a_{61}\Delta\delta + a_{63}\Delta\psi_{fd} + a_{64}\Delta\psi_{kd} + a_{65}\Delta\psi_{k1q} + a_{66}\Delta\psi_{k2q} \tag{3.120}$$

$$a_{61} = -A_{P5}\omega_0 r_{k2q} J_{31}\left(e_{b\max}\cos(-\delta) - r_a^1 Y_{11} e_{b\max} sen(-\delta)\right)$$

$$a_{63} = A_{P5}\omega_0 r_a^1 r_{k2q} Y_{12} J_{31}$$

$$a_{64} = A_{P5}\omega_0 r_a^1 r_{k2q} J_{31} Y_{13}$$

$$a_{65} = A_{P5}\omega_0 \left(r_a^1\right)^2 r_{k2q} Y_{11} J_{31} J_{12} - \omega_0 r_{k2q} J_{32}$$

$$a_{66} = A_{P5}\omega_0 \left(r_a^1\right)^2 r_{k2q} Y_{11} J_{31} J_{13} - \omega_0 r_{k2q} J_{33}$$

Por lo que el modelo aproximado lineal de la máquina síncrona de polos lisos, expresado en forma matricial, es el siguiente:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\psi}_{fd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} & a_{25} & a_{26} \\ a_{31} & 0 & a_{33} & a_{34} & a_{35} & a_{36} \\ a_{41} & 0 & a_{43} & a_{44} & a_{45} & a_{46} \\ a_{51} & 0 & a_{53} & a_{54} & a_{55} & a_{56} \\ a_{61} & 0 & a_{63} & a_{64} & a_{65} & a_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\psi}_{fd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \dfrac{\omega_0}{2H} & 0 \\ 0 & \omega_0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta T_m \\ \Delta e_{fd} \end{bmatrix} \tag{3.121}$$

3.4.3 Modelo Exacto (Octavo Orden)

El modelo exacto para una máquina de polos lisos se forma al agregar las ecuaciones (3.54) y (3.55) al modelo aproximado de la misma máquina, considerando los transitorios en el estator.

Las ecuaciones (3.6) y (3.114) proporcionan las ecuaciones para i_d e i_q, mismas que una vez linealizadas ya están en función de las variables de estado:

$$\Delta i_d = Y_{11}\Delta\psi_d + Y_{12}\Delta\psi_{fd} + Y_{13}\Delta\psi_{kd} \tag{3.56}$$

$$\Delta i_q = J_{11}\Delta\psi_q + J_{12}\Delta\psi_{kq1} + J_{13}\Delta\psi_{kq2} \tag{3.122}$$

1. El ángulo de carga de la M. S. esta dado por la ecuación (3.19).

2. La ecuación que describe al par eléctrico en función de las variables de estado para el modelo de Octavo orden es la siguiente:

$$\Delta T_e = \left(J_{11}\psi_{q0} + J_{12}\psi_{kq10} + J_{13}\psi_{kq20} - Y_{11}\psi_{q0}\right)\Delta\psi_d - \left(Y_{12}\psi_{q0}\right)\Delta\psi_{fd} - \left(Y_{13}\psi_{q0}\right)\psi_{kd} + \\ + \left(-Y_{11}\psi_{d0} - Y_{12}\psi_{fd0} - Y_{13}\psi_{kd0} + J_{11}\psi_{d0}\right)\Delta\psi_q + \left(J_{12}\psi_{d0}\right)\Delta\psi_{kq1} + \left(J_{13}\psi_{d0}\right)\Delta\psi_{kq2} \quad (3.123)$$

De tal forma que (3.20) para el modelo exacto de la máquina síncrona de polos lisos toma la siguiente forma:

$$\Delta\dot{\omega} = a_{22}\Delta\omega + a_{23}\Delta\psi_d + a_{24}\Delta\psi_{fd} + a_{25}\Delta\psi_{kd} + a_{26}\psi_{kd} + a_{27}\Delta\psi_{k1q} + a_{28}\Delta\psi_{k2q} \quad (3.124)$$

$$a_{22} = -\frac{\omega_0 D}{2H}$$

$$a_{23} = -\frac{\omega_0}{2H}\left[\left(\left[J_{11} - Y_{11}\right]\Delta\psi_{q0} + J_{12}\psi_{k1q0} + J_{13}\psi_{k2q0}\right)\right]$$

$$a_{24} = \frac{\omega_0}{2H}\left(Y_{12}\psi_{q0}\right)$$

$$a_{25} = \frac{\omega_0}{2H}\left(Y_{13}\psi_{q0}\right)$$

$$a_{26} = -\frac{\omega_0}{2H}\left(\left[J_{11} - Y_{11}\right]\psi_{d0} - Y_{12}\psi_{fd0} - Y_{13}\psi_{kd0}\right)$$

$$a_{27} = -\frac{\omega_0}{2H}\left(J_{12}\psi_{d0}\right)$$

$$a_{28} = -\frac{\omega_0}{2H}\left(J_{13}\psi_{d0}\right)$$

3. La expresión que describe a los transitorios de estator en el eje *d* se muestra a continuación:

$$\Delta\dot{\psi}_d = a_{31}\Delta\delta - \psi_{q0}\Delta\omega - \omega_0 r_a^1 Y_{11}\Delta\psi_d - \omega_0 r_a^1 Y_{12}\Delta\psi_{fd} - \omega_0 r_a^1 Y_{13}\Delta\psi_{kd} - \omega_0\Delta\psi_q \quad (3.125)$$

$$a_{31} = \omega_0 e_{b\max}\cos\left(-\delta\right)$$

4. A continuación se presenta la expresión que describe la variación de los enlaces de flujo de campo:

$$\Delta\dot{\psi}_{fd} = -\omega_0 r_{fd} Y_{21}\Delta\psi_d - \omega_0 r_{fd} Y_{22}\Delta\psi_{fd} - \omega_0 r_{fd} Y_{23}\Delta\psi_{kd} + \omega_0\Delta e_{fd} \quad (3.126)$$

5. La variación de los enlaces de flujo en el devanado de amortiguamiento en el eje *d* esta dada por la siguiente expresión:

$$\Delta\dot{\psi}_{kd} = -\omega_0 r_{kd} Y_{31}\Delta\psi_d - \omega_0 r_{kd} Y_{32}\Delta\psi_{fd} - \omega_0 r_{kd} Y_{31}\Delta\psi_{kd} \quad (3.127)$$

6. La expresión obtenida que describe los transitorios de estator en el eje *q* es:

$$\Delta\psi_q = a_{61}\Delta\delta + \psi_{d0}\Delta\omega + \omega_0\Delta\psi_d - \omega_0 r_a^1 J_{11}\Delta\psi_q - \omega_0 r_a^1 J_{12}\Delta\psi_{k1q} - \omega_0 r_a^1 J_{13}\Delta\psi_{k2q} \qquad (3.128)$$
$$a_{61} = -\omega_0 e_{b\max} sen(-\delta)$$

7. Para la variación de los enlaces de flujo en el devanado de amortiguamiento 1 en el eje *q* se tiene que:

$$\Delta\psi_{kq1} = -\omega_0 r_{kq1} J_{21}\Delta\psi_q - \omega_0 r_{kq1} J_{22}\Delta\psi_{kq1} - \omega_0 r_{kq1} J_{23}\Delta\psi_{kq2} \qquad (3.129)$$

8. Para los enlaces de flujo en el devanado de amortiguamiento 2 en el eje *q* se tiene la siguiente expresión:

$$\Delta\psi_{kq2} = -\omega_0 r_{kq2} J_{31}\Delta\psi_q - \omega_0 r_{kq2} J_{32}\Delta\psi_{kq1} - \omega_0 r_{kq2} J_{33}\Delta\psi_{kq2} \qquad (3.130)$$

El modelo de estado puede ser expresado finalmente como sigue:

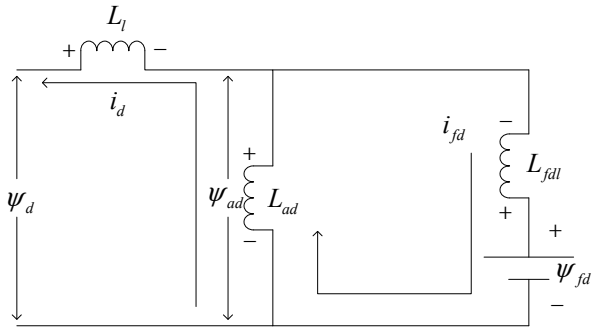
$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\psi}_d \\ \Delta\dot{\psi}_{fd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kd} \\ \Delta\dot{\psi}_q \\ \Delta\dot{\psi}_{kq1} \\ \Delta\dot{\psi}_{kq2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & & & & & & & \\ 0 & \frac{D}{2H} & \frac{\omega_0}{2H}\left([Y_{11}-J_{11}]\Delta\psi_{q0} - J_{12}\psi_{k1q0} - J_{13}\psi_{k2q0}\right) & \frac{\omega_0}{2H}\left(Y_{12}\psi_{q0}\right) & \frac{\omega_0}{2H}\left(Y_{13}\psi_{q0}\right) & \frac{\omega_0}{2H}\left([Y_{11}-J_{11}]\psi_{d0} + Y_{12}\psi_{fd0} + Y_{13}\psi_{kd0}\right) & -\frac{\omega_0}{2H}\left(J_{12}\psi_{d0}\right) & -\frac{\omega_0}{2H}\left(J_{13}\psi_{d0}\right) \\ \omega_0 e_{b\max}\cos(-\delta) & -\psi_{q0} & -\omega_0 r_a^1 Y_{11} & -\omega_0 r_a^1 Y_{12} & -\omega_0 r_a^1 Y_{13} & -\omega_0 & 0 & 0 \\ 0 & & -\omega_0 r_{fd} Y_{21} & -\omega_0 r_{fd} Y_{22} & -\omega_0 r_{fd} Y_{23} & & & \\ 0 & & -\omega_0 r_{kd} Y_{31} & -\omega_0 r_{kd} Y_{32} & -\omega_0 r_{kd} Y_{33} & & & \\ -\omega_0 e_{b\max} sen(-\delta) & \psi_{d0} & \omega_0 & 0 & 0 & -\omega_0 r_a^1 J_{11} & -\omega_0 r_a^1 J_{12} & -\omega_0 r_a^1 J_{13} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\omega_0 r_{kq1} J_{21} & -\omega_0 r_{kq1} J_{21} & -\omega_0 r_{kq1} J_{21} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\omega_0 r_{kq2} J_{31} & -\omega_0 r_{kq2} J_{32} & -\omega_0 r_{kq2} J_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\delta \\ \Delta\omega \\ \Delta\psi_d \\ \Delta\psi_{fd} \\ \Delta\psi_{kd} \\ \Delta\psi_q \\ \Delta\psi_{kq1} \\ \Delta\psi_{kq2} \end{bmatrix}$$
$$+ \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{\omega_0}{2H} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & \omega_0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta T_m \\ \Delta e_{fd} \end{bmatrix} \qquad (3.131)$$

3.5 OBTENCIÓN DE LOS MODELOS DE ESTADO LINEALES DE LA MÁQUINA SÍNCRONA DE POLOS LISOS A PARTIR DE SUS CIRCUITOS EQUIVALENTES

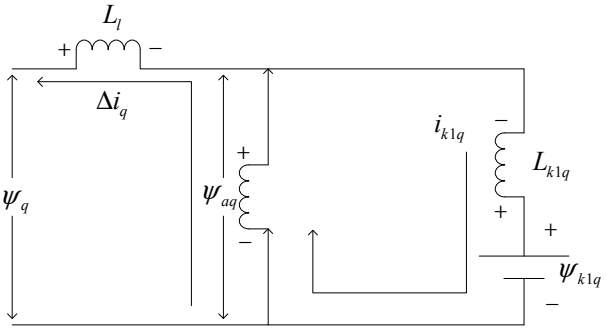
3.5.1 Modelo Simple (Cuarto Orden)

Para obtener las ecuaciones del modelo de 4o orden es necesario hacer uso de los circuitos equivalentes de la máquina síncrona en estado subtransitorio, mismos que deben incluir los efectos de los devanados de amortiguamiento.

De la misma forma que se procedió en la sección 3.4.1 se añade el efecto de la dinámica de un devanado de amortiguamiento en el eje *q* al modelo de tercer orden. Obviamente el circuito equivalente de la máquina síncrona en el eje *q* debe ser modificado del mostrado en la Fig. 3.3 (b) añadiéndole una rama en derivación al circuito, resultando el circuito de la Fig. 3.4 (b).



(a) Eje directo



(b) Eje en cuadratura

Fig. 3.4 Circuitos equivalentes de la máquina síncrona en el estado subtransitorio tomando en cuenta el efecto de los devanados de amortiguamiento.

Para el desarrollo del modelo de estado de 4º Orden de la M. S. se utilizan las siguientes expresiones:

$$A_{K4} = \frac{1}{\left(r_a^1\right)^2 + \left(x_{ex} + x_{la} + x_{aq}^{'}\right)\left(x_{ex} + x_{la} + x_{ad}^{'}\right)}$$

$$x_{ad}^{'} = \frac{x_{lfd} x_{ad}}{x_{lfd} + x_{ad}}$$

$$x_{aq}^{'} = \frac{x_{aq} x_{lk1q}}{x_{aq} + x_{lk1q}}$$

El procedimiento es el mismo que el utilizado en secciones anteriores, debido a lo cual solo se presenta el modelo de estado final.

1. Las ecuaciones que forman el modelo de estado aproximado de la máquina de polos lisos son las siguientes:

$$\Delta\dot{\delta} = \Delta\omega \tag{3.19}$$

2. La expresión del par eléctrico en función de las variables de estado para el modelo aproximado es la siguiente:

$$\Delta T_e = a_{21}\Delta\delta + a_{23}\Delta\psi_{fd} + a_{24}\Delta\psi_{k1q} \tag{3.132}$$

Por lo tanto al tomar en cuenta (3.122) la ecuación (3.2) toma la siguiente forma:

$$\Delta\dot{\omega} = -\frac{\omega_0 a_{21}}{2H}\Delta\delta + \left(-\frac{a_{22}}{2H} + D\right)\Delta\omega - \frac{\omega_0 a_{23}}{2H}\Delta\psi_{fd} - \frac{\omega_0 a_{24}}{2H}\Delta\psi_{k1q} + \frac{b_{21}}{2H}\Delta T_m \qquad (3.133)$$

$$a_{21} = A_{K4}\left(\begin{array}{l}\left(\psi_{ad0} - i_{d0}x_{aq}^{'}\right)\left(\left(x_{ex} + x_{la} + x_{ad}^{'}\right)e_{b\max}\cos(-\delta) - r_a^1 e_{b\max} sen(-\delta)\right) + \\ +\left(-\psi_{aq0} + i_{q0}x_{ad}^{'}\right)\left(r_a^1 e_{b\max}\cos(-\delta) + \left(x_{ex} + x_{la} + x_{aq}^{'}\right)\left(e_{b\max} sen(-\delta)\right)\right)\end{array}\right)$$

$$a_{23} = \frac{i_{q0}x_{ad}^{'}}{x_{lfd}}\Delta\psi_{fd} + A_{K4}\left(\left(i_{q0}x_{ad}^{'} - \psi_{aq0}\right)\left(\frac{\left(-x_{ex} - x_{la} - x_{aq}^{'}\right)x_{ad}^{'}}{x_{lfd}}\right) + \left(-i_{d0}x_{aq}^{'} + \psi_{ad0}\right)\left(\frac{r_a^1 x_{ad}^{'}}{x_{lfd}}\right)\right)$$

$$a_{24} = \frac{-i_{d0}x_{aq}^{'}}{x_{lk1q}}\Delta\psi_{k1q} + A_{K4}\left(-\left(i_{q0}x_{ad}^{'} - \psi_{aq0}\right)\frac{r_a^1 x_{aq}^{'}}{x_{lk1q}} - \left(-i_{d0}x_{aq}^{'} + \psi_{ad0}\right)\frac{\left(x_{ex} + x_{la} + x_{ad}^{'}\right)x_{aq}^{'}}{x_{lk1q}}\right)$$

$$a_{22} = D$$

$$b_{21} = \omega_0$$

3. La variación de los enlaces de flujo en el devanado de campo para el modelo de cuarto orden es descrita por la siguiente expresión:

$$\Delta\psi_{fd} = a_{31}\Delta\delta + a_{33}\Delta\psi_{fd} + a_{34}\Delta\psi_{k1q} + b_{32}\Delta e_{fd} \qquad (3.134)$$

$$a_{31} = \frac{A_{K4}\omega_0 r_{fd}x_{ad}^{'}}{x_{lfd}}\left[r_a^1 e_{b\max}\cos(-\delta) + \left(x_{ex} + x_{la} + x_{aq}^{'}\right)\left(e_{b\max} sen(-\delta)\right)\right]$$

$$a_{33} = \frac{A_{K4}\omega_0 r_{fd}\left(x_{ad}^{'}\right)^2\left(-x_{ex} - x_{la} - x_{aq}^{'}\right)}{\left(x_{lfd}\right)^2} + \frac{\omega_0 r_{fd}\left(x_{ad}^{'} - x_{lfd}\right)}{\left(x_{lfd}\right)^2}$$

$$a_{34} = -\frac{A_{K4}\omega_0 r_{fd}x_{ad}^{'}x_{aq}^{'}r_a^1}{x_{lfd}x_{lk1q}}$$

$$b_{32} = \omega_0$$

4. La variación de los enlaces de flujo de en el devanado de amortiguamiento 1 en el eje *q* es expresada como:

$$\Delta\dot{\psi}_{k1q} = a_{41}\Delta\delta + a_{43}\Delta\psi_{fd} + a_{44}\Delta\psi_{k1q} \qquad (3.135)$$

$$a_{41} = \frac{A_{K4}\omega_0 r_{k1q}x_{aq}^{'}}{x_{lk1q}}\left[\left(x_{ex} + x_{la} + x_{ad}^{'}\right)e_{b\max}\cos(-\delta) - \left(r_a + r_{ex}\right)e_{b\max} sen(-\delta)\right]$$

$$a_{43} = \frac{A_{K4}\omega_0 r_{k1q}x_{ad}^{'}x_{aq}^{'}\left(r_a + r_{ex}\right)}{x_{lfd}x_{lk1q}}$$

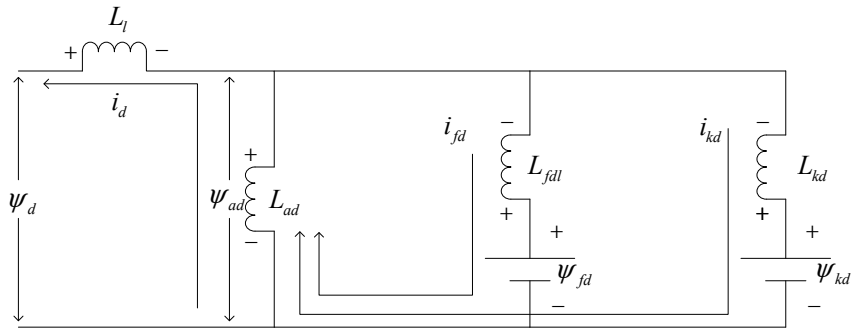
$$a_{44} = \frac{-A_{K4}\omega_0 r_{k1q}\left(x_{aq}^{'}\right)^2\left(x_{ex} + x_{la} + x_{ad}^{'}\right) + \omega_0 r_{k1q}\left(x_{aq}^{'} - x_{lk1q}\right)}{\left(x_{lk1q}\right)^2}$$

Por lo tanto el modelo final esta dado por la siguiente expresión matricial:

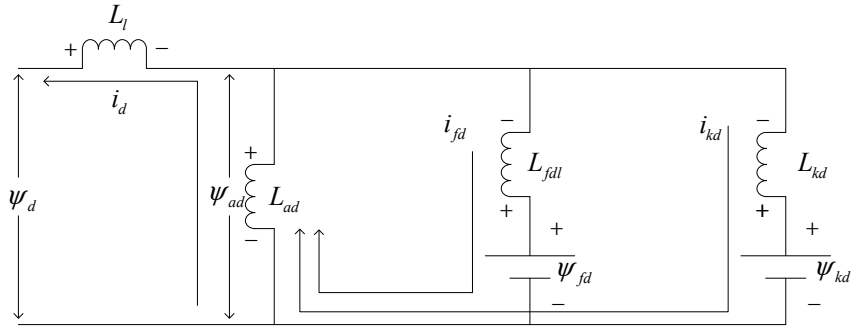
$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\psi}_{fd} \\ \Delta\dot{\psi}_{k1q} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\frac{a_{21}}{2H} & -\frac{D}{2H} & -\frac{a_{23}}{2H} & -\frac{a_{24}}{2H} \\ a_{31} & 0 & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & 0 & a_{43} & a_{44} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\psi}_{fd} \\ \Delta\dot{\psi}_{k1q} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{\omega_0}{2H} & 0 \\ 0 & \omega_0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta T_m \\ \Delta e_{fd} \end{bmatrix} \quad (3.136)$$

3.5.2 Modelo Aproximado (Sexto Orden)

De la misma forma que se procedió en la sección 3.4, únicamente se añade el efecto de la dinámica de un devanado en el eje *q* y otro en el eje *d* (ver Fig. 3.5). El procedimiento es el mismo que el utilizado en secciones anteriores, debido a lo cual solo se presenta el modelo de estado final.



(a) Eje directo



(b) Eje en cuadratura

Fig. 3.5 Circuitos equivalentes de la máquina síncrona de polos lisos en el estado subtransitorio tomando en cuenta el efecto de los devanados de amortiguamiento.

Para el desarrollo de este modelo es necesario el uso de las siguientes expresiones:

$$x''_{ad} = \frac{x_{lfd}x_{lkd}x_{ad}}{x_{lfd}x_{lkd} + x_{ad}x_{lkd} + x_{ad}x_{lfd}}$$

$$x''_{aq} = \frac{x_{aq}x_{lk1q}x_{lk2q}}{x_{aq}x_{lk1q} + x_{aq}x_{lk2q} + x_{lk1q}x_{lk2q}}$$

$$A_{K5} = \frac{1}{\left(r_a^1\right)^2 + \left(x_{ex} + x_{la} + x''_{aq}\right)\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{ad}\right)}$$

1. Las ecuaciones que forman el modelo de estado aproximado de la máquina de polos lisos son las siguientes:

$$\Delta\dot{\delta} = \Delta\omega \tag{3.19}$$

2. La expresión que describe al par eléctrico en función de las variables de estado para el modelo aproximado es la siguiente:

$$\Delta T_e = a_{31}\Delta\delta + a_{33}\Delta\psi_{fd} + a_{34}\Delta\psi_{kd} + a_{35}\Delta\psi_{kq} \tag{3.137}$$

Por lo tanto al tomar en cuenta (3.137) la ecuación (3.20) toma la siguiente forma:

$$\Delta\dot{\omega} = \frac{\omega_0}{2H}\Delta T_m - \frac{\omega_0}{2H}\left(a_{21}\Delta\delta + a_{23}\Delta\psi_{fd} + a_{24}\Delta\psi_{kd} + a_{25}\Delta\psi_{k1q} + a_{26}\Delta\psi_{k2q}\right) - \frac{D}{2H}\Delta\omega \tag{3.138}$$

$$a_{21} = A_{K5}\left(\begin{array}{l}\left(\psi_{ad0} - i_{d0}x''_{aq}\right)\left[\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{ad}\right)\left(e_{b\max}\cos(-\delta)\right) + r_a^1\left(-e_{b\max}sen(-\delta)\right)\right] + \\ +\left(-\psi_{aq0} + i_{q0}x''_{ad}\right)\left[\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{aq}\right)\left(e_{b\max}sen(-\delta)\right) + r_a^1\left(e_{b\max}\cos(-\delta)\right)\right]\end{array}\right)$$

$$a_{23} = A_{K5}\left(\left(-\psi_{aq0} + i_{q0}x''_{ad}\right)\left(-x_{ex} - x_{la} - x''_{aq}\right)\frac{x''_{ad}}{x_{lfd}} + r_a^1\left(\psi_{ad0} - i_{d0}x''_{aq}\right)\frac{x''_{ad}}{x_{lfd}}\right) + \frac{i_{q0}x''_{ad}}{x_{lfd}}$$

$$a_{24} = A_{K5}\left(\left(-\psi_{aq0} + i_{q0}x''_{ad}\right)\left(-x_{ex} - x_{la} - x''_{aq}\right)\frac{x''_{ad}}{x_{lkd}} + r_a^1\left(\psi_{ad0} - i_{d0}x''_{aq}\right)\frac{x''_{ad}}{x_{lkd}}\right) + \frac{i_{q0}x''_{ad}}{x_{lkd}}$$

$$a_{25} = A_{K5}\left(r_a^1\left(-\psi_{aq0} + i_{q0}x''_{ad}\right)\frac{-x''_{aq}}{x_{lk1q}} - \left(\psi_{ad0} - i_{d0}x''_{aq}\right)\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{ad}\right)\frac{x''_{aq}}{x_{lk1q}}\right) - \frac{i_{d0}x''_{aq}}{x_{lk1q}}$$

$$a_{26} = A_{K5}\left(r_a^1\left(-\psi_{aq0} + i_{q0}x''_{ad}\right)\frac{-x''_{aq}}{x_{lk2q}} - \left(\psi_{ad0} - i_{d0}x''_{aq}\right)\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{ad}\right)\frac{x''_{aq}}{x_{lk2q}}\right) - \frac{i_{d0}x''_{aq}}{x_{lk2q}}$$

$$a_{22} = D \qquad b_{21} = \omega_0$$

3. A continuación se presenta la expresión que describe la variación de los enlaces de flujo de campo:

$$\Delta\psi_{fd} = a_{31}\Delta\delta + a_{32}\Delta\omega + a_{34}\Delta\psi_{fd} + a_{35}\Delta\psi_{kd} + a_{37}\Delta\psi_{k1q} + a_{38}\Delta\psi_{k2q} + b_{32}\Delta e_{fd} \tag{3.139}$$

$$a_{31} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{fd}x''_{ad}}{x_{lfd}}\left[\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{aq}\right)\left(e_{b\max}sen(-\delta)\right) + \left(r_a + r_{ex}\right)\left(e_{b\max}\cos(-\delta)\right)\right]$$

$$a_{33} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{fd}\left(x''_{ad}\right)^2\left(-x_{ex} - x_{la} - x''_{aq}\right)}{\left(x_{lfd}\right)^2} + \frac{\omega_0 r_{fd}\left(x''_{ad} - x_{lfd}\right)}{\left(x_{lfd}\right)^2}$$

$$a_{34} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{fd}\left(x''_{ad}\right)^2\left(-x_{ex} - x_{la} - x''_{aq}\right)}{x_{lfd}x_{lkd}} + \frac{\omega_0 r_{fd}x''_{ad}}{x_{lfd}x_{lkd}}$$

$$a_{35} = -\frac{A_{K5}\omega_0 r_{fd}x''_{ad}x''_{aq}\left(r_a + r_{ex}\right)}{x_{lfd}x_{lk1q}}$$

$$a_{36} = -\frac{A_{K5}\omega_0 r_{fd} x''_{ad} x''_{aq}\left(r_a + r_{ex}\right)}{x_{lfd} x_{lk2q}}$$

4. La ecuación que describe la variación de los enlaces de flujo en el devanado de amortiguamiento en el eje *d* es la siguiente:

$$\Delta\dot{\psi}_{kd} = a_{41}\Delta\delta + a_{43}\Delta\psi_{fd} + a_{44}\Delta\psi_{kd} + a_{45}\Delta\psi_{k1q} + a_{46}\Delta\psi_{k2q} \tag{3.140}$$

$$a_{41} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{kd} x''_{ad}}{x_{lkd}}\left[\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{aq}\right)\left(e_{b\max} sen(-\delta)\right) + \left(r_a + r_{ex}\right)\left(e_{b\max}\cos(-\delta)\right)\right]\Delta\delta$$

$$a_{43} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{kd}\left(x''_{ad}\right)^2\left(-x_{ex} - x_{la} - x''_{aq}\right)}{x_{lkd} x_{lfd}} + \frac{\omega_0 r_{kd} x''_{ad}}{x_{lkd} x_{lfd}}$$

$$a_{44} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{kd}\left(x''_{ad}\right)^2\left(-x_{ex} - x_{la} - x''_{aq}\right)}{\left(x_{lkd}\right)^2} + \frac{\omega_0 r_{kd}\left(x''_{ad} - x_{lkd}\right)}{\left(x_{lkd}\right)^2}$$

$$a_{45} = -\frac{A_{K5}\omega_0 r_{kd} x''_{ad} x''_{aq}\left(r_a + r_{ex}\right)}{x_{lkd} x_{lk1q}}\Delta\psi_{k1q}$$

$$a_{46} = -\frac{A_{K5}\omega_0 r_{kd} x''_{ad} x''_{aq}\left(r_a + r_{ex}\right)}{x_{lkd} x_{lk2q}}\Delta\psi_{k2q}$$

5. A continuación se presenta la ecuación que representa la variación de los enlaces de flujo en el devanado 1 de amortiguamiento en el eje *q*:

$$\Delta\dot{\psi}_{k1q} = a_{51}\Delta\delta + a_{53}\Delta\psi_{fd} + a_{54}\Delta\psi_{kd} + a_{55}\Delta\psi_{k1q} + a_{56}\Delta\psi_{k2q} \tag{3.141}$$

$$a_{51} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{k1q} x''_{aq}}{x_{lk1q}}\left[\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{ad}\right)\left(e_{b\max}\cos(-\delta)\right) + \left(r_a + r_{ex}\right)\left(-e_{b\max} sen(-\delta)\right)\right]$$

$$a_{53} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{k1q} x''_{ad} x''_{aq}\left(r_a + r_{ex}\right)}{x_{lk1q} x_{lfd}}\Delta\psi_{fd}$$

$$a_{54} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{k1q} x''_{ad} x''_{aq}\left(r_a + r_{ex}\right)}{x_{lk1q} x_{lkd}}\Delta\psi_{kd}$$

$$a_{55} = -\frac{A_{K5}\omega_0 r_{k1q}\left(x''_{aq}\right)^2\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{ad}\right)}{\left(x_{lk1q}\right)^2} + \frac{\omega_0 r_{k1q}\left(x''_{aq} - x_{lk1q}\right)}{\left(x_{lk1q}\right)^2}$$

$$a_{56} = -\frac{A_{K5}\omega_0 r_{k1q}\left(x''_{aq}\right)^2\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{ad}\right)}{x_{lk1q} x_{lk2q}} + \frac{\omega_0 r_{k1q} x''_{aq}}{x_{lk1q} x_{lk2q}}$$

6. La ecuación que representa la variación de los enlaces de flujo en el devanado 2 de amortiguamiento en el eje *q* es la siguiente:

$$\Delta\dot{\psi}_{k2q} = a_{61}\Delta\delta + a_{63}\Delta\psi_{fd} + a_{64}\Delta\psi_{kd} + a_{65}\Delta\psi_{k1q} + a_{66}\Delta\psi_{k2q} \tag{3.142}$$

$$a_{61} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{k2q} x''_{aq}}{x_{lk2q}}\left[\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{ad}\right)\left(e_{b\max}\cos(-\delta)\right) + \left(r_a + r_{ex}\right)\left(-e_{b\max} sen(-\delta)\right)\right]$$

$$a_{63} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{k2q} x''_{ad} x''_{aq}\left(r_a + r_{ex}\right)}{x_{lk2q} x_{lfd}}\Delta\psi_{fd}$$

$$a_{64} = \frac{A_{K5}\omega_0 r_{k2q} x''_{ad} x''_{aq}\left(r_a + r_{ex}\right)}{x_{lk2q} x_{lkd}}\Delta\psi_{kd}$$

$$a_{65} = -\frac{A_{K5}\omega_0 r_{k2q}\left(x''_{aq}\right)^2\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{ad}\right)}{x_{lk1q} x_{lk2q}} + \frac{\omega_0 r_{k2q} x''_{aq}}{x_{lk1q} x_{lk2q}}$$

$$a_{66} = -\frac{A_{K5}\omega_0 r_{k2q}\left(x''_{aq}\right)^2\left(x_{ex} + x_{la} + x''_{ad}\right)}{\left(x_{lk2q}\right)^2} + \frac{\omega_0 r_{k2q}\left(x''_{aq} - x_{lk2q}\right)}{\left(x_{lk2q}\right)^2}$$

Al expresar en forma matricial las ecuaciones (3.19), (3.138)-(3.142) se obtiene el sistema final de 6o orden linealizado:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\psi}_{fd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kd} \\ \Delta\dot{\psi}_{k1q} \\ \Delta\dot{\psi}_{k2q} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{a_{21}}{2H} & -\frac{D}{2H} & -\frac{a_{23}}{2H} & -\frac{a_{24}}{2H} & -\frac{a_{25}}{2H} & -\frac{a_{25}}{2H} \\ a_{31} & 0 & a_{33} & a_{34} & a_{35} & a_{36} \\ a_{41} & 0 & a_{43} & a_{44} & a_{45} & a_{46} \\ a_{51} & 0 & a_{53} & a_{54} & a_{55} & a_{56} \\ a_{61} & 0 & a_{63} & a_{64} & a_{65} & a_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\delta \\ \Delta\omega \\ \Delta\psi_{fd} \\ \Delta\psi_{kd} \\ \Delta\psi_{k1q} \\ \Delta\psi_{k2q} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{\omega_0}{2H} & 0 \\ 0 & \omega_0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta T_m \\ \Delta e_{fd} \end{bmatrix} \quad (3.143)$$

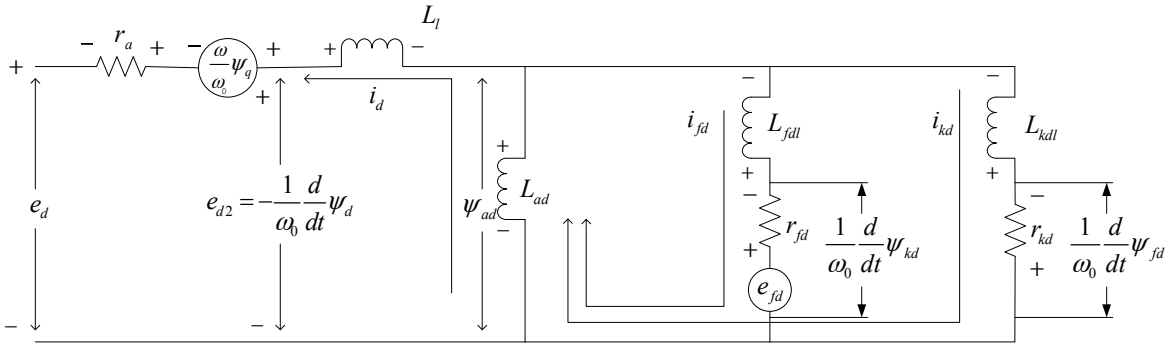
3.5.3 Modelo Exacto (Octavo Orden)

En este modelo se tomaran en cuenta los transitorios en el estator, por lo que además de considerar las ecuaciones que forman al modelo aproximado de la máquina de polos lisos se toman en cuenta las ecuaciones (3.54) y (3.55) (ver Fig. 3.6).

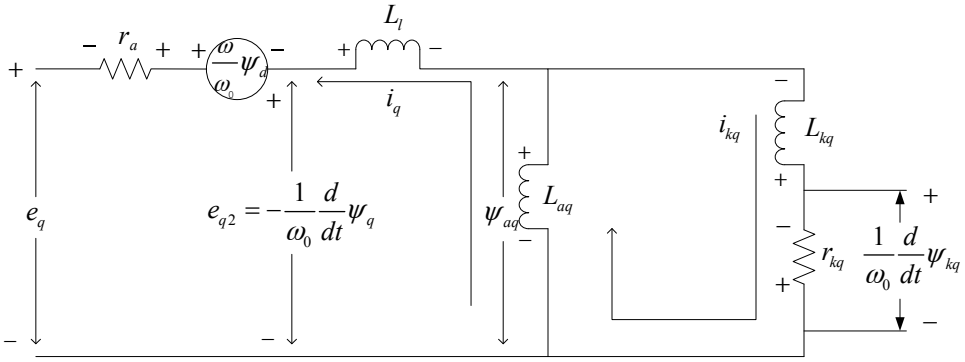
Para el desarrollo de este modelo fue necesario utilizar las siguientes expresiones:

$$x'''_{ad} = \frac{x_{ad}\left(x_{la} + x_{ex}\right)x_{lfd} x_{lkd}}{\left(x_{la} + x_{ex}\right)x_{lfd} x_{lkd} + x_{ad} x_{lfd} x_{lkd} + x_{ad}\left(x_{la} + x_{ex}\right)x_{lkd} + x_{ad}\left(x_{la} + x_{ex}\right)x_{lfd}}$$

$$x'''_{aq} = \frac{x_{aq}\left(x_{la} + x_{ex}\right)x_{lk1q} x_{lk2q}}{\left(x_{la} + x_{ex}\right)x_{lk1q} x_{lk2q} + x_{aq} x_{lk1q} x_{lk2q} + x_{aq}\left(x_{la} + x_{ex}\right)x_{lk2q} + x_{aq} x_{lk1q}\left(x_{la} + x_{ex}\right)}$$



(a) Eje directo



(b) Eje en cuadratura

Fig. 3.6 Circuitos equivalentes de la máquina síncrona de polos salientes

Para formar el modelo de estado se procede de la misma forma que se hizo en las secciones anteriores.

1. Para el ángulo de carga se utilizará la ecuación (3.19)

2. La ecuación que expresa al par eléctrico en función únicamente de las variables de estado del modelo es la siguiente:

$$\Delta T_e = a_{23}\Delta\psi_d + a_{24}\Delta\psi_{fd} + a_{25}\Delta\psi_{kd} + a_{26}\Delta\psi_q + a_{27}\Delta\psi_{k1q} + a_{28}\Delta\psi_{k2q} \tag{3.144}$$

$$a_{23} = \frac{i_{q0}x'''_{ad}}{\left(x_{la}+x_{ex}\right)} - \frac{\psi_{aq0}\left(x_{la}+x_{ex}-x'''_{ad}\right)}{\left(x_{la}+x_{ex}\right)^2}$$

$$a_{24} = \frac{i_{q0}x'''_{ad}}{x_{lfd}} + \frac{\psi_{aq0}x'''_{ad}}{\left(x_{la}+x_{ex}\right)x_{lfd}}$$

$$a_{25} = \frac{i_{q0}x'''_{ad}}{x_{lkd}} + \frac{\psi_{aq0}x'''_{ad}}{\left(x_{la}+x_{ex}\right)x_{lkd}}$$

$$a_{26} = \frac{\psi_{ad0}\left(x_{la}+x_{ex}-x'''_{aq}\right)}{\left(x_{la}+x_{ex}\right)^2} - \frac{i_{d0}x'''_{aq}}{x_{la}}$$

$$a_{27} = -\frac{i_{d0}x'''_{aq}}{x_{lk1q}} - \frac{\psi_{ad0}x'''_{aq}}{\left(x_{la}+x_{ex}\right)x_{lk1q}}$$

$$a_{28} = -\frac{i_{d0} x'''_{aq}}{x_{lk1q}} - \frac{\psi_{ad0} x'''_{aq}}{\left(x_{la} + x_{ex}\right) x_{lk1q}}$$

Reemplazando (3.144) en (3.20) obtenemos la siguiente ecuación:

$$\Delta\dot{\omega} = \frac{\omega_0}{2H}\Delta T_m - \frac{\omega_0}{2H}\left(a_{23}\Delta\psi_d + a_{24}\Delta\psi_{fd} + a_{25}\Delta\psi_{kd} + a_{26}\Delta\psi_q + a_{27}\Delta\psi_{k1q} + a_{28}\Delta\psi_{k2q}\right) - \frac{D}{2H}\Delta\omega \quad (3.145)$$

3. La ecuación que describe a los enlaces de flujo en el eje directo para el modelo de una máquina de polos lisos no tiene ninguna diferencia con respecto a la expresión de una máquina de polos salientes, en este caso es valida la ecuación (3.100)

4. El mismo caso se repite para la ecuación de los enlaces de flujo de campo, que sería idéntica a la ecuación (3.101)

5. La expresión que representa a los enlaces de flujo en el devanado de amortiguamiento en el eje *d* esta dada por (3.102).

6. Para encontrar la ecuación que describe los enlaces de flujo en el eje en cuadratura se sigue el mismo procedimiento ya descrito en la sección 3.3:

$$\Delta\dot{\psi}_q = a_{61}\Delta\delta + a_{62}\Delta\omega + a_{63}\Delta\psi_d + a_{66}\Delta\psi_q + a_{67}\Delta\psi_{k1q} + a_{68}\Delta\psi_{k2q} \quad (3.146)$$

$$a_{61} = -\omega_0 e_{b\max} sen\left(-\delta\right)$$

$$a_{62} = \psi_{d0}$$

$$a_{63} = \omega_0$$

$$a_{66} = -\frac{\omega_0 r'_a \left(x_{la} + x_{ex} - x'''_{aq}\right)}{\left(x_{la} + x_{ex}\right)^2}$$

$$a_{67} = \frac{\omega_0 r'_a x'''_{aq}}{\left(x_{la} + x_{ex}\right) x_{lk1q}}$$

$$a_{68} = \frac{\omega_0 r'_a x'''_{aq}}{\left(x_{la} + x_{ex}\right) x_{lk2q}}$$

7. Para los enlaces de flujo en el devanado 1 de amortiguamiento en el eje *q* tenemos que:

$$\Delta\dot{\psi}_{k1q} = a_{76}\Delta\psi_q + a_{77}\Delta\psi_{k1q} + a_{78}\Delta\psi_{k2q} \quad (3.147)$$

$$a_{76} = \frac{\omega_0 r_{k1q} x'''_{aq}}{x_{lk1q}\left(x_{la} + x_{ex}\right)}$$

$$a_{77} = \frac{\omega_0 r_{k1q}\left(x'''_{aq} - x_{lk1q}\right)}{\left(x_{lk1q}\right)^2}$$

$$a_{78} = \frac{\omega_0 r_{k1q} x'''_{aq}}{x_{lk1q} x_{lk2q}}$$

8.- Para los enlaces de flujo en el devanado 2 de amortiguamiento en el eje q tenemos que:

$$\Delta\dot{\psi}_{k2q} = a_{86}\Delta\psi_q + a_{87}\Delta\psi_{k1q} + a_{88}\Delta\psi_{k2q} \tag{3.148}$$

$$a_{86} = \frac{\omega_0 r_{k2q} x'''_{aq}}{x_{lk2q}\left(x_{la} + x_{ex}\right)}$$

$$a_{87} = \frac{\omega_0 r_{k2q} x'''_{aq}}{x_{lk1q} x_{lk2q}}$$

$$a_{88} = \frac{\omega_0 r_{k2q}\left(x'''_{aq} - x_{lk2q}\right)}{\left(x_{lk2q}\right)^2}$$

Por lo tanto el modelo final esta dado por la siguiente expresión matricial:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\delta} \\ \Delta\dot{\omega} \\ \Delta\dot{\psi}_d \\ \Delta\dot{\psi}_{fd} \\ \Delta\dot{\psi}_{kd} \\ \Delta\dot{\psi}_q \\ \Delta\dot{\psi}_{kq1} \\ \Delta\dot{\psi}_{kq2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1.0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\omega_0 a_{21}}{2H} & -\frac{D}{2H} & -\frac{\omega_0 a_{23}}{2H} & -\frac{\omega_0 a_{24}}{2H} & -\frac{\omega_0 a_{25}}{2H} & -\frac{\omega_0 a_{26}}{2H} & -\frac{\omega_0 a_{27}}{2H} & -\frac{\omega_0 a_{28}}{2H} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} & a_{35} & a_{36} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & a_{43} & a_{44} & a_{45} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & a_{53} & a_{54} & a_{55} & 0 & 0 & 0 \\ a_{61} & a_{62} & a_{63} & 0 & 0 & a_{66} & a_{67} & a_{68} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a_{76} & a_{77} & a_{78} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a_{86} & a_{78} & a_{88} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\delta \\ \Delta\omega \\ \Delta\psi_d \\ \Delta\psi_{fd} \\ \Delta\psi_{kd} \\ \Delta\psi_q \\ \Delta\psi_{kq1} \\ \Delta\psi_{kq2} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{\omega_0}{2H} & 0 \\ 0 & \omega_0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta T_m \\ \Delta e_{fd} \end{bmatrix} \tag{3.149}$$

3.6 PROGRAMA DE COMPUTADORA DIGITAL PARA EL ANÁLISIS MODAL DE SISTEMAS TIPO MÁQUINA BUS INFINITO CON CONTROLES

Se desarrolló un programa de computadora digital en lenguaje de programación FORTRAN 90 para formar el modelo de estado de un Sistema Máquina Bus Infinito empleando los modelos presentados en las secciones iniciales de este capítulo. Se utilizaron subrutinas del paquete IMSL para la obtención de eigenvalores y eigenvectores. La estructura general del programa de simulación se muestra en la Fig. 3.7. En esta figura se presentan los siguientes procesos:

- Bloque 1: **Lectura de datos del sistema y del estudio.** En este bloque se representa el proceso de lectura de datos, del que se obtienen los parámetros y el tipo de la M. S. que se desee utilizar para formar un modelo de estado con las variaciones en los enlaces de flujo como variables de estado. Se leen las condiciones iniciales del sistema, el tipo de sistemas de control de excitación y estabilizadores de potencia, así como sus constantes de tiempo y ganancias

asociadas. En esta parte del programa también se determina el tamaño total de la matriz de estado, hecho muy importante para lograr que las subrutinas de IMSL funcionen de forma correcta.

- Bloque 2: **Cálculo de las condiciones iniciales del SMBI.** En este punto se calculan las condiciones iniciales de los voltajes, corrientes y enlaces de flujo presentes en el SMBI de acuerdo a la convención de ejes adoptada [Pérez, 1986].

- Bloque 3: **Elección del método a utilizar para el desarrollo del modelo de estado del SMBI.** El siguiente paso consiste en elegir si el modelo de estado del SMBI será construido a partir del método empleado en [Kundur, 1994] ó el utilizado en [Adkins and Harley, 1975].

- Bloque 4 ó 5: **Formación del modelo de estado de la M. S.** En este bloque se formula el modelo de estado del SMBI a partir del método seleccionado en el bloque 3 tomando en cuenta los siguientes factores: tipo de M. S. elegido, polos lisos ó salientes, inclusión ó no del efecto de la saturación en los párametros de la M. S., el sistema en el cual estará representado el tiempo, segundos ó en p.u. y el orden elegido. [Pérez, 1986].

- Bloques 6 y 7: **Inclusión de los sistemas de control de excitación disponibles.** Este paso es llevado cabo cuando en el archivo de datos se haya solicitado. Se pueden añadir modelos del tipo AC4, DC1 y ST1 al modelo parcial de la M. S.; cabe señalar que se han tomado provisiones para tomar en cuenta ó no algunos componentes del sistema de excitación como lo son el transductor de voltaje, RAV's con y sin retraso de tiempo, bloques de RGT, etc.

- Bloque 8 y 9: **Inclusión de estabilizadores de sistemas de potencia.** Para poder llevar este punto se requiere cumplir dos condiciones necesarias: la primera es que el SMBI ya cuente con un sistema de excitación y la segunda que haya sido solicitada esta opción en el archivo de datos. En este programa esta disponible únicamente el ESP tipo PSS1A.

- Bloque 10: **Aplicación del estudio de análisis modal.** Una vez que se obtiene el modelo de estado completo del SEP se obtiene la eigenestructura completa del mismo por medio de subrutinas de IMSL.

- Bloque 11: **Escritura de resultados en un archivo de salida.** Finalmente, en este bloque se escriben los resultados en un archivo obtenidos a partir del análisis modal aplicado a los modelos de estado formados un archivo y termina la ejecución del programa.

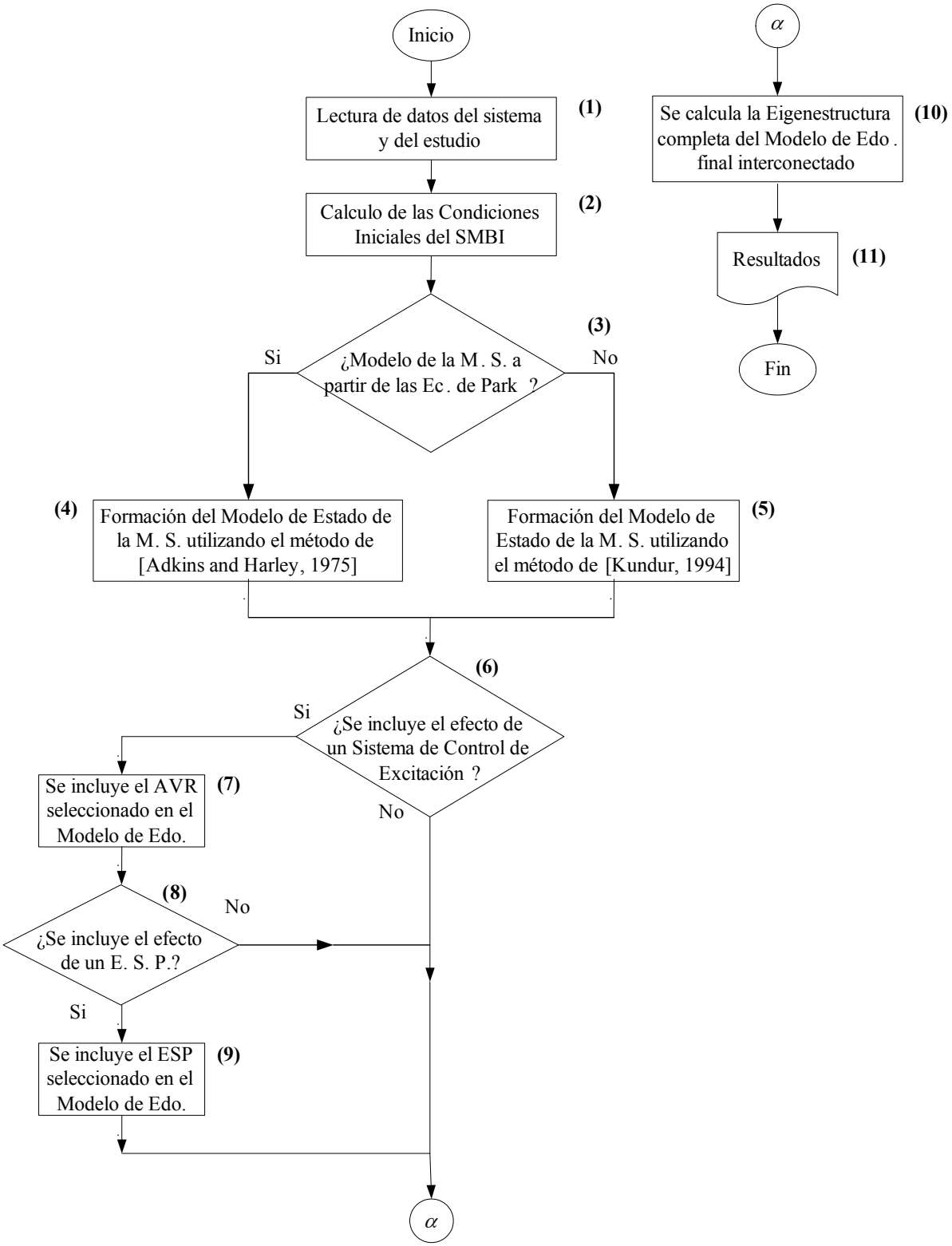


Fig. 3.7 Diagrama de flujo correspondiente al programa desarrollado para construir el modelo de estado de un SMBI.

3.7 ESTUDIO DE ANÁLISIS MODAL Y VALIDACIÓN DE RESULTADOS DEL PROGRAMA

Los modelos de estado obtenidos a partir de las Ecuaciones de Park y de los Circuitos Equivalentes de la M. S. son comparados, al analizar diferentes sistemas de prueba. Estos sistemas están representados por una unidad generadora, una línea de transmisión de impedancia equivalente y el bus infinito que representa a un SEP de gran tamaño. La M. S. fue modelada sin y con sistema de excitación. Los sistemas de excitación que se tomaron en cuenta fueron del tipo AC4 y DC1 [IEEE, 1990]. A su vez también fue incluido el efecto que tiene un ESP Tipo PSS1A en el SMBI cuando este está utilizando un sistema de excitación. Los resultados de cada uno de los modelos descritos anteriormente se presentan a continuación.

3.7.1 Sistema Máquina Bus Infinito. A. Pérez

El primer sistema de prueba fue obtenido de [Pérez, 1986] y los datos de este pueden ser consultados en el Apéndice A. Estos datos corresponden a los de una M. S. de polos salientes.

3.7.1.1 M. S. sin controles

En este caso no se tomó en cuenta la saturación de los parámetros de la M. S. por no estar disponibles. Sin embargo para este caso se utilizó un factor K_p=2, por las razones ya explicadas al final de la sección 3.2.1.

Tabla 3.3 Comparación de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Voltaje de campo constante. M. S. de polos salientes.

No	Fuente	Modelo Exacto		Modelo Aproximado		Modelo Simple		Edo. Dominante
		Parte Real	Parte Imaginaria	Parte Real	Parte Imaginaria	Parte Real	Parte Imaginaria	
1,2	A	-12.4584560	±314.0545900	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
	B	-12.4584560	±314.0549002	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
	C	-12.46	±314.06	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
3	A	-15.1775698	0.000	-15.183340469	0.000	---	---	ψ_{kd}
	B	-15.1775698	0.000	-15.174603100	0.000	---	---	ψ_{kd}
	C	-15.196	0.000	-15.196	0.000	---	---	ψ_{kd}
4, 5	A	-0.45845270	±7.100990540	-0.4013994093	±7.1272581546	-0.220656020	±6.727250256	δ, ω
	B	-0.45845270	±7.100990540	-0.462524095	±7.100149775	-0.220425541	±6.727245407	δ, ω
	C	-0.45858	±7.101	-0.40349	±7.1023	-0.22047	±6.7275	δ, ω
6	A	-3.55832913	0.000	-3.5535733825	0.000	---	---	ψ_{kq}
	B	-3.55832913	0.000	-3.557332202	0.000	---	---	ψ_{kq}
	C	-3.5612	0.000	-3.556	0.000	---	---	ψ_{kq}
7	A	-0.06747466	0.000	-0.0704244811	0.000	-0.078789654	0.000	ψ_{fd}
	B	-0.06747466	0.000	-0.067472882	0.000	-0.079220054	0.000	ψ_{fd}
	C	-0.067501	0.000	-0.067518	0.000	-0.07923	0.000	ψ_{fd}

Donde:

A: Resultados obtenidos a partir del método desarrollado en [Adkins and Harley, 1975].

B: Resultados obtenidos a partir de los Circuitos Equivalentes [Kundur, 1994].

C: Resultados disponibles en [Pérez, 1986].

Tabla 3.4 Comparación de la frecuencia y el amortiguamiento de los eigenvalores obtenidos a partir de diferentes modelos de estado. Voltaje de campo constante. M. S. de polos salientes.

No	Fuente	Modelo Exacto		Modelo Aproximado		Modelo Simple		Estados Principales
		Frecuencia (Hz)	ζ(%)	Frecuencia (Hz)	ζ(%)	Frecuencia (Hz)	ζ(%)	
1, 2	A	49.98333901	3.9638537908	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
	B	49.98333901	3.9638537908	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
	C	49.98420142	3.9642760629	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
4, 5	A	1.130157713	6.4427661149	1.13433833443	5.62298050302	1.0706751019	3.2782698732	δ, ω
	B	1.130157713	6.4427661149	1.130023902	6.500508313	1.07067433023	3.2748517044	δ, ω
	C	1.130159250	6.4445390793	1.130366152	5.671971587	1.0707148796	3.2753876825	δ, ω

Donde:
A: Resultados obtenidos a partir del método desarrollado en [Adkins and Harley, 1975].
B: Resultados obtenidos a partir de los Circuitos Equivalentes [Kundur, 1994].
C: Resultados disponibles en [Pérez, 1986].

De las Tablas 3.3 y 3.4 se puede observar que los resultados obtenidos por medio de diferentes modelos tienen una tendencia clara.

Las diferencias existentes de A y C en comparación con B para el modelo de 5º orden son producto de que los dos primeros toman en cuenta el efecto del voltaje rotacional, mientras que B asume que la velocidad de la M. S. es igual a la síncrona y como consecuencia desprecia el efecto del voltaje rotacional.

Además se puede observar que con la inclusión de los devanados de amortiguamiento en los modelos Aproximado y Exacto aumentan el amortiguamiento de los eigenvalores electromecánicos en comparación con el Modelo Simple.

Tabla 3.5 Participación de las variables de estado en la formación de los eigenvalores obtenidos a partir de diferentes modelos de estado. Voltaje de campo constante. M. S. de polos salientes.

No	Fuente	Modelo Exacto		Modelo Aproximado		Modelo Simple	
		Estados Dominantes	F. P.	Estados Dominantes	F. P.	Estados Dominantes	F. P.
1,2	A	ψ_d, ψ_q	0.4889, 0.4977	---	---	---	---
	B	ψ_d, ψ_q	0.4889, 0.4977	---	---	---	---
3	A	ψ_{kd}, ψ_{fd}	0.8063, 0.1133	ψ_{kd}, ψ_{fd}	0.80697, 0.1131	---	---
	B	ψ_{kd}, ψ_{fd}	0.8063, 0.1133	ψ_{kd}, ψ_{fd}	0.80649, 0.1133	---	---
4, 5	A	δ, ω	0.4856, 0.4861	δ, ω	0.4862, 0.4864	δ, ω	0.4996, 0.4996
	B	δ, ω	0.4856, 0.4861	δ, ω	0.4861, 0.4861	δ, ω	0.4996, 0.4996
6	A	ψ_{kq}	0.9805128	ψ_{kq}	0.9809664	---	---
	B	ψ_{kq}	0.9805128	ψ_{kq}	0.9808669	---	---
7	A	ψ_{fd}, ψ_{kd}	0.8427, 0.1255	ψ_{fd}, ψ_{kd}	0.84361, 0.1255	ψ_{fd}	0.9384822
	B	ψ_{fd}, ψ_{kd}	0.8427, 0.1255	ψ_{fd}, ψ_{kd}	0.84270, 0.1255	ψ_{fd}	0.938542

Donde:
A: Resultados obtenidos a partir del método desarrollado en [Adkins and Harley, 1975].
B: Resultados obtenidos a partir de los Circuitos Equivalentes [Kundur, 1994].

Como se verá en el capítulo 4, la frecuencia de oscilación está determinada primordialmente por la inercia de los generadores, las reactancias de la red y las

diferencias angulares promedio entre máquinas (en este caso entre la M. S. y el bus infinito), factores que no se modifican al incrementar el grado de detalle con el que se representa la M. S. en un SMBI y por consecuencia este parámetro sufre variaciones muy ligeras.

Un punto importante a ser tomado en cuenta es que los resultados del Modelo Aproximado son casi iguales a los del Modelo Exacto, en las variables que ambos comparten. Este hecho es muy importante ya que nos permitirá utilizar el Modelo Aproximado sin sacrificar la precisión de los resultados.

Se observa de las Tablas 3.3-3.5 que el eigenvalor con el amortiguamiento más crítico es aquel cuya dinámica está mayormente determinada por la variación de los enlaces de flujo del devanado de campo. Atendiendo a este hecho se vuelve necesaria la introducción de un Sistema de Excitación (SE).

3.7.1.2 M. S. con sistema de excitación Tipo DC1A

A continuación se añade al Sistema Máquina Bus Infinito la dinámica de un SE tipo DC1A, el cual fue sintonizado utilizando diferentes métodos como el de respuesta a la frecuencia, para una red de compensación de adelanto, y el propuesto en [Koessler, 1988]. Finalmente se llegó a la conclusión de que los mejores resultados, índices en el dominio de la frecuencia y el tiempo del SE, son obtenidos mediante el uso de una red de compensación de adelanto en serie.

Tabla 3.6 Comparación de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Sistema de excitación tipo DC1. M. S. de polos salientes.

No	Fuente	Modelo Exacto		Modelo Aproximado		Modelo Simple		Estados Principales
		Parte Real	Parte Imaginaria	Parte Real	Parte Imaginaria	Parte Real	Parte Imaginaria	
1, 2	A	-12.4526803	±314.0623223	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
	B	-12.4526803	±314.0623223	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
3, 4	A	-87.1709170	±13.77824217	-87.121579233	±13.719073684	-36.951530052	±50.78407739	V_1, V_2
	B	-87.1709170	±13.77824217	-87.121820069	±13.719156607	-36.951640377	±50.78414693	V_1, V_2
5, 6	A	-23.3454560	±18.81015776	-23.550872409	±18.905192718	---	---	ψ_{kd}, V_1, V_2
	B	-23.3454560	±18.81015776	-23.554792800	±18.908335712	---	---	
7, 8	A	-0.43577242	±7.131184268	-0.0920582051	±7.4694304605	-0.0244838167	±6.929171676	δ, ω
	B	-0.43577242	±7.131184268	-0.0847424225	±7.4542089967	-0.0246316318	±6.927467195	δ, ω
9, 10	A	-3.53593483	0.000	-3.5363923235	0.000	---	---	V_1
	B	-3.53593483	0.000	-3.5356530875	0.000	---	---	V_1
11, 12	A	-2.32494917	±0.600114602	-2.5086690414	±0.7654545302	-2.5750420709	±1.013181861	E_{fd}, ψ_{kq}
	B	-2.32494917	±0.600114602	-2.5121932153	±0.7658417765	-2.5757288934	±1.013059908	E_{fd}, ψ_{kq}
13	A	---	---	---	---	-131.87289202	0.000	V_R, V_1, V_2
	B	---	---	---	---	-131.87292014	0.000	

Donde:

A: Resultados obtenidos a partir del método desarrollado en [Adkins and Harley, 1975].

B: Resultados obtenidos a partir de los Circuitos Equivalentes [Kundur, 1994]

Como puede observarse en la Tabla 3.6, el amortiguamiento del eigenvalor más crítico ha mejorado sustancialmente al convertirse en un eigenvalor complejo conjugado junto con el eigenvalor relacionado con el voltaje de campo.

Tabla 3.7 Comparación de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Sistema de excitación tipo DC1. M. S. de polos salientes.

No	Fuente	Modelo Exacto		Modelo Aproximado		Modelo Simple		Estados Principales
		Frecuencia (Hz)	ζ(%)	Frecuencia (Hz)	ζ(%)	Frecuencia (Hz)	ζ(%)	
1, 2	A	49.98456964	3.9619216476	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
	B	49.98456964	3.9619216476	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
3, 4	A	2.192875288	98.773779295	2.18345833080	98.7827449203	8.08253672289	58.835554919	V_1, V_2
	B	2.192875288	98.773779295	2.18347152842	98.7827370803	8.08254779028	58.835617100	V_1, V_2
5, 6	A	2.993729505	77.868716027	3.00885478755	77.9825978547	---	---	ψ_{kd}, V_1, V_2
	B	2.993729505	77.868716027	3.00935501058	77.9826044087	---	---	
7, 8		1.134963194	6.0994225952	1.18879674680	1.23237259830	1.10281189322	0.3533418571	δ, ω
		1.134963194	6.0994225952	1.18637417565	1.13676644981	1.10254061663	0.3555625084	δ, ω
9, 10	A	0.095511202	96.826445299	0.12182586881	95.6466914456	0.16125289691	93.055972722	V_1
	B	0.095511202	96.826445299	0.12188750096	95.6540014199	0.16123348759	93.060799787	V_1

Donde:
A: Resultados obtenidos a partir del método desarrollado en [Adkins and Harley, 1975].
B: Resultados obtenidos a partir de los Circuitos Equivalentes [Kundur, 1994]

Con la adición de este sistema de control se acentúa aún más la característica de que los Modelos Exacto y Aproximado suministran mayor amortiguamiento a los eigenvalores electromecánicos, en comparación con el Modelo Simple.

Tabla 3.8 Estados dominantes de cada uno de los modelos de la máquina síncrona.

No	Fuente	Modelo Exacto		Modelo Aproximado		Modelo Simple	
		Estados Dominantes	F. P.	Estados Dominantes	F. P.	Estados Dominantes	F. P.
1,2	A	ψ_d, ψ_q	0.4997, 0.4997	---	---	---	---
	B	ψ_d, ψ_q	0.4997, 0.4997	---	---	---	---
3, 4	A	V_1, V_2	0.2664, 0.2664	V_1, V_2	0.2671, 0.2671	V_R, V_1, V_2	0.214, 0.21, 0.21
	B	V_1, V_2	0.2664, 0.2664	V_1, V_2	0.2671, 0.2671	V_R, V_1, V_2	0.214, 0.21, 0.21
5, 6	A	ψ_{kd}, V_1, V_2	0.21, 0.19, 0.19	ψ_{fd}, V_1, V_2	0.21, 0.19, 0.19	—	—
	B	ψ_{kd}, V_1, V_2	0.21, 0.19, 0.19	ψ_{fd}, V_1, V_2	0.21, 0.19, 0.19	—	—
7, 8	A	δ, ω	0.4535, 0.4489	δ, ω	0.4116, 0.4116	δ, ω	0.4599, 0.46
	B	δ, ω	0.4535, 0.4489	δ, ω	0.4101, 0.4101	δ, ω	0.46, 0.46
9, 10	A	V_1	0.86124	V_1	0.86694	—	—
	B	V_1	0.86124	V_1	0.86595	—	—
11, 12	A	E_{fd}, ψ_{kq}	0.4003, 0.1825	E_{fd}, V_1, V_2	0.37, 0.18, 0.18	E_{fd}, V_1, V_2	0.38, 0.23, 0.23
	B	E_{fd}, ψ_{kq}	0.4003, 0.1825	E_{fd}, V_1, V_2	0.31, 0.18, 0.18	E_{fd}, V_1, V_2	0.38, 0.23, 0.23
13	—	—	—	—	—	V_R, V_1, V_2	0.25, 0.22, 0.22
	—	—	—	—	—	V_R, V_1, V_2	0.25, 0.22, 0.22

Donde:
A: Resultados obtenidos a partir del método desarrollado en [Adkins and Harley, 1975].
B: Resultados obtenidos a partir de los Circuitos Equivalentes [Kundur, 1994]

Debido a que ambos modelos no toman en cuenta el efecto del voltaje rotacional, para este caso, no existen grandes diferencias en los resultados mostrados en las Tablas 3.5 a 3.8.

3.7.1.3 M. S. con sistema de excitación

Con el objetivo de poder comparar resultados concernientes a un SMBI con un sistema de excitación se analizó el modelo utilizado en [Pérez, 1986]. Los datos están disponibles en el Apéndice A.

Una característica particular de este SE es que tiene como salida el voltaje de campo en el sistema recíproco de la M. S., sin embargo los resultados son válidos al trasladar el efecto de la transformación del sistema recíproco de la M. S. al sistema no recíproco del SE a los valores de las ganancias del Sistema de Excitación [Kundur, 1994].

Lo anterior siempre debe tomarse en cuenta cuando se esté utilizando un modelo de estado desarrollado a partir de las ecuaciones de Park, Sistema Recíproco.

Tabla 3.9 Comparación de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Sistema de excitación disponible en [Pérez, 1986]. M. S. de polos salientes.

No	Fuente	Modelo Exacto		Modelo Aproximado		Modelo Simple		F. P.
		Parte Real	Parte Imaginaria	Parte Real	Parte Imaginaria	Parte Real	Parte Imaginaria	
1, 2	A	-12.4584490	±314.0545931	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
	B	-12.4584490	±314.0545931	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
	C	-12.4597335	±314.0551793	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
3, 4	A	-21.2977929	±3.447835936	-21.336185987	±3.4818061217	-22.859674689,	0.000	V_R, E_{FD}
						-16.618861076	0.000	V_R, E_{FD}
	B	-21.2977929	±3.447835936	-21.322996990	±3.4673572057	-22.859659133	0.000	V_R, E_{FD}
						-16.618897321	0.000	V_R, E_{FD}
	C	-21.3419046	±3.487732425	-21.353129591	±3.4981257686	-22.866612441	0.000	V_R, E_{FD}
						-16.601599078	0.000	V_R, E_{FD}
5	A	-12.0544179	0.000	-11.881087702	0.000	---	---	ψ_{kd}
	B	-12.0544179	0.000	-11.916385199	0.000	---	---	ψ_{kd}
	C	-11.8684811	0.000	-11.831272253	0.000	---	---	ψ_{kd}
6, 7	A	-0.45625633	±7.098211221	-0.3828154846	±7.0784629184	-0.1999508993	6.6951911851	δ, ω
	B	-0.45625633	±7.098211221	-0.4389316334	±7.0544979295	-0.1997388823	6.6952226186	δ, ω
	C	-0.42916457	±7.040467321	-0.3780161117	±7.0374839229	-0.1878461277	6.6871826358	δ, ω
8	A	-3.74994973	0.000	-3.7615327667	0.000	---	---	ψ_{kq}
	B	-3.74994973	0.000	-3.7553579932	0.000	---	---	ψ_{kq}
	C	-3.76215753	0.000	-3.7680005727	0.000	---	---	ψ_{kq}
9	A	-0.40782681	0.000	-0.5295137393	0.000	-0.6416641305	0.000	ψ_{fd}
	B	-0.40782681	0.000	-0.5288559377	0.000	-0.6420674749	0.000	ψ_{fd}
	C	-0.56955571	0.000	-0.5703257680	0.000	-0.6762662250	0.000	ψ_{fd}

Donde:
A: Resultados obtenidos a partir del método desarrollado en [Adkins and Harley, 1975].
B: Resultados obtenidos a partir de los Circuitos Equivalentes [Kundur, 1994]
C: Resultados disponibles en [Pérez, 1986]

Tabla 3.10 Comparación de la frecuencia y el amortiguamiento de los eigenvalores obtenidos a partir de diferentes modelos de estado. SE disponible en [Pérez, 1986]. M. S. de polos salientes.

No	Fuente	Modelo Exacto		Modelo Aproximado		Modelo Simple		VDE
		Frecuencia (Hz)	ζ(%)	Frecuencia (Hz)	ζ(%)	Frecuencia (Hz)	ζ(%)	
1, 2	A	49.98333951	3.9638515158	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
	B	49.98333951	3.9638515158	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
	C	49.98343419	3.9642521769	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
3, 4	A	0.548740116	98.714836020	0.55414663973	98.6945036173	N. A.	N. A.	V_R, E_{FD}
	B	0.548740116	98.714836020	0.55184702340	98.7035358724	N. A.	N. A.	V_R, E_{FD}
	C	0.555089855	98.690830884	0.55674400763	98.6845272669	N. A.	N. A.	V_R, E_{FD}
6, 7	A	1.129715371	6.4145274703	1.12657233161	5.40028080177	1.06557274240	2.9851543349	δ, ω
	B	1.129715371	6.4145274703	1.12275818527	6.21000203789	1.06557774520	2.9819778690	δ, ω
	C	1.120525175	6.0843895987	1.12005035327	5.36373446373	1.06429817184	2.8079397477	δ, ω

Donde:
A: Resultados obtenidos a partir del método desarrollado en [Adkins and Harley, 1975].
B: Resultados obtenidos a partir de los Circuitos Equivalentes [Kundur, 1994].
C: Resultados disponibles en [Pérez, 1986].

De nueva cuenta se observa que existen diferencias en los resultados del Modelo de estado Aproximado obtenidos a través de B con respecto a A y C debido estos últimos incluyen el efecto del voltaje rotacional.

El efecto de tomar en cuenta el voltaje rotacional resulta en un menor amortiguamiento de los eigenvalores electromecánicos.

Tabla 3.11 Participación de las variables de estado en la formación de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Sistema de control de excitación disponible en [Pérez, 1986]. M. S. de polos salientes.

No	Fuente	Modelo Exacto		Modelo Aproximado		Modelo Simple	
		Estados Dominantes	F. P.	Estados Dominantes	F. P.	Estados Dominantes	F. P.
1, 2	A	ψ_d, ψ_q	0.4871, 0.4973	---	---	---	---
	B	ψ_d, ψ_q	0.4871, 0.4973	---	---	---	---
3, 4	A	V_R, E_{FD}, ψ_{kd}	0.3607, 0.3607, 0.1960	V_R, E_{FD}, ψ_{kd}	0.3527, 0.3527, 0.1681	V_R, E_{FD}	0.4409, 0.4409
						V_R, E_{FD}	0.5264, 0.5264
	B	V_R, E_{FD}, ψ_{kd}	0.3607, 0.3607, 0.1960	V_R, E_{FD}, ψ_{kd}	0.3524, 0.3524, 0.1679	V_R, E_{FD}	0.4409, 0.4409
						V_R, E_{FD}	0.5264, 0.5264
5	A	ψ_{kd}, V_R, E_{FD}	0.4843, 0.2480, 0.2480	ψ_{kd}, V_R, E_{FD}	0.4880, 0.2531, 0.2531	---	---
	B	ψ_{kd}, V_R, E_{FD}	0.4843, 0.2480, 0.2480	ψ_{kd}, V_R, E_{FD}	0.4878, 0.2533, 0.2533	---	---
6, 7	A	δ, ω	0.4803, 0.4798	δ, ω	0.4766, 0.4766	δ, ω	0.4961, 0.4961
	B	δ, ω	0.4803, 0.4798	δ, ω	0.4764, 0.4764	δ, ω	0.4961, 0.4961
8	A	ψ_{kq}	0.9423144	ψ_{kq}	0.9391336	---	---
	B	ψ_{kq}	0.9423144	ψ_{kq}	0.9386142	---	---
9	A	ψ_{fd}, ψ_{kd}	0.7161, 0.1043	ψ_{fd}, ψ_{kd}	0.7177, 0.0998	ψ_{fd}	0.8167464
	B	ψ_{fd}, ψ_{kd}	0.7161, 0.1043	ψ_{fd}, ψ_{kd}	0.7172, 0.0999	ψ_{fd}	0.8167880

Donde:
A: Resultados obtenidos a partir del método desarrollado en [Adkins and Harley, 1975].
B: Resultados obtenidos a partir de los Circuitos Equivalentes [Kundur, 1994].

El anterior sistema de prueba es muy importante ya que nos permite validar la expresión que se obtuvo del voltaje en terminales en función de las variables de estado, expresión que cumple la función de ser la ecuación de interfase entre la M. S. y el sistema de excitación.

3.7.2 Sistema Máquina Bus Infinito. P. Kundur

Un segundo sistema de prueba fue obtenido de [Kundur, 1994]. Estos datos corresponden a los de una máquina síncrona de polos lisos y pueden consultarse en el Apéndice A. Se tomo en cuenta el efecto de la saturación en los parámetros de la M. S para la elaboración de este modelo de estado.

3.7.2.1 M. S. sin Controles

Los resultados que a continuación se presentan en las tablas 3.12-3.14 fueron obtenidos para el caso cuando la línea 2 del nodo 3 al nodo 1, *j0.93*, fue removida. Esto se hizo con el objetivo de poder comparar los resultados disponibles en [Kundur, 1994].

Además se consideró el efecto de la saturación en los parámetros de la M. S.

Tabla 3.12. Comparación de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Voltaje de campo constante. M. S. de polos lisos.

No	Fuente	Modelo Exacto		Modelo Aproximado		Modelo Simple		Edo. Dominante
		Parte Real	Parte Imaginaria	Parte Real	Parte Imaginaria	Parte Real	Parte Imaginaria	
1,2	A	-1.22366165	±376.9618587	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
	B	-1.22366165	±376.9618587	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
3	A	-37.8879007	0.000	-37.887079394	0.000	---	---	ψ_{kd}
	B	-37.8879007	0.000	-37.887079540	0.000	---	---	ψ_{kd}
	D	---	---	-37.85	0.000	---	---	ψ_{kd}
4	A	-24.9667262	0.000	-24.962448951	0.000	---	---	ψ_{k2q}
	B	-24.9667262	0.000	-24.962448733	0.000	---	---	ψ_{k2q}
	D	---	---	-25.01	0.000	---	---	ψ_{k2q}
5, 6	A	-0.26784977	±6.460881448	-0.216053872	±6.462240317	-0.149592876	±6.423381904	δ, ω
	B	-0.26784977	±6.460881448	-0.216106366	±6.461059027	-0.149237378	±6.422642753	δ, ω
	D	---	---	-0.171	±6.47	---	---	δ, ω
7	A	-2.03842046	0.000	-2.0382336995	0.000	-2.111474618	0.000	ψ_{k1q}
	B	-2.03842046	0.000	-2.0382285075	0.000	-2.112136688	0.000	ψ_{k1q}
	D	---	---	-2.045	0.000	---	---	ψ_{k1q}
8	A	-0.14007079	0.000	-0.1402651147	0.000	-0.142950194	0.000	ψ_{fd}
	B	-0.14007079	0.000	-0.1401653912	0.000	-0.142999119	0.000	ψ_{fd}
	D	---	---	-0.200	0.000	---	---	ψ_{fd}

Donde:
A: Resultados obtenidos a partir del método desarrollado en [Adkins and Harley, 1975].
B: Resultados obtenidos a partir de los Circuitos Equivalentes [Kundur, 1994]
D: Resultados disponibles en [Kundur, 1994].

Tabla 3.13. Comparación de la frecuencia y el amortiguamiento de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Voltaje de campo constante. M. S. de polos lisos.

No	Fuente	Modelo Exacto		Modelo Aproximado		Modelo Simple		Estados Principales
		Frecuencia (Hz)	ζ(%)	Frecuencia (Hz)	ζ(%)	Frecuencia (Hz)	ζ(%)	
1, 2	A	59.99534151	0.324609818	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
	B	59.99534151	0.324609818	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
5, 6	A	1.028281190	4.142157667	1.028497461	3.341460738	1.022312953	2.328249005	δ, ω
	B	1.028281190	4.142157667	1.028309453	3.342882089	1.022195313	2.3229862330	δ, ω
	D	---	---	1.03	2.65	---	---	δ, ω

Donde:
A: Resultados obtenidos a partir del método desarrollado en [Adkins and Harley, 1975].
B: Resultados obtenidos a partir de los Circuitos Equivalentes [Kundur, 1994]
D: Resultados disponibles en [Kundur, 1994]

Tabla 3.14. Participación de las variables de estado en la formación de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Voltaje de campo constante. M. S. de polos lisos.

No	Fuente	Modelo Exacto		Modelo Aproximado		Modelo Simple	
		Estados Dominante	F. P.	Estados Dominante	F. P.	Estados Dominante	F. P.
1,2	A	ψ_d, ψ_q	0.4783, 0.4991	---	---	---	---
	B	ψ_d, ψ_q	0.4783, 0.4991	---	---	---	---
3	A	ψ_{kd}	0.961975	ψ_{kd}	0.9619837	---	---
	B	ψ_{kd}	0.961975	ψ_{kd}	0.9619776	---	---
4	A	ψ_{k2q}	0.958161	ψ_{k2q}	0.9582036	---	---
	B	ψ_{k2q}	0.958161	ψ_{k2q}	0.9582023	---	---
5, 6	A	δ, ω	0.4966, 0.4972	δ, ω	0.4973, 0.4973	δ, ω	0.4992, 0.4991
	B	δ, ω	0.4966, 0.4975	δ, ω	0.4973, 0.4973	δ, ω	0.4991, 0.4991
7	A	ψ_{k1q}	0.958673	ψ_{k1q}	0.9586637	ψ_{k1q}	0.9952854
	B	ψ_{k1q}	0.958673	ψ_{k1q}	0.9586613	ψ_{k1q}	0.9953676
8	A	ψ_{fd}	0.946384	ψ_{fd}	0.9464825	ψ_{fd}	0.9571416
	B	ψ_{fd}	0.946384	ψ_{fd}	0.9464610	ψ_{fd}	0.9571792

Donde:
A: Resultados obtenidos a partir del método desarrollado en [Adkins and Harley, 1975].
B: Resultados obtenidos a partir de los Circuitos Equivalentes [Kundur, 1994]

Como puede observarse de la Tabla 3.14 los modelos muestran una tendencia en los resultados presentes en las variables que comparten, ya sea los obtenidos por medio [Adkins and Harley, 1975] ó por medio de los circuitos equivalentes [Kundur, 1994]. Un punto importante es que una vez que los devanados de amortiguamiento son incluidos en los modelos aproximados, el amortiguamiento de los modos electromecánicos aumenta en comparación con el amortiguamiento obtenido de un modelo simple. Lo cual es lógico, ya que estos fueron introducidos en las M. S. con ese objetivo. Estos devanados mejoran el amortiguamiento de los modos locales, sin embargo su influencia en los modos interárea es nula, debido a que esta tiende a decrecer conforme aumenta la impedancia existente entre la fuente de cualquier oscilación interárea y los devanados [CIGRE, 1996].

Los resultados obtenidos a partir de un modelo exacto prácticamente no varían en comparación con los resultados obtenidos a partir de un modelo aproximado,

solamente los modos electromecánicos del modelo exacto exhiben un mayor amortiguamiento en comparación con los demás modelos; esto es debido a que la dinámica de los transitorios del estator se encuentra en un rango de frecuencias cercana a la nominal, mientras que el rango de frecuencias de un análisis de oscilaciones de baja frecuencia se encuentra en un rango de 0.1-2.0 hz.

De la Tabla 3.12 se puede observar que el eigenvalor con el amortiguamiento más crítico es el No. 8, el cual de acuerdo a la Tabla 3.14 es determinado en gran parte por la variación de los enlaces de flujo del devanado de campo. Razón suficiente para añadir al modelo de estado la dinámica de un sistema de excitación. Para los casos restantes se utilizaron todas las líneas de las que consta este sistema, para mayores detalles del sistema, ver el Apéndice A.

3.7.2.2 M. S. con Sistema de Excitación Tipo DC1A

A continuación se considero un sistema de excitación Tipo DC1A, el cual consta de un RAV, una excitatriz y un circuito de estabilización en retroalimentación. Este tipo de SE fue sintonizado con diferentes métodos y se eligió una compensación de adelanto debido a que esta exhibe los mejores índices de comportamiento, tanto en el dominio de la frecuencia como en el dominio del tiempo. Para este caso se toma en cuenta la saturación en los parámetros de la excitatriz en este tipo de Sistema de Excitación.

Tabla 3.15 Comparación de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de orden diferente. Sistema de excitación Tipo DC1 M. S. de polos lisos.

No	Fuente	Modelo Exacto		Modelo Aproximado		Modelo Simple		F. P.
		Parte Real	Parte Imaginaria	Parte Real	Parte Imaginaria	Parte Real	Parte Imaginaria	
1	A	-478.757298	0.000	-478.375879	0.000	-533.6008739	0.000	V_1, V_2, V_R
	B	-478.757298	0.000	-478.375880	0.000	-533.6008779	0.000	
2, 3	A	-1.65760064	±377.2092178	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
	B	-1.65760064	±377.2092178	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
4, 5	A	-57.1389744	±189.0565374	-57.5592350	± 189.1185223	-44.831876113	±246.5996631	V_R, E_{FD}
	B	-57.1389744	±189.0565374	-57.5592614	± 189.1184500	-44.831874980	±246.5996662	V_R, E_{FD}
6	A	-68.3485957	0.000	-68.3411856	0.000	---	---	ψ_{kd}
	B	-68.3485957	0.000	-68.3411737	0.000	---	---	ψ_{kd}
7	A	-26.1454759	0.000	-26.1150631	0.000	---	---	ψ_{k2q}
	B	-26.1454759	0.000	-26.1148001	0.000	---	---	ψ_{k2q}
8, 9	A	-0.24802018	±7.489780871	-0.07419551	± 8.640478641	-0.0074614528	±8.542722663	δ, ω
	B	-0.24802018	±7.489780871	-0.07436925	± 8.640408537	-0.0073335710	±8.542748287	δ, ω
10	A	-2.60682365	0.000	-2.56758495	0.000	-2.5705448872	0.000	V_1, V_2, E_{FD}
	B	-2.60682365	0.000	-2.56747895	0.000	-2.5705033625	0.000	
11	A	-2.10987072	0.000	-2.10902707	0.000	-2.1747838397	0.000	ψ_{k1q}
	B	-2.10987072	0.000	-2.10901815	0.000	-2.1750847341	0.000	ψ_{k1q}
12	A	-1.59573362	0.000	-1.69197022	0.000	-1.6958668185	0.000	V_1, V_2, E_{FD}
	B	-1.59573362	0.000	-1.69195926	0.000	-1.6958615353	0.000	

Donde:

A: Resultados obtenidos a partir del método desarrollado en [Adkins and Harley, 1975].

B: Resultados obtenidos a partir de los Circuitos Equivalentes [Kundur, 1994]

Tabla 3.16 Amortiguamiento de los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Sistema de excitación Tipo DC1 M. S. de polos lisos.

No	Fuente	Modelo Exacto		Modelo Aproximado		Modelo Simple		F. P.
		Frecuencia (Hz)	ζ(%)	Frecuencia (Hz)	ζ(%)	Frecuencia (Hz)	ζ(%)	
2, 3	A	60.03470992	0.4394337578	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
	B	60.03470992	0.4394337578	---	---	---	---	ψ_d, ψ_q
4, 5	A	30.08928162	28.930760353	30.0991353181	29.1168432047	39.2475542697	17.886834348	V_R, E_{FD}
	B	30.08928162	28.930760353	30.0991468310	29.1168207843	39.2475547536	17.886833696	V_R, E_{FD}
8, 9	A	1.192035615	3.3096337068	1.37516369081	1.37516369081	1.35961650149	0.0873427625	δ, ω
	B	1.192035615	3.3096337068	1.37517484809	0.85866514907	1.35962057978	0.0858455393	δ, ω

Donde:
A: Resultados obtenidos a partir del método desarrollado en [Adkins and Harley, 1975].
B: Resultados obtenidos a partir de los Circuitos Equivalentes [Kundur, 1994].

De acuerdo a lo observado en las Tablas 3.15 y 3.16 tenemos que el Modelo Simple arroja resultados más pesimistas en comparación con los demás modelos en relación con el amortiguamiento de los eigenvalores electromecánicos, hecho que se debe tomar en cuenta cuando se estén modelando sistemas multimáquinas.

La dinámica del sistema de excitación tipo DC1A es del tipo lento, lo cual ayuda a proporcionar un amortiguamiento adecuado al eigenvalor relacionado con la variación de los enlaces de flujo del devanado de campo sin sacrificar en gran magnitud la estabilidad de los eigenvalores electromecánicos. Solo se observa una disminución ligera de la frecuencia de estos últimos.

Tabla 3.17 Participación de las variables de estado en los eigenvalores obtenidos a partir de modelos de estado de diferente orden. Sistema de excitación Tipo DC1. M. S. de polos lisos.

No	FUENTE	Modelo Exacto		Modelo Aproximado		Modelo Simple	
		Estados Dominantes	F. P.	Estados Dominantes	F. P.	Estados Dominantes	F. P.
1	A	V_1, V_2, V_R	0.24, 0.24, 0.18	V_1, V_2, V_R	0.24, 0.24, 0.18	V_1, V_2, V_R	0.213, 0.213, 0.203
	B	V_1, V_2, V_R	0.24, 0.24, 0.18	V_1, V_2, V_R	0.24, 0.24, 0.18	V_1, V_2, V_R	
2, 3	A	ψ_d, ψ_q	0.497, 0.497	---	---	---	---
	B	ψ_d, ψ_q	0.497, 0.497	---	---	---	---
4, 5	A	V_R, E_{FD}	0.203, 0.195	V_R, E_{FD}	0.203, 0.195	V_R, E_{FD}	0.217, 0.214
	B	V_R, E_{FD}	0.203, 0.195	V_R, E_{FD}	0.203, 0.195	V_R, E_{FD}	
6	A	ψ_{kd}	0.8294346	ψ_{kd}	0.8301408	---	---
	B	ψ_{kd}	0.8294346	ψ_{kd}	0.8301416	---	---
7	A	ψ_{k2q}	0.9577944	ψ_{k2q}	0.9571722	---	---
	B	ψ_{k2q}	0.9577944	ψ_{k2q}	0.9571463	---	---
8, 9	A	δ, ω	0.464, 0.463	δ, ω	0.4553, 0.4553	δ, ω	0.4607, 0.4607
	B	δ, ω	0.464, 0.463	δ, ω	0.4553, 0.4553	δ, ω	
10	A	V_1, V_2, E_{FD}	0.35, 0.35, 0.2	V_1, V_2, E_{FD}	0.35, 0.35, 0.18	V_1, V_2, E_{FD}	0.36, 0.36, 0.18
	B	V_1, V_2, E_{FD}	0.35, 0.35, 0.2	V_1, V_2, E_{FD}	0.36, 0.36, 0.18	V_1, V_2, E_{FD}	
11	A	ψ_{k1q}	0.9018407	ψ_{k1q}	0.908791	ψ_{k1q}	0.9828543
	B	ψ_{k1q}	0.9018407	ψ_{k1q}	0.9086411	ψ_{k1q}	0.9830444
12	A	V_1, V_2, E_{FD}	0.33, 0.33, 0.11	V_1, V_2, E_{FD}	0.35, 0.35, 0.11	V_1, V_2, E_{FD}	0.359, 0.359, 0.115
	B	V_1, V_2, E_{FD}	0.33, 0.33, 0.11	V_1, V_2, E_{FD}	0.35, 0.35, 0.11	V_1, V_2, E_{FD}	0.359, 0.359, 0.111

Donde:
A: Resultados obtenidos a partir del método desarrollado en [Adkins and Harley, 1975].
B: Resultados obtenidos a partir de los Circuitos Equivalentes [Kundur, 1994]

De las Tablas 3.15-3.17 podemos observar que al introducir la dinámica del sistema de excitación el eigenvalor correspondiente a la variación de los enlaces de flujo del devanado de campo se hace conjugado complejo junto con el eigenvalor correspondiente al voltaje de campo.

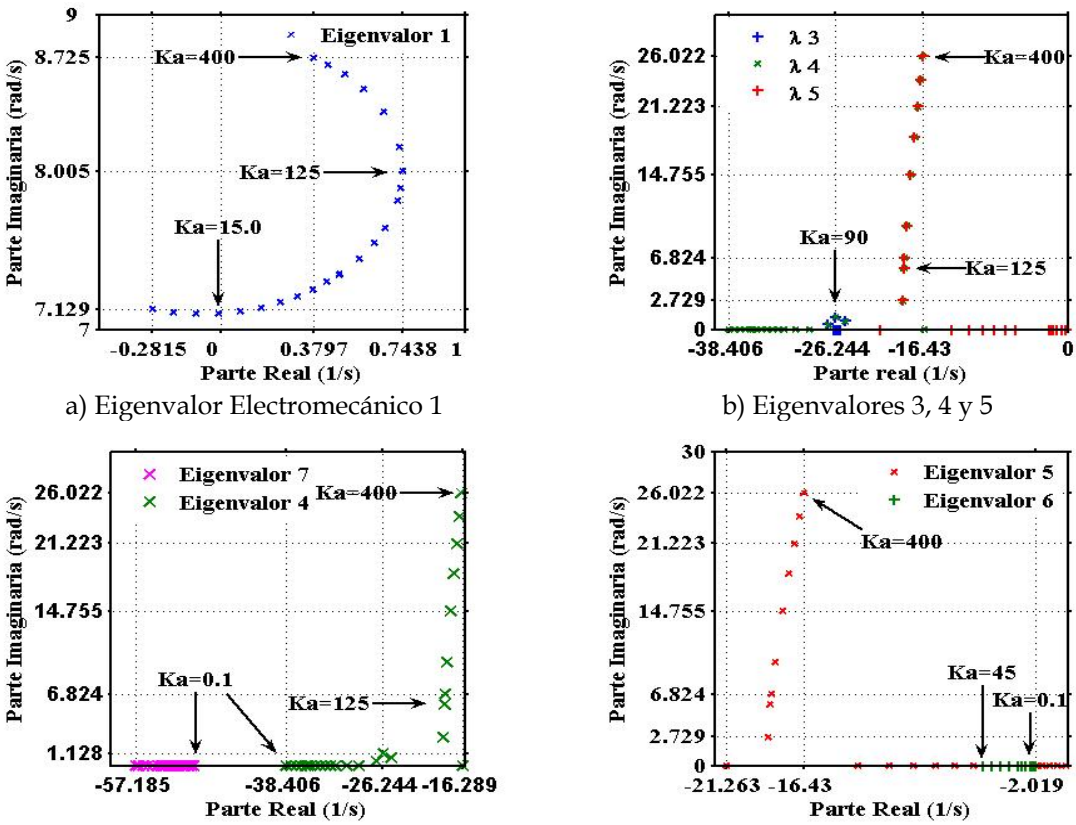
3.7.2.3 M. S. con Sistema de Excitación Tipo AC4A

A continuación se muestra el efecto que tiene un sistema de excitación rápido en la estabilidad de un Sistema tipo Máquina Bus Infinito. La M. S. viene representada por un Modelo Aproximado de 6º Orden con parámetros saturados y el Sistema de Excitación esta compuesto por un Transductor de Voltaje y un RAV proporcional.

Tabla 3.18. Comparación de los eigenvalores obtenidos a partir de variar la ganancia K_A de un sistema de excitación AC4, utilizando un modelo de 6o orden para una M. S. de polos lisos

K_A	Eigenvalores					
	λ_1, λ_2	λ_3	λ_4	λ_5	λ_6	λ_7
SIN RAV	-0.28326353651 ±7.1303955197	-0.1443367441	-38.419456206	-26.187372322	-2.1068149069	---
0.1	-0.28154180171 ±7.1298439290	-0.1545560618	-38.406429369	-26.187454854	-2.1071413329	-50.005842032
5.0	-0.19467358432 ±7.1082598893	-0.6585011055	-37.776717275	-26.191737274	-2.1290655414	-50.279138888
10.0	-0.10277784394 ±7.0980584690	-1.163680743	-37.147721844	-26.196649361	-2.175724221	-50.535175395
15.0	-0.01054798509 ±7.1002500480	-1.6008755101	-36.527677294	-26.202219016	-2.3005116268	-50.772127835
30.0	0.24252344837 ±7.1712304702	-3.6274794477	-34.684851148	-26.224541628	-1.9775241021	-51.395157823
50.0	0.48463956745 ±7.3500708310	-5.8597387556	-32.152368189	-26.280955141	-2.0194775039	-52.081246797
100.0	0.72476022506 ±7.8193827335	-13.093456099	-25.1822639398726 ±0.7742413053839		-2.0372235506	-53.378820173
110.0	0.73723570992 ±7.8981430641	-21.263588922	-16.288798549	-25.716485416	-2.0385004518	-53.591605333
125.0	0.74379460894 ±8.0054907986	-18.5369299083250 ±5.8072202191460		-25.908429377	-2.0399746226	-53.889832654
130.0	0.74340518043 ±8.0385055068	-18.4753386773650 ±6.8244041819042		-25.936023250	-2.0403794301	-53.984237579
150.0	0.73237374167 ±8.1577224136	-18.2549999180299 ±9.8388886102208		-25.997563065	-2.0416953868	-54.339996448
200.0	0.66734836491 ±8.3803018277	-17.7790389275978 ±14.7554163246537		-26.050953754	-2.0437299119	-55.106442461
400.0	0.37967772507 ±8.7254042017	-16.4304818424795 ±26.0225362819474		-26.091158627	-2.0465613652	-57.185179025
Estados Dominantes	$\Delta\omega, \Delta\delta$	$\Delta\psi_{fd}$	$\Delta\psi_{KD}$	$\Delta\psi_{k2q}$	$\Delta\psi_{k1q}$	ΔV_1
Estados no dominantes	–––	ΔV_1		–––	–––	$\Delta\psi_{KD}$

La ganancia K_A nominal de este sistema de excitación es de 200, sin embargo el uso de esta ganancia vuelve inestable a los eigenvalores electromecánicos. El hecho de que este sistema de excitación solo pueda ocupar ganancias inferiores a 15 hace que el error en estado estable del voltaje en terminales sea inaceptable. La variación de los eigenvalores del sistema para diferentes valores de K_A se muestra en la Fig. 3.8.



a) Eigenvalor Electromecánico 1 b) Eigenvalores 3, 4 y 5

c) Eigenvalores 4 y 7 d) Eigenvalores 5 y 6

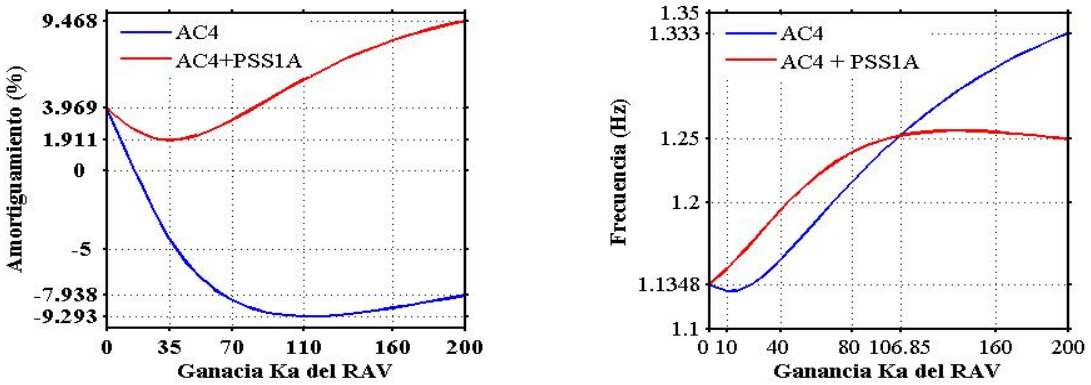
Fig. 3.8 Lugar de las raíces de los eigenvalores de un sistema máquina bus infinito con un sistema de excitación tipo AC4A para diferentes valores de ganancias K_A.

La solución sería entonces emplear técnicas de control como las de utilizar bloques de compensación ó inclusive la utilización de un ESP.

3.7.2.4 M. S. con Sistema de Excitación Tipo AC4A y un ESP tipo PSS1A

Dentro de este capítulo se abordará el efecto que tiene un Estabilizador de Sistemas de Potencia (ESP) en la estabilidad del sistema descrito en la sección previa. El ESP utilizado en esta sección es del tipo PSS1A con $\Delta\omega$ en p.u. como señal de entrada.

Como puede observarse en la Fig. 3.9, el amortiguamiento de los eigenvalores electromecánicos para el sistema sin ESP es negativo para casi todos los valores que toma K_A, y la frecuencia de estos eigenvalores tiende a incrementarse sin control conforme se incrementan los valores de K_A (ver la Fig. 3.8). El anterior comportamiento es corregido gracias a la adición de un ESP teniéndose ahora un amortiguamiento positivo y una magnitud de frecuencia estable para todos los valores de K_A en el rango de 0-200 (Fig. 3.9 y Tabla 3.19).



a) Relación Amortiguamiento-Ganancia K_A b) Relación Frecuencia-Ganancia K_A

Fig. 3.9 Relación entre el amortiguamiento y la frecuencia de los Modos Electromecánicos con respecto a la Ganancia K_A del RAV para el caso de no utilizar ESP y para el caso de utilizar un ESP.

Tabla 3.19. Comparación de los eigenvalores obtenidos a partir de variar la ganancia K_S de un ESP aplicado a un sistema de excitación AC4 con una ganancia K_A=200, utilizando un modelo de 6º Orden para una M. S. de polos Lisos

K_S	Eigenvalores						
	λ_1, λ_2	λ_3, λ_4	λ_5	λ_6	λ_7	λ_8	λ_9
SIN PSS	0.6673483649 ±8.380301827	-17.77903892 ±14.7554163	-26.05095375	-2.043729911	-55.10644246	---	---
0.1	0.7305406066 ±7.971847038	-18.55120920 ±4.65184218	-25.88326459	-2.039447347	-53.79374704	-30.36958341	-0.714443669
1.0	0.6177832952 ±7.977169556	-18.11890751 ±5.44008949	-25.96877708	-2.038691493	-53.80034442	-30.91589032	-0.715871500
3.0	0.3629691272 ±7.980290173	-17.32257283 ±6.73667719	-26.06113193	-2.036974528	-53.81503376	-31.89039031	-0.719085320
5.0	0.1025177035 ±7.970143018	-16.64677704 ±7.73245063	-26.10505928	-2.035204179	-53.82976203	-32.66092203	-0.722357057
7.0	-0.163054845 ±7.944975056	-16.03852017 ±8.57493980	-26.13071196	-2.033377936	-53.84452878	-33.30436584	-0.725688693
9.5	**-0.500750919 ±7.889342565**	**-15.33868745 ±9.50520584**	**-26.15085853**	**-2.031012444**	**-53.86304064**	**-33.98809423**	**-0.729940663**
15.0	-1.247955727 ±7.652701475	-13.95491984 ±11.3223296	-26.17503278	-2.025457927	-53.90397136	-35.19195234	-0.739657707
21.0	-1.993356878 ±7.190061382	-12.66597634 ±13.1929131	-26.18854957	-2.018781266	-53.94893438	-36.21601382	-0.750877771
30	-2.734207239 ±6.246525833	-11.27938784 ±15.8965958	-26.19949167	-2.007322785	-54.01695967	-37.42176687	-0.769092104
40	-3.074320780 ±5.274708502	-10.36700075 ±18.5204100	-26.20622474	-1.992025875	-54.09331043	-38.47596779	-0.791651355
50	-3.193122152 ±4.509937843	-9.773716270 ±20.7276012	-26.21039670	-1.973112702	-54.17040519	-39.33696655	-0.817265261
Estados Dominantes	$\Delta\omega, \Delta\delta$	$\Delta\psi_{fd}, \Delta\psi_{KD}$	$\Delta\psi_{k2q}$	$\Delta\psi_{k1q}$	ΔV_1	ΔV_2	ΔV_S
Estados no dominantes	–––	ΔV_1		–––	–––	–––	–––

La Tabla 3.19 muestra el efecto que tiene el incrementar la ganancia K_S del ESP en el amortiguamiento y la frecuencia de los eigenvalores del sistema. Se puede apreciar que el incremento de este parámetro tiene a introducir un par de amortiguamiento positivo al mismo tiempo que el par de sincronización se ve ligeramente disminuido.

3.8 DISCUSIÓN DE RESULTADOS

Se puede observar que entre más detallado sea el modelo habrá menos diferencias entre los resultados obtenidos a partir de las dos formas de construcción del modelo de estado que se presentaron en este capitulo, (de $1x\ 10^{-14}$ para el caso de los modelos exactos para máquinas de polos lisos y salientes). Esto es debido a que en la elaboración de los modelos aproximado y simple se deben hacer simplificaciones que conllevan más operaciones aritméticas llevando a obtener ligeras variaciones en los resultados debido al error de truncamiento.

De acuerdo a los resultados anteriores se puede llegar a la conclusión de que los modelos de menor orden ofrecen eigenvalores electromecánicos con menor amortiguamiento, esto es producto de la inclusión ó no de la dinámica de los devanados de amortiguamiento.

Otra conclusión importante es que al considerar el voltaje rotacional en el modelo de estado, esto traerá como consecuencia un menor amortiguamiento en los eigenvalores electromecánicos. Sin embargo, es importante aclarar que al eliminar los transitorios del estator es necesario eliminar la variación de velocidad [Ruiz, 1996]

La adición de la dinámica de un sistema de excitación trae como consecuencia la disminución ligera del par de amortiguamiento y un aumento en el par de sincronización. Debido a lo anterior el SE debe tener los ajustes adecuados ya que estos sistemas tienen el potencial de desestabilizar al sistema entero.

Generalmente los SE tipo DC son de una dinámica lenta, razón por la cual son estables para un amplio rango de operación.

El uso de RAV con ganancias altas no es una condición necesaria para que un sistema sea inestable, sin embargo las ganancias altas amplifican el efecto positivo y negativo que tenga el SE sobre el sistema.

Una forma de corregir los efectos negativos de un SE rápido es a través de un ESP; este dispositivo tiene básicamente el objetivo de introducir una componente del par de amortiguamiento en fase con la variación de velocidad. Para lograr esto debe corregir el desfase existente entre el SE y la M. S.

Se observa que la adición de un ESP al SMBI tiene el efecto de introducir amortiguamiento en los rangos de operación de interés. Sin embargo se debe tener cuidado de tener los parámetros adecuados de este dispositivo ya que al mismo tiempo que incrementa el par de amortiguamiento puede tender a disminuir el par de sincronización.

CAPÍTULO 4:

SISTEMA ELÉCTRICO DE POTENCIA MULTIMÁQUINAS CON MODELO CLÁSICO

4.1 INTRODUCCIÓN

En un sistema multimáquinas el análisis de los modos de oscilación es complejo debido a que los modos generalmente involucran muchas máquinas y un sistema de transmisión con diversas configuraciones [Aboytes, 1991]. En este capítulo se presenta el análisis de un sistema multimáquinas que utiliza modelos clásicos para representar a los generadores.

Como se ha visto en capítulos anteriores el modelo clásico de la máquina síncrona es el más simple que se utiliza en los estudios dinámicos de los Sistemas Eléctricos de Potencia (SEP), y por esta razón requieren una cantidad mínima de datos, un corto período de tiempo de cálculo y un bajo costo computacional [Anderson and Fouad, 1994].

Sin embargo, el análisis de los modos de oscilación es dependiente del grado de precisión con el cual se representan los generadores, sistemas de control y las cargas; por lo cual al representar al sistema con modelos clásicos se pueden introducir variaciones en los resultados finales de los valores correctos. No obstante del hecho anterior, la frecuencia de oscilación está determinada primordialmente por la inercia de los generadores, las reactancias de la red y las diferencias angulares promedio entre máquinas, por lo que los estudios que utilizan modelos clásicos pueden proporcionar información muy útil. Por ejemplo, pueden ser utilizados como estudios preliminares para identificar las áreas más problemáticas en un SEP, mismas que requerirán un estudio más detallado utilizando modelos de mayor orden [Anderson and Fouad, 1994, Byerly et al., 1975].

Con una representación clásica de cada máquina, es posible mostrar, con algunas consideraciones, que un SEP con n generadores tiene $(n-1)$ modos de oscilación, los cuales en la mayoría de los casos son ligeramente amortiguadas positivamente. Sin

embargo, existen casos donde algunas oscilaciones a determinadas frecuencias pueden persistir después de un disturbio.

Una aplicación muy importante que se tiene del SEP multimáquinas con modelo clásico es su utilización en la determinación de grupos coherentes de generadores, ya que es una práctica general, aunque no necesaria, usar modelos clásicos sin amortiguamiento para identificar un comportamiento base del SEP. Esta aproximación es valida al considerar que la coherencia esta basada en los modos electromecánicos de oscilación [Rogers, 1999].

En este capítulo la simplicidad del SEP multimáquinas con modelo clásico se utiliza para comparar claramente las técnicas de análisis modal (eigenanálisis) y de identificación modal (análisis de Prony), y analizar sus ventajas y desventajas de aplicación en el análisis de oscilaciones electromecánicas de baja frecuencia.

4.2 FORMULACIÓN DEL MODELO CLÁSICO DE ESTADO DE UN SISTEMA MULTIMÁQUINAS

4.2.1 Consideraciones para la formulación del modelo clásico de un sistema multimáquinas

Las consideraciones que se toman en cuenta para la elaboración de un sistema máquina-bus infinito clásico son en la mayoría de los casos validas para un sistema multimáquinas clásico [Anderson and Fouad, 1994]:

1. La potencia mecánica de entrada es constante.
2. El modelo de la máquina síncrona consistente en una fuente de voltaje constante detrás de la reactancia transitoria es válido.
3. El ángulo mecánico del rotor coincide con el ángulo del voltaje detrás de la reactancia transitoria.
4. Las cargas son representadas como una impedancia constante.

Con respecto a la consideración número 4, tenemos que el representar las cargas por medio de una impedancia constante no es lo más adecuado, e incluso puede tener efecto en los resultados finales, sin embargo se tomó esta decisión debido a su relativa facilidad de implementación y a que con esta consideración es posible reducir todos los nodos del sistema a los nodos internos de los generadores por medio de una reducción de la red.

El coeficiente de amortiguamiento D es incluido dentro de la ecuación de oscilación de cada máquina, esto se hace para incluir los efectos que tienen la turbina, el generador y las cargas en el par de amortiguamiento.

4.2.2 Representación de la red

El sistema básico estudiado es mostrado en la figura 4.1, mismo que esta formado por "*n*" generadores conectados a "*r*" cargas a través de una red de transmisión eléctrica lineal.

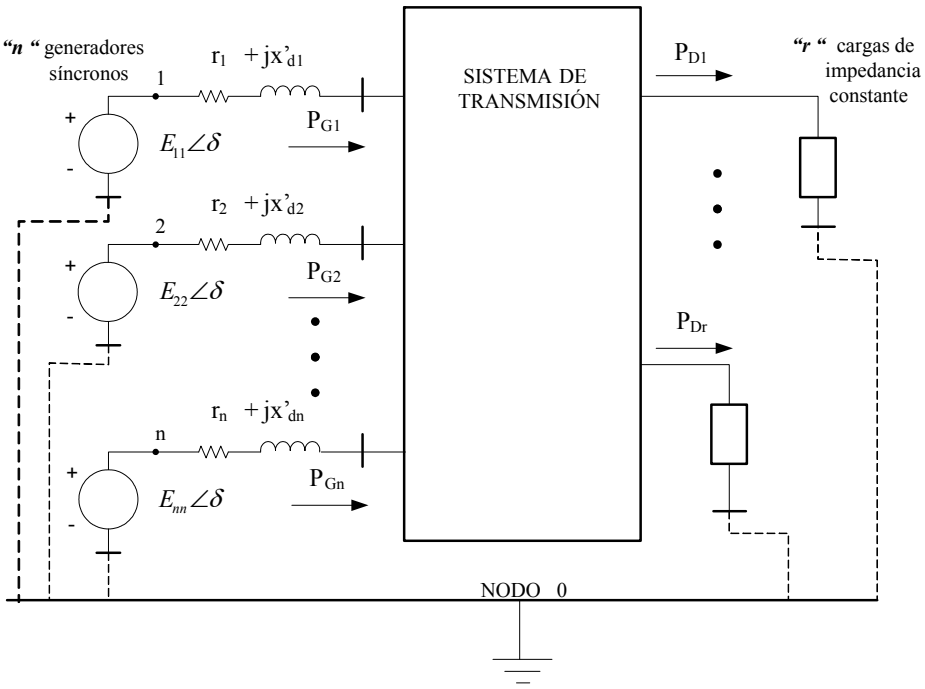


Fig.4.1 Representación del modelo clásico de un sistema eléctrico de potencia multimáquinas.

La red eléctrica es descrita completamente por la ecuación matricial de admitancias nodales:

$$[I] = [Y][V] \tag{4.1}$$

Al construir la matriz de admitancias nodales se deben tomar en cuenta las siguientes consideraciones:

1. La matriz de admitancias nodales es formada tomando en cuenta los nodos internos de los generadores, lo que se logra al considerar la ecuación (4.2) para cada generador:

$$E_i\angle\delta_i = \left(r_i + jX'_{di}\right) I_i + V_i \tag{4.2}$$

2. Todas las cargas son convertidas a admitancias constantes equivalentes. Lo cual se consigue al emplear (3.3):

$$Y_r = \left(P_r - jQ_r\right)/V_r^2 \tag{4.3}$$

3. Por lo demás, los métodos para la construcción de la matriz de admitancias nodales son bien conocidos [Gross, 1986].

Una vez obtenida la matriz de admitancias nodales, ésta se reduce a los nodos internos de los generadores con el objetivo de obtener la matriz reducida de la red. La reducción se consigue al realizar una serie de operaciones matriciales. Para esto debemos recordar que todos los nodos, excepto los correspondientes a los nodos internos del generador, no tienen inyecciones de corriente. Aplicando el concepto anterior obtenemos una matriz de admitancias nodal particionada:

$$\begin{bmatrix} I_n \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{nn} & Y_{nr} \\ Y_{rn} & Y_{rr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_n \\ V_r \end{bmatrix} \tag{4.4}$$

Donde el subíndice *n* se refiere a los nodos generadores, mientras que el subíndice *r* se refiere a los nodos restantes. Al expandir (4.4) se obtiene las siguientes expresiones:

$$I_n = Y_{nn}V_n + Y_{nr}V_r \tag{4.5}$$

$$0 = Y_{rn}V_n + Y_{rr}V_r \tag{4.6}$$

Al resolver (4.6) para V_r y sustituir esta expresión en (4.5) se obtiene (reducción de Kron):

$$I_r = \left(Y_{nn} - Y_{nr}Y_{rr}^{-1}Y_{rn}\right)V_n \tag{4.7}$$

Donde $Y_{nn} - Y_{nr}Y_{rr}^{-1}Y_{rn}$ es la matriz reducida que se busca, la cual tiene dimensiones $n_x n$, donde *n* es el número de generadores. La reducción puede ser aplicada únicamente a aquellos nodos que tiene una inyección de la corriente igual a cero; en este caso, los nodos de carga. Si las cargas no son consideradas como impedancias constantes, la identidad de los buses de carga debe ser retenida [Anderson and Fouad, 1994].

4.2.3 Formulación del modelo de estado

La ecuación de oscilación para *i*-ésima máquina, que se utiliza para el análisis de pequeños disturbios de un sistema multimáquina cuyas máquinas están representadas por un modelo clásico, puede ser expresada por las siguientes dos ecuaciones diferenciales de primer orden:

$$\dot{\delta}_i = \dot{\omega}_i \tag{4.8}$$

$$\dot{\omega}_i = \frac{\omega_0}{2H_i}\left(T_{mi} - T_{ei} - \frac{D_i}{\omega_0}\Delta\omega_i\right) \tag{4.9}$$

El modelo anterior debe estar en función únicamente de las variables de estado ($\delta_1,\ldots,\delta_n$, $\omega_1,\ldots,\omega_n$) ó de las entradas del sistema (T_{m1}, $T_{m2},\ldots$, T_{mn}), por lo que el par eléctrico necesita ser reescrito para cumplir con la condición anterior. Esto se consigue al expresar el par eléctrico en términos de los voltajes internos y las corrientes que circulan por las ramas de la red, de la siguiente manera:

$$T_{ei} = E_i^2 G_{ii} + \sum_{\substack{j=1 \\ j\neq i}}^{N} E_i E_j Y_{ij} \cos\left(\delta_i - \delta_j - \gamma_{ij}\right) \tag{4.10}$$

Donde:

E_i = Magnitud del voltaje constante detrás de la reactancia transitoria para la máquina i.

δ_i = Ángulo interno de carga para la máquina i.

Y_{ij} = Magnitud del elemento ij de la matriz de admitancias nodales, Y_{bus}.

γ_{ij} = Módulo del elemento ij de la matriz de admitancias nodales, Y_{bus}.

Por lo que al sustituir (4.10) en (4.9), ésta puede ser puesta en la siguiente forma:

$$\dot{\omega}_i = \frac{\omega_0}{2H_i}\left(T_{mi} - E_i^2 G_{ii} - \sum_{\substack{j=1 \\ j\neq i}}^{N} E_i E_j Y_{ij} \cos\left(\delta_i - \delta_j - \gamma_{ij}\right) - \frac{D_i}{\omega_0}\Delta\omega_i \right) \tag{4.11}$$

Al linealizar (4.10) y (4.11) obtenemos:

$$\Delta\dot{\delta}_i = \Delta\omega_i \tag{4.12}$$

$$\Delta\dot{\omega}_i = \frac{\omega_0}{2H_i}\left(\Delta T_{mi} - \sum_{j=1}^{n} \frac{\partial T_{ei}}{\partial \delta_j} - \frac{D_i}{\omega_0}\Delta\omega_i \right) \tag{4.13}$$

Para poder linealizar la ecuación (4.11) esta debe ser derivada parcialmente con respecto al ángulo δ de cada nodo, obteniéndose (4.14) para el caso de derivar parcialmente con respecto al nodo que esta conectada la máquina y (4.15) para cualquier otro nodo:

$$\frac{\partial T_{ei}}{\partial \delta_i} = -\sum_{\substack{j=1 \\ j\neq i}}^{N} E_i E_j Y_{ij} \sin\left(\delta_i - \delta_j - \gamma_{ij}\right)\Delta\delta_i \tag{4.14}$$

$$\frac{\partial T_{ei}}{\partial \delta_j} = E_i E_j Y_{ij} \sin\left(\delta_i - \delta_j - \gamma_{ij}\right)\Delta\delta_j \tag{4.15}$$

Al sustituir (4.14) y (4.15) en (4.13) se obtiene la expresión linealizada para el par eléctrico:

$$\Delta T_e = \sum_{j=1}^{n} \frac{\partial T_{ei}}{\partial \delta_j} = -\sum_{\substack{j=1 \\ j\neq i}}^{N} E_i E_j Y_{ij} \sin\left(\delta_i - \delta_j - \gamma_{ij}\right)\Delta\delta_i + \sum_{\substack{j=1 \\ j\neq i}}^{N} E_i E_j Y_{ij} \sin\left(\delta_i - \delta_j - \gamma_{ij}\right)\Delta\delta_j \tag{4.16}$$

Las ecuaciones (4.14), (4.15) y (4.16) pueden ser rescritas en términos de los coeficientes del par de sincronización, los cuales representan el cambio en el par eléctrico de una máquina dada debido a un cambio en el ángulo existente entre su FEM interna y cualquier otro bus, manteniendo constantes a los ángulos internos de los demás buses restantes:

$$K_{ii} = -\sum_{\substack{j=1 \\ j\neq i}}^{N} E_i E_j Y_{ij} \sin\left(\delta_i - \delta_j - \gamma_{ij}\right) \tag{4.17}$$

$$K_{ij} = E_i E_j Y_{ij} \sin\left(\delta_i - \delta_j - \gamma_{ij}\right) \tag{4.18}$$

$$\Delta T_e = \sum_{j=1}^{N} \frac{\partial P_{ei}}{\partial \delta_j} = K_{ii}\Delta\delta_i + \sum_{\substack{j=1 \\ j\neq i}}^{N} K_{ij}\Delta\delta_j \tag{4.19}$$

Por lo tanto (4.13) puede ser expresada en función de los coeficientes del par de sincronización, como se muestra a continuación:

$$\Delta\dot{\omega}_i = \frac{\omega_0}{2H_i}\left(\Delta T_{mi} - K_{ii}\Delta\delta_i - \sum_{\substack{j=1 \\ j\neq i}}^{N} K_{ij}\Delta\delta_j - \frac{D_i}{\omega_0}\Delta\omega_i\right) \tag{4.20}$$

Para elaborar el modelo de estado de un sistema multimáquinas para pequeños disturbios se deben obtener las ecuaciones (4.12) y (4.20) para cada máquina y ordenarlas en forma matricial. Para un sistema de *n* máquinas, el modelo de estado de la forma $\Delta\dot{x} = A\Delta x + B\Delta u$ es el siguiente [Messina, 1994]:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{\delta}_1 \\ \Delta\dot{\delta}_2 \\ \vdots \\ \Delta\dot{\delta}_n \\ \Delta\dot{\omega}_1 \\ \Delta\dot{\omega}_2 \\ \vdots \\ \Delta\dot{\omega}_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1\ldots & 0 \\ & & & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0\ldots & 1 \\ -\frac{\omega_0}{2H_1}K_{11} & -\frac{\omega_0}{2H_1}K_{12}\ldots & -\frac{\omega_0}{2H_1}K_{1n} & -\frac{D_1}{2H_1} & 0\ldots & 0 \\ -\frac{\omega_0}{2H_2}K_{21} & -\frac{\omega_0}{2H_2}K_{22}\ldots & -\frac{\omega_0}{2H_2}K_{2n} & 0 & -\frac{D_2}{2H_2}\ldots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ -\frac{\omega_0}{2H_n}K_{n1} & -\frac{\omega_0}{2H_n}K_{n2}\ldots & -\frac{\omega_0}{2H_n}K_{n3} & 0 & 0\ldots & -\frac{D_n}{2H_n} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\delta_1 \\ \Delta\delta_2 \\ \vdots \\ \Delta\delta_n \\ \Delta\omega_1 \\ \Delta\omega_2 \\ \vdots \\ \Delta\omega_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0\ldots & 0 \\ 0 & 0\ldots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0\ldots & 0 \\ \frac{\omega_0}{2H_1} & 0\ldots & 0 \\ 0 & \frac{\omega_0}{2H_2}\ldots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0\ldots & \frac{\omega_0}{2H_3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta P_{m1} \\ \Delta P_{m2} \\ \vdots \\ \Delta P_{m,n} \end{bmatrix} \tag{4.21}$$

4.3 SELECCIÓN DEL MARCO DE REFERENCIA DEL SISTEMA

Los marcos de referencia son herramientas muy útiles en el análisis de la estabilidad angular. En el caso de la estabilidad transitoria, son herramientas indispensables para la aplicación de algunos métodos de análisis. Por ejemplo, para aplicar correctamente el método de la función de energía transitoria, y obtener buenos resultados, es necesario expresar el modelo del sistema ya sea en el marco de referencia del centro de inercia, o referido a una máquina (normalmente la máquina de mayor inercia) [Ruiz-Vega, 2002]. En el caso del método convencional en el tiempo, en el que se emplea el criterio heurístico de la máxima separación angular entre máquinas síncronas extremas (la más avanzada y la más atrasada), utilizar un marco de referencia inadecuado para expresar las variables del sistema puede no sólo afectar,

sino incluso imposibilitar la evaluación de la estabilidad del sistema [Ruiz-Vega, 2002].

En el análisis modal de un sistema multimáquinas se pueden también utilizar diferentes marcos de referencia, con el objetivo de evitar problemas de dependencia lineal en la matriz de estado y con ello la aparición de eigenvalores cero ó reales positivos muy pequeños, que podrían ser erróneamente interpretados como oscilaciones no amortiguadas ó inestabilidad monotónica, en lugar de ser considerados como simples errores de truncamiento [Byerly et al., 1975].

Para evaluar el efecto que tienen los marcos de referencia en los resultados del análisis modal del sistema de potencia, y poder apreciar las ventajas y desventajas de su utilización, en esta sección se expresa el modelo de estado clásico del sistema multimáquinas en los marcos de referencia más comúnmente utilizados en el análisis de la estabilidad angular.

4.3.1 Aplicación del marco de referencia síncrono al modelo de estado del sistema

En este caso cada máquina está referida a una referencia angular igual a cero y que gira a velocidad síncrona, por lo que el modelo de estado (4.21) no sufre ninguna alteración en su estructura; sin embargo, el no tener referencia de ángulo y de velocidad trae como consecuencia la aparición de dos eigenvalores cero espurios debidos a la existencia de dos ecuaciones linealmente dependientes de las restantes, es decir, la matriz de estado se vuelve singular.

El primer eigenvalor cero se origina debido al hecho de que si los ángulos de todas las máquinas varían con un valor constante, no se producirán cambios en los flujos de potencia existentes en la red de interconexión [Kundur, 1994].

El segundo eigenvalor cero se debe a que los cambios en los ángulos de los generadores son proporcionales al cambio en la velocidad del rotor de los mismos, es decir que el par eléctrico de cada máquina es independiente a las variaciones de la velocidad. [Kundur, 1994, Rogers, 2000].

Debido a que la solución de la red es un proceso iterativo y a que los algoritmos de obtención de eigenvalores no son exactos, se introducen errores de redondeo, mismos que traen como consecuencia que los eigenvalores cero espurios aparezcan como eigenvalores con parte real positiva muy pequeños [Undrill, 1966].

Para este marco de referencia solo es posible eliminar el eigenvalor cero relacionado a la variación de la velocidad. Para ello únicamente se requiere que la ecuación de oscilación de al menos una máquina incluya el término que representa el

amortiguamiento *D* del sistema (ecuación (4.13)) [Kundur, 1994]. Otra forma de conseguir el anterior objetivo es introducir un gobernador de velocidad al modelo de estado [Undrill, 1966].

4.3.2 Aplicación del marco de referencia del centro de inercia del sistema al modelo de estado del sistema.

Este modelo utiliza una analogía entre un sistema eléctrico y un sistema mecánico masa-resorte (ver fig. 4.2). En el sistema mecánico, una masa lineal (M_i , $i=1,\ldots,n$) existe en cada nodo y tiene su posición especificada por una coordenada (δ_i , $i=1,\ldots,n$), la cual es medida relativamente con respecto a una referencia angular [Távora and Smith, 1972].

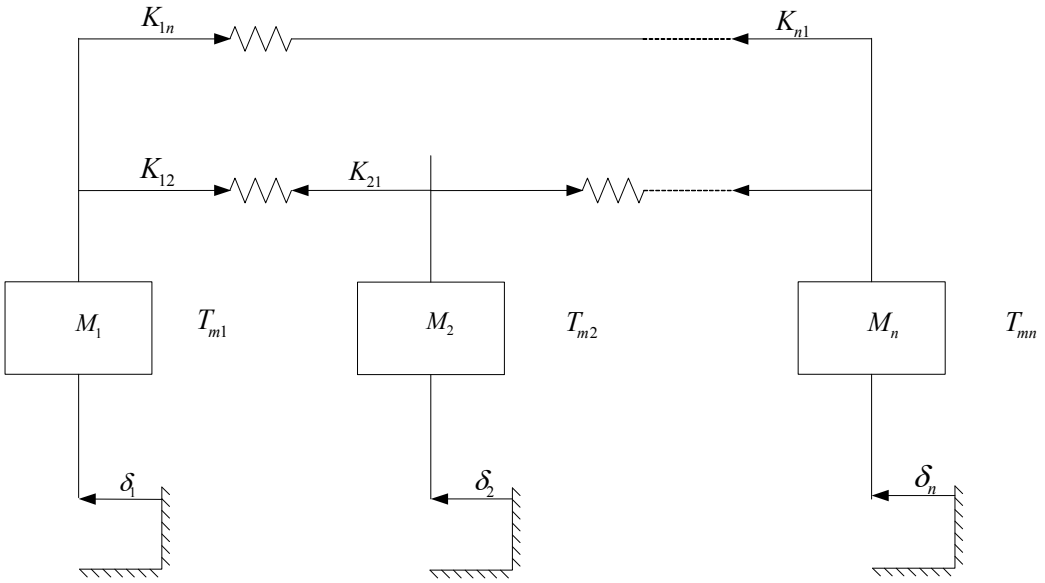


Fig. 4.2 Analogía entre un sistema eléctrico y un sistema masa-resorte.

El mismo razonamiento que se utiliza en mecánica para introducir el concepto de centro de masa puede ser utilizado para la definición de centro angular. Este ángulo es denominado δ_0 y corresponde a la inercia promedio de todos los ángulos del rotor. De acuerdo a la definición anterior, la fórmula para el centro de inercia angular y de velocidad de un sistema de *n* máquinas es [Távora and Smith, 1972]:

$$\delta_0 = \frac{1}{M_0}\sum_{i=1}^{n} M_i \delta_i \tag{4.22}$$

$$\omega_0 = \frac{1}{M_0}\sum_{i=1}^{n} M_i \omega_i \tag{4.23}$$

Donde $M_0 = \sum_{i=1}^{n} M_i$ es el coeficiente de inercia total del sistema.

Para obtener la ecuación de oscilación referida al centro de inercia se deben sumar las ecuaciones de oscilación de todas las máquinas y dividirlas por el coeficiente de inercia total del sistema:

$$M_0\ddot{\delta}_0 = \sum_{i=1}^{n}\left(T_{mi} - T_{ei} - \frac{D\omega_i}{\omega_0}\right) \tag{4.24}$$

Para referir las máquinas al centro de inercia se debe primero referir los ángulos internos de estas, esto se consigue utilizando (4.25) para cada una de las máquinas:

$$\delta_{iCI} = \delta_i - \delta_0 \qquad i=1,\ldots,n \tag{4.25}$$

Un punto importante a ser observado en este punto es que los ángulos referidos al centro de inercia y sus derivadas tienen la propiedad de ser linealmente dependientes entre ellos, lo cual se observa en (4.26):

$$\sum_{i=1}^{n} M_i\theta_i = 0 \tag{4.26a}$$

$$\sum_{i=1}^{n} M_i\dot{\theta}_i = 0 \tag{4.26b}$$

$$\sum_{i=1}^{n} M_i\ddot{\theta}_i = 0 \tag{4.26c}$$

Por lo tanto, siempre es posible describir la dinámica del sistema a través de *n-1* ángulos referidos al centro de inercia, por ejemplo, el ángulo θ_n se puede expresar como una suma ponderada de los demás:

$$\theta_n = -\frac{1}{M_n}\sum_{i=1}^{n-1} M_i\theta_i = \delta_n - \delta_0 \tag{4.27}$$

En este punto tenemos dos opciones para eliminar la redundancia de las variables de estado en el modelo de estado:

- Eliminar la ecuación de oscilación de la n-ésima máquina.
- Eliminar la ecuación de oscilación de la máquina que cuente con mayor inercia.

Sea cual fuese la opción elegida, las implicaciones derivadas de tomar una u otra opción se explicaran más adelante. Las ecuaciones de oscilación restantes se refieren al centro de inercia al sustraer (4.24) a cada una de ellas de la siguiente forma:

$$\ddot{\delta}_{kCI} = \ddot{\delta}_k - \ddot{\delta}_0 = \frac{1}{M_k}T_{ak} - \frac{1}{M_0}\sum_{i=1}^{n} T_{ai} \qquad k=1,\ldots,n-1 \tag{4.28}$$

Por lo tanto el sistema puede ser representado por un conjunto de $2N_g$ - *2* ecuaciones diferenciales de la forma (4.28), que una vez linealizadas, son equivalentes al sistema de $2N_g$ orden, que viene dado por (4.21), donde N_g es el número de generadores [Távora and Smith, 1972].

4.3.3 Aplicación del marco de referencia de la máquina que cuente con la constante de inercia mayor al modelo de estado del sistema.

Otra de las consideraciones que se pueden realizar en la selección del marco de referencia es suponer que la frecuencia de la red es idéntica a la frecuencia de una máquina elegida en forma arbitraria, de tal forma que la referencia de la red gire en sincronismo con los ejes *(d, q)* de esa máquina. Esto trae como consecuencia que la variación angular $\Delta\delta$ de esa máquina siempre sea cero. Los cambios angulares relativos de las demás máquinas con respecto a la de referencia se pueden expresar de la siguiente manera [Olguín, 1979]:

$$\Delta\delta_{rij} = \Delta\delta_{ri} - \Delta\delta_{rj} \tag{4.29}$$

Para poder referir un sistema eléctrico de potencia a una máquina, partiendo de un modelo que utilice una referencia síncrona, se debe seguir el siguiente procedimiento [Olguín, 1979]:

1. Se deben borrar δ_{ref} y $\dot{\delta}_{ref}$ de los vectores *[x]* y $[\dot{x}]$.
2. Se deben borrar el renglón correspondiente a δ_{ref}, así como la columna correspondiente a $\dot{\delta}_{ref}$.
3. Se debe sustraer -1 en los renglones de la nueva matriz correspondientes a las variaciones angulares restantes y las columnas correspondientes a δ_{ref}, si la velocidad esta en por unidad.
4. Borrar el renglón correspondiente a δ_{ref} de la matriz B de la ecuación $x = Ax+By$.

La máquina de referencia debe ser aquella que posea la constante de inercia mayor entre el grupo de máquinas que se este analizando; esto es debido a que ésta es la máquina que tiene la mayor influencia en la frecuencia de la red.

El procedimiento anterior elimina el eigenvalor cero debido a la redundancia entre las variables de estado del ángulo del rotor.

Sin embargo, el segundo eigenvalor cero debido a la redundancia entre las variables de estado de velocidad de las máquinas puede ser evitado introduciendo el coeficiente de amortiguamiento *D* en la ecuación de oscilación ó incluyendo el efecto de un gobernador de velocidad [Kundur, 1994]. Sin embargo, si lo anterior no es posible, otra forma es medir las variaciones de velocidad con respecto a la máquina de referencia. Para lo cual se sigue el mismo procedimiento descrito al inicio de esta sección sustituyendo δ_{ref} y $\dot{\delta}_{ref}$ por ω_{ref} y $\dot{\omega}_{ref}$ [Laughton, 1966], con lo que finalmente obtendremos un modelo de estado de orden 2Ng – 2.

4.3.4 Discusión preliminar acerca de los marcos de referencia del sistema

Como se puede ver, la elección del marco de referencia apropiado es una variable muy importante a tomar en cuenta. De este depende tomar en cuenta ó no eigenvalores mal condicionados que pueden llevarnos a tomar decisiones erróneas con respecto a la estabilidad del sistema.

Al referir un sistema al centro de inercia del sistema ó a la máquina con mayor inercia implica realizar transformaciones de similaridad. Las matrices que son producto de una transformación de similaridad tienen los mismos eigenvalores que los de la matriz original y por lo tanto la elección de uno u otro generador como la referencia angular (ó incluso no teniendo referencia angular) no debería tener consecuencias en los resultados, en teoría.

La fig. 4.3 da una visión más clara acerca de los diferentes sistemas de coordenadas que se utilizan para referir una máquina.

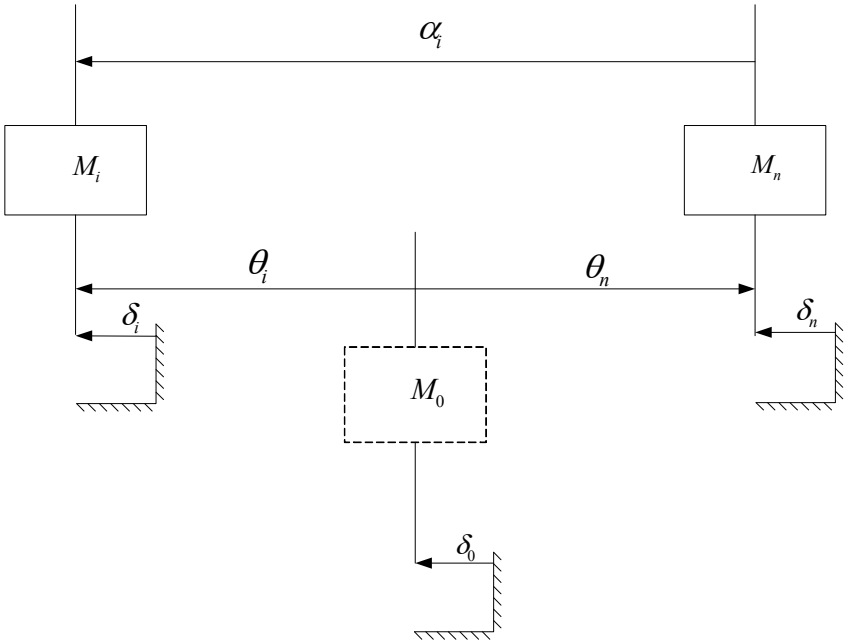


Fig. 4.3 Relación entre las coordenadas angulares δ_i (giratorio síncrono), α_i (máquina i de referencia) y δ_0 (centro de inercia).

4.4 PROGRAMA DE COMPUTADORA DIGITAL PARA EL ANÁLISIS MODAL DE SISTEMAS DE POTENCIA MULTIMÁQUINAS CON MODELO CLÁSICO

Se desarrolló un programa de computadora digital en lenguaje de programación FORTRAN 90 para formar el modelo de estado de un sistema eléctrico de potencia multimáquinas empleando los procedimientos presentados en las secciones iniciales

de este capítulo. Se utilizaron subrutinas del paquete IMSL para la obtención de eigenvalores y eigenvectores. La estructura general del programa de simulación se muestra en la Fig. 4.4. En esta figura se presentan los siguientes procesos:

- Bloque 1: **Lectura de datos del sistema y del estudio.** En este bloque se obtienen los datos de la red, los resultados de un programa de flujos de carga convergido para el caso inicial y los datos de los generados síncronos del sistema.

- Bloque 2: **Formación de Y_{BUS}.** El siguiente paso en la construcción del modelo de estado para un sistema multimáquinas con modelo clásico tiene que ver con la formación de Y_{BUS} por el método de inspección, el cual es bien conocido [Gross, 1989]. Debido a que en este modelo los generadores son representados como una fuente de voltaje detrás de una reactancia transitoria en eje directo, (ver Fig. 4.1), es necesario representar los nodos internos de las máquinas en la formación de Y_{BUS}. Esto se lleva a cabo utilizando la ecuación (4.2).

- Bloque 3: **Inclusión de las cargas en Y_{BUS}.** En este paso se deben transformar las cargas en admitancias constantes en derivación, haciendo uso de (4.3) y se deben incluir en los elementos diagonales de Y_{BUS} correspondientes a sus nodos terminales.

- Bloque 4: **Reducción de Y_{BUS}.** En este punto se procede a aplicar la reducción de Kron de Y_{BUS} a los nodos internos de los generadores haciendo uso de (4.7).

- Bloque 5: **Formación del modelo de estado en el marco de referencia síncrono.** Se representan por medio de (4.8) y (4.20) a todos los generadores síncronos del sistema que se este analizando, y una vez hecho esto, se ordenan las ecuaciones obtenidas en la forma matricial propuesta en (4.21). Este es el modelo básico de estado a partir del cual se pueden obtener los modelos en los marcos de referencia del centro de inercia y referido a una máquina.

- Bloques 6 y 7: **Elección del marco de referencia.** En este paso el programa ofrece al usuario la posibilidad de elegir el marco de referencia en el que será expresado el modelo de estado, ya sea cambiar el modelo al marco de referencia del centro de inercia (bloque 6) o al marco de referencia con respecto a la máquina de mayor inercia (bloque 7).

- Bloques 8 y 9: **Cambio del modelo a otro marco de referencia.** Si el usuario eligió cambiar el marco de referencia del sistema en los bloques 6 y 7, se refiere el modelo de estado al centro de inercia en el bloque 8 o a la máquina de mayor inercia en el bloque 9 respectivamente.

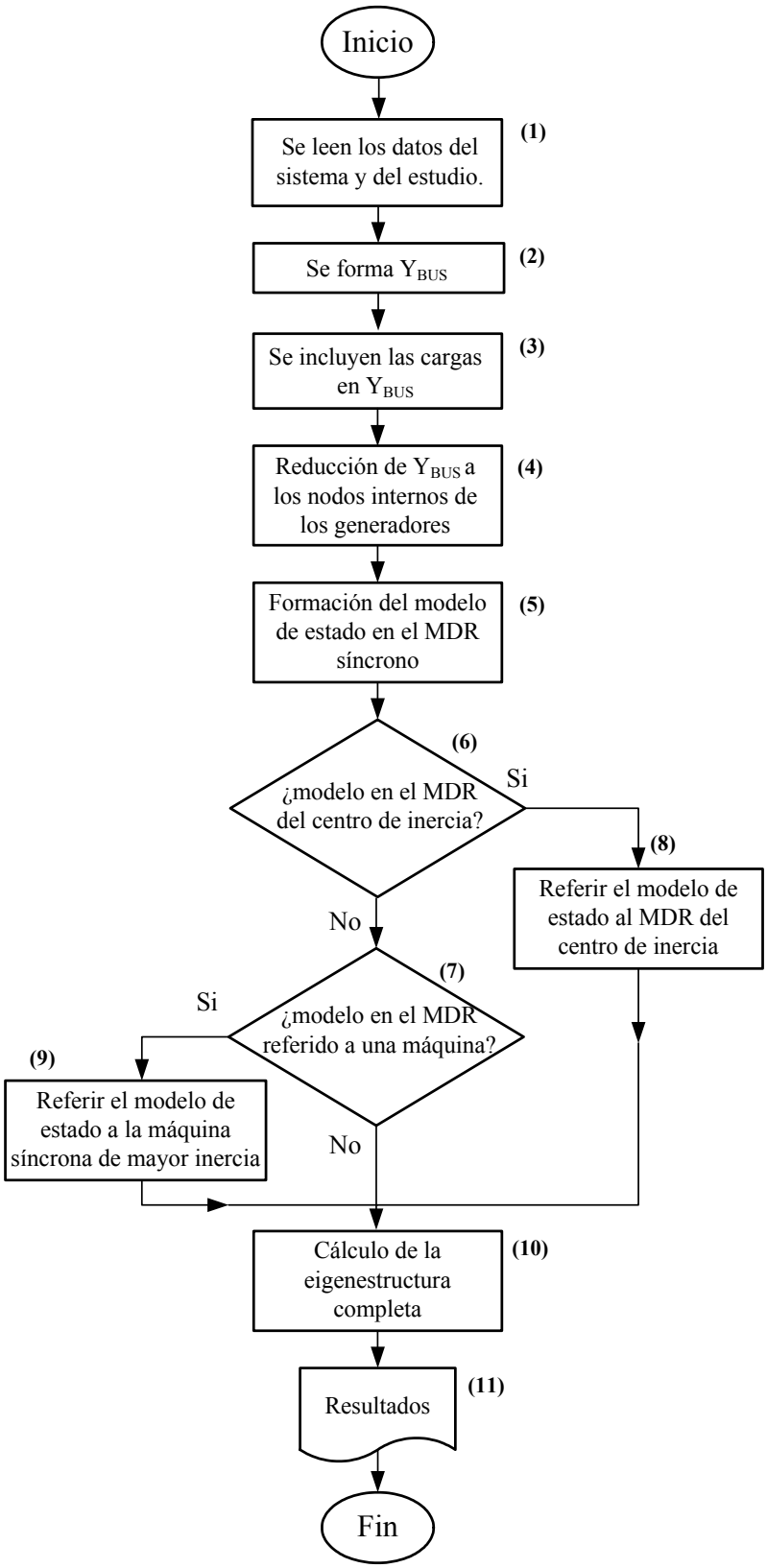


Fig. 4.4 Diagrama de flujo correspondiente al programa desarrollado para construir el modelo de estado multimáquinas con modelo clásico.

- Bloque 10: **Aplicación del estudio de análisis modal.** Una vez que se obtiene el modelo de estado referido a algún marco de referencia, se obtiene la eigenestructura completa del mismo por medio de subrutinas de IMSL.

Finalmente, en el bloque 11 se escriben los resultados del análisis modal en un archivo y termina la ejecución del programa.

4.5 ESTUDIO DE ANÁLISIS MODAL

4.5.1 Introducción

En esta sección se muestran los resultados de estudio de análisis modal, empleando el programa de computadora digital descrito en la sección anterior, a los siguientes sistemas de prueba:

- Sistema de Expósito [Expósito, 2002].
- Sistema IEEE de 3 generadores y 9 nodos [Anderson and Fouad, 1994].
- Sistema de 2 áreas [Kundur, 1994].
- Sistema de Nueva Inglaterra [Pai, 1989].

Se obtuvo la eigenestructura completa del modelo de estado lineal de cada sistema y se compararon los resultados de los modelos, utilizando distintos marcos de referencia del sistema y tomando en cuenta dos valores diferentes del coeficiente de amortiguamiento D ($D = 0$ y $D = 2H$). Los datos de los sistemas de prueba multimáquinas utilizados son presentados en el Apéndice A.

Los resultados del estudio de análisis modal se presentan en Tablas, organizadas de la siguiente manera:

- Columna 1: Número del eigenvalor.
- Columnas 2 y 3: partes real e imaginaria del eigenvalor.
- Columna 4: frecuencia de oscilación en *Hz* del eigenvalor
- Columna 5: relación de amortiguamiento ζ del eigenvalor en %
- Columnas 6 y 7: Variables de estado con los mayores factores de participación (F.P.) respectivamente.

4.5.2 Sistema de Expósito

Este pequeño sistema de 3 nodos, 3 Máquinas y 1 carga fue considerado debido a que contaba con resultados sobre el modelo de estado su eigenestructura, además de mostrar una metodología muy clara en cuanto a la construcción del modelo de estado

con representación clásica de la máquina [Expósito, 2002]. Los datos y la topología de este sistema se muestran en el apéndice A, mientras que los resultados se presentan en las Tablas 4.1 y 4.2 para D = 0.0 y D = 2H, organizadas como se describe en § 4.5.1.

Tabla 4.1 Eigenanálisis del modelo de estado clásico del sistema de Expósito empleando diferentes marcos de referencia, D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
No.	**Parte Real**	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ(%)**	**Variables**	**F.P.**
Marco de referencia síncrono						
1, 2	0.000	±10.81100740	1.7206252683	0.000	δ_2, ω_2	0.312, 0.312
3, 4	0.000	±9.483312306	1.5093160305	0.000	δ_1, ω_1	0.259, 0.259
5, 6	±0.000000052	0.000	0.000	±100.0	δ_3, ω_3	0.3907, 0.3907
Marco de referencia del centro inercial						
1, 2	0.000	±10.792593364	1.7176945827	0.000	δ_2, ω_2	0.276, 0.276
3, 4	0.000	±7.5995939888	1.2095129488	0.000	δ_1, ω_1	0.276, 0.276
Marco de referencia de la máquina con mayor inercia						
1, 2	0.000	±10.811007404	1.7206252683	0.000	δ_2, ω_2	0.321, 0.321
3, 4	0.000	±9.4833123068	1.5093160305	0.000	δ_1, ω_1	0.321, 0.321

Tabla 4.2 Eigenanálisis del modelo de estado clásico del sistema de Expósito empleando diferentes marcos de referencia, D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
No.	**Parte Real**	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ(%)**	**Variables**	**F.P.**
Marco de referencia síncrono						
1, 2	-0.1666667	±10.8097226	1.7204207899	1.5416386321	δ_2, ω_2	0.312, 0.312
3, 4	-0.1666667	±9.4818476	1.5090829204	1.7574731410	δ_1, ω_1	0.259, 0.259
5	-0.3333333333	0.000	0.000	100.0	ω_3	0.781546
6	0.000	0.000	0.000	0.000	δ_3	0.781546
Marco de referencia del centro inercial						
1, 2	-0.16657515	± 10.79130669	1.7174898024	1.5434212160	δ_2, ω_2	0.276, 0.276
3, 4	-0.133424841	± 7.598423426	1.2093266481	1.7556836311	δ_1, ω_1	0.276, 0.276
Marco de referencia de la máquina con mayor inercia						
1, 2	-0.1666667	±10.80972262	1.7204207899	1.5416386321	δ_2, ω_2	0.321, 0.321
3, 4	-0.1666667	± 9.481847632	1.5090829204	1.7574731410	δ_1, ω_1	0.321, 0.321

4.5.3 Sistema IEEE de 3 generadores y 9 nodos

Este sistema cuenta con 3 máquinas, 9 nodos y 3 cargas, y aunque es pequeño, es adecuado para no ser trivial y permitir la ilustración conceptos relacionados a la estabilidad ante pequeños disturbios. En adición a lo anterior este sistema es ampliamente utilizado en la literatura consultada permitiendo con ello la comparación de procedimientos desarrollados y resultados obtenidos [Anderson, 1994, Sauer and Pai, 1998]. Los datos y la topología de este sistema se muestran en el apéndice A, mientras que los resultados se presentan en las Tablas 4.3 y 4.4 para D=0.0 y D=2H respectivamente, organizadas como se describe en § 4.5.1.

Tabla 4.3 Eigenanálisis del modelo de estado clásico del sistema Anderson empleando diferentes marcos de referencia, D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
No.	**Parte Real**	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ(%)**	**Variables**	**F.P.**
Marco de referencia síncrono						
1, 2	0.000	±13.360210427	2.1263435303	0.000	δ_3, ω_3	0.407, 0.407
3, 4	0.000	±8.6897998629	1.3830246027	0.000	δ_2, ω_2	0.306, 0.306
5, 6	±1.23x10^{-7}	0.000	0.000	±100.0	δ_1, ω_1	0.347, 0.347
Marco de referencia del centro inercial						
1, 2	0.000	±13.268798898	2.1117949336	0.000	δ_3, ω_3	0.386, 0.387
3, 4	0.000	±6.2584598304	0.9960648182	0.000	δ_2, ω_2	0.386, 0.387
Marco de referencia de la máquina con mayor inercia						
1, 2	0.000	±13.3602104277	2.1263435303	0.000	δ_3, ω_3	0.424, 0.424
3, 4	0.000	± 8.6897998629	1.3830246027	0.000	δ_2, ω_2	0.424, 0.424

Tabla 4.4 Eigenanálisis del modelo de estado clásico del sistema Anderson empleando diferentes marcos de referencia, D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
No.	**Parte Real**	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ(%)**	**Variables**	**F.P.**
Marco de referencia síncrono						
1, 2	-0.500	±13.360210427	2.1263435303	3.7424560242	δ_3, ω_3	0.407, 0.407
3, 4	-0.500	±8.6897998629	1.3830246027	5.7538724469	δ_2, ω_2	0.306, 0.306
5	-1.000	0.000	0.000	±100.0	ω_1	0.693
6	0.000	0.000	0.000	0.000	δ_1	0.693
Marco de referencia del centro inercial						
1, 2	-0.498483	±13.259390619	2.1102975595	3.7568211552	δ_3, ω_3	0.386, 0.387
3, 4	-0.359156	±6.2481653747	0.9944264046	5.7387175110	δ_2, ω_2	0.386, 0.387
Marco de referencia de la máquina con mayor inercia						
1, 2	-0.500	±13.350851009	2.1248539326	3.742456024	δ_3, ω_3	0.424, 0.424
3, 4	-0.500	± 8.689799862	1.3807333115	5.753872446	δ_2, ω_2	0.424, 0.424

4.5.4 Sistema de dos áreas

El sistema de dos áreas está formado por 4 generadores idénticos, 11 nodos, 2 cargas y 2 capacitores. Es hipotético y fue desarrollado con el objetivo de determinar cuales son los factores principales que afectan la formación de un modo inter-área [Klein et al, 1991, Kundur, 1994]. Los datos y la topología de este sistema se muestran en el apéndice A.

Para cumplir con el objetivo antes mencionado este sistema fue desarrollado de tal forma que su estructura es simétrica, y consiste de dos áreas idénticas conectadas a través de un enlace relativamente débil, cada área cuenta a su vez con dos unidades generadoras que suministran la misma cantidad de potencia cada una, y con el objetivo de asegurar un adecuado perfil de voltaje fue necesario agregar un capacitor

en cada área [Klein et al, 1991]. Los resultados se presentan en las Tablas 4.5 y 4.6 para D=0.0 y D=2H respectivamente, organizadas como se describe en § 4.5.1.

Tabla 4.5 Eigenanálisis del modelo de estado clásico del sistema de dos áreas empleando diferentes marcos de referencia, D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
No.	**Parte Real**	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ(%)**	**Variables**	**F.P.**
Marco de referencia síncrono						
1, 2	0.000	±7.2558384368	1.1548025535	0.000	δ_3, δ_4, ω_3, ω_4	0.206, 0.281, 0.206, 0.281
3, 4	0.000	± 7.113349953	1.1321248071	0.000	δ_1, δ_2, ω_1, ω_2	0.223, 0.264, 0.223, 0.264
5, 6	0.000	± 3.241347268	0.5158764401	0.000	δ_3, δ_4, ω_3, ω_4	0.214, 0.156, 0.214, 0.156
7, 8	0.000	± 0.000000128	0.0000000205	0.000	δ_1, δ_2, ω_1, ω_2	0.194, 0.177, 0.194, 0.177
Marco de referencia del centro inercial						
1, 2	0.000	±7.2546063268	1.1546064571	0.000	δ_2, δ_3, ω_2, ω_3	0.224, 0.274, 0.224, 0.274
3, 4	0.000	±5.1661253159	0.8222143807	0.000	δ_1, ω_1	0.436, 0.432
5, 6	0.000	±1.1444955029	0.1821521166	0.000	δ_2, δ_3, ω_2, ω_3	0.228, 0.211, 0.226, 0.207
Marco de referencia de la máquina con mayor inercia						
1, 2	0.000	±7.2558384368	1.1548025535	0.000	δ_2, δ_3, ω_2, ω_3	0.184, 0.290, 0.184, 0.290
3, 4	0.000	±7.1133499539	1.1321248071	0.000	δ_1, ω_1	0.476, 0.476
5, 6	0.000	±3.2413472686	0.5158764401	0.000	δ_2, δ_3, ω_2, ω_3	0.278, 0.197, 0.278, 0.197

Tabla 4.6 Eigenanálisis del modelo de estado clásico del sistema de dos áreas empleando diferentes marcos de referencia, D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
No.	**Parte Real**	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ(%)**	**Variables**	**F.P.**
Marco de referencia síncrono						
1, 2	-0.500	±7.2558384368	1.1548025535	6.8910023887	δ_3, δ_4, ω_3, ω_4	0.206, 0.281, 0.206, 0.281
3, 4	-0.500	± 7.113349953	1.1321248071	7.0290369972	δ_1, δ_2, ω_1, ω_2	0.223, 0.264, 0.223, 0.264
5, 6	-0.500	± 3.241347268	0.5158764401	15.4256844012	δ_3, δ_4, ω_3, ω_4	0.214, 0.156, 0.214, 0.156
7	-1.000	0.000000	0.000	100.0	δ_1, δ_2, ω_1, ω_2	0.387, 0.353, 0.387, 0.353
8	0.000	0.000000	0.000	0.000	δ_1, δ_2, ω_1, ω_2	0.387, 0.353, 0.387, 0.353
Marco de referencia del centro inercial						
1, 2	-0.499999	±7.2373553646	1.1518608812	6.8921661037	δ_2, δ_3, ω_2, ω_3	0.224, 0.274, 0.224, 0.274
3, 4	-0.484939	±5.1411169925	0.8182341824	9.3908847265	δ_1, ω_1	0.436, 0.432
5, 6	-0.143266	±1.1359819250	0.1807971386	12.512545855	δ_2, δ_3, ω_2, ω_3	0.228, 0.211, 0.226, 0.207
Marco de referencia de la máquina con mayor inercia						
1, 2	-0.500	±7.2385904305	1.1520574480	6.8910023887	δ_2, δ_3, ω_2, ω_3	0.183, 0.289, 0.183, 0.289
3, 4	-0.500	±7.0957556023	1.1293245791	7.0290369972	δ_1, ω_1	0.476, 0.476
5, 6	-0.500	±3.2025508764	0.5097018025	15.425684401	δ_2, δ_3, ω_2, ω_3	0.279, 0.198, 0.279, 0.198

Dentro de este sistema están presentes tres modos electromecánicos de oscilación, dos de tipo local, uno en cada área, y uno de tipo inter-área, en el cual las unidades generadoras en un área oscilan en contra de las máquinas de la otra área [Klein et al, 1991].

4.5.5 Sistema de Nueva Inglaterra

El sistema de prueba Nueva Inglaterra es el equivalente de la red de transmisión típica ubicada en Nueva Inglaterra, Estados Unidos. Este sistema contiene 10 generadores, los cuales son los equivalentes de una serie de plantas nucleares y térmicas, 41 nodos y 36 líneas de transmisión [Messina, 1990]. En esta representación, el generador conectado al nodo 1 (ver Apéndice A) es un equivalente de las partes del entonces sistema interconectado USA-Canadá y su comportamiento dinámico se aproxima al de un bus infinito debido a su baja impedancia equivalente y su alta inercia. Los datos y la topología de este sistema se muestran en el apéndice A, mientras que los resultados se presentan en las Tablas 4.7 y 4.8 para D=0.0 y D=2H respectivamente, organizadas como se describe en § 4.5.1.

4.5.6 Discusión de resultados

A partir de los resultados presentados en las Tablas 4.1 a 4.8 se pueden hacer los siguientes comentarios:

- Como se mencionó anteriormente, al emplear el marco de referencia síncrono con D = 0, aparecen dos modos cero espurios. Cuando se hace $D = 2H$, se elimina un modo cero. En la mayoría de las ocasiones el modo cero eliminado aparece como un modo real estable igual a -1, aunque en la Tabla 4.2 aparece como un modo real estable de menor magnitud.

- Al expresar el modelo de estado del sistema empleando los marcos de referencia del centro inercial y de la máquina de mayor inercia se eliminan los dos modos cero. Sin embargo, se puede observar de manera consistente en todos los resultados que el modelo que emplea el marco de referencia de la máquina que cuenta con la constante de inercia mayor proporciona los resultados más cercanos a los que emplean la referencia angular síncrona.

- Se puede observar en las tablas de resultados que cambiar el amortiguamiento D casi no afecta los factores de participación de los modos de interés.

En la siguiente sección se realiza el estudio de identificación modal por medio del método de Prony. Además de que los resultados de este estudio pueden ser empleados para validar los resultados del análisis modal, el estudio por el método de Prony ayudará a observar de manera clara las diferencias, ventajas y desventajas de los métodos de identificación modal con respecto al método de análisis modal.

Tabla 4.7 Eigenanálisis del modelo de estado clásico del sistema Nueva Inglaterra en diferentes marcos de referencia, D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
No.	**Parte Real**	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ(%)**	**Variables**	**F.P.**
Marco de referencia síncrono						
1, 2	0.000	±9.715292095	1.5462367605	0.000	δ_7, δ_8, ω_7, ω_8	0.191, 0.305, 0.191, 0.305
3, 4	0.000	±9.636514692	1.5336989475	0.000	δ_2, δ_9, ω_2, ω_9	0.277, 0.222, 0.277, 0.222
5, 6	0.000	±9.238300038	1.4703211169	0.000	δ_5, ω_5	0.413, 0.413
7, 8	0.000	±8.081689909	1.2862408976	0.000	δ_2, δ_9, ω_2, ω_9	0.230, 0.181, 0.230, 0.181
9, 10	0.000	±7.967919645	1.2681337977	0.000	δ_3, δ_4, ω_3, ω_4	0.251, 0.241, 0.251, 0.241
11, 12	0.000	±7.152681234	1.1383845748	0.000	δ_7, δ_8, ω_7, ω_8	0.175, 0.114, 0.175, 0.114
13,14	0.000	±6.467055906	1.0292639148	0.000	δ_3, δ_4, δ_6, ω_3, ω_4, ω_6	0.142, 0.141, 0.121, 0.142, 0.141, 0.121
15,16	0.000	±5.946872834	0.9464742075	0.000	δ_6, δ_{10}, ω_6, ω_{10}	0.158, 0.299, 0.158, 0.299
17, 18	0.000	±3.904342632	0.6213954295	0.000	δ_1, ω_1	0.219, 0.219
19, 20	$\pm 2.61 \times 10^{-8}$	0.000	0.000	±100.0	δ_1, ω_1	0.269, 0.269
Marco de referencia del centro inercial						
1, 2	0.000	±9.7152931470	1.5462369279	0.000	δ_7, δ_8, ω_7, ω_8	0.191, 0.305, 0.191, 0.305
3, 4	0.000	±9.6331390579	1.5331616986	0.000	δ_2, δ_9, ω_2, ω_9	0.215, 0.284, 0.215, 0.284
5, 6	0.000	±9.2383797088	1.4703337968	0.000	δ_5, ω_5	0.412, 0.412
7, 8	0.000	±8.0298624677	1.2779923041	0.000	δ_2, δ_9, ω_2, ω_9	0.219, 0.166, 0.221, 0.167
9, 10	0.000	±7.9674385383	1.2680572271	0.000	δ_3, δ_4, ω_3, ω_4	0.255, 0.227, 0.255, 0.227
11, 12	0.000	±7.1528958721	1.1384187355	0.000	δ_7, δ_8, ω_7, ω_8	0.175, 0.114, 0.176, 0.114
13,14	0.000	±6.4106490688	1.0202864877	0.000	δ_3, δ_4, δ_6, ω_3, ω_4, ω_6	0.132, 0.129, 0.125, 0.133, 0.130, 0.124
15,16	0.000	±5.9405901666	0.9454742899	0.000	δ_6, δ_{10}, ω_6, ω_{10}	0.175, 0.278, 0.175, 0.277
17, 18	0.000	±2.5359570778	0.4036101044	0.000	δ_6, δ_7, δ_{10}, ω_6, ω_7, ω_{10}	0.0704, 0.0702, 0.0761, 0.0704, 0.0702, 0.0761
Marco de referencia de la máquina con mayor inercia						
1, 2	0.000	±9.715292095	1.5462367605	0.000	δ_7, δ_8, ω_7, ω_8	0.191, 0.305, 0.191, 0.305
3, 4	0.000	±9.636514692	1.5336989475	0.000	δ_2, δ_9, ω_2, ω_9	0.223, 0.275, 0.223, 0.275
5, 6	0.000	±9.238300038	1.4703211169	0.000	δ_5, ω_5	0.413, 0.413
7, 8	0.000	±8.081689909	1.2862408976	0.000	δ_2, δ_9, ω_2, ω_9	0.238, 0.186, 0.238, 0.186
9, 10	0.000	±7.967919645	1.2681337977	0.000	δ_3, δ_4, ω_3, ω_4	0.250, 0.241, 0.250, 0.241
11,12	0.000	±7.152681234	1.1383845748	0.000	δ_7, δ_8, ω_7, ω_8	0.174, 0.113, 0.174, 0.113
13,14	0.000	±6.467055906	1.0292639148	0.000	δ_3, δ_4, δ_6, ω_3, ω_4, ω_6	0.150, 0.151, 0.113, 0.150, 0.151, 0.113
15,16	0.000	±5.946872834	0.9464742075	0.000	δ_6, δ_{10}, ω_6, ω_{10}	0.154, 0.304, 0.154, 0.304
17,18	0.000	±3.904342632	0.6213954295	0.000	δ_6, ω_6	0.105, 0.105

Tabla 4.8 Eigenanálisis del modelo de estado clásico del sistema Nueva Inglaterra en diferentes marcos de referencia, D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
No.	**Parte Real**	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ(%)**	**Variables**	**F.P.**
Marco de referencia síncrono						
1, 2	-0.500	±9.7024172499	1.5441876653	5.1465256537	δ_7, δ_8, ω_7, ω_8	0.191, 0.305, 0.191, 0.305
3, 4	-0.500	±9.6235344554	1.5316330786	5.1885979108	δ_2, δ_9, ω_2, ω_9	0.277, 0.222, 0.277, 0.222
5, 6	-0.500	±9.2247594873	1.4681660712	5.4122511493	δ_5, ω_5	0.413, 0.413
7, 8	-0.500	±8.0662080180	1.2837768781	6.1868248549	δ_2, δ_9, ω_2, ω_9	0.230, 0.181, 0.230, 0.181
9, 10	-0.500	±7.9522162617	1.2656345266	6.2751636847	δ_3, δ_4, ω_3, ω_4	0.251, 0.241, 0.251, 0.241
11, 12	-0.500	±7.1351838690	1.1355997826	6.9903856135	δ_7, δ_8, ω_7, ω_8	0.175, 0.114, 0.175, 0.114
13,14	-0.500	±6.4476982014	1.0261830403	7.7314933910	δ_3, δ_4, δ_6, ω_3, ω_4, ω_6	0.142, 0.141, 0.121, 0.142, 0.141, 0.121
15,16	-0.500	±5.9258161045	0.9431229249	8.4077802562	δ_6, δ_{10}, ω_6, ω_{10}	0.158, 0.299, 0.158, 0.299
17, 18	-0.500	3.8721946481	0.6162789189	12.8062531147	δ_1, ω_1	0.22, 0.22
19	-1.000	0.000	0.000	100.0	ω_1	0.537
20	0.000	0.000	0.000	0.000	δ_1	0.537
Marco de referencia del centro inercial						
1, 2	-0.5000000223	±9.702418303	1.5441878329	5.1465253259	δ_7, δ_8, ω_7, ω_8	0.191, 0.305, 0.191, 0.305
3, 4	-0.4999249152	±9.620155074	1.5310952334	5.1896383151	δ_2, δ_9, ω_2, ω_9	0.215, 0.284, 0.215, 0.284
5, 6	-0.5000018189	±9.224839254	1.4681787666	5.4122241171	δ_5, ω_5	0.412, 0.412
7, 8	-0.4986802519	±8.014295729	1.2755147808	6.2103728935	δ_2, δ_9, ω_2, ω_9	0.219, 0.166, 0.221, 0.167
9, 10	-0.4999773535	±7.951734952	1.2655579238	6.2752588984	δ_3, δ_4, ω_3, ω_4	0.255, 0.227, 0.255, 0.227
11,12	-0.5000059290	±7.135398960	1.1356340156	6.9902584076	δ_7, δ_8, ω_7, ω_8	0.175, 0.114, 0.176, 0.114
13,14	-0.4983099077	±6.391141824	1.0171818134	7.7732922311	δ_3, δ_4, δ_6, ω_3, ω_4, ω_6	0.132, 0.129, 0.125, 0.133, 0.130, 0.124
15,16	-0.4997864672	±5.919514335	0.9421199672	8.4130985754	δ_6, δ_{10}, ω_6, ω_{10}	0.175, 0.278, 0.175, 0.277
17,18	-0.3227205146	±2.515411423	0.4003401619	12.7254267534	δ_6, δ_7, δ_{10}, ω_6, ω_7, ω_{10}	0.0704, 0.0702, 0.0761, 0.0704, 0.0702, 0.0761
Marco de referencia de la máquina con mayor inercia						
1, 2	-0.500	±9.702417249	1.5441876653	5.1465256537	δ_7, δ_8, ω_7, ω_8	0.191, 0.305, 0.191, 0.305
3, 4	-0.500	±9.623534455	1.5316330786	5.1885979108	δ_2, δ_9, ω_2, ω_9	0.223, 0.275, 0.223, 0.275
5, 6	-0.500	±9.224759487	1.4681660712	5.4122511493	δ_5, ω_5	0.413, 0.413
7, 8	-0.500	±8.066208018	1.2837768781	6.1868248549	δ_2, δ_9, ω_2, ω_9	0.238, 0.186, 0.238, 0.186
9, 10	-0.500	±7.952216261	1.2656345266	6.2751636847	δ_3, δ_4, ω_3, ω_4	0.250, 0.241, 0.250, 0.241
11,12	-0.500	±7.135183869	1.1355997826	6.9903856135	δ_7, δ_8, ω_7, ω_8	0.174, 0.113, 0.174, 0.113
13,14	-0.500	±6.447698201	1.0261830403	7.7314933910	δ_3, δ_4, δ_6, ω_3, ω_4, ω_6	0.150, 0.151, 0.113, 0.150, 0.151, 0.113
15,16	-0.500	±5.925816104	0.9431229249	8.4077802562	δ_6, δ_{10}, ω_6, ω_{10}	0.154, 0.304, 0.154, 0.304
17,18	-0.500	±3.872194648	0.6162789189	12.8062531147	δ_6, ω_6	0.105, 0.105

4.6 ESTUDIO DE IDENTIFICACIÓN MODAL

4.6.1 Introducción

Para validar los modos obtenidos por medio del análisis modal, se compararon con los modos identificados al aplicar el análisis de Prony multiseñal. El procedimiento para identificar los modos por medio del análisis de Prony consistió en llevar a cabo simulaciones en el dominio del tiempo de cada uno de los sistemas y aplicar una contingencia, que podía ser un cambio en el par mecánico del 1% en el generador de interés ó la aplicación de cortos circuitos trifásicos que fueron removidos en el Tiempo Crítico de Liberación (TCL). Para las simulaciones en el tiempo se empleó el programa TRANSTAB, desarrollado en [Ruiz, 1996].

A los resultados de la simulación en el dominio del tiempo se les aplicó el análisis de Prony con la ayuda del programa DSI Tools [BPA/PNNL, 1998], el cual proporciona la frecuencia, el amortiguamiento, la amplitud y la fase de los modos, además de la respuesta a la frecuencia, el criterio de polos y ceros, y una medida del ajuste de la señal calculada con Prony en comparación con la señal original en un ambiente gráfico y por medio de la Relación Señal Ruido (SNR por sus siglas en inglés) de la señal analizada.

En especial la SNR así como el ajuste de la señal original con respecto a la creada mediante el análisis de Prony, la respuesta a la frecuencia y el criterio de polos y ceros fueron utilizados para decidir cuando el análisis de Prony había identificado de forma adecuada a algún modo ó modos del sistema. El criterio utilizado consiste básicamente en alcanzar un SNR > 40db [Grund et al., 1993] y al mismo tiempo lograr un ajuste adecuado de la señal y la respuesta a la frecuencia creadas a partir de los modos identificados por el análisis de Prony en relación con la señal original y la respuesta a la frecuencia de esta ultima respectivamente; adicionalmente se consideraba necesario que los polos quedarán cancelados por los ceros de la señal.

Para lo cual se suministraron al programa DSI Tools los resultados de simulaciones de diferentes contingencias, atendiendo el hecho de que diferentes tipos de disturbios excitarán diferentes componentes modales [Hauer et al, 1990, Trudnowski, 1997].

En los ejemplos se evalúa el efecto que tienen los siguientes aspectos de las simulaciones y del análisis de Prony en la identificación de los modos del sistema:

(a) El marco de referencia del modelo.

(b) El período de tiempo analizado de la señal.

(c) Las técnicas de corrección de tendencia.

(d) La perturbación aplicada al sistema.

Al inicio de cada sección se indican los aspectos específicos que se evalúan.

Los resultados del estudio de identificación modal se presentan en Tablas, organizadas de la siguiente manera:

- Columna 1: Señal analizada.
- Columna 2: SR (*Sampling Rate* en inglés) o tiempo de muestreo.
- Columna 3: frecuencia de oscilación en *Hz* del eigenvalor.
- Columna 4: relación de amortiguamiento ζ del eigenvalor en %.
- Columna 5: amplitud de la oscilación.
- Columna 6: fase de la oscilación en grados.
- Columna 7: SNR (*Signal to Noise Ratio* en inglés) relación señal-ruido.

4.6.2 Sistema de Expósito

En el sistema de Expósito se aplicó un cambio del 1% en el par mecánico del generador 3, que es el que tiene la mayor inercia, y por lo tanto afecta en mayor medida la respuesta del sistema.

Este sistema se empleó para observar en que forma afecta la elección de un marco de referencia al aplicar el análisis de Prony a diferentes señales obtenidas de la simulación en el tiempo. Los resultados del análisis de Prony para la señal que resultó más adecuada en la identificación de los modos del sistema excitados por la perturbación se muestran a continuación en las Tablas 4.9 y 4.10.

Tabla 4.9 Resultados del análisis de Prony del sistema Expósito, D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal Analizada	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Marco de referencia síncrono						
Velocidad del Generador 3	**3**	**1.652076**	**0.000605**	**0.031969**	**-89.386670**	**129.382242**
		1.884638	**0.000173**	**0.019638**	**-90.868273**	
Marco de referencia del centro de inercia						
Ángulo del Generador 3	2	1.652124	0.000179	0.175601	-179.47109	96.043856
		1.884603	-0.00066	0.093631	-180.98675	
Marco de referencia referido a la máquina de mayor inercia						
Ángulo del Generador 3	2	1.652198	0.008614	0.212080	-179.64568	100.028617
		1.884536	-0.00992	0.089899	-180.86415	

Tabla 4.10 Resultados del análisis de Prony del sistema Expósito, D ≠ 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal Analizada	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Marco de referencia síncrono						
Potencia Eléctrica del Generador 3	**2**	**1.652642**	**1.6331**	**0.005069**	**-182.08424**	**91.166056**
		1.884569	**1.5669**	**0.004095**	**-181.92505**	
Marco de referencia del centro de inercia						
Ángulo del Generador 3	2	1.651987	1.613000	0.172113	-180.52323	108.729021
		1.884209	1.411600	0.094465	-181.40969	
Marco de referencia referido a la máquina de mayor inercia						
Ángulo del Generador 3	2	1.651921	1.608900	0.208515	-180.40230	108.729021
		1.884161	1.411200	0.090800	-181.36320	

Como se puede observar, la elección de un MDR sobre otro no tiene grandes repercusiones en los resultados finales del análisis de Prony, más aún se puede observar que la principal ventaja al utilizar el MDR en el Centro Inercial y el MDR en la máquina de mayor inercia en un estudio de análisis modal que consiste en eliminar los modos cero pierde validez en los resultados finales del análisis de Prony, ya que este ultimo siempre utiliza modos cero ó "espurios" para realizar un mejor ajuste de la señal que se esté analizando. Este hecho queda confirmado con el sistema de dos Áreas de la sección 4.6.4, motivo por el cual los sistemas restantes que se analizarán estarán referidos únicamente al MDR síncrono.

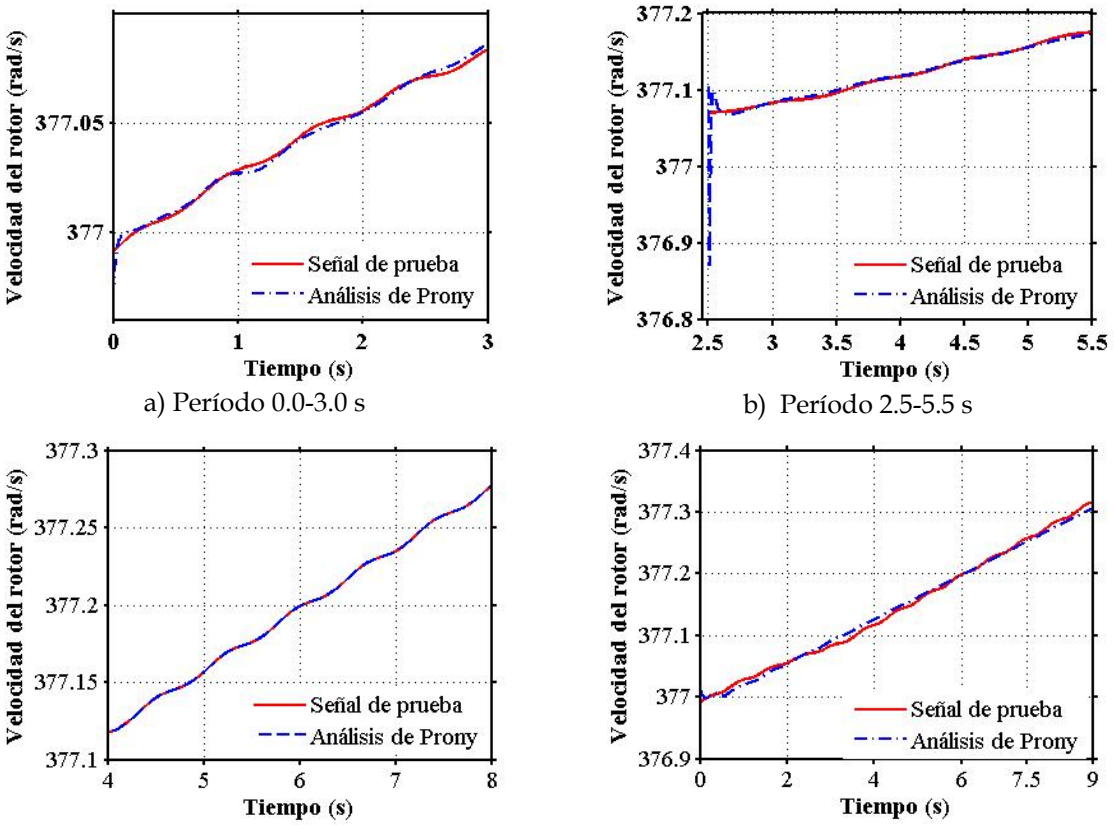
4.6.3 Sistema IEEE de 3 Máquinas y 9 Nodos

Efecto del período de tiempo de estudio

Este sistema se utilizó para identificar que intervalos de tiempo son los ideales y cuales se deben evitar cuando se esta realizando el análisis de Prony. Los resultados se presentan en la Tablas 4.11 y 4.12 y las Figs. 4.5 y 4.6 para D=0 y D=2H respectivamente.

Tabla 4.11 Comparación de los resultados del análisis de Prony multiseñal de las curvas de velocidad para diferentes períodos de estudio del sistema Anderson. D=0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Período de estudio (s)	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR**
0.0-3.0	2	1.267391	0.043206	0.002849	-16.797037	105.626453
		1.950007	0.069645	0.002023	77.801358	
2.5-5.5	2	1.391994	0.045499	0.000000	-82.127467	90.549816
4.0-8.0	**2**	**1.383380**	**0.001602**	**0.000000**	**-87.604235**	**143.361306**
		2.132698	**0.011041**	**0.000000**	**-145.08842**	
0.0-9.0	4	1.408678	0.036031	0.002345	-119.73471	95.484805
		2.412910	0.224439	0.010983	55.344390	



a) Período 0.0-3.0 s

b) Período 2.5-5.5 s

c) Período 4.0-8.0 s

d) Período 0.0-9.0 s

Fig. 4.5 Comparación de la curva de velocidad del generador 1 del sistema Anderson con respecto a la estimada utilizando el método multiseñal de Prony, para diferentes periodos de tiempo. D = 0.

Tabla 4.12 Comparación de los resultados del análisis de Prony multiseñal de las curvas de velocidad para diferentes períodos de estudio del sistema Anderson. D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Período de estudio (s)	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR**
0.0-3.0	5	1.377029	6.0141	0.002765	-88.849116	134.765575
		2.108801	3.6825	0.000042	-63.925384	
2.5-5.5	**5**	**1.380114**	**5.7960**	**0.002755**	**-89.464675**	**155.665216**
		2.124657	**4.0004**	**0.000070**	**-82.602836**	
4.0-8.0	5	1.381451	5.7588	0.007179	-271.693755	147.100583
		2.134336	4.1511	0.000551	-111.079604	
0.0-9.0	5	1.377437	0.061632	0.002713	-88.178133	126.961314
		2.105960	0.038126	0.000049	35.232278	

Como se puede observar en la tabla 4.11 y la Fig. 4.5 se deben evitar los períodos de tiempo cercanos ó que contengan el punto de la aplicación del disturbio, ya que estos son altamente no lineales; como es el caso del período de tiempo utilizado en la Fig. 4.5a y la Fig. 4.5b.

También se debe tener en cuenta que si se toman períodos de muestreo más altos el SNR regularmente tiende a decrecer, aunque en algunos casos este se incrementa

debido a que existe la posibilidad de que con períodos de muestreo más grandes no se tome en cuenta el efecto de las no linealidades presentes en la señal, ver Fig. 4.5d.

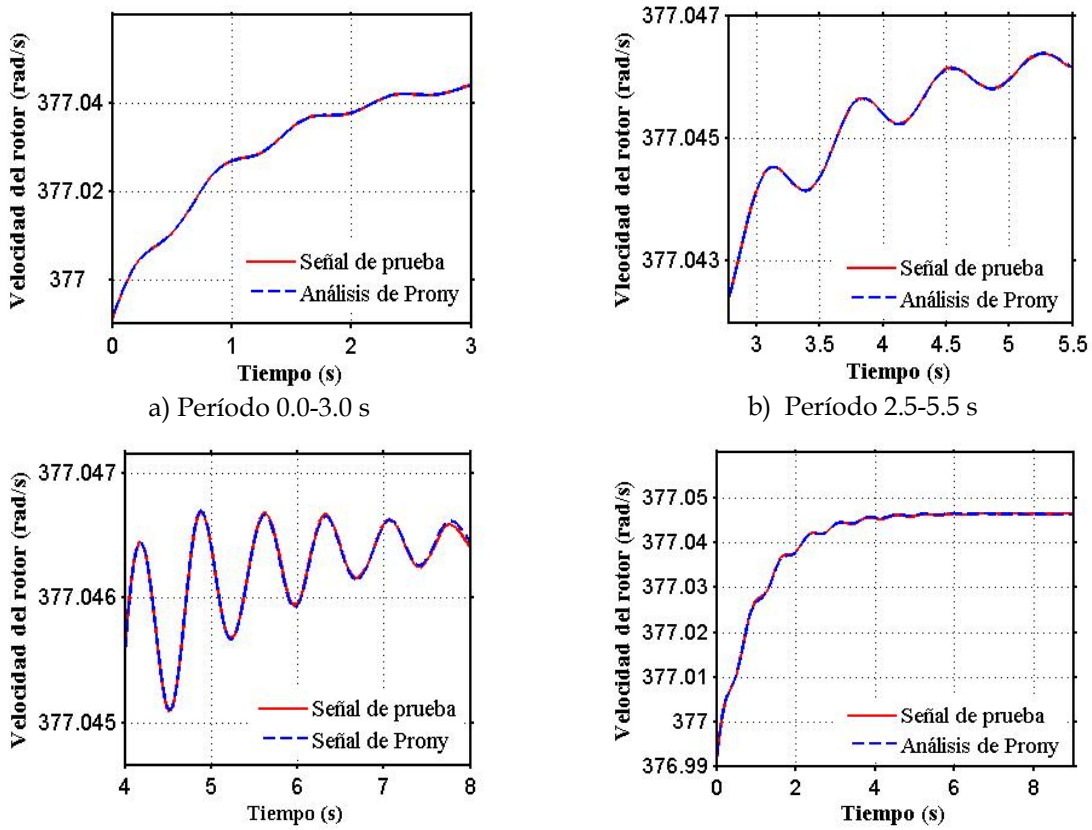


Fig. 4.6 Comparación de la curva de velocidad del generador 1 del sistema Anderson con respecto a la estimada utilizando el método multiseñal de Prony, para diferentes periodos de tiempo. D = 2H.

De acuerdo a la tabla 4.12 y a la Fig. 4.6 el intervalo de tiempo que dio los mejores resultados es el que va de 2.5-5.5s seguido por el que comprendido entre los 4.0-8.0s. Esto tiene sentido ya que ninguno de los intervalos de tiempo previamente mencionados toma en cuenta o está próximo al tiempo de aplicación del disturbio, mismo que introduce altas no linealidades en la señal analizada.

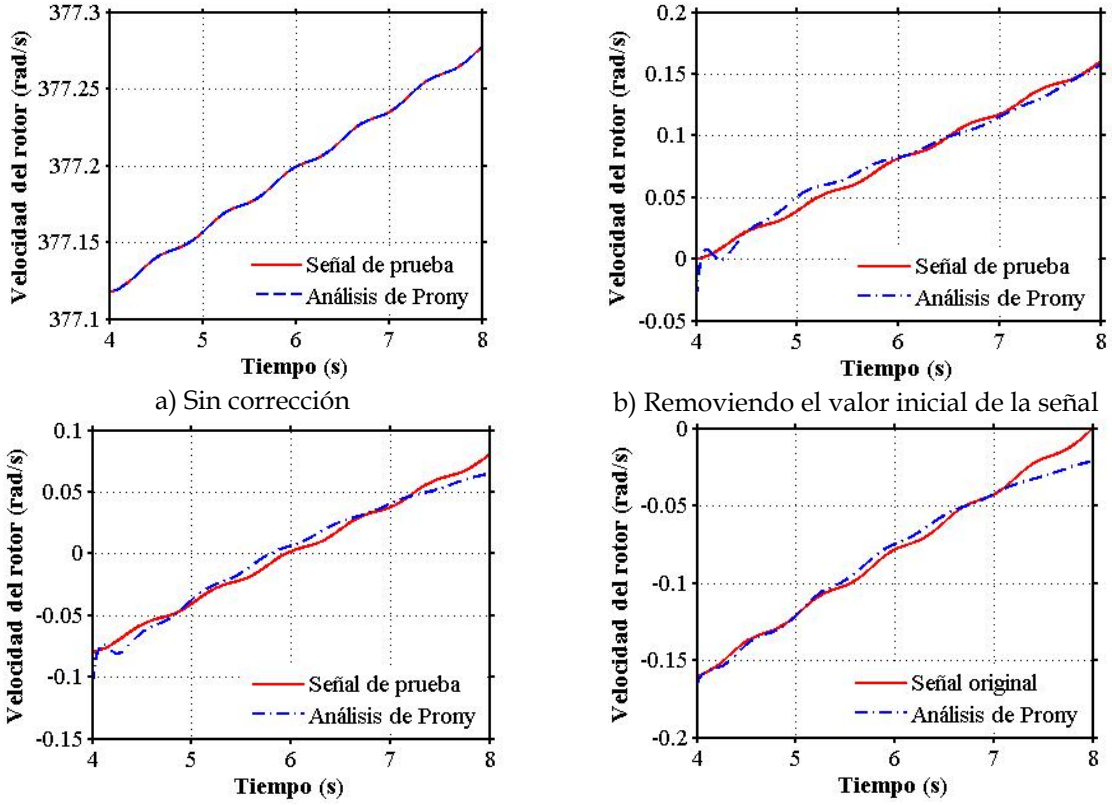
Al utilizar el análisis de Prony es difícil definir un período de tiempo ideal, mismo que pueda ser utilizado en cualquier sistema y ante cualquier condición. Sin embargo un período de tiempo que siempre se debe considerar es aquel que comprende la parte final del transitorio, debido a que la señal debe ser lo más lineal posible para poder obtener resultados adecuados con el Análisis de Prony. Otro hecho importante que siempre se debe tomar en cuenta es el de analizar al menos dos ciclos de la señal de interés como condición necesaria para poder obtener buenos resultados. Lo anterior se consiguió al analizar el período de tiempo que se muestra en la Fig. 4.5c, 4.6b y 4.6c.

Efecto del tipo de corrección de tendencia

Además, este sistema se utilizó para identificar la influencia del tipo de corrección de tendencia o pre-procesamiento usado para analizar la señal a través del análisis de Prony en la identificación de los modos de interés como se muestra en las Tablas 4.13 y 4.14 y las Figs. 4.7 y 4.8 para D = 0 y D = 2H respectivamente.

Tabla 4.13 Efecto de las técnicas de corrección de la tendencia en los resultados del Análisis de Prony Multiseñal aplicado a la velocidad de todos los generadores del sistema Anderson. D=0.0

1	2	3	4	5	6	7
Corrección de tendencia	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR**
Sin corrección de tendencia	2	**1.383380**	**0.001602**	**0.00x10^{13}**	**-87.604235**	**143.361306**
		2.132698	**0.011041**	**0.00 x10^{13}**	**-145.08842**	
Se remueve el valor inicial de la señal analizada	2	1.659390	0.642094	0.013537 x10^{16}	-313.18376	23.882647
		1.478471	0.057457	0.00x10^{16}	-202.97544	
Se remueve el valor medio de la señal analizada	2	1.500264	0.052683	0.00x10^{16}	-255.81186	17.110593
		1.820651	0.606180	0.008236x10^{16}	-197.27059	
Se remueve el valor final de la señal analizada	2	1.659283	0.645032	0.021927 x10^{15}	-12.125949	23.426296
		1.509430	0.059402	0.00x10^{15}	-318.73897	
Se remueve la rampa en la señal analizada	2	1.382582	0.001036	0.00x10^{31}	-85.82313	21.796655
		2.130227	0.011242	0.00x10^{31}	-140.6628	



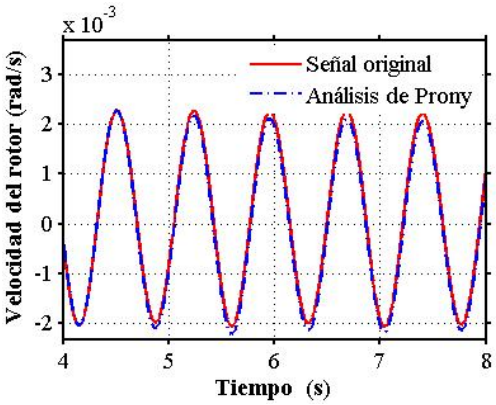
a) Sin corrección

b) Removiendo el valor inicial de la señal

c) Removiendo el valor medio de la señal

d) Removiendo el valor final de la señal

Fig. 4.7 Comparación de la curva de velocidad del generador 1 del sistema Anderson con respecto a la estimada utilizando el método multiseñal de Prony, para diferentes tipos de corrección de tendencia. D = 0.



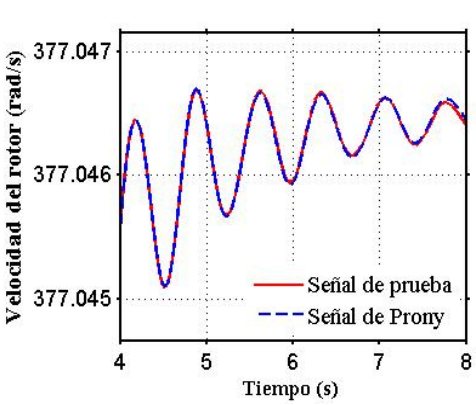
e) Removiendo la señal rampa de la señal

Fig. 4.7 (Continuación) Comparación de la curva de velocidad del generador 1 del sistema Anderson con respecto a la estimada utilizando el método multiseñal de Prony, para diferentes tipos de corrección de tendencia. D = 0.

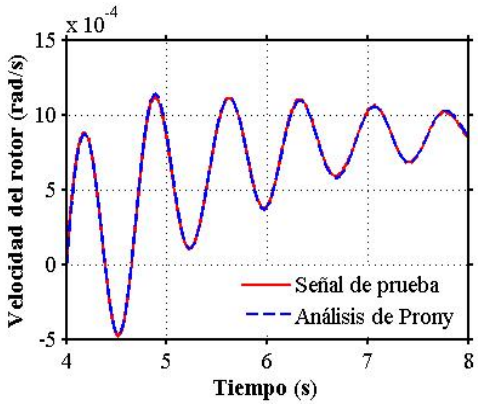
Como se puede observar en los resultados obtenidos en la Tabla 4.12 y la Fig. 4.6 el pre-procesamiento de las señales originales tiene un efecto adverso en la obtención de una identificación modal adecuada con el Análisis de Prony. Debido a este hecho se decidió no preprocesar la señal que se esté analizando con el objetivo de encontrar un SNR mayor.

Tabla 4.14 Efecto de las técnicas de corrección de la tendencia en los resultados del análisis de Prony aplicado a la señal equivalente de velocidad de todos los generadores para el sistema Anderson. D = 2H.

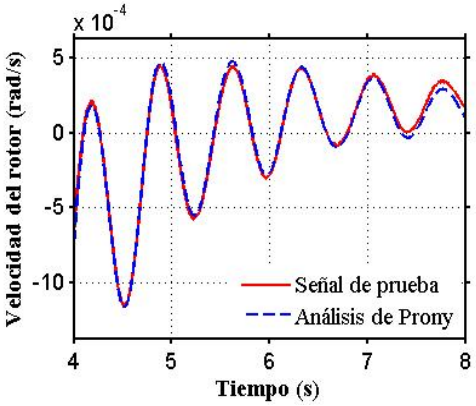
1	2	3	4	5	6	7
Técnica de corrección de la tendencia	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR**
Sin corrección de tendencia	**5**	**1.381451**	**5.7588**	**0.007179**	**-271.693755**	**155.665216**
		2.134336	**4.1511**	**0.000551**	**-111.079604**	
Se remueve el valor inicial de la señal analizada	5	1.381536	5.7666	0.007240	-271.983085	37.3802
		2.134334	4.1528	0.000519	-111.303802	
Se remueve el valor medio de la señal analizada	5	1.382167	5.7783	0.007352	-273.453680	21.956108
		2.133975	4.1786	0.000455	-110.955719	
Se remueve el valor final de la señal analizada	5	1.380653	5.7828	$0.000x10^{29}$	-270.083312	22.570529
		2.124782	4.1236	$0.000x10^{29}$	-96.538045	
Se remueve la rampa en la señal analizada	5	1.382576	5.8093	0.007218	-273.558173	16.311892
		2.132124	4.2130	0.000683	-106.025478	



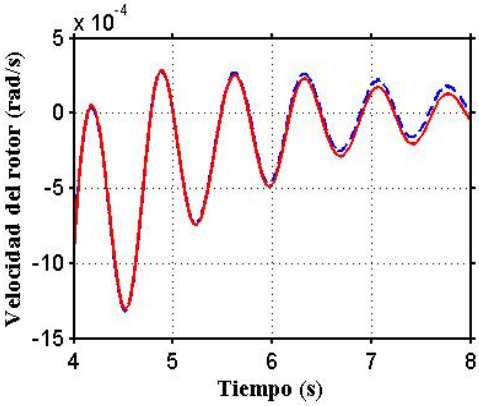
a) Sin corrección



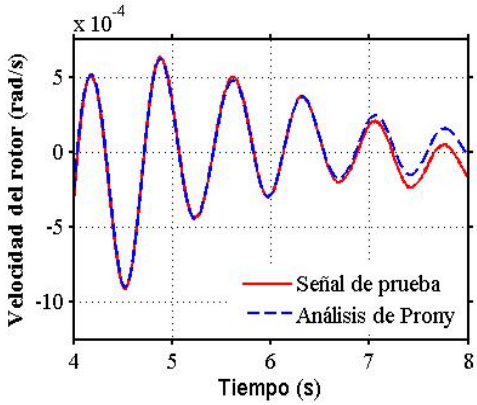
b) Removiendo el valor inicial de la señal



c) Removiendo el valor medio de la señal



d) Removiendo el valor final de la señal



e) Removiendo la señal rampa de la señal

Fig. 4.8 Comparación de la curva de velocidad del generador 1 del sistema Anderson con respecto a la estimada utilizando el método multiseñal de Prony, para diferentes tipos de corrección de tendencia. D = 2H.

4.6.4 Sistema de dos Áreas

En este sistema se analizaron los resultados de simulaciones en el dominio del tiempo considerando que se aplican al sistema dos tipos diferentes de disturbios: el primero es un cambio en el par mecánico del 1% del generador 1 únicamente, mientras que el segundo tipo de disturbio son corto circuitos trifásicos en diferentes buses.

Cambio en el par mecánico del 1%

En esta sección se aplicó un cambio en el par mecánico del 1%, no obstante los resultados del análisis de Prony no fueron del todo satisfactorios, aún y cuando se utilizaron diferentes marcos de referencia.

Tabla 4.15 Resultados del análisis de Prony de las curvas de diferentes señales. Sistema de dos áreas. D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio (s)	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Marco de referencia síncrono						
Ángulo del Generador 1	1	1.125663	0.37430	0.000000	-50.035405	115.567688
Ángulo del Generador 2	1	1.143009	0.26580	0.000000	-259.18442	115.567688
Marco de referencia del centro de inercia						
Ángulo (Multiseñal)	3	0.474580	1.50320	0.000000	-180.99336	104.390178
		1.146792	-0.07460	0.000000	-181.83896	
Marco de referencia referido a la máquina de mayor inercia						
Ángulo (Multiseñal)	2	0.474880	2.27650	0.003829	-0.6674330	92.328112
		1.147242	0.01610	0.036192	-181.91061	
P. Eléctrica del Generador 2	1	1.146546	0.000168	0.010160	-180.44102	65.302963

Tabla 4.16 Resultados del análisis de Prony de las curvas de diferentes señales. Sistema de dos áreas. D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio (s)	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Marco de referencia síncrono						
Potencias de Aceleración (Multiseñal)	3	1.134712	7.56830	0.005656	-350.51027	43.660704
P. Eléctrica del Generador 2	1	0.476470	17.1437	0.000000	-208.20536	126.972723
Marco de referencia del centro de inercia						
P. Eléctrica (Multiseñal)	3	1.133641	7.95450	0.006481	-169.42859	105.33835
Marco de referencia referido a la máquina de mayor inercia						
Ángulo (Multiseñal)	2	1.146589	6.86310	0.034312	-192.07460	86.632954
Ángulo del Generador 2	1	1.135851	7.52520	0.042254	-173.23105	87.005244

Cortocircuitos trifásicos

Con el objetivo de obtener mejores resultados se utilizó otro tipo de disturbio buscando excitar a todos los modos de una manera más adecuada. Para todos los casos que se presentan a continuación se utilizo el MDR Síncrono. La información del tipo de cortocircuito utilizado se muestra en la Tabla 4.17, Mientras que los resultados para las variables del sistema más adecuadas se muestran en las Tablas 4.18 a 4.23.

Tabla 4.17 Corto circuitos utilizados en las simulaciones en el dominio del tiempo. Sistema de dos áreas.

1	2	3	4
Nombre de la falla	**Nodo fallado**	**Línea desconectada**	**TCL**
3F 003	3	7-8	0.160
3F 005	5	7-8	0.165
3F 001	5	5-6	0.170
3F 002	2	7-8	0.175
3F 006	6	7-8	0.190
3F 008	8	7-8	0.220
3F 007	7	7-8	0.230
3F 004	4	7-8	0.250
3F 010	10	7-8	0.500
3F 009	9	7-8	0.500

Tabla 4.18 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA 3F 001.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
D = 0.0						
Velocidad del Generador 4	1	0.426668	0.93550	2.994097	-235.32581	67.834802
		1.323885	0.18760	0.102013	-68.319284	
D = 2H						
P. Eléctrica (Multiseñal)	2	1.137513	8.5241	4.771697	-141.8622	52.526199
Velocidad Generador 2	1	0.555613	15.5989	$0.00x10^{7}$	-23.34069	77.179499
Velocidad Generador 4	1	1.148155	7.80680	1.699297	-248.7353	90.76931

Tabla 4.19 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA 3F 002

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
D = 0.0						
Velocidad Generador 3	1	0.408767	0.99540	3.843015	-222.4270	59.518627
		1.224287	1.5358	0.284609	-156.2465	
D = 2H						
Ángulo Generador 2	1	1.126134	8.91170	$0.000\ x10^{8}$	-113.3006	64.736176
P. Eléctrica del Generador 2	1	1.135100	7.07350	1.617698	-124.6914	54.296478

Las fallas 3F-003, 3F-004, 3F-005, 3F-006 y 3F-007, en donde se consideró que el factor de amortiguamiento *D* es igual a cero, así como la falla 3F-006 cuando *D=2H* no produjeron ningún resultado satisfactorio. Por tal motivo no se presentan tablas de resultados para estos casos.

Tabla 4.20 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes fallas y señales. D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
FALLA 3F 003.						
Potencia de Aceleración Generador 3	1	1.111453	6.83450	$6.765x10^{5}$	-270.9244	55.025334
P. Eléctrica (Multiseñal)	2	1.171429	8.95680	$0.001x10^{3}$	-304.7469	55.078734
FALLA 3F 004						
Velocidad Generador 2	1	1.129585	7.67770	0.394110	-354.3495	87.503887
FALLA 3F 005						
Ángulo Generador 2	1	1.153224	7.40790	$0.000\ x10^{14}$	-248.3042	63.730033
P. Eléctrica Generador 2	1	1.146596	7.73880	3.766007	-339.0740	54.585792
Velocidad Generador 4	1	0.546969	16.21820	$0.000x10^{10}$	-4.997301	78.587608
FALLA 3F 007						
Velocidad Generador 2	1	1.135113	8.86730	1.281222	-57.58833	83.801405
Velocidad Generador 3	1	0.611621	14.1239	3.518764	-169.1468	69.158292

Tabla 4.21 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA 3F 008

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
D=0.0						
Ángulo Generador 1	1	1.157633	-0.6604	0.339732	-263.1575	73.92584
Ángulo Generador 2	1	1.129240	0.098071	0.584873	-19.81630	78.03910
D=2H						
Ángulo Generador 2	1	1.13133	7.3360	$0.000x10^{113}$	-118.3216	69.419242
Velocidad Generador 2	1	1.143281	7.13840	$0.002x10^{2}$	-43.75715	87.667776

Tabla 4.22 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA 3F 009.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
D=0.0						
Velocidad Generador 2	1	0.355756	-0.3813	2.047530	-62.21957	57.495163
D=2H						
P. Eléctrica Generador 2	1	1.145170	7.47980	1.601120	-192.9462	49.497017

Tabla 4.23 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA 3F 010.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
D=0.0						
Velocidad Generador 4	1	0.364774	0.3415	$0.000x10^{212}$	-223.0166	52.282201
		1.160263	-0.2154	$0.000x10^{212}$	-129.5734	
D=2H						
Ángulo (Multiseñal)	2	0.465621	16.8771	30.344207	-159.6660	74.936391
		1.155455	9.2710	20.906893	-121.2816	

En este sistema de prueba se pudo observar la existencia de un modo interárea (f = 0.515Hz y ζ = 15.415%), mismo que apareció en todas las señales analizadas con algunas variaciones que son el resultado de haber aplicado diferentes tipos de disturbios al sistema y haber analizado diferentes señales. Al mismo tiempo, y dependiendo del tipo de disturbio y señal analizada, aparecían otros dos modos de oscilación que debido a su frecuencia fueron clasificados como de tipo local.

En este sistema de prueba se confirmo lo visto en el sistema Expósito con respecto a los MDR, en cuanto a que la elección de cualquiera de estos en el programa de estabilidad transitoria no tiene repercusión alguna en las identificaciones modales obtenidas.

Sin embargo el análisis de Prony tuvo problemas en obtener buenas identificaciones modales cuando a este sistema se le aplicaron cortos circuitos trifásicos, en particular cuando el factor de amortiguamiento se hacia igual a cero. En los casos en donde se realizaron buenas identificaciones para este tipo de disturbio, se observó que la frecuencia del modo interárea disminuía. Los modos locales por el contrario casi no sufrían ninguna modificación. Con lo que de nueva cuenta observamos el hecho de que no todos los disturbios excitarán a todos los modos de oscilación con la misma intensidad.

4.6.5 Sistema de Nueva Inglaterra

En esta sección se realizó el análisis de Prony al sistema Nueva Inglaterra referido únicamente al MDR Síncrono y se aplicó un cambio en el par mecánico de cada uno de los 10 generadores síncronos que forman este sistema. Además se aplicaron cortos circuitos trifásicos con el objetivo de excitar e identificar a todos los modos electromecánicos del sistema.

Cambio en el par mecánico del 1%

En esta sección se aplica un cambio en el par mecánico de 1% a cada generador. Los resultados se presentan en las Tablas 4.24 a 4.43.

Tabla 4.24 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 1. D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR(ms)**	**F (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Velocidad (Multiseñal)	**15**	**0.620782**	**0.7451**	**0.000424**	**-90.68166**	**162.08717**
		0.953409	**0.6716**	**0.000001**	**-103.3066**	
		1.032598	**0.1609**	**0.000008**	**-96.90115**	
		1.284930	**0.1224**	**0.000004**	**-97.38690**	
		1.534282	**0.0060**	**0.000000**	**-224.1142**	
Velocidad Generador 7	5	0.620765	0.2409	0.000533	-269.0632	140.901322
		1.190496	0.6741	0.000057	-235.9406	

Tabla 4.25 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 1. D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR(ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
P. Eléctrica 1,…,10	5	0.666744	14.8369	0.000521	-100.8436	145.64933

Tabla 4.26 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 2. D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Angulo Generador 5	5	1.472104	-0.6116	^{o}	-6.703230	76.441884
Angulo Generador 9	1	1.283640	0.2789	$0.000x10^{10}$	-174.6059	82.331072
		1.533212	0.0341	$0.000x10^{10}$	-359.6698	
P. Eléctrica (Multiseñal)	15	0.620467	0.9956	0.003631	1.790542	87.482384
		1.286127	0.2337	0.002038	0.082531	
		1.532999	0.0681	0.000412	5.664634	
Velocidad Generador 3, 4, 7 y 8	8	1.286901	0.09703	0.000494	66.66684	120.681153

Tabla 4.27 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 2. D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Velocidad (Multiseñal)	**50**	**0.614390**	**13.9545**	**0.000362**	**-270.6140**	**161.63027**
		0.989113	**9.8390**	**0.000020**	**-323.7037**	
		1.283837	**6.2807**	**0.000097**	**-267.9335**	
		1.531172	**5.1382**	**0.000016**	**-265.7063**	

Tabla 4.28 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 3. D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Potencia Generador 4	5	1.010802	0.6097	0.003449	-151.4945	87.659444
		1.263596	0.7654	0.007603	-2743756	

Tabla 4.29 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 3. D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Angulo Generador 4	5	0.969415	9.1888	0.029746	-77.23706	99.347152
		1.251232	6.4010	0.030608	-345.1106	
P. Eléctrica (Multiseñal)	15	0.617801	14.0303	0.006442	-10.64119	117.29215
		1.043135	7.7125	0.002899	-43.73402	
		1.261790	6.4390	0.000234	-216.6227	
P. Eléctrica Generador 5	**15**	0.626069	13.6205	0.000000	-115.8893	**160.71283**
		1.047503	**6.5990**	**0.000000**	**-341.2603**	
		1.411223	**6.8555**	**0.000000**	**-150.5878**	

Tabla 4.30 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 4. D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Angulo (Multiseñal)	15	1.043176	0.5600	0.3083	-8.934866	56.962954
		1.266025	0.2815	0.1589	9.836517	
Angulo Generador 7	5	1.125554	0.7576	0.014283	-2.260577	71.440300
Velocidad Generador 9	**1**	**1.257367**	**0.2161**	**0.000922**	**-192.4088**	**121.501691**

Tabla 4.31 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 4. D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Ángulo Generador 5	10	0.542104	12.8075	$0.000x10^{23}$	-35.5653	97.681470
		1.416732	8.8679	$0.000x10^{23}$	-260.3179	
P. Eléctrica Generador 1	10	0.671359	16.6103	$0.000x10^{216}$	-107.9606	103.76911
		1.120143	5.4403	$0.000x10^{216}$	-202.4719	
P. Eléctrica Generador 6	10	1.067964	7.0431	$0.000x10^{7}$	-77.84491	107.63435
Velocidad (Multiseñal)	**15**	0.612457	17.8432	0.001284	-259.3390	**151.20369**
		1.037819	8.3447	0.000195	-335.3699	
		1.264938	**6.4443**	**0.000081**	**-343.1351**	
Velocidad Generador 4	10	0.000000	---	376.993915	0.000000	143.28918
		0.975505	11.1380	0.004901	-359.8448	
		1.271622	6.8208	0.003996	-101.2322	

Tabla 4.32 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 5. D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Angulo Generador 5	1	0.906067	0.4029	0.017113	-271.5508	70.983225
P. Eléctrica (Multiseñal)	15	0.616554	0.2690	0.009002	5.761896	81.611801
		1.470835	0.0639	0.000016	-115.0508	
Velocidad Generador 5	**1**	**1.469443**	**0.0209659**	**$0.000x10^{30}$**	**-88.55536**	**113.937877**

Tabla 4.33 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 5. D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Ángulo Generador 1	5	0.614457	15.0880	0.019011	-9.995273	94.066264
P. Eléctrica Generador 5	2.5	1.472124	5.1608	0.000x106	-190.5729	107.34493
P. Eléctrica Generador 10	5	0.928355	10.3627	0.003616	-349.8376	108.3771

Tabla 4.34 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 6. D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
P. Eléctrica (Multiseñal)	5	0.619989	0.5847	0.014672	0.614673	73.286100
		1.472923	0.4949	0.000220	91.363901	
Velocidad del Generador 1	5	0.606355	0.3756	$0.000x10^{94}$	-238.4983	128.309191
Velocidad del Generador 8	1	1.144081	0.8586	0.002708	-269.6374	109.204348
Velocidad del Generador 10	1	0.949152	-0.8269	0.004349	-277.1011	109.134654

Tabla 4.35 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 6. D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
P. Eléctrica Generador 1	5	0.611747	13.8673	0.000x10227	-359.4533	108.74801
		1.129011	8.0369	0.000x10227	-19.53187	
P. Eléctrica Generador 10	5	0.942662	8.9398	0.007814	-14.44657	104.31587
Velocidad (Multiseñal)	15	0.650196	18.9445	0.005296	-335.0819	149.59890
		1.021472	9.4177	0.000398	-80.82210	
		1.458424	6.2942	0.000035	-351.2813	
Velocidad Generador 3	5	1.074366	8.5715	0.000x10174	-354.9801	140.4621

Tabla 4.36 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 7. D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Angulo del Generador 4	5	1.130504	0.3196	0.011344	-11.27854	71.899054
P. Eléctrica (Multiseñal)	**15**	0.620642	0.5789	0.009328	1.102522	**80.381524**
		1.540912	**0.2940**	**0.00074**	**-42.94331**	
P. Eléctrica Generador 5	5	1.481008	0.1466	0.002477	-25.59142	81.445750

Tabla 4.37 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 7. D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Ángulo Generador 4	5	0.523096	11.5351	$0.000x10^{59}$	-1.517252	98.961934
		1.085374	9.4881	$0.000x10^{59}$	-282.6172	
P. Eléctrica Generador 1	5	1.239757	6.0125	0.000798	-74.97636	109.10850
P. Eléctrica Generador 9	5	0.654673	11.5225	$0.000x10^{93}$	-302.4505	112.02556
Velocidad (Multiseñal)	**15**	0.617535	14.6904	0.000940	88.51643	**147.32330**
		1.130790	7.5451	0.000025	61.86873	
		1.340388	9.7157	0.000077	-156.1734	
		1.540334	**5.1105**	**0.000015**	**-97.88164**	

Tabla 4.38 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 8. D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Angulo Generador 1	5	0.629030	-0.7418	0.009744	-13.00403	75.936004
Angulo Generador 6	1	1.074808	-0.7291	$0.000x10^{224}$	-209.6397	68.832407
Angulo Generador 9	1	1.288755	0.5517	0.006445	-5.841138	72.625486
Velocidad Generador 7	**5**	**1.114596**	**0.2615**	**0.002555**	**-40.1951**	**112.15603**
		1.539487	0.1944	0.003377	-254.299	

Tabla 4.39 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 8. D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Ángulo Generador 8	1	1.462346	5.2761	0.030903	-33.44197	88.656943
P. Eléctrica Generador 4	5	1.087804	9.9950	0.005273	-283.5687	107.27098
P. Eléctrica Generador 7	5	1.146238	7.6751	0.004069	-213.7397	104.7573
		1.538717	5.3479	0.006577	-351.2623	
P. Eléctrica Generador 9	5	1.265222	6.1934	0.000790	-334.9804	112.7502
Velocidad (Multiseñal)	**15**	0.627549	13.7269	0.000975	-283.7219	**147.4389**
		1.130861	**7.7727**	**0.000025**	**-267.3377**	
		1.643474	5.0833	0.000010	-246.1907	
Velocidad Generador 1	5	0.645384	12.6467	0.000834	-327.4233	155.46263
Velocidad Generador 7	5	1.075023	9.5004	$0.000x10^{179}$	-348.6822	135.21909
		1.545814	5.0934	$0.000x10^{179}$	-269.0779	

Tabla 4.40 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 9. D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Angulo del Generador 4	1	1.257316	-0.001014	0.004013	-273.95627	77.086912
P. Eléctrica Generador 9	1	1.487065	0.6972	0.006043	-86.898230	64.856229
Velocidad Generador 2	5	1.281056	-0.2488	$0.000x10^{4}$	-81.01482	125.48219
		1.534768	-0.1947	$0.000x10^{4}$	-271.3381	
Velocidad Generador 4	5	0.707431	-0.7594	0.000281	-283.59877	123.77934
		1.272918	-0.8314	0.000494	-220.02060	

Tabla 4.41 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 9. D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Ángulo Generador 8	5	0.614523	14.9442	$0.000x10^{23}$	-173.8047	103.71152
		1.268187	8.6005	$0.000x10^{23}$	-342.2889	
Potencia de Aceleración (Multiseñal)	15	0.612245	13.6991	0.005229	-185.1464	47.030589
		0.961140	9.5829	0.000470	-170.0174	
		1.284883	6.3255	0.002318	-183.9391	
		1.530244	5.0997	0.000548	-5.291113	
Velocidad Generador 1	5	1.262858	7.7386	0.005042	-46.24747	148.034982
		1.516649	4.9928	0.003107	-239.6826	

Tabla 4.42 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 10. D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Angulo del Generador 9	5	1.276476	0.8620	0.010874	-337.16636	69.173218
Velocidad (Multiseñal)	1	0.959128	0.2146	0.000186	-283.76188	126.68259
		0.618313	-0.5154	0.000944	-266.83130	

Tabla 4.43 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. Cambio en el par mecánico del 1% en el generador 10. D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Angulo (Multiseñal)	15	0.629644	15.5485	0.019310	-13.90886	75.356406
		0.959401	8.7359	0.001681	-8.779588	
		1.249071	7.4891	0.001687	-1.929388	
		1.434495	10.7536	0.002756	67.659724	
Potencia de Aceleración Generador 6	5	0.944188	8.5538	0.005395	-16.85921	102.358111
Velocidad Generador 1	1	0.629646	13.3356	0.000976	-296.7441	148.99291
Velocidad Generador 3	1	1.065633	6.8017	$0.000x10^{31}$	-345.2132	142.99250

Cortocircuitos trifásicos

Con el objetivo de comprender de mejor manera como no todos los disturbios del sistema excitan a los modos con la misma magnitud se aplicó el análisis de Prony a simulaciones en el dominio en el tiempo en las cuales el disturbio aplicado al SEP fue un corto circuito trifásico aplicado en diferentes nodos. La Tabla 4.44 describe los cortocircuitos, mientras que los resultados se presentan en las Tablas 4.45 a 4.60.

Tabla 4.44 Corto circuitos utilizados en las simulaciones en el dominio en el tiempo

Nombre de la falla	Nodo fallado	Línea desconectada	TCL
NE1068	39	38-39	0.050
NE1054	32	31-32	0.135
NE1062	37	36-37	0.185
NE1018	16	15-16	0.205
NE1031	20	20-21	0.220
NE1016	24	14-24	0.230
NE1026	18	17-18	0.250
NE1001	11	11-12	0.500

Tabla 4.45 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1001, D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Ángulo (Multiseñal)	15	0.024818	-73.0371	786.27275	-92.20987	63.610705
Ángulo del Generador 9	5	1.263467	1.2804	20.699605	-348.0965	41.665577

Tabla 4.46 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales.
FALLA NE-1001, D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Ángulo (Multiseñal)	15	0.614233	13.2621	28.358719	-8.524420	74.429406
		0.968745	8.9096	0.374176	-28.91435	
		1.281713	6.4481	0.519746	-120.9147	
		1.528248	6.1063	0.303589	-204.7126	
Ángulo del Generador 3	5	0.612698	13.3507	21.463820	-185.0037	89.508824
		1.030389	9.5643	13.571492	-254.3543	
		1.263748	7.0383	3.820845	-86.09076	
P. Eléctrica (Multiseñal)	15	0.615960	13.0326	18.96746	-12.12503	60.680087
		0.968459	9.2626	0.672233	-342.5562	
		1.285162	6.7625	2.009146	-107.0604	
		1.543465	7.2567	0.298060	-226.5852	

Tabla 4.47 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales.
FALLA NE-1016, D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Ángulo del Generador 2	1	1.089752	1.7609	$0.000x10^{171}$	-201.9475	102.358111
Ángulo del Generador 4	1	0.952851	-0.7314	1.425677	-273.3754	148.99291
Velocidad del Generador 7	1	1.287479	1.7219	3.473249	-138.9539	142.99250

Tabla 4.48 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales.
FALLA NE-1016, D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Velocidad (Multiseñal)	30	0.614584	12.9248	2.216664	-255.0190	116.359682
		1.027574	8.0169	0.157693	-297.7341	
		1.285921	6.5829	0.044931	-100.1107	
		1.519246	5.4542	0.004768	-80.01461	
Velocidad del Generador 1	5	0.617123	13.5133	2.553404	-260.1048	104.005672
		1.103609	8.4090	0.236535	-93.12372	
Velocidad del Generador 8	5	0.611618	12.1791	0.250	-67.15229	92.906926
		1.049553	10.2897	0.215	-160.4764	
		1.550367	4.7978	0.017	-90.63932	

Tabla 4.49 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales.
FALLA NE-1018, D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Velocidad del Generador 4	1	0.927684	-0.03884	$0.000x10^{8}$	-70.62157	55.341143
Velocidad del Generador 9	1	1.324880	0.1399	$0.171x10^{1}$	-105.5480	55.212617

Tabla 4.50 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales.
FALLA NE-1018, D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Velocidad (Multiseñal)	30	0.613724	12.9891	1.91746	-249.4948	109.741105
		1.030512	8.0197	0.22810	-305.3555	
		1.239140	6.7798	0.01833	-351.1537	
		1.516566	5.4773	0.00937	-230.8018	
Velocidad del Generador 6	5	0.616283	11.1360	$0.000x10^{55}$	-73.91511	88.780957
		1.057248	8.2864	$0.000x10^{55}$	-350.8954	
		1.542604	5.3924	$0.000x10^{55}$	-42.85953	
Velocidad del Generador 10	5	0.616986	10.0894	1.328043	-75.2819	88.838852
		1.048422	9.3689	4.545415	-335.3186	
		1.260522	9.4744	1.543871	-88.6777	

Tabla 4.51 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales.
FALLA NE-1026, D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Ángulo del Generador 1	1	1.402646	1.9301	3.5518	-344.0577	56.30854
Ángulo del Generador 2	1	1.647167	0.4950	$0.000x10^{112}$	-324.9390	49.319888
Velocidad del Generador 4	1	1.045703	0.5406	$0.000x10^{225}$	-147.9621	46.034693

Tabla 4.52 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales.
FALLA NE-1026, D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Velocidad (Multiseñal)	15	0.613055	13.0200	2.063999	-260.2025	105.021794
		1.030507	8.7062	0.324686	-321.3841	
		1.247526	7.0771	0.004467	-135.6457	
		1.512774	5.8116	0.020121	-228.9072	
Velocidad del Generador 8	5	0.657840	11.2153	2.164806	-166.5349	82.995844
		1.117759	6.7803	1.614210	-294.7854	

Tabla 4.53 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales.
FALLA NE-1031, D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Ángulo del Generador 2	5	1.274580	-0.2223	$0.000x10^{104}$	-355.5708	42.679649
Ángulo del Generador 5	1	1.464155	0.2103	3.881580	-16.9683	36.661985
		0.582916	0.3815	1.201333	153.0097	
Velocidad (Multiseñal)	30	0.582916	0.3815	1.201333	153.0097	80.244309
		0.902747	0.1738	0.020714	-73.4450	
		1.101790	0.2290	0.055379	-46.32921	
		1.250347	0.1595	0.030382	2.117597	
		1.505102	0.8770	0.008779	30.007959	

Tabla 4.54 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1031, D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Pegen del Generador 1	5	0.634117	13.1247	23.37162	-30.16923	42.542092
		1.128504	7.7173	3.718158	-242.4356	
Velocidad (Multiseñal)	30	0.613622	12.8750	1.918386	-253.7513	108.948987
		1.030867	7.9967	0.230035	-310.7186	
		1.259076	6.6122	0.028893	-55.07506	
		1.517557	5.5031	0.009473	-234.4673	

Tabla 4.55 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1054, D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
P. Eléctrica Generador 1	5	1.274580	-0.2223	0.000x10104	-355.5708	42.679649
Velocidad (Multiseñal)	1	1.464155	0.2103	3.881580	-16.9683	36.661985
Velocidad (Multiseñal)	30	0.582916	0.3815	1.201333	153.0097	80.244309
		0.902747	0.1738	0.020714	-73.4450	
		1.101790	0.2290	0.055379	-46.32921	
		1.250347	0.1595	0.030382	2.117597	

Tabla 4.56 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1054, D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
P. Eléctrica Generador 1	5	0.629081	12.6773	0.000x10165	-334.8625	48.496383
		1.318861	9.3793	0.000x10165	-183.2157	
Velocidad (Multiseñal)	15	0.617738	14.8372	0.000x104	-216.2018	93.327977
		1.126850	9.6553	0.000x104	-172.2487	
		1.217407	9.1087	0.000x104	-209.3711	
		1.518723	6.7026	0.000x104	-259.4231	
Velocidad Generador 4	5	0.615054	12.5377	0.906383	-25.29318	94.374452
		1.099173	10.1252	3.089867	-170.8606	

Tabla 4.57 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1062, D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Ángulo del Generador 1	5	0.547866	0.96000	33.345949	-328.5335	68.419379
Ángulo del Generador 4	5	1.139547	-0.9104	3.705611	-147.1205	44.02905
Ángulo del Generador 9	5	1.468913	-0.6016	0.000x1063	-117.8846	43.218111

Tabla 4.58 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1062, D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Ángulo (Multiseñal)	15	0.615686	13.2290	27.167485	-335.3302	76.195520
		0.954346	9.0087	1.251837	-43.05465	
		1.523390	5.2688	0.124115	-121.7850	
Ángulo del Generador 3	5	0.596154	14.7051	24.529397	-118.5097	66.505548
		1.084185	4.0796	1.865727	-156.7287	
Ángulo del Generador 8	5	0.614150	10.6411	21.912436	-151.2826	54.279993
		1.407768	5.2354	1.411607	-262.8254	

Tabla 4.59 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1068, D = 0.0.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
Ángulo del Generador 1	5	0.617266	0.46420	4.788139	-287.1078	55.171964
Velocidad (Multiseñal)	30	0.615785	0.0006	2.985380	76.629532	44.795234
		0.939352	0.0847	0.397797	64.11039	
		1.037739	0.5354	0.481387	-136.2136	
		1.277930	0.2717	0.195401	-113.5465	
		1.531104	0.0853	0.030556	-110.3474	

Tabla 4.60 Resultados del análisis de Prony aplicado a diferentes señales. FALLA NE-1068, D = 2H.

1	2	3	4	5	6	7
Señal de estudio	**SR (ms)**	**f (Hz)**	**ζ (%)**	**Amplitud**	**Fase (grados)**	**SNR (dB)**
P. Eléctrica (Multiseñal)	15	0.615911	13.8139	3.559384	-284.4141	64.503744
		0.962825	8.7251	0.855143	-337.8833	
		1.258943	8.7613	0.220002	-70.67540	
		1.528948	6.1153	0.074141	-288.1482	
Velocidad (Multiseñal)	15	0.625576	12.2441	0.256769	-209.4590	105.898463
		0.951538	9.8216	0.046990	-238.9280	
		1.533562	6.0118	0.015220	-82.7796	

En este sistema de prueba se pudo observar que el método de Prony inesperadamente obtenía pobres resultados en los casos donde se utilizaban señales con un período de muestreo pequeño, en contraparte se tiene que los resultados mejoraban al incrementar el período de muestreo de cualquier señal.

Se pudo observar además la existencia de un modo interarea (*f=0.6Hz* y *ζ=13%*), el cual apareció en todas las señales analizadas producto de cualquier perturbación aplicada al sistema, obviamente con pequeñas variaciones. Por lo cual este debe ser monitoreado de una forma más precisa ante la sensibilidad de este a cualquier perturbación.

Todos los demás modos son del tipo local y están estrechamente relacionados a los generadores, por lo que cualquier modo de interés se volverá dominante cuando se aplique un disturbio que afecte en mayor medida al generador al cual este relacionado.

4.6.6 Discusión de resultados

A partir de los resultados del estudio de identificación modal por medio del análisis de Prony presentados en esta sección, se pueden determinar los siguientes comentarios:

- La elección de un marco de referencia (MDR) sobre otro no tiene grandes repercusiones en los resultados finales del análisis de Prony. La ventaja principal al utilizar el MDR en el centro inercial y el MDR en la máquina de mayor inercia en un estudio de análisis modal, que consiste en eliminar los modos cero pierde validez en el análisis de Prony, ya que este último siempre utiliza modos "espurios" para realizar un mejor ajuste de la señal que se esté analizando. Se elige por lo tanto MDR síncrono para representar a los sistemas.

- Al realizar el estudio de identificación modal es difícil definir un período de tiempo ideal, que pueda ser utilizado en cualquier sistema y ante cualquier condición. Se deben evitar en general los períodos de tiempo cercanos o que contengan el punto de la aplicación del disturbio, ya que estos son altamente no lineales. Sin embargo un período de tiempo que siempre se debe considerar es aquel que comprende la parte final del transitorio, debido a que la señal tiende a ser lo más lineal posible. Otro hecho importante que siempre se debe tomar en cuenta es el de analizar al menos dos ciclos de la señal de interés como condición necesaria para poder obtener buenos resultados.

- Si se toman períodos de muestreo más altos el SNR regularmente tiende a decrecer, aunque en algunos casos éste se incrementa debido a que existe la posibilidad de que con períodos de muestreo más grandes no se tome en cuenta el efecto de las no linealidades presentes en la señal.

- El pre-procesamiento de las señales originales tiene un efecto adverso en la obtención de una identificación modal adecuada con el análisis de Prony. Debido a este hecho se decidió no preprocesar la señal que se esté analizando con el objetivo de encontrar un SNR mayor.

- En general utilizar el análisis de Prony multiseñal mejoró la identificación de los modos locales, ya que los modos interárea se podían determinar adecuadamente en señales de diferentes generadores.

- La identificación de los modos del sistema está relacionada de manera importante con los disturbios utilizados.

4.7 VALIDACIÓN DE LOS RESULTADOS DEL PROGRAMA

4.7.1 Introducción

La validación de los resultados del programa multimáquinas con modelo clásico consistió en comparar sus resultados con:

- Los mejores resultados del análisis de Prony obtenidos en § 4.6.
- Resultados de análisis modal con el programa comercial DSAT [DSAT, 2004].
- Resultados reportados en algunas referencias para los casos disponibles.

Se presenta en esta sección la comparación de resultados para los diferentes sistemas considerados con D = 0.0 y D ≠ 0. Los resultados se presentan en Tablas organizadas de la siguiente manera:

- Columna 1: Número del eigenvalor.
- Columnas 2 y 3: Partes real e imaginaria del eigenvalor.
- Columna 4: Frecuencia del eigenvalor en Hz.
- Columna 5: Relación de amortiguamiento ζ del eigenvalor en %.
- Columna 6: Método ó programa utilizado para obtener los resultados.

4.7.2 Sistema de Expósito

Para este sistema se contaba con resultados para D ≠ 0.0 en la referencia [Expósito, 2002], por lo que en se incluyen en la Tabla correspondiente a este caso. Los modos identificados por medio del análisis de Prony y mostrados en las Tablas 4.61 y 4.62 fueron obtenidos de las Tablas 4.9 y 4.10 respectivamente. Los resultados obtenidos con el programa desarrollado en este trabajo se identifican como "Análisis Modal".

Tabla 4.61 Comparación de los eigenvalores calculados para el sistema Expósito con D = 0.0.

1	2	3	4	5	6
No.	**Parte Real**	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ(%)**	**Método o programa utilizado**
1, 2	0.000	±10.81100740	1.7206252683	0.000	Análisis Modal
	---	---	1.884638	0.000173	Análisis de Prony
	-0.0667	11.8419	1.885	0.563	DSAT
3, 4	0.000	±9.483312306	1.5093160305	0.000	Análisis Modal
	---	---	1.652076	0.000605	Análisis de Prony
	-0.0667	±10.3361	1.645	0.645	DSAT
5	0.000000052	0.000	0.000	100.0	Análisis Modal
	---	----	0.000000	---	Análisis de Prony
	-0.0001	0.0000	0.000	100.000	DSAT
6	-0.000000052	0.000	0.000	-100.0	Análisis Modal
	---	----	0.000000	---	Análisis de Prony
	-0.1332	0.0000	0.000	100.000	DSAT

Tabla 4.62 Comparación de los eigenvalores calculados para el sistema Expósito con D ≠ 0.0.

1	2	3	4	5	6
No.	**Parte Real**	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ(%)**	**Método o programa utilizado**
1, 2	-0.1666667	±10.8097226	1.7204207899	1.5416386321	Análisis Modal
	---	----	1.884569	1.5669	Análisis de Prony
	-0.2333	±11.8398	1.884	1.970	DSAT
	-0.16667	±10.8096	1.7204	1.5416	[Expósito, 2003]
3, 4	-0.1666667	±9.4818476	1.5090829204	1.7574731410	Análisis Modal
	---	----	1.652642	1.6331	Análisis de Prony
	-0.2333	±10.3337	1.645	2.257	DSAT
	-0.16667	±9.4824	1.509170	1.7573	[Expósito, 2003]
5	0.3333333333	0.000	0.000	100.0	Análisis Modal
	---	----	———	---	Análisis de Prony
	-0.4666	0.0000	0.000	100.000	DSAT
	-0.33333	0.000	0.000	100.0	[Expósito, 2003]
6	0.000	0.000	0.000	0.000	Análisis Modal
	---	----	**---**	----	Análisis de Prony
	0.0000	0.0000	100.000	0.000	DSAT
	0.000	0.000	0.000	0.000	[Expósito, 2003]

4.7.3 Sistema Anderson

En el caso de este sistema la referencia [Anderson and Fouad, 1994] reporta resultados para el caso D = 0.0. La frecuencia, y amortiguamiento de los modos identificados a través del Análisis de Prony que se muestran en la Tabla 4.63 fueron obtenidos a partir de las Tablas 4.11 y 4.12. Los valores correspondientes al Análisis de Prony de la Tabla 4.64 fueron obtenidos de las Tablas 4.13 y 4.14. Los resultados obtenidos con el programa desarrollado en este trabajo se identifican como "Análisis Modal".

Tabla 4.63 Comparación de los eigenvalores calculados para el sistema Anderson con D = 0.0.

1	2	3	4	5	6
No.	**Parte Real**	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ(%)**	**Método o programa utilizado**
1, 2	0.000	±13.360210427	2.1263435303	0.000	Análisis Modal
	---	----	2.132698	0.011041	Análisis de Prony
	-0.0687	±13.3585	2.126	0.514	DSAT
	0.000	13.416	2.135	0.000	[Anderson and Fouad, 1994]
3, 4	0.000	±8.6897998629	1.3830246027	0.000	Análisis Modal
	---	----	1.383380	0.001602	Análisis de Prony
	-0.0495	±8.8001	1.401	0.563	DSAT
	0.000	±8.807	1.402	0.000	[Anderson and Fouad, 1994]
5	1.23×10^{-7}	0.000	0.000	-100.0	Análisis Modal
	---	----	**---**	----	Análisis de Prony
	-0.0006	0.0000	0.000	100.000	DSAT
	0.000	0.000	0.000	0.000	[Anderson and Fouad, 1994]
6	-1.23×10^{-7}	0.000	0.000	100.0	Análisis Modal
	---	----	**---**	----	Análisis de Prony
	-0.0467	0.0000	0.000	100.000	DSAT
	0.000	0.000	0.000	0.000	[Anderson and Fouad, 1994]

Tabla 4.64 Comparación de los eigenvalores calculados para el sistema anderson con D = 2H.

1	2	3	4	5	6
No.	**Parte Real**	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ(%)**	**Método o programa utilizado**
1, 2	-0.500	±13.360210427	2.1263435303	3.7424560242	Análisis Modal
	---	----	2.124657	4.0004	Análisis de Prony
	-0.5687	±13.3466	2.124	4.257	DSAT
3, 4	-0.500	±8.6897998629	1.3830246027	5.7538724469	Análisis Modal
	---	----	1.380114	5.7960	Análisis de Prony
	-0.5495	±8.7831	1.398	6.244	DSAT
5	-1.000	0.000	0.000	±100.0	Análisis Modal
	---	----	**---**	----	Análisis de Prony
	-1.0473	0.0000	0.000	100.000	DSAT
6	0.000	0.000	0.000	0.000	Análisis Modal
	---	----	**---**	----	Análisis de Prony
	0.0000	0.0000	100.000	0.000	DSAT

4.7.4 Sistema de dos áreas

El sistema de dos áreas es un sistema típico para el análisis de oscilaciones interárea. Para el caso con D = 0.0, se tomaron los resultados del análisis modal reportados en [Rogers, 2000]. Los valores correspondientes al Análisis de Prony de la tabla 4.65 fueron obtenidos a partir de los modos identificados con el SNR más elevado, los cuales se encuentran en las tablas 4.15. De la misma forma que para la tabla 4.65, la tabla 4.66 obtuvo los valores de los modos identificados por medio del Análisis de Prony de las tablas 4.16 y 4.18. Los resultados obtenidos con el programa desarrollado en este trabajo se identifican como "Análisis Modal".

Tabla 4.65 Comparación de los eigenvalores calculados para el sistema de dos áreas con D = 0.0.

1	2	3	4	5	6
No.	**Parte Real**	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ(%)**	**Método o programa utilizado**
1, 2	0.000	±7.2558384368	1.1548025535	0.000	Análisis Modal
	---	----	1.143009	0.26580	Análisis de Prony
	-0.0310	± 7.1183	1.133	0.436	DSAT
	0.000	±7.5746	1.205535	0.000	[Rogers, 2000]
3, 4	0.000	±7.113349953	1.1321248071	0.000	Análisis Modal
	---	----	1.125663	0.37430	Análisis de Prony
	-0.0312	± 7.2501	1.154	0.430	DSAT
	0.000	±7.5092	1.195126	0.000	[Rogers, 2000]
5, 6	0.000	± 3.241347268	0.5158764401	0.000	Análisis Modal
	---	----	0.474580	1.50320	Análisis de Prony
	-0.0310	± 2.6452	0.421	1.171	DSAT
	0.000	±3.5319	0.562119	0.000	[Rogers, 2000]
7, 8	0.000	± 0.000000128	0.0000000205	0.000	Análisis Modal
	---	----	0.000	**---**	Análisis de Prony
	-0.0312	± 0.0382	0.006	63.267	DSAT
	±0.011	0.000	0.000	0.000	[Rogers, 2000]

Tabla 4.66 Comparación de los eigenvalores calculados para el sistema de dos áreas con D = 2H.

1	2	3	4	5	6
No.	**Parte Real**	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ(%)**	**Método o programa utilizado**
1, 2	-0.500	±7.2558384368	1.1548025535	6.8910023887	Análisis Modal
	---	----	1.148155	7.80680	Análisis de Prony
	-0.5312	± 7.2306	1.151	7.326	DSAT
3, 4	-0.500	± 7.113349953	1.1321248071	7.0290369972	Análisis Modal
	---	----	1.133641	7.95450	Análisis de Prony
	-0.5310	± 7.0985	1.130	7.460	DSAT
5,6	-0.500	± 3.241347268	0.5158764401	15.4256844012	Análisis Modal
	---	----	0.476470	17.1437	Análisis de Prony
	-0.5310	± 2.5915	0.412	20.072	DSAT
7	-1.000	± 0.000000	0.000	100.0	Análisis Modal
	---	----	----	**---**	Análisis de Prony
	-1.0602	0.0000	0.000	100.000	DSAT
8	0.000	± 0.000000	0.000	0.000	Análisis Modal
	---	0.000	0.000	**---**	Análisis de Prony
	-0.0023	0.0000	0.000	100.000	DSAT

4.7.5 Sistema Nueva Inglaterra

Los resultados del caso con D = 0.0 fueron obtenidos de [Byerly et al., 1975]. Los valores de los modos identificados correspondientes al análisis de Prony en la Tabla 4.67 fueron tomados a partir de los valores con los SNR más altos para cada modo, mismos que están contenidos en las Tablas 4.24, 4.30, 4.32, 4.36 y 4.38. Por su parte, los valores de los modos identificados correspondientes al análisis de Prony en la Tabla 4.68 fueron tomados a partir de los valores con los SNR más altos para cada modo a partir de las Tablas 4.27, 4.29, 4.31, 4.37 y 4.39. Los resultados obtenidos con el programa desarrollado en este trabajo se identifican como "Análisis Modal".

4.7.6 Discusión de resultados

En general, la comparación de resultados de programas dinámicos de simulación, ya sean de análisis modal o de estabilidad transitoria es una práctica muy controversial, debido a que los resultados generalmente difieren, aunque se comparen solamente programas comerciales de simulación, considerados como aceptables entre la comunidad industrial y académica. En [Slootweg, et al., 2002, Persson, et al., 2003, Kambere et al., 2004, Kambere et al., 2005], se han reportado que los resultados de programas comerciales de simulación de estabilidad transitoria y análisis modal pueden diferir mucho, aún y en el caso en el que se analicen sistemas pequeños con modelos simples. A pesar de esto, se decidió realizar la validación del programa de análisis modal comparándolo con los resultados de programas comerciales, considerando los mismos datos. Sin embargo, la validación se mejoró al comparar los resultados del análisis modal con los obtenidos por medio de la identificación modal utilizando un modelo de estabilidad transitoria con no linealidades y con resultados

Tabla 4.67 Comparación de los eigenvalores calculados para el sistema Nueva Inglaterra con D = 0.0.

1	2	3	4	5	6
No.	**Parte Real**	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ(%)**	**Método o programa utilizado**
1, 2	0.000	±9.715292095	1.5462367605	0.000	Análisis Modal
	---	----	1.540912	0.2940	Análisis de Prony
	-0.0506	±9.7164	1.546	0.521	DSAT
	0.000	±9.74	1.55	0.000	[Byerly et al., 1975]
3, 4	0.000	±9.636514692	1.5336989475	0.000	Análisis Modal
	---	----	1.534282	0.0060	Análisis de Prony
	-0.0383	±9.6214	1.531	0.398	DSAT
	0.000	±9.61	1.53	0.000	[Byerly et al., 1975]
5, 6	0.000	±9.238300038	1.4703211169	0.000	Análisis Modal
	---	----	1.469443	0.0209659	Análisis de Prony
	-0.0541	±9.2380	1.470	0.585	DSAT
	0.000	±9.24	1.47	0.000	[Byerly et al., 1975]
7, 8	0.000	±8.081689909	1.2862408976	0.000	Análisis Modal
	---	----	1.284930	0.1224	Análisis de Prony
	-0.0356	±8.0496	1.281	0.442	DSAT
	0.000	±8.11	1.29	0.000	[Byerly et al., 1975]
9, 10	0.000	±7.967919645	1.2681337977	0.000	Análisis Modal
	---	----	1.257367	0.2161	Análisis de Prony
	-0.0462	±7.9613	1.267	0.581	DSAT
	0.000	±7.98	1.27	0.000	[Byerly et al., 1975]
11, 12	0.000	±7.152681234	1.1383845748	0.000	Análisis Modal
	---	----	1.114596	0.2615	Análisis de Prony
	-0.0487	±7.1937	1.145	0.676	DSAT
	0.000	±7.16	1.14	0.000	[Byerly et al., 1975]
13, 14	0.000	±6.467055906	1.0292639148	0.000	Análisis Modal
	---	----	1.032598	0.1609	Análisis de Prony
	-0.0489	±6.5500	1.042	0.747	DSAT
	0.000	±6.47	1.03	0.000	[Byerly et al., 1975]
15, 16	0.000	±5.946872834	0.9464742075	0.000	Análisis Modal
	---	----	0.953409	0.6716	Análisis de Prony
	-0.0551	±6.1463	0.978	0.897	DSAT
	0.000	±5.97	0.95	0.000	[Byerly et al., 1975]
17, 18	0.000	±3.904342632	0.6213954295	0.000	Análisis Modal
	---	----	0.620782	0.7451	Análisis de Prony
	-0.0352	±4.2420	0.675	0.829	DSAT
	0.000	±3.90	0.62	0.000	[Byerly et al., 1975]
19	2.61×10^{-8}	0.000	0.000	-100.0	Análisis Modal
	---	0.000	0.000	---	Análisis de Prony
	0.0041	0.0000	0.000	-100.000	DSAT
	---	---	---	---	[Byerly et al., 1975]
20	-2.61×10^{-8}	0.000	0.000	100.0	Análisis Modal
	---	0.000	0.000	---	Análisis de Prony
	-0.0429	0.0000	0.000	100.000	DSAT
	---	---	---	---	[Byerly et al., 1975]

Tabla 4.68 Comparación de los eigenvalores calculados para el sistema Nueva Inglaterra, D = 2H

1	2	3	4	5	6
No.	**Parte Real**	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ(%)**	**Método o programa utilizado**
1, 2	-0.500	±9.7024172499	1.5441876653	5.1465256537	Análisis Modal
	---	---	1.540334	5.1105	Análisis de Prony
	-0.5506	±9.7009	1.544	5.667	DSAT
3, 4	-0.500	±9.6235344554	1.5316330786	5.1885979108	Análisis Modal
	---	---	1.531172	5.1382	Análisis de Prony
	-0.5383	9.6064	1.529	5.594	DSAT
5, 6	-0.500	±9.2247594873	1.4681660712	5.4122511493	Análisis Modal
	---	---	1.411223	6.8555	Análisis de Prony
	-0.5541	±9.2215	1.468	5.997	DSAT
7, 8	-0.500	±8.0662080180	1.2837768781	6.1868248549	Análisis Modal
	---	---	1.283837	6.2807	Análisis de Prony
	-0.5356	±8.0319	1.278	6.654	DSAT
9, 10	-0.500	±7.9522162617	1.2656345266	6.2751636847	Análisis Modal
	---	---	1.264938	6.4443	Análisis de Prony
	-0.5462	±7.9426	1.264	6.861	DSAT
11, 12	-0.500	±7.1351838690	1.1355997826	6.9903856135	Análisis Modal
	---	---	1.130861	7.7727	Análisis de Prony
	-0.5487	±7.1729	1.142	7.627	DSAT
13, 14	-0.500	±6.4476982014	1.0261830403	7.7314933910	Análisis Modal
	---	---	1.047503	6.5990	Análisis de Prony
	-0.5489	±6.5271	1.039	8.380	DSAT
15, 16	-0.500	±5.9258161045	0.9431229249	8.4077802562	Análisis Modal
	---	---	0.989113	9.8390	Análisis de Prony
	-0.5551	±6.1214	0.974	9.032	DSAT
17, 18	-0.500	3.8721946481	0.6162789189	12.8062531147	Análisis Modal
	---	---	0.614390	13.9545	Análisis de Prony
	-0.5351	±4.2082	0.670	12.614	DSAT
19	-1.000	0.000	0.000	100.0	Análisis Modal
	---	---	---	---	Análisis de Prony
	-1.0390	0.0000	0.000	100.000	DSAT
20	0.000	0.000	0.000	0.000	Análisis Modal
	---	---	---	---	Análisis de Prony
	0.0002	0.0000	0.000	-100.000	DSAT

reportados en las referencias, siempre que esto fue posible. Al revisar las comparaciones entre resultados presentadas en las Tablas 4.61 a 4.68, se puede deducir que el programa de análisis modal de sistemas eléctricos de potencia multimáquinas con modelo clásico desarrollado en el presente trabajo funciona adecuadamente, ya que al analizar todos los sistemas de prueba el programa de este trabajo proporcionó resultados muy cercanos a los obtenidos con el análisis de Prony y a los del análisis modal con el programa DSAT y las referencias.

Se puede observar claramente en las Tablas 4.62 y 4.67 que al analizar los sistemas de Expósito y de Nueva Inglaterra, el programa desarrollado en este trabajo provee resultados ligeramente más cercanos a los de las referencias que el programa DSAT.

Inclusive en el caso de los sistemas de Anderson y de dos áreas, en los que es un poco menos clara la diferencia en los resultados (ver Tablas 4.63 y 4.65), el programa de este trabajo provee resultados más cercanos a los de las referencias, sobre todo en lo que respecta a la evaluación del amortiguamiento (que en los casos con D = 0.0 es diferente de cero en el análisis del programa DSAT).

Otra observación interesante es que en todos los casos con el programa DSAT proporciona un modo cero relativamente grande, comparado con los proporcionados por el programa de este trabajo y las referencias (ver las últimas filas de las Tablas 4.61 a 4.68).

Las pequeñas diferencias entre los resultados del programa desarrollado en este trabajo y el programa DSAT se deben a las diferencias en el modelado de los componentes del sistema y la construcción del modelo de estado completo. También pueden existir diferencias debidas a los métodos y subrutinas numéricas de determinación de eigenvalores empleadas en los programas como las mencionadas en [Slootweg, et al., 2002, Persson, et al., 2003, Kambere et al., 2004, Kambere et al., 2005].

Las diferencias existentes entre los resultados del análisis de Prony y los resultados del programa desarrollado en este trabajo se deben a no linealidades presentes en las simulaciones en el dominio del tiempo debidas a los modelos de los componentes y a la aplicación de los disturbios.

CAPÍTULO 5:

SISTEMA ELÉCTRICO DE POTENCIA MULTIMÁQUINAS CON MODELOS DETALLADOS

5.1 INTRODUCCIÓN

En este capítulo se muestran la construcción y los resultados del modelo lineal de un sistema de potencia multimáquinas considerando modelos detallados de todos sus elementos, el cual es el adecuado para el análisis de las oscilaciones de baja frecuencia en un Sistema Eléctrico de Potencia (SEP).

Aunque las oscilaciones de baja frecuencia en un SEP están determinadas principalmente por las inercias de los generadores y las reactancias del sistema de transmisión (las oscilaciones de baja frecuencia están relacionadas principalmente con la dinámica de oscilación de los rotores de las unidades generadoras y por consiguiente con oscilaciones de potencia causadas por cambios en las posiciones angulares de las máquinas), es necesario tomar en cuenta el efecto que tiene la inclusión de sistemas de control y la dinámica de los transitorios electromagnéticos de la Máquina Síncrona (M. S.) en el modelo del SEP; principalmente en el amortiguamiento, y en menor medida en la frecuencia de las oscilaciones de baja frecuencia [Aboytes, 1991].

Debido a lo anterior y tomando en cuenta las limitaciones cada vez mayores en la capacidad de transmisión debido a un par de amortiguamiento insuficiente, se vuelve necesario modelar de forma correcta los factores que mayor influencia tienen en el amortiguamiento de las oscilaciones de baja frecuencia en un SEP [IEEE, 1999].

Dentro de los factores que es necesario modelar de forma correcta tenemos [IEEE, 1999]:

- Dinámica lenta de la máquina síncrona: devanado de campo.
- Dinámica rápida de la máquina síncrona: devanados de amortiguamiento.
- Dinámica del sistema de excitación.
- Dinámica del sistema de estabilización.
- Dinámica del sistema turbina-gobernador.

Cuando se está hablando de dinámica lenta, se esta refiriendo al hecho de que algunas variables prácticamente no cambian en el período de tiempo de interés y son caracterizadas por tener eigenvalores λ muy pequeños. En el caso de la dinámica rápida se refiere a variables con variaciones de alta frecuencia y valores altos de amortiguamiento. Es decir, se tendrán cambios muy rápidos pero que desaparecen en un período muy corto de tiempo. Los factores previamente descritos serán presentados de forma detallada en las secciones siguientes.

Factores tales como los transitorios de estator, el efecto del voltaje rotacional en el cálculo del voltaje del estator y los transitorios de la red son modelados en estado permanente. Como se observó en el capítulo 3, el hecho de despreciar los transitorios del estator y el incluir ó no el efecto del voltaje rotacional no afecta el amortiguamiento del sistema estimado con el modelo. Con el objetivo de ser consistente con el hecho de no considerar los transitorios del estator se hace lo mismo con los transitorios de la red; de no hacerse lo anterior, los elementos de la red se tendrían que representar como variables de estado en lugar de utilizar la representación algebraica habitual. Un punto muy importante a ser considerado es que el hecho de ignorar tanto el voltaje rotacional como el efecto de la frecuencia del sistema en las ecuaciones de la red tiene un efecto de cancelación, de tal manera que no tiene ninguna repercusión en el amortiguamiento del SEP [IEEE, 1999].

Otros factores como la fatiga en los materiales de la flecha simplemente no son tomados en cuenta, esta consideración se basa en el hecho de que este fenómeno ocurre en el eje entre las masas de la turbina y el generador cuando estas tienen un movimiento torsional relativo y tienen por lo tanto un efecto dentro de un rango de frecuencias superior al de interés para el fenómeno de las oscilaciones de baja frecuencia [IEEE, 1999].

Al tener una perturbación en el sistema, se tendrá la reacción de variables eléctricas, mecánicas y de otros tipos, dando lugar a fenómenos eléctricos, mecánicos o inclusive a problemas donde hay interacción entre variables eléctricas y mecánicas en distintas partes del sistema. Lo anterior puede ser apreciado de mejor forma al observar la Fig. 5.1.

En este capítulo, además, se estudiará el efecto que tienen en los resultados del estudio de análisis modal variaciones en:

- el modelado de los diferentes componentes, en especial modelos de máquinas síncronas, sistemas de control de excitación y cargas eléctricas,

- la operación y topología del sistema, considerando el efecto de la salida o conexión de líneas, y de cambios en el flujo de potencia en las líneas de enlace.

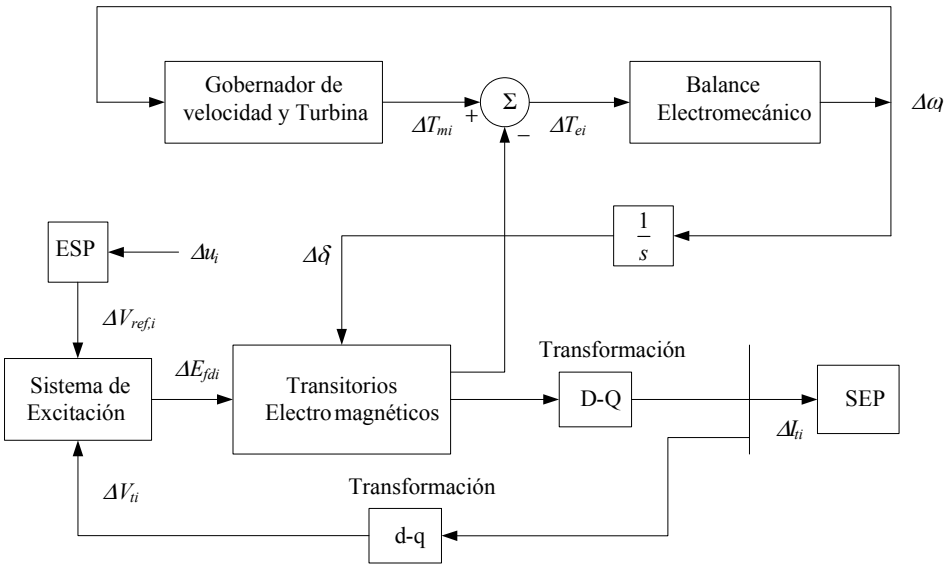


Fig.5.1 Interacción de la i-ésima máquina síncrona conectada a un SEP.

5.2 FORMACIÓN DEL MODELO DE ESTADO DEL SISTEMA

El modelo utilizado en el presente trabajo es derivado para un sistema de n nodos y n_g M. S., éstas últimas pueden ser representadas por modelos que incluyen los efectos de la dinámica de los devanados de amortiguamiento y de campo.

El modelo es desarrollado y puesto en forma modular de tal manera que la inclusión de sistemas de control y el estudio sistemático de los parámetros de la red, la máquina y los mismos sistemas de control pueda ser realizado de una manera más fácil [Sauer and Pai, 1998]. Los pasos principales para la construcción del modelo son:

1. El primer paso en el desarrollo del modelo de estado consiste en ordenar de forma matricial las ecuaciones diferenciales linealizadas de la M. S. y los sistemas de control en la siguiente forma compacta:

$$\Delta x = A\Delta x + B\Delta W + C\Delta u \tag{5.1}$$

Donde para el modelo de 6º orden se tiene:

$$\Delta x = \left[\Delta x_1, ..., \Delta x_m\right]^T$$

$$\Delta x_i = \left[\Delta\delta_i \quad \Delta\omega_i \quad \Delta E'_{qi} \quad -\Delta E'_{di} \quad \Delta E''_{qi} \quad -\Delta E''_{di}\right]^T$$

$$\Delta W = \left[\Delta W_1, ..., \Delta W_{ng}\right]^T$$

$$\Delta W_i = \left[\Delta T_{ei}, \Delta V_{ti}\right]^T$$

$$\Delta i_{d,q} = \left[\Delta i_{d,q-1}, ..., \Delta i_{d,q-ng}\right]^T$$

$$\Delta i_{d,qi} = \left[-\Delta i_{di} \quad \Delta i_{qi}\right]^T$$

$$\Delta u = \left[\Delta T_{mi} \quad \Delta V_{ref} \quad \Delta V_s\right]^T$$

Las matrices *A*, *B* y *C* son diagonales en bloques y dependientes numéricamente del punto de operación y los parámetros de la M. S. y sus controles asociados. Tal modelo de estado parcial está generalmente desacoplado, a menos que exista una señal suplementaria que retroalimente una variable de estado del generador.

2. *ΔWi* está expresado a su vez en función de las variables de estado, voltajes referidos al Marco de Referencia (MDR) síncrono de la red, los cuales representan la interacción con la red, y las corrientes que circulan por los ejes *d* y *q* de la máquina:

$$\Delta W_i = D_i x_i + E_i \Delta V_{D,Qi} + G_i \Delta i_{d,qi} \tag{5.2}$$

Donde:

$$\Delta V_{D,Qi} = \begin{bmatrix} \Delta V_{Di} \\ \Delta V_{Qi} \end{bmatrix}$$

$$\Delta I_{d,qi} = \begin{bmatrix} -\Delta i_{di} \\ \Delta i_{qi} \end{bmatrix}$$

3. Las expresiones que describen a las corrientes en el eje *d* y *q* de la M. S. se obtienen al resolver las ecuaciones algebraicas del estator de la misma. Éstas a su vez deben ser modificadas de tal forma que puedan ser expresadas en función de las variables de estado y de los voltajes en el estator de la máquina, los cuales se necesita que estén referidos al MDR síncrono de la red. De esta forma, se tiene que la ecuación de interfase generador-red esta formada por el par de ecuaciones del estator de cada una de las máquinas:

$$\Delta I_{d,qi} = F_{1i} \Delta x_i + F_{2i} \Delta V_{D,Qi} \tag{5.3}$$

4. Al sustituir (5.3) en (5.2) obtenemos la expresión para *ΔWi* en función únicamente de las variables de estado y los voltajes en el MDR síncrono de la red:

$$\Delta W_i = H_{1i} x_i + H_{2i} \Delta V_{D,Qi} \tag{5.4}$$

5. Al utilizar (5.4) en lugar de (5.2) en la expresión (5.1), ésta última tomará la siguiente forma:

$$\Delta x = \tilde{A}_i \Delta x + \tilde{B}_i \Delta W + C_i \Delta u \tag{5.5}$$

6. Linealizando la ecuación que describe a las corrientes i_{di} e i_{qi} como el producto de la transformación inversa de las mismas corrientes pero referidas al MDR síncrono de la red se obtiene:

$$\Delta I_{d,qi} = [J_i] \Delta x_i + [K_i] \Delta V_{D,Qi} \tag{5.6}$$

7. Las ecuaciones (5.3) y (5.6) son igualadas y resueltas para $\Delta I_{D,Qi}$:

$$\Delta I_{D,Qi} = \tilde{C}_i \Delta x_i - \tilde{Y}_i \Delta V_{D,Qi} \tag{5.7}$$

8. Y_{BUS}, una vez que ya ha considerado los modelos de carga correspondientes y ha sido reducida a los nodos generadores por medio de una reducción de Kron, es linealizada y separada en partes real e imaginaria de tal forma que puede ser expresada como:

$$\Delta I_{D,Qi} = \tilde{Y}_N \Delta V_{D,Qi} \tag{5.8}$$

9. El siguiente paso es formar el modelo de estado de todo el sistema al ordenar de forma matricial (5.5) y (5.7) para cada una de las n_g M. S. considerando Δu constante:

$$\Delta \dot{x} = \tilde{A}\Delta x + \tilde{B}\Delta V_{D,Q} \tag{5.9}$$

$$\Delta I_{D,Q} = \tilde{C}\Delta x - \tilde{Y}\Delta V_{D,Q} \tag{5.10}$$

   La ecuación (5.9) puede ser vista como una matriz de sensibilidad que relaciona el cambio en los estados del sistema con el correspondiente cambio en las variaciones de los voltajes terminales [Messina, 1990].

10. Al sustituir (5.8) en (5.10) y resolver para $\Delta V_{D,Q}$ se obtiene la siguiente expresión:

$$\Delta V_{D,Q} = \left[\tilde{Y}_N + \tilde{Y}\right]^{-1} C\Delta x \tag{5.11}$$

11. Finalmente se sustituye (5.11) en (5.9) y se obtiene el modelo de estado final:

$$\Delta \dot{x} = \left[\tilde{A} + \tilde{B}\left[\tilde{Y}_N + \tilde{Y}\right]^{-1} C\right]\Delta x \tag{5.12}$$

5.3 MODELOS DEL GENERADOR SÍNCRONO

La M. S. es el elemento más influyente en el comportamiento dinámico del SEP, por lo cual es necesario utilizar una representación adecuada que consista de un modelo comprensible, de fácil implementación y que además sea compatible con los modelos de controles y elementos en el sistema [Aboytes, 1991]

Para la representación de la M. S. se pueden utilizar diferentes modelos basados ya sea en la utilización de parámetros estándar ó modelos que utilicen inductancias y resistencias del modelo de Park. Para el desarrollo de este capítulo se eligió trabajar con el primer modelo debido a las siguientes razones [Ruiz, 1996, Ruiz y Olguín, 1995]:

- Algunos de los parámetros del modelo de Park pueden ser medidos físicamente, no obstante la mayoría son interacciones entre los circuitos en el hierro y podría esperarse que sus valores sean difíciles de obtener y que sean altamente variables debido a las no linealidades.

- El uso de los parámetros estándar (voltajes en el eje *d* y *q*, inductancias en los estados permanente, transitorio y subtransitorio, así como sus constantes de tiempo asociadas) elimina los problemas previamente mencionados, permitiendo la determinación de parámetros a partir de un grupo de pruebas (prueba de cortocircuito y de respuesta a la frecuencia [IEEE, 1995]).

- El modelo que esta basado en los parámetros estándar de la máquina se encuentra expresado en un sistema en por unidad que se conoce como el sistema no-recíproco [IEEE, 1991, Kundur, 1994]. Este sistema ofrece una ventaja adicional en la representación del sistema de excitación: una corriente de campo de 1.0 p.u. es requerida para producir un voltaje en terminales de 1.0 p.u. en condiciones de circuito abierto. Numéricamente, el sistema no-recíproco es mucho más conveniente de usar y visualizar, por lo que la mayoría de los programas computacionales utiliza este sistema por lo menos para el sistema de excitación [Olive, 1968, IEEE, 1991, Kundur, 1994].

5.3.1 Modelos de estado de la máquina síncrona

A continuación se hace la descripción de los modelos linealizados de 3er y 5o orden para una M. S. de polos salientes y de 4º y 6º para una M. S. de polos lisos. La ecuación de oscilación es descompuesta en las ecuaciones (3.9) y (3.10) y es, obviamente, igual para todos los modelos.

$$\Delta\dot{\delta}_i = \Delta\omega_i \tag{3.9}$$

$$\Delta\dot{\omega}_i = \frac{\omega_0}{2H_i}\left(\Delta T_{mi} - \Delta T_{ei} - \frac{D_i}{\omega_0}\Delta\omega_i\right) \tag{3.10}$$

La tabla 5.1 nos muestra en forma esquemática las diferentes ecuaciones que se utilizan para formar los diferentes modelos de M. S. Las ecuaciones lineales que representan a los transitorios eléctricos del rotor se describen a continuación.

Tabla 5.1 Ecuaciones que forman cada uno de los modelos de la máquina síncrona.

	Eje q		
Eje d	**0**	**1**	**2**
0	Clásico Ec. (3.9) y (3.10)	---	---
1	Modelo 1.0 Ec. (3.9), (3.10) y (5.13)	Modelo 1.1 Ec. (3.9), (3.10), (5.13) y (5.14)	---
2	---	Modelo (2.1) Ec. (3.9), (3.10), (5.13), (5.15) y (5.16)	Modelo (2.2) Ec. (3.9), (3.10), (5.13), (5.14), (5.15) y (5.17)

Ecuación del devanado de campo:

$$\Delta\dot{E}'_{qi} = \frac{1}{T'_{d0i}}\left[-\Delta E'_{qi} - \left(x_{di} - x'_{di}\right)\left(-\Delta i_{di}\right) + \Delta V_{fdi}\right] \tag{5.13}$$

Ecuación del devanado de amortiguamiento 1 en el eje *q*:

$$-\Delta\dot{E}'_{d} = \frac{1}{T'_{q0}}\left[-\left(-\Delta E'_{d}\right) + \left(x_q - x'_q\right)\Delta i_q\right] \tag{5.14}$$

Ecuación del devanado de amortiguamiento en el eje *d*:

$$\Delta\dot{E}''_{qi} = \frac{1}{T'_{d0i}}\left[\Delta E'_{qi} - \left(x'_{di} - x''_{di}\right)\left(-\Delta i_{di}\right) - \Delta E''_{qi}\right] \tag{5.15}$$

Ecuación del devanado de amortiguamiento 2 en el eje *q*:
M. S. de polos salientes, 5º Orden:

$$-\Delta\dot{E}''_{d} = \frac{1}{T'_{q0}}\left[-\left(-\Delta E''_{d}\right) + \left(x_q - x''_q\right)\Delta i_q\right] \tag{5.16}$$

M. S. de polos lisos, 6º Orden:

$$-\Delta\dot{E}''_{d} = \frac{1}{T'_{q0}}\left[\left(-\Delta E'_{d}\right) + \left(x'_q - x''_q\right)\Delta i_q - \left(-\Delta E''_{d}\right)\right] \tag{5.17}$$

5.3.2 Ecuaciones de interfase de cada modelo de la máquina síncrona

Además de las ecuaciones de estado de la M. S. que se mostraron en la sección precedente se tienen otro tipo de ecuaciones denominadas de estator. Estas ecuaciones son del tipo algebraico y son muy importantes, ya que por medio de estas es posible obtener las expresiones correspondientes a el par eléctrico, el voltaje en terminales, etc. en función de las variables de estado y la entradas del sistema.

Este hecho cobra aún mayor importancia cuando se desea agregar al modelo de estado de la M. S. la dinámica de controles asociados con el comportamiento dinámico de la M. S.

A continuación se presentan las expresiones correspondientes a las ecuaciones en el estator, par eléctrico y voltaje en terminales para cada uno de los modelos de la M. S. que se abordan en este Capítulo.

5.3.2.1 Ecuaciones de interfase para el Modelo de Tercer Orden

Ecuaciones del estator en coordenadas *d-q*

$$\begin{pmatrix} -\Delta i_d \\ \Delta i_q \end{pmatrix} = \frac{1}{r_a^2 + x'_d x_q}\begin{bmatrix} r_a & x_q \\ -x'_d & r_a \end{bmatrix}\left[\begin{pmatrix} 0 \\ \Delta E'_q \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} -\Delta v_d \\ \Delta v_q \end{pmatrix}\right] \tag{5.18}$$

Ecuación del par eléctrico:

$$\Delta T_{ei} = \left[-\left(x_{di}^{'} - x_{qi}^{'} \right) i_{qi0} \right] \left(-\Delta i_{di} \right) + \left[\left(E_{qi0}^{'} \right) - \left(x_{di}^{'} - x_{qi}^{'} \right) \left(-i_{di0} \right) \right] \Delta i_{qi} + i_{qi0} \Delta E_{qi}^{'} \qquad (5.19)$$

Ecuación del voltaje en terminales:

$$\Delta V_t = \frac{V_{q0}}{V_{t0}} \Delta E_{qi}^{'} + \left[-\frac{\left(-V_{d0i} \right)}{V_{t0i}} r_{ai} + \frac{V_{q0i}}{V_{t0i}} x_{di}^{'} \right] \left(-\Delta i_{di} \right) + \left[-\frac{V_{q0i}}{V_{t0i}} r_{ai} - \frac{\left(-V_{d0i} \right)}{V_{t0i}} x_{qi} \right] \Delta i_{qi} \qquad (5.20)$$

5.3.2.2 Ecuaciones de interfase para el Modelo de Cuarto Orden

Ecuaciones del estator en coordenadas *d-q*

$$\begin{pmatrix} -\Delta i_d \\ \Delta i_q \end{pmatrix} = \frac{1}{r_a^2 + x_d^{'} x_q^{'}} \begin{bmatrix} r_a & x_q^{'} \\ -x_d^{'} & r_a \end{bmatrix} \left[\begin{pmatrix} -\Delta E_d^{'} \\ \Delta E_q^{'} \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} -\Delta v_d \\ \Delta v_q \end{pmatrix} \right] \qquad (5.21)$$

Ecuación del par eléctrico

$$\Delta T_{ei} = \left[\left(-E_{di0}^{'} \right) - \left(x_{di}^{'} - x_{qi}^{'} \right) i_{qi0} \right] \left(-\Delta i_{di} \right) + \left[\left(E_{qi0}^{'} \right) - \left(x_{di}^{'} - x_{qi}^{'} \right) \left(-i_{di0} \right) \right] \Delta i_{qi} + \\ + \left(-i_{di0} \right) \left(-\Delta E_{di}^{'} \right) + i_{qi0} \Delta E_{qi}^{'} \qquad (5.22)$$

Ecuación del voltaje en terminales:

$$\Delta V_{ti} = \frac{\left(-V_{d0i} \right)}{V_{t0i}} \left(-\Delta E_{di}^{'} \right) + \frac{V_{q0i}}{V_{t0i}} \Delta E_{qi}^{'} + \left[-\frac{\left(-V_{d0i} \right)}{V_{t0i}} r_{ai} + \frac{V_{q0i}}{V_{t0i}} x_{di}^{'} \right] \left(-\Delta i_{di} \right) + \left[-\frac{\left(-V_{d0i} \right)}{V_{t0i}} x_{qi}^{'} + -\frac{V_{q0i}}{V_{t0i}} r_{ai} \right] \Delta i_{qi} \qquad (5.23)$$

5.3.2.3 Ecuaciones de interfase para el Modelo de Quinto Orden

Ecuaciones del estator en coordenadas *d-q*

$$\begin{pmatrix} -\Delta i_d \\ \Delta i_q \end{pmatrix} = \frac{1}{r_a^2 + x_d^{''} x_q^{''}} \begin{bmatrix} r_a & x_q^{''} \\ -x_d^{''} & r_a \end{bmatrix} \left[\begin{pmatrix} -\Delta E_d^{''} \\ \Delta E_q^{''} \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} -\Delta v_d \\ \Delta v_q \end{pmatrix} \right] \qquad (5.24)$$

Ecuación del par eléctrico

$$\Delta T_{ei} = \left[\left(-E_{di0}^{''} \right) - \left(x_{di}^{''} - x_{qi}^{''} \right) i_{qi0} \right] \left(-\Delta i_{di} \right) + \left[\left(E_{qi0}^{''} \right) - \left(x_{di}^{''} - x_{qi}^{''} \right) \left(-i_{di0} \right) \right] \Delta i_{qi} + \\ + \left(-i_{di0} \right) \left(\Delta E_{di}^{''} \right) + i_{qi0} \Delta E_{qi}^{''} \qquad (5.25)$$

Ecuación del voltaje en terminales:

$$\Delta V_{ti} = \frac{\left(-V_{d0i} \right)}{V_{t0i}} \left(-\Delta E_{di}^{''} \right) + \frac{V_{q0i}}{V_{t0i}} \Delta E_{qi}^{''} + \left[-\frac{\left(-V_{d0i} \right)}{V_{t0i}} r_{ai} - \frac{V_{q0i}}{V_{t0i}} x_{di}^{''} \right] \left(-\Delta i_{di} \right) + \left[\frac{\left(-V_{d0i} \right)}{V_{t0i}} x_{qi}^{''} \Delta i_{qi} - \frac{V_{q0i}}{V_{t0i}} r_{ai} \right] \Delta i_{qi} \qquad (5.26)$$

Modelo de Sexto Orden

Las ecuaciones del estator en coordenadas *d-q* son las mismas que para el modelo de quinto orden, ecuación (5.14).

Ecuación del par eléctrico

$$\Delta T_{ei} = \left[\left(-E''_{di0}\right) - \left(x''_{di} - x''_{qi}\right) i_{qi0}\right](-\Delta i_{di}) + \left[\left(E''_{qi0}\right) - \left(x''_{di} - x''_{qi}\right)(-i_{di0})\right]\Delta i_{qi} + \\ + \left(-i_{di0}\right)\left(-\Delta E''_{di}\right) + i_{qi0}\Delta E''_{qi} \qquad (5.27)$$

El modelo de 6º orden, al tener las mismas ecuaciones del rotor que el modelo de 5º orden compartirá con este último la expresión que describa el voltaje en terminales en función de las variables de estado y las corrientes de la *i-ésima* M. S.

5.4 REPRESENTACIÓN DE LA RED

El sistema básico estudiado es mostrado en la Fig. 5.2: éste es básicamente una red de transmisión eléctrica de parámetros concentrados con n_g máquinas síncronas conectadas a ella. Se asume que la red es completamente descrita por la ecuación matricial de admitancias nodales:

$$[I] = [Y_{BUS}][V] \qquad (5.28)$$

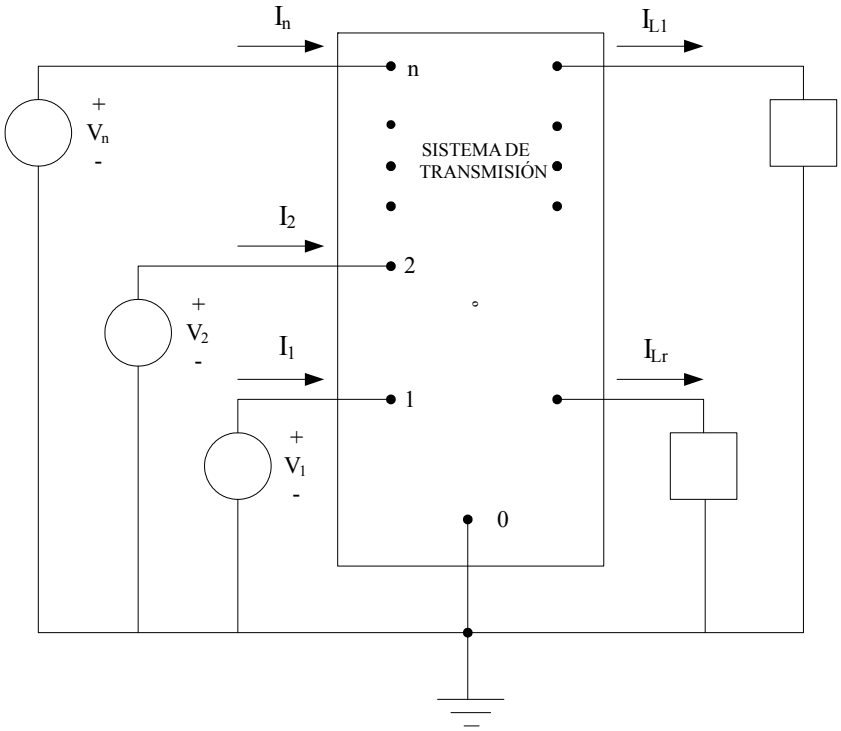


Fig.5.2 Representación de un sistema multimáquinas.

Para el método que se esta empleando existe la necesidad de interconectar n_g máquinas síncronas, por lo tanto, es necesario separar las n ecuaciones complejas existentes en (5.28) en $2n$ ecuaciones reales [Undrill, 1968]:

$$\begin{bmatrix} I_{D1} \\ I_{Q1} \\ \vdots \\ I_{Dn} \\ I_{Qn} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G_{11} & -B_{11} & \cdots & G_{nn} & -B_{1n} \\ B_{11} & G_{11} & \cdots & B_{1n} & G_{nn} \\ & & & \vdots & \vdots \\ & & & G_{nn} & -B_{nn} \\ & & & B_{nn} & G_{nn} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{D1} \\ V_{Q1} \\ \vdots \\ V_{Dn} \\ V_{Qn} \end{bmatrix} \tag{5.29}$$

La cual puede ser escrita en forma simbólica como:

$$[I_{D,Q}] = [Y_N][V_{D,Q}] \tag{5.30}$$

Las ecuaciones de la red utilizando la matriz de admitancias nodales Y_{BUS} es utilizada en este tipo de estudios debido que solamente necesita ser refactorizada si existe un cambio en la red, de otra forma la factorización inicial permanecerá; a diferencia de utilizar el Jacobiano [Sauer and Pai, 1998].

Una vez que se ha incluido el efecto de las cargas estáticas en Y_N se procede, por medio de una reducción de *Kron,* a eliminar los nodos de carga, es decir aquellos nodos cuya inyección de corriente sea igual a cero, obteniéndose una matriz reducida de dimensión $n_g x n_g$ [Anderson and Fouad, 1994]:

$$\Delta I_{D,Qi} = \tilde{Y}_N \Delta V_{D,Qi} \tag{5.31}$$

Un punto importante a ser considerado consiste en la suposición de que los ejes *D* y *Q* a los cuales esta referido el sistema de transmisión, giran a una velocidad angular constante de referencia (ω_0). En contraparte, cada una de las M. S. tiene a sus ecuaciones referidas al *MDR* de su propio rotor. De este hecho se desprende la necesidad de expresar las ecuaciones de la *i*-ésima M. S. en el *MDR* síncrono de la red, de acuerdo a los desplazamientos angulares δ entre los ejes de la M. S. y los ejes de la red como se muestra en la Fig. 5.3, de tal manera que las ecuaciones puedan ser escritas de forma compatible y se puedan conectar todas las M. S. a través de la red de transmisión [Sauer and Pai, 1998].

Para lograr lo anterior se debe utilizar una transformación que "proyecte" las cantidades que están referidas al rotor de la máquina al marco de referencia de la red. Por lo tanto, la función de las ecuaciones del estator es la de ser ecuaciones de interfase entre las máquinas y la red [Undrill, 1968].

En la Fig. 5.3 se puede apreciar la relación existente entre los marcos de referencia de la red y de la M. S., misma que puede ser expresada en forma matricial como:

$$T = \begin{bmatrix} sen\delta & -\cos\delta \\ \cos\delta & sen\delta \end{bmatrix} \tag{5.32}$$

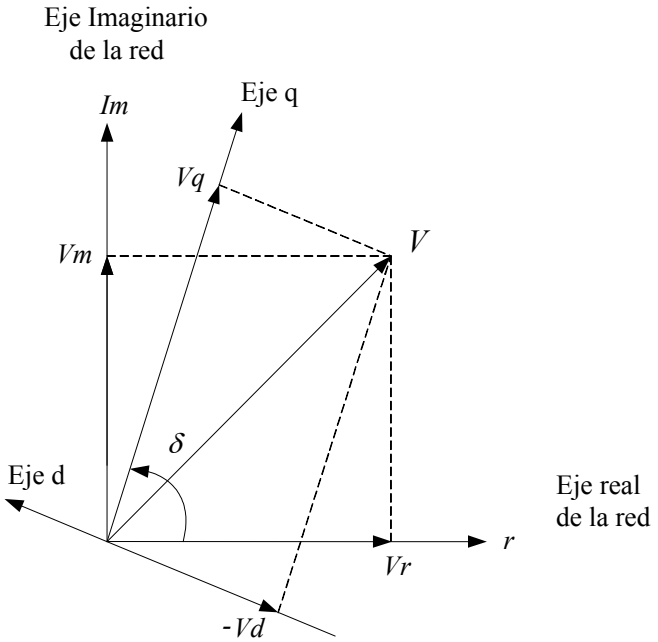


Fig.5.3 Relación entre los marcos de referencia de la red y de la máquina síncrona.

La transformación inversa viene dada por:

$$T^{-1} = \begin{bmatrix} sen\delta & \cos\delta \\ -\cos\delta & sen\delta \end{bmatrix} \tag{5.33}$$

Las corrientes y voltajes referidos al rotor de cada máquina se refieren al marco de la red de la siguiente forma:

$$\begin{bmatrix} (-i_{di}) \\ i_{qi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen\delta_i & -\cos\delta_i \\ \cos\delta_i & sen\delta_i \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{Di} \\ I_{Qi} \end{bmatrix} \tag{5.34}$$

$$\begin{bmatrix} (-V_{di}) \\ V_{qi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sen\delta_i & -\cos\delta_i \\ \cos\delta_i & sen\delta_i \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{Di} \\ V_{Qi} \end{bmatrix} \tag{5.35}$$

5.5 MODELOS DE LOS SISTEMAS DE CONTROL

Los modelos de Sistemas de Control de Excitación disponibles para su evaluación en la estabilidad de pequeñas señales en el programa del autor son los tipos AC4, DC1, ST1 y ST3, mismos que pueden se vistos con mayor detalle en el Apéndice B.

Con respecto a los modelos de ESP disponibles en el programa de este trabajo, estos son los tipos PSS1A e IEE2ST. Ambos vienen explicados con mayor detalle en el Apéndice B.

En ambos casos se tomaron las previsiones necesarias para tratar con bloques de adelanto-atraso de una forma adecuada [Arrillaga and Watson, 2001].

5.6 MODELOS DE LAS CARGAS

5.6.1 Introducción a los modelos de cargas

Dentro de los muchos factores que influyen en la precisión del cálculo del amortiguamiento de los modos de oscilación tenemos que el modelado de la cargas ocupa un lugar muy importante [CIGRE, 1996].

Lo anterior se debe al hecho de que las cargas normalmente introducen cierto nivel de amortiguamiento en el SEP debido a las características potencia-frecuencia relacionadas con la naturaleza de cada una de ellas, estas características deben ser modeladas de la forma más precisa posible, ya que de no hacerlo los resultados obtenidos diferirán de los correctos a menos que se introduzca un factor de amortiguamiento D para cada generador, con el objetivo de tomar en cuenta el amortiguamiento suministrado por las cargas [IEEE, 1999].

Sin embargo, el poder obtener una representación adecuada de las cargas es una tarea difícil, esto se debe entre otras cosas a que la composición exacta de la carga es usualmente muy difícil de estimar. Además la composición de las cargas suele cambiar de forma continua reflejando el patrón de consumo de distintos dispositivos [Concordia and Ihara, 1982].

A pesar de que en la actualidad existen varios modelos disponibles para la representación de cargas en el SEP, no existen modelos estándar, razón por la cual el modelo de carga que se este considerando emplear depende del método de análisis que se este empleando y del fenómeno que se este estudiando [Concordia and Ihara, 1982, IEEE, 1995ª, CIGRE, 1996].

5.6.2 Modelos de cargas

Las modelos de cargas se dividen históricamente en Modelos de Cargas Estáticas y Dinámicas:

- Modelos de cargas estáticas. Son modelos que expresan las potencias activas y reactivas en cualquier instante de tiempo como funciones de la magnitud de voltaje y la frecuencia del bus de interés en el mismo instante, utilizando para ello funciones algebraicas tales como polinomios, funciones exponenciales, hiperbólicas, entre otras [Concordia and Ihara, 1982, IEEE, 1993].

- Modelos de cargas dinámicas. Son modelos que expresan las potencias real y reactiva en cualquier instante de tiempo como funciones de la magnitud de voltaje y la frecuencia en el bus de interés en instantes de tiempos anteriores al presente, y usualmente, incluyendo el instante de tiempo presente. Ecuaciones diferenciales pueden ser usadas para representar tales modelos [IEEE, 1993].

En este trabajo se omitirá la representación de modelos de las cargas dinámicas.

Los modelos de cargas estáticas a su vez tienen la siguiente clasificación básica:

- Modelos de carga de impedancia constante. En este modelo de carga estático la potencia varia directamente con el cuadrado de la magnitud del voltaje [IEEE, 1993].
- Modelos de carga de corriente constante: En este modelo de carga estático la potencia varía directamente con la magnitud del voltaje [IEEE, 1993].
- Modelos de carga de potencia constante: En este modelo de carga estático la potencia no varía con los cambios en la magnitud de voltaje. Debido a que muchos dispositivos de potencia constante no mantienen esta característica debajo de algún nivel de voltaje (típicamente 80 a 90%), muchos modelos de carga cambian a un Modelo de Carga de Impedancia Constante (principalmente por conveniencia computacional) ó, inclusive, disparan carga por debajo de un nivel especificado de voltaje [IEEE, 1993].

5.6.3 Tipos de representación del modelo de cargas

Modelo de carga polinomial. Para poder representar la relación de potencia con respecto a la magnitud del voltaje y la frecuencia se recomienda el uso del polinomial "ZIP" más dos términos dependientes voltaje/frecuencia [IEEE, 1995a]:

$$\frac{P}{P_0} = K_{pz}\left(\frac{V}{V_0}\right)^2 + K_{pi}\frac{V}{V_0} + K_{pc} + K_{p1}\left(\frac{V}{V_0}\right)^{n_{pv1}}\left(1+n_{pf1}\Delta f\right) + K_{p2}\left(\frac{V}{V_0}\right)^{n_{pv2}}\left(1+n_{pf2}\Delta f\right) \quad (5.36)$$

$$K_{pz} = 1-\left(K_{pi}+K_{pc}+K_{p1}+K_{p2}\right) \quad (5.37)$$

$$\frac{Q}{Q_0} = K_{qz}\left(\frac{V}{V_0}\right)^2 + K_{qi}\frac{V}{V_0} + K_{qc} + K_{q1}\left(\frac{V}{V_0}\right)^{n_{qv1}}\left(1+n_{qf1}\Delta f\right) + K_{q2}\left(\frac{V}{V_0}\right)^{n_{qv2}}\left(1+n_{qf2}\Delta f\right) \quad (5.38)$$

$$K_{qz} = 1-\left(K_{qi}+K_{qc}+K_{q1}+K_{q2}\right) \quad (5.39)$$

Frecuencia del Bus: La frecuencia del bus de voltaje no es una variable inherente en el análisis de redes de frecuencia fundamental y no es usado en muchos programas de análisis de estabilidad dinámica. Sin embargo, esta puede ser calculada al tomar la derivada numérica del ángulo del voltaje de bus. Esta frecuencia es requerida, no únicamente en los modelos de carga con términos dependientes de la frecuencia, sino que también son utilizados en otros modelos de carga como los modelos de motor de inducción dinámico. La frecuencia del bus es algunas veces calculada del promedio ponderado de las velocidades de las M. S. Sin embargo esta aproximación es errónea debido a que no producirá el impacto correcto en el amortiguamiento de las oscilaciones [IEEE, 1995].

Modelo de carga Exponencial: Es un modelo de carga estático que representa la relación potencia-voltaje con una ecuación exponencial, la cual usualmente tiene la siguiente forma:

$$P_L = P_{L0}\left(\frac{V}{V_0}\right)^{np} \tag{5.40}$$

$$Q_L = Q_{L0}\left(\frac{V}{V_0}\right)^{nq} \tag{5.41}$$

Los parámetros de este modelo son los exponentes n_p, n_q y el factor de potencia de la carga. Note que al ajustar estos exponentes a 0, 1 ó 2, la carga puede ser representado por modelos de carga de potencia conste, corriente constante, ó impedancia constante respectivamente. Otros exponentes pueden ser usados para representar el efecto agregado de los diferentes tipos de componentes de cargas. Exponentes más grandes que *2* ó menores que *0* quizás sean apropiados para algunos tipos de carga [IEEE, 1993].

5.6.4 Implementación computacional del modelo exponencial de cargas

Para el desarrollo del presente trabajo se decidió trabajar con el modelo exponencial de cargas debido a que una gran cantidad de resultados disponibles para la validación de los resultados obtenidos fueron obtenidos utilizando este tipo de modelo de carga [Sauer and Pai, 1988].

Para estudios de oscilaciones de baja frecuencia los modelos de carga deben ser linealizados para poder ser utilizados, por lo tanto la corriente en el bus de carga esta dada por la siguiente expresión:

$$\begin{bmatrix} i_{DL} \\ i_{QL} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P_L & Q_L \\ -Q_L & P_L \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{DL}/V^2 \\ V_{QL}/V^2 \end{bmatrix} \tag{5.42}$$

La anterior ecuación es linealizada, obteniéndose la siguiente expresión:

$$\begin{bmatrix} \Delta i_{DL} \\ \Delta i_{QL} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta P_L & \Delta Q_L \\ -\Delta Q_L & \Delta P_L \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{DL0}/V_0^2 \\ V_{QL0}/V_0^2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} P_{L0} & Q_{L0} \\ -Q_{L0} & P_{L0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_{DL}/V_0^2 \\ \Delta V_{QL}/V_0^2 \end{bmatrix} + -2\begin{bmatrix} P_{L0} & Q_{L0} \\ -Q_{L0} & P_{L0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{DL0}/V_0^3 \\ V_{QL0}/V_0^3 \end{bmatrix} \Delta V \tag{5.43}$$

Donde la ecuación que describe el voltaje en el bus de interés linealizado viene dada por:

$$\Delta V = \frac{V_{DL0}}{V_0}\Delta V_{DL} + \frac{V_{QL0}}{V_0}\Delta V_{QL} \tag{5.44}$$

El siguiente paso es linealizar las expresiones (5.37) y (5.38):

$$\Delta P_L = \left(\frac{n_p P_{L0}}{V_0} \right) \Delta V \tag{5.45}$$

$$\Delta Q_L = \left(\frac{n_q Q_{L0}}{V_0} \right) \Delta V \tag{5.46}$$

Finalmente se sustituye (5.41) en (5.42) y (5.43), una vez hecho esto se sustituyen las nuevas expresiones para ΔP y ΔQ en (5.40), obteniéndose el modelo exponencial de carga linealizado:

$$\begin{bmatrix} i_{DL} \\ i_{QL} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} g_1 & b_1 \\ g_2 & b_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{DL} \\ V_{QL} \end{bmatrix} \tag{5.47}$$

Donde:

$$g_1 = \frac{P_{L0}}{V_0^2} \left[\left(n_p - 2 \right) \frac{V_{DL0}^2}{V_0^2} + 1 \right] + \frac{Q_{L0}}{V_0^2} \left[\left(n_q - 2 \right) \frac{V_{DL0} V_{QL0}}{V_0^2} \right]$$

$$b_1 = \frac{Q_{L0}}{V_0^2} \left[\left(n_q - 2 \right) \frac{V_{QL0}^2}{V_0^2} + 1 \right] + \frac{P_{L0}}{V_0^2} \left[\left(n_p - 2 \right) \frac{V_{DL0} V_{QL0}}{V_0^2} \right]$$

$$g_2 = \frac{P_{L0}}{V_0^2} \left[\left(n_p - 2 \right) \frac{V_{QL0}^2}{V_0^2} + 1 \right] - \frac{Q_{L0}}{V_0^2} \left[\left(n_q - 2 \right) \frac{V_{DL0} V_{QL0}}{V_0^2} \right]$$

$$b_2 = \frac{Q_{L0}}{V_0^2} \left[\left(n_q - 2 \right) \frac{V_{DL0}^2}{V_0^2} + 1 \right] - \frac{P_{L0}}{V_0^2} \left[\left(n_p - 2 \right) \frac{V_{DL0} V_{QL0}}{V_0^2} \right]$$

5.6.5 Consideraciones en el uso de modelos de carga en estudios de estabilidad ante pequeños disturbios

Para el caso del análisis de la estabilidad ante pequeños disturbios, la elección de un modelo de carga de corriente constante para la carga de potencia activa y un modelo de carga de impedancia constate para la carga de potencia reactiva es la opción más utilizada, aunque esto no significa que esta práctica sea una panacea. Prueba de lo anterior es que el uso de otros modelos de cargas ha sido reportado, mismos que incluyen modelos de impedancia constante para representar las potencias activa y reactiva de las cargas, modelos polinomiales estáticos y combinaciones de los previamente mencionados también han sido usados. De igual forma se ha reportado el uso de modelos dinámicos del motor de inducción para ciertos tipos de análisis de estabilidad [IEEE, 1993].

Para el caso particular de los modos de oscilación interárea, se tiene que estos usualmente resultan en variaciones significativas en el voltaje y la frecuencia local. En tales casos, las características de voltaje y frecuencia de la carga pueden tener un

efecto significativo en el amortiguamiento de las oscilaciones. Un estudio efectuado para el *Western North America Power System* mostró que usando un modelo de carga de impedancia constante en un análisis de estabilidad ante pequeños disturbios tendía a sobreestimar el amortiguamiento alrededor de un 25% en comparación con modelos de carga más precisos [IEEE, 1993].

Sin embargo no esta por demás resaltar que no existe una regla general conforme a la cual un modelo de carga sea el indicado a utilizar. Al parecer no se pueden sustituir el invertir tiempo y esfuerzo en identificar las características actuales de la carga para un sistema dado y usar modelos apropiados al tipo de estudio que se esta realizando. Una considerable mejora en la fidelidad del modelado puede ser lograda al utilizar completamente modelos existentes incluyendo modelos dinámicos [IEEE, 1993].

5.7 EJEMPLO DE LA FORMULACIÓN DEL MODELO DE ESTADO COMPLETO DEL SEP

A continuación se presenta la formación de un modelo de estado completo para un SEP en donde las máquinas síncronas se representan por medio de un modelo de tercer orden considerando un sistema de excitación tipo DC1 para cada una. De tal manera que las ecuaciones a utilizarse serán las (5.1)-(5.5), (5.28) y (5.32):

1. Como primer paso se ordena en forma matricial las ecuaciones linealizadas correspondientes a cada una de las M. S. en el SEP y su control de excitación asociado:

$$[\Delta \dot{x}_i] = [A]\Delta x_i + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ -\frac{\omega_0}{2H_i} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & -\frac{K_{ai}}{T_{ai}} \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta T_{ei} \\ \Delta V_{ti} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{\omega_0}{2H_i} & 0 \\ 0 & \frac{K_{ai}}{T_{ai}} \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta T_{mi} \\ \Delta V_{refi} \end{bmatrix} \qquad (5.48)$$

Donde:

$$\Delta x_i = \begin{bmatrix} \Delta\delta_i & \Delta\omega_i & \Delta E'_{qi} & \Delta V_{ri} & \Delta V_{Fi} & \Delta V_{fdi} \end{bmatrix}$$

$$\Delta S_{ei} = A_{sati} e^{\left(B_{sati} V_{fdi}\right)} \left(1 + B_{sati} V_{fdi0}\right)$$

Donde:

$$A_i = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{D_i}{2H_i} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{T'_{d0i}} & 0 & 0 & \frac{1}{T'_{d0i}} \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_{Ai}} & -\frac{K_{Ai}}{T_{Ai}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{K_{Fi}}{T_{Ei}T_{Fi}} & -\frac{1}{T_{Fi}} & -\frac{K_{Fi}\left[K_{Ei}+\Delta S_{Ei}\right]}{T_{Ei}} \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{T_{Ei}} & 0 & -\frac{K_{Ei}+\Delta S_{Ei}}{T_{Ei}} \end{bmatrix}$$

En este caso como se puede observar se necesita una expresión que describa al par eléctrico, el voltaje en terminales de la M. S. y las corrientes del estator de la máquina en función de las variables del modelo de estado.

2. Al Sustituir (5.5) y (5.20) en (5.2) se obtiene la siguiente expresión

$$\begin{bmatrix} \Delta T_{ei} \\ \Delta V_{ti} \end{bmatrix} = \left[W_{1i}\right] \begin{bmatrix} \Delta\delta_i \\ \Delta\omega_i \\ \Delta E'_{qi} \end{bmatrix} + \left[W_{2i}\right] \begin{bmatrix} -\Delta i_{di} \\ \Delta i_{qi} \end{bmatrix} \tag{5.2'}$$

$$\begin{bmatrix} \Delta T_{ei} \\ \Delta V_{ti} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & W_{1i(1,3)} \\ 0 & 0 & W_{1i(2,3)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\delta_i \\ \Delta\omega_i \\ \Delta E'_{qi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} W_{2i(1,1)} & W_{2i(1,2)} \\ W_{2i(2,1)} & W_{2i(2,2)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\Delta i_{di} \\ \Delta i_{qi} \end{bmatrix} \tag{5.49}$$

Donde:

$$\left[W_{1i}\right] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & i_{qi0} \\ 0 & 0 & v_{qi0}/v_{t0} \end{bmatrix}$$

$$\left[W_{2i}\right] = \begin{bmatrix} -i_{qi0}\left(x'_{di}-x_{qi}\right) & E'_{qi0}-\left(-i_{di0}\right)\left(x'_{di}-x_{qi}\right) \\ \frac{-r_{ai}\left(-v_{di0}\right)-x'_d v_{qi0}}{v_{ti0}} & \frac{-r_{ai}v_{qi0}+x_q\left(-v_{di0}\right)}{v_{ti0}} \end{bmatrix}$$

3. El siguiente paso consiste en referir las corrientes que circulan en el estator de la i-ésima M. S. al MDR de la red, lo cual se consigue al aplicar directamente la matriz de transformación (5.32) a (5.3) para este caso:

$$\begin{bmatrix} \left(-i_{di}\right) \\ i_{qi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r_{ai} & -x'_{qi} \\ x'_{di} & r_{ai} \end{bmatrix}^{-1} \left[\begin{bmatrix} \left(-E'_{di}\right) \\ E'_{qi} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} sen\delta_i & -\cos\delta_i \\ \cos\delta_i & sen\delta_i \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{Di} \\ V_{Qi} \end{bmatrix} \right] \tag{5.50}$$

La inversa de la matriz de impedancias, para este modelo, queda definida por:

$$\begin{bmatrix} Z_{eqi1} & Z_{eqi2} \\ Z_{eqi3} & Z_{eqi4} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r_{ai} & -x'_{qi} \\ x'_{di} & r_{ai} \end{bmatrix}^{-1} \tag{5.51}$$

La ecuación (5.50) se linealiza y es ordenada en forma matricial quedando en función de las variables de estado de la i-ésima M. S. y los voltajes de la red:

$$\Delta i_{d,qi} = \begin{bmatrix} -\Delta i_{di} \\ \Delta i_{qi} \end{bmatrix} = [F_{1i}] \begin{bmatrix} \Delta\delta_i \\ \Delta\omega_i \\ \Delta E'_{qi} \end{bmatrix} + [F_{2i}] \begin{bmatrix} \Delta V_{Di} \\ \Delta V_{Qi} \end{bmatrix} \tag{5.3'}$$

$$\Delta i_{d,qi} = \begin{bmatrix} F_{1i(1,1)} & 0 & Z_{eq2} \\ F_{1i(2,1)} & 0 & z_{eq4} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\delta_i \\ \Delta\omega_i \\ \Delta E'_{qi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} F_{2i(1,1)} & F_{2i(1,2)} \\ F_{2i(2,1)} & F_{2i(2,2)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_{Di} \\ \Delta V_{Qi} \end{bmatrix} \tag{5.52}$$

Donde:

$$[F_{1i}] = \begin{bmatrix} -\left[Z_{eq1}\left(V_{Di0}\cos\delta_{i0} + V_{Qi0} sen\delta_{i0} \right) + Z_{eq2}\left(-V_{Di0} sen\delta_{i0} + V_{Qi0}\cos\delta_{i0} \right) \right] & 0 & Z_{eq2} \\ -\left[Z_{eq3}\left(V_{Di0}\cos\delta_{i0} + V_{Qi0} sen\delta_{i0} \right) + Z_{eq4}\left(-V_{Di0} sen\delta_{i0} + V_{Qi0}\cos\delta_{i0} \right) \right] & 0 & Z_{eq4} \end{bmatrix}$$

$$[F_{2i}] = \begin{bmatrix} -Z_{eq1} sen\delta_{i0} - Z_{eq2}\cos\delta_{i0} & Z_{eq1} cos\delta_{i0} - Z_{eq3} sen\delta_{i0} \\ -Z_{eq3} sen\delta_{i0} - Z_{eq4}\cos\delta_{i0} & Z_{eq2} cos\delta_{i0} - Z_{eq4} sen\delta_{i0} \end{bmatrix}$$

4. Se sustituye (5.52) en (5.50) y se obtiene ΔT_{ei} y ΔV_{ti} en función de las variables de estado y los voltajes de la red:

$$\begin{bmatrix} \Delta T_{ei} \\ \Delta V_{ti} \end{bmatrix} = [H_{1i}] \begin{bmatrix} \Delta\delta_i \\ \Delta\omega_i \\ \Delta E'_{qi} \end{bmatrix} + [H_{2i}] \begin{bmatrix} \Delta V_{Di} \\ \Delta V_{Qi} \end{bmatrix} \tag{5.53}$$

$$\begin{bmatrix} \Delta T_{ei} \\ \Delta V_{ti} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} H_{1i(1,1)} & 0 & H_{1i(1,3)} \\ H_{1i(2,1)} & 0 & H_{1i(2,3)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\delta_i \\ \Delta\omega_i \\ \Delta E'_{qi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} H_{2i(1,1)} & H_{2i(1,2)} \\ H_{2i(2,1)} & H_{2i(2,2)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_{Di} \\ \Delta V_{Qi} \end{bmatrix}$$

Donde:

$$[H_{1i}] = \begin{bmatrix} W_{2i(1,1)}F_{1i(1,1)} + W_{2i(1,2)}F_{1i(2,1)} & 0 & W_{2i(1,1)}Z_{eq2} + W_{2i(1,2)}Z_{eq4} + i_{qi0} \\ W_{2i(2,1)}F_{1i(1,1)} + W_{2i(2,2)}F_{1i(2,1)} & 0 & W_{2i(2,1)}Z_{eq2} + W_{2i(2,2)}Z_{eq4} + v_{qi0}/v_{t0} \end{bmatrix}$$

$$[H_{2i}] = \begin{bmatrix} W_{2i(1,1)}F_{2i(1,1)} + W_{2i(1,2)}F_{2i(2,1)} & W_{2i(1,1)}F_{2i(1,2)} + W_{2i(1,2)}F_{2i(2,2)} \\ W_{2i(2,1)}F_{2i(1,1)} + W_{2i(2,2)}F_{2i(2,1)} & W_{2i(2,1)}F_{2i(1,2)} + W_{2i(2,2)}F_{2i(2,2)} \end{bmatrix}$$

5. Se sustituye el valor de (5.53) en la expresión original tomando ésta la siguiente estructura:

$$[\Delta \dot{x}_i] = [A]\Delta x_i + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ -\dfrac{\omega_0 H_{2i(1,1)}}{2H_i} & -\dfrac{\omega_0 H_{2i(1,2)}}{2H_i} \\ 0 & 0 \\ -\dfrac{K_{ai} H_{2i(2,1)}}{T_{ai}} & -\dfrac{K_{ai} H_{2i(2,2)}}{T_{ai}} \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_{Di} \\ \Delta V_{Qi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \dfrac{\omega_0}{2H_i} & 0 \\ 0 & \dfrac{K_{ai}}{T_{ai}} \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta T_{mi} \\ \Delta V_{refi} \end{bmatrix} \tag{5.54}$$

6. Se procede a linealizar la ecuación (5.34) de tal forma que se obtiene la siguiente expresión:

$$\begin{bmatrix} -\Delta i_{di} \\ \Delta i_{qi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_{Di0}\cos(\delta_{io}) + I_{Qi0}\sin(\delta_{io}) \\ -I_{Di0}\sin(\delta_{io}) + I_{Qi0}\cos(\delta_{io}) \end{bmatrix} [\Delta \delta_i] + \begin{bmatrix} sen\delta_i & -\cos\delta_i \\ \cos\delta_i & sen\delta_i \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_{Di} \\ \Delta I_{Qi} \end{bmatrix} \tag{5.55}$$

$$\Delta i_{d,qi} = \begin{bmatrix} F_{1i(1,1)} & 0 & Z_{eq2} \\ F_{1i(2,1)} & 0 & z_{eq4} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \delta_i \\ \Delta \omega_i \\ \Delta E'_{qi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} F_{2i(1,1)} & F_{2i(1,2)} \\ F_{2i(2,1)} & F_{2i(2,2)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_{Di} \\ \Delta V_{Qi} \end{bmatrix}$$

7. Se hacen iguales (5.52) y (5.55) y la expresión resultante es resuelta para $\Delta I_{D,Qi}$:, de tal forma que la nueva ecuación es la siguiente:

$$\Delta I_{D,Qi} = \tilde{C}_i \Delta x_i - \tilde{Y}_i \Delta V_{D,Qi} \tag{5.56}$$

$$\tilde{C}_i = \begin{bmatrix} \sin\delta_{i0}\left(F_{1i(1,1)} - I_{D0}\cos\delta_{io} - I_{Q0}\sin\delta_{io}\right) + \cos\delta_{i0}\left(F_{1i(2,1)} + I_{D0}\sin\delta_{io} - I_{Q0}\cos\delta_{io}\right) & 0 & Z_{eq2}\sin\delta_{i0} + z_{eq4}\cos\delta_{i0} \\ -\cos\delta_{i0}\left(F_{1i(1,1)} - I_{D0}\cos\delta_{io} - I_{Q0}\sin\delta_{io}\right) + \sin\delta_{i0}\left(F_{1i(2,1)} + I_{D0}\sin\delta_{io} - I_{Q0}\cos\delta_{io}\right) & 0 & -Z_{eq2}\cos\delta_{i0} + z_{eq4}\sin\delta_{i0} \end{bmatrix}$$

$$\tilde{Y}_i = \begin{bmatrix} -F_{2i(1,1)}\sin\delta_{i0} - F_{2i(1,2)}\cos\delta_{i0} & -F_{2i(2,1)}\sin\delta_{i0} - F_{2i(2,2)}\cos\delta_{i0} \\ F_{2i(1,1)}\cos\delta_{i0} - F_{2i(1,2)}\sin\delta_{i0} & F_{2i(2,1)}\cos\delta_{i0} - F_{2i(2,2)}\sin\delta_{i0} \end{bmatrix}$$

8. Los siguientes pasos consisten básicamente en ordenar en forma matricial (5.54) y (5.56) para cada una de las n_g M. S. Una vez que esto ha sido hecho, la obtención del modelo de estado final dado por la ecuación (5.12) es trivial, razón por la cual esta parte es omitida.

5.8 DESCRIPCIÓN DEL PROGRAMA DESARROLLADO PARA UN SISTEMA MULTIMÁQUINAS CON MODELOS DETALLADOS

Se desarrolló un programa de computadora digital en lenguaje de programación FORTRAN 90 para formar el modelo de estado de un SEP multimáquinas empleando los procedimientos presentados en las secciones iniciales de este capítulo. Se utilizaron subrutinas del paquete IMSL para la obtención de eigenvalores y eigenvectores. La estructura general del programa de simulación se muestra en la Fig. 5.4. En esta figura se presentan los siguientes procesos:

- Bloque 1: **Lectura de datos del sistema y del estudio.** En este bloque se representa el proceso de lectura de datos, del que se obtienen los datos de la red, los resultados de un programa de flujos de carga convergido, el tipo de modelo de cada uno de los generadores síncronos así como los datos de éstos, el número de sistemas de control de excitación a considerar y los parámetros de los mismos y por último la cantidad de ESP a tomar en cuenta y sus datos. En este punto se determina el número de estados correspondiente al modelo de cada una de las M. S., Sistema de Excitación, ESP. y el número total de estados del sistema. Esto es muy importante debido a que las subrutinas del IMSL solo darán resultados correctos cuando se les proporcionan arreglos que hayan sido declarados con el número total exacto de estados.

- Bloque 2: **Formación de Y_{BUS}.** El siguiente paso en la construcción del modelo de estado tiene que ver con la formación de Y_{BUS} por el método de inspección, el cual es bien conocido [Gross, 1989].

- Bloque 3: **Separación de Y_{BUS} en 2n ecuaciones reales referidas a los ejes DQ para formar Y_{DQ}.** En este paso las *n* ecuaciones complejas que comprende Y_{BUS} se separan en dos ecuaciones reales, mismas que estarán referidas a los ejes *D,Q*, del MDR síncrono de la red. Las ecuaciones resultantes formarán una nueva matriz que será denominada Y_{DQ} [Undrill, 1968].

- Bloque 4: **Inclusión de las cargas estáticas, según sea su tipo, en Y_{DQ}.** En este bloque se incluyen como elementos de Y_{DQ} las cargas estáticas dependiendo de si son de Impedancia constante, Corriente constante, Potencia constante ó una combinación de ellas utilizando el modelo de cargas exponencial linealizado [Pai et al.., 2005].

- Bloque 5: **Reducción de Y_{DQ} a los nodos generadores de la red.** En este punto se procede a aplicar la reducción de *Kron* de Y_{DQ} a los nodos internos de los generadores haciendo uso de (4.7).

- Bloque 6: **Formación del modelo de estado de cada una de las M. S. de acuerdo a su tipo de modelo.** En este paso se calculan las condiciones iniciales de las cantidades propias M. S. y, posteriormente se obtiene el modelo de estado

parcial representado por (5.1) para cada una de las M. S. de acuerdo al orden de su modelo. Cabe hacer mención que el enfoque utilizado para el desarrollo del modelo de estado total del sistema es bastante flexible y permite tratar con modelos de diferente orden sin tener que hacer modificaciones importantes [EPRI, 1988, Pai et al., 2005].

- Bloques 7 y 8: **Elección del tipo de Sistema de Excitación.** En este paso el programa ya conoce, debido al bloque 1, que tipos de sistemas de control de excitación se van a incluir y en que máquina, si es el caso, por lo que procede a agregar la dinámica de estos al modelo de estado parcial, mismo que viene dado por (5.1) de las M. S. que vayan a tomarlos en cuenta [EPRI, 1988, Pai et al., 2005].

- Bloques 9 y 10: **Elección del tipo de ESP.** Este paso consiste básicamente en agregar la dinámica del ESP al modelo de estado parcial de la i-ésima M. S. de ser el caso [EPRI, 1988, Pai et al., 2005].

- Bloque 11: **Se expresa ΔT_{ei} y ΔV_{ti} en función de las variables de estado del sistema.** Con el objetivo de que el modelo de estado parcial de cada una de las M. S. este en función de las variables de estado, voltajes referidos al *MDR* síncrono de la red y entradas del sistema se modifica la ecuación (5.2) haciendo uso de las ecuaciones del rotor, ecuación (5.3), para cada una de las M. S.; de tal manera que se llegue a la expresión (5.4) [EPRI, 1988, Pai et al., 2005].

- Bloque 12: **Formación del Modelo de Estado total del SEP.** En este punto se ordenan en forma matricial cada uno de los modelos de estado parciales correspondientes a las n_g M. S. de tal forma que se llegue a formar (5.9). Esto no quiere decir que en este momento ya se encuentren interconectados los subsistemas.

- Bloque 13: **Formación de la Matriz de Interfase a partir de las ecuaciones del estator.** En esta parte del programa a partir de las ecuaciones del estator de las M. S. y la ecuación de transformación de coordenadas que relaciona $i_{d,q}$ con $I_{D,Q}$. Se desarrolla la matriz de interfase (5.10), la cual tendrá la función de conectar las n_g M. S. y sus controles asociados a través de la red de transmisión.

- Bloque 14: **Se forma el modelo de estado final del sistema interconectado.** En este punto el programa, a través de la matriz de admitancias de red reducida a los nodos generadores y la matriz de interfase, expresa el modelo de estado en función únicamente de las variables de estado de este mismo, ecuación (5.12).

- Bloque 15: **Aplicación del estudio de análisis modal.** Una vez que se obtiene el modelo de estado completo del SEP se obtiene la eigenestructura completa del mismo por medio de subrutinas de IMSL.

- Bloque 16: Finalmente, en este bloque se escriben los resultados del análisis modal en un archivo y termina la ejecución del programa.

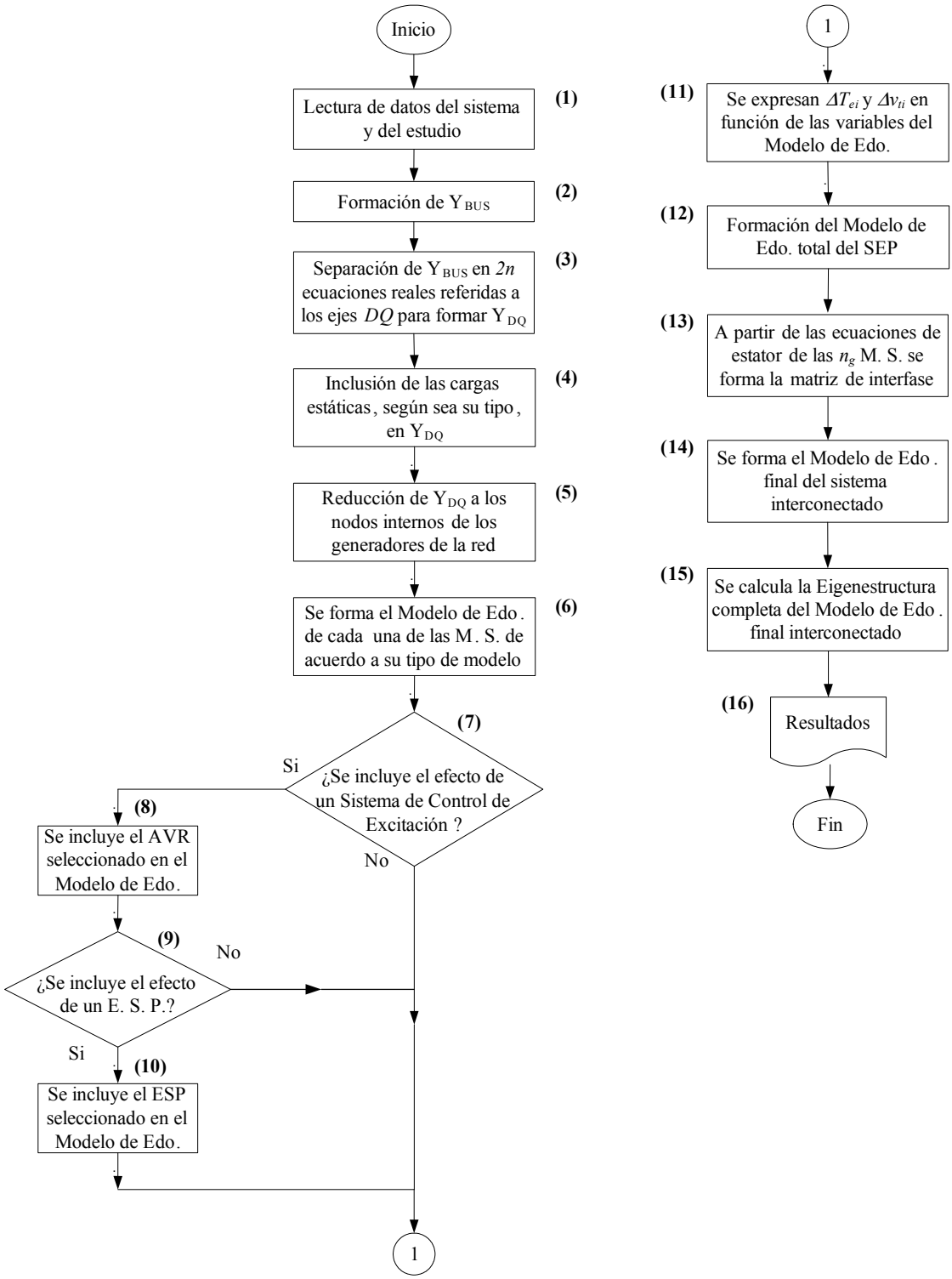


Fig. 5.4 Diagrama de flujo correspondiente al programa desarrollado para construir el modelo de estado multimáquinas con modelos detallados

5.9 RESULTADOS DEL ESTUDIO DE ANÁLISIS MODAL

En esta sección se expondrán los resultados obtenidos al utilizar el programa de análisis modal para un sistema multimáquinas con modelos detallados desarrollado en este trabajo. En lo siguiente se analizará el impacto que tiene en el sistema la adición del sistema de excitación y el estabilizador de sistemas de potencia, además se analizará el efecto que tienen diferentes parámetros del sistema como el tipo y la magnitud de la carga así como cambios en la topología de la red.

5.9.1 Sistema Anderson de 3 máquinas y 9 nodos

Los datos del caso base del estado de operación, datos de la red, datos dinámicos de la Máquina y los controles pueden ser consultados en el Apéndice A.

5.9.1.1 Sistema sin controles

En primer lugar se analiza el sistema con control de excitación manual y se supone al par mecánico como constante. Las cargas serán asumidas del tipo de potencia constante. Se utiliza, en primer lugar, un modelo simple (3er. Orden) para una M. S. de polos salientes para representar a los generadores del sistema. En todos los casos $D_i=0.0$. Se utiliza el estado de operación base mostrado en el Apéndice A.

Tabla 5.2 Comparación de los eigenvalores obtenidos para el sistema Anderson. Máquinas de polos salientes representadas por un modelo simple (tercer orden).

No	Fuente	EIGENVALORES					
		Parte Real	Parte Imaginaria	Frecuencia (Hz)	ζ (%)	Edos. Dominante	F. P.
1,2	A	-0.27502495	±11.57092016	1.8415691396	2.3761922117	δ_3, ω_3	0.3936, 0.3936
	B	-0.3438	±11.571	1.8416	2.97	δ_3, ω_3	1.000, 0.9997
13, 14	A	-0.12551008	±8.228810932	1.3096559356	1.5250744054	δ_2, ω_2	0.3094, 0.3094
	B	-0.1748	±8.229	1.3097	2.12	δ_2, ω_2	1.000, 0.9998
5	A	0.044201827	0.000	0.000	-100	E'_{q2}, E'_{q3}, E'_{q1}	0.5228, 0.2547, 0.2119
	B	0.0483	0.000	0.000	-100	E'_{q2}, E'_{q3}, E'_{q1}	1.000, 0.4821, 0.3993
6	A	-0.1559	0.000	0.000	100	E'_{q1}, E'_{q2}	0.7506, 0.2410
	B	-0.15582706	0.000	0.000	100	E'_{q1}, E'_{q2}	1.000, 0.3262
7	A	-0.17789101	0.000	0.000	100	E'_{q3}, E'_{q2}	0.7347, 0.2293
	B	-0.1779	0.000	0.000	100	E'_{q3}, E'_{q2}	1.000, 0.3075
8	A	0.001423498	+0.146236877	0.0232743220	-0.9733734617	δ_1, ω_1	0.3574, 0.3574
	B	-0.0486,	0.000	0.000	100	δ_1, ω_1	1.000, 0.6880
9	A	0.001423498	-0.146236877	0.0232743220	-0.9733734617	δ_1, ω_1	0.3574, 0.3574
	B	0.000	0.000	0.000	100	ω_2, ω_3, ω_1	1.000, 0.5115, 0.4086

Donde:
A: Programa desarrollado por el Autor.
B: Resultados obtenidos del programa DSAT.

Ahora se lleva a cabo el mismo análisis pero ahora modelando a los generadores como M. S. de polos lisos con un modelo simple (4o. Orden).

Tabla 5.3 Comparación de los eigenvalores obtenidos para el sistema Anderson. Máquinas de polos lisos representadas por un modelo simple (cuarto orden).

No	Fuente	EIGENVALORES					
		Parte Real	Parte Imaginaria	Frecuencia (Hz)	ζ (%)	Edos. Dominante	F. P.
1,2	A	-0.72492177	±12.75001677	2.0292281943	5.6764858449	δ_3, ω_3	0.3828, 0.3828
	B	-0.7954	±12.7527	2.030	6.225	δ_3, ω_3	1.000, 0.9997
3, 4	A	-0.19734194	±8.377380234	1.3333014745	2.3549989190	δ_2, ω_2	0.3093, 0.3093
	B	-0.2471	±8.3780	1.333	2.948	δ_2, ω_2	1.000, 0.9997
5	A	-3.40661361	0.000	100.0	0.000	E'_{d3}, E'_{d2}	0.5214, 0.4584
	B	-3.4062	0.000	100.0	0.000	E'_{d3}, E'_{d2}	1.000, 0.8772
6	A	-5.13562275	0.000	100.0	0.000	E'_{d2}, E'_{d3}	0.5017, 0.4456
	B	-5.1327	0.000	100.0	0.000	E'_{d2}, E'_{d3}	1.000, 0.8775
7	A	0.044177291	0.000	-100.0	0.000	E'_{q2}, E'_{q3}, E'_{q1}	0.5226, 0.2548, 0.2116
	B	0.0482	0.000	-100.0	0.000	E'_{q2}, E'_{q3}, E'_{q1}	1.000, 0.4825, 0.3986
8	A	-0.17383537	0.000	100.0	0.000	E'_{q2}, E'_{q3}	0.7199, 0.2174
	B	-0.1738	0.000	100.0	0.000	E'_{q2}, E'_{q3}	1.000, 0.2269
9	A	-0.15534947	0.000	100.0	0.000	E'_{q1}, E'_{q2}	0.7437, 0.2462
	B	-0.1554	0.000	100.0	0.000	E'_{q1}, E'_{q2}	1.000, 0.3367
10	A	0.001423253	-0.146232672	0.0232736527	-0.9732340746	δ_1, ω_1	0.3574, 0.3574
	B	-0.0488	0.000	100.0	0.000	δ_1, ω_1	1.000, 0.6892
11	A	0.001423253	+0.146232672	0.0232736527	-0.9732340746	δ_1, ω_1	0.3574, 0.3574
	B	0.0002	0.000	-100.0	0.000	ω_2, ω_3, ω_1	1.000, 0.5113, 0.4131
12	A	-3.22580645	0.000	100.0	0.000	E'_{d1}	1.000
	B	---	---	---	---	---	---

Donde:
A: Programa desarrollado por el Autor.
B: Resultados obtenidos del programa DSAT.

En la tabla 5.3 se puede apreciar que el eigenvalor correspondiente al estado E'_{d1} no pudo ser calculado por el programa DSAT. Lo anterior se debe al hecho de que DSAT representa a las M. S. de polos lisos a través de un modelo subtransitorio (6º orden) y, para poder representar una M. S. con un modelo de 4º orden, se utilizó este modelo pero se hicieron cero los valores de las reactancias y constantes de tiempo subtransitorias.

Sin embargo DSAT calcula la totalidad de los eigenvalores relacionados a un modelo de 6º. Orden, denominándolos *$GNUM*, lo cual provocó que el estado E'_{d1} no pudiese ser calculado sin caer en esta clase.

En ambos casos, modelos de 3er y 4º orden con control de excitación manual, se observó que el sistema es inestable y que los estados responsables por este hecho corresponden a los voltajes E'_{q2}, E'_{q3}, E'_{q1}. Por esta razón es indispensable añadir un sistema de excitación para mejorar el amortiguamiento del sistema en general y de este eigenvalor en particular.

5.9.1.2 Sistema con SE Tipo DC1A

Para este caso cada una de las M. S. del sistema son representadas por medio de un modelo de 4º orden con un SE tipo DC1A para analizar su impacto en la estabilidad de pequeños disturbios.

Tabla 5.4 Comparación de los eigenvalores obtenidos para el sistema Anderson. Máquinas de polos lisos representadas por un modelo simple (cuarto orden).

No	Fuente	EIGENVALORES					
		Parte Real	Parte Imaginaria	Frecuencia (Hz)	ζ (%)	Edos. Dominantes	F. P.
1,2	A	-0.71988280	±12.74600092	2.0285890518	5.6389244954	δ_3, ω_3	0.3824, 0.3824
	B	-0.7905	±12.7483	2.029	6.19	δ_3, ω_3, δ_2, ω_2	1.0, 0.97, 0.224, 0.223
	C	-0.7209	±12.7486	2.0290	5.6457	δ_3, ω_3, δ_2, ω_2	1.0, 1.0, 0.22, 0.22
3, 4	A	-0.19070403	±8.365835884	1.3314641340	2.2789654363	δ_2, ω_2, ω_1, δ_1	0.31, 0.31, 0.13, 0.13
	B	-0.2405	±8.3652	1.3314	2.87	δ_2, ω_2, ω_1, δ_1	1.0, 0.99, 0.42, 0.42
	C	-0.1908	±8.3672	1.3317	2.2797	δ_2, ω_2, ω_1, δ_1	1.0, 1.0, 0.42, 0.42
5, 6	A	-5.48765754	±7.948696896	1.2650744021	56.813965002	V_{R2}, E_{FD2}, V_{F2}	0.3883, 0.3819, 0.1121
	B	-5.1899	±7.9258	1.2614	54.78	V_{R3}, E_{FD3}, V_{F2}, E_{FD2}	1.0, 0.96, 0.53, 0.51
	C	-5.4875	±7.79487	1.2406	57.5649	V_{R2}, E_{FD2}, V_{F2}	1.0, 0.98, 0.29
7, 8	A	-5.32345876	±7.922033036	1.2608307170	55.775041287	V_{R3}, E_{FD3}, V_{F3}	0.3462, 0.3380, 0.1014
	B	-5.1706	±7.8785	1.2539	54.87	V_{R1}, E_{FD1}, V_{F2}, E_{FD2}	1.0, 0.96, 0.57, 0.55
	C	-5.3236	±7.9220	1.2608	56.4113	V_{R3}, E_{FD3}, V_{F3}	1.0, 0.98, 0.29
9, 10	A	-5.22176680	±7.816052797	1.2439634381	55.551487167	V_{R1}, E_{FD1}, V_{F1}	0.3494, 0.3401, 0.1068
	B	-5.0952	±7.77	1.2366	54.84	V_{R1}, E_{FD1}, V_{F2}, E_{FD2}	1.0, 0.97, 0.76, 0.74
	C	-5.2218	±7.8161	1.2440	55.5515	V_{R1}, E_{FD1}, V_{F1}	1.0, 0.97, 0.31
11	A	-5.17800471	0.000	100.0	0.000	E'_{d2}, E'_{d3}	0.4858, 0.4471
	B	-5.1751	0.000	100.0	0.000	E'_{d2}, E'_{d3}	1.0, 0.9178
	C	-5.1761	0.000	100.0	0.000	E'_{d2}, E'_{d3}	1.0, 0.92
12	A	-3.39914499	0.000	100.0	0.000	E'_{d2}, E'_{d3}	0.4858, 0.4471
	B	-3.3988	0.000	100.0	0.000	E'_{d3}, E'_{d2}	1.0, 0.8934
	C	-3.3995	0.000	100.0	0.000	E'_{d2}, E'_{d3}	1.0, 0.92
13	A	-3.22580645	0.000	100.0	0.000	E'_{d1}	1.000
	B	---	---	---	---	---	---
	C	-3.2258	0.000	100.0	0.000	E'_{d1}	0.89
14, 15	**A**	-0.44434009	±1.210793206	0.1927037238	34.451611367	$\boldsymbol{E'_{q1}}$, $\boldsymbol{V_{F1}}$, $\boldsymbol{E'_{q2}}$	**0.239, 0.177, 0.160**
	B	-0.4244	±1.2382	0.1971	32.42	$\boldsymbol{E'_{q1}}$, $\boldsymbol{E'_{q2}}$, $\boldsymbol{V_{F1}}$	**1.0, 0.770, 0.737**
	C	-0.4445	±1.2104	0.1926	34.4724	$\boldsymbol{E'_{q1}}$, $\boldsymbol{V_{F1}}$, $\boldsymbol{E'_{q2}}$	**1.0, 0.74, 0.67**
16, 17	A	-0.43939264	±0.739227239	0.1176516692	51.094834499	E'_{q1}, V_{F1}, E'_{q2}, V_{F2}, E'_{q3}	0.2435, 0.1893, 0.1895, 0.1464, 0.0543
	B	-0.4176	0.761	0.1211	48.11	E'_{q1}, V_{F1}, E'_{q2}, V_{F2}, E'_{q3}	1.0, 0.771, 0.717, 0.568, 0.168
	C	-0.4394	±0.7392	0.1176	51.0969	E'_{q1}, V_{F1}, E'_{q2}, V_{F2}, E'_{q3}	1.0, 0.78, 0.78, 0.60, 0.22
18, 19	A	-0.42576240	±0.495884064	0.0789224001	65.142524146	E'_{q3}, V_{F3}, E'_{q2}, V_{F2},	0.3221, 0.2682, 0.1369, 0.1071
	B	-0.4002	0.5172	0.0823	61.19	E'_{q3}, V_{F3}, E'_{q2}, V_{F2},	1.0, 0.8261, 0.3691, 0.2983, 0.1472
	C	-0.4260	±0.4960	0.0789	65.1547	E'_{q3}, V_{F3}, E'_{q2}, V_{F2},	1.0, 0.83, 0.43, 0.33
20, 21	A	-0.00001348	±0.146519056	0.0233192321	0.0092023511	ω_1, δ_1	0.3622, 0.3622
	B	0.0001,-0.04	0.000	100.0	0.000	ω_2, ω_3, ω_1	1.0, 0.5263, 0.464
	C	0.000, 0.000	0.000	100.0	0.000	ω_1, δ_1, δ_2, ω_2	1.0, 1.0, 0.26, 0.26

En la Tabla 5.4:
A: Programa desarrollado por el Autor.
B: Resultados obtenidos del programa DSAT.
C: Resultados disponibles en [Sauer and Pai, 1997].

Se utilizó el caso base de operación asumiendo que las cargas presentes en el sistema son del tipo de potencia constante, y los generadores tienen $D_i=0.0$. Los datos del sistema se muestran en el Apéndice A.

Se observa que la adición de un SE tipo DC1A a cada una de las M. S. resuelve el problema de la inestabilidad del modo asociado a E'_{qi} de las tablas 5.2 y 5.3. Al mismo tiempo se observa un ligero incremento en la frecuencia de los modos electromecánicos, mientras que disminuyó su amortiguamiento en una forma muy sutil; no obstante, los modos electromecánicos 3 y 4 (asociados con δ_2, ω_2) son los que muestran el amortiguamiento más crítico, de 2.0290%.

5.9.1.3 Caso 3: Variación de la Magnitud y el tipo de las cargas del Sistema con SE Tipo DC1A

En este caso se analiza el efecto que tiene en la estabilidad del sistema incrementar la magnitud de la carga en el bus 5, así como el efecto de variar el tipo de carga (Potencia Constante, Corriente Constante ó Impedancia Constante).

Para este caso cada una de las M. S. del sistema fueron representadas por medio de un modelo transitorio de 4º Orden con un SE tipo DC1A. Los datos están disponibles en el Apéndice A.

El estado de operación es obtenido al aumentar la carga en el nodo 5 para después ubicar este incremento de la carga entre los generadores (potencia real) en proporción a sus inercias. El incremento de la potencia reactiva es realizado por los buses PV al ejecutar un programa de flujos de potencia [Sauer and Pai, 1997]. Para todos los casos los factores de amortiguamiento de cada una de las M. S. son los siguientes:

$$D_1 = 9.57557 \qquad D_2 = 2.48814 \qquad D_3 = 0.98018$$

5.9.1.3.1 Incremento de la carga en el nodo 5

Se incrementa la potencia de carga en el Nodo 5 de $P_{L5}=1.25\ pu$ a $P_{L5}=1.5\ pu$, posteriormente se distribuye el aumento de la carga en cada uno de los generadores en proporción a la constante de inercia de cada una de los generadores. Las cargas presentes en los nodos 5, 6 y 8 son modelados como de tipo de potencia constante, corriente constante e impedancia constante. Los eigenvalores obtenidos son presentados en la Tabla 5.5, mientras que en la Tabla 5.6 se comparan las características de frecuencia y amortiguamiento de los modos para cada tipo de carga exponencial.

Tabla 5.5 Comparación de los eigenvalores para el sistema Anderson con P_{L5}=1.5 pu. Máquinas de polos lisos representadas por un modelo de cuarto orden para diferentes tipos de carga.

No	Fuente	EIGENVALORES					
		Potencia Constante		Corriente Constante		Impedancia Constante	
		Parte Real	Parte Imaginaria	Parte Real	Parte Imaginaria	Parte Real	Parte Imaginaria
1, 2	A	-0.79192065	±12.76280835	-0.77942128	±12.77320454	-0.77900284	±12.773554601
	C	-0.7929	±12.7660	-0.7904	±12.7686	-0.7887	±12.7706
3, 4	A	-0.28477841	8.3660699573	-0.26303617	± 8.316389384	-0.26297004	±8.315072575
	C	-0.2849	±8.3675	-0.2768	±8.3447	-0.2703	±8.3271
5, 6	A	-5.51866542	±7.950858085	-5.52400643	± 7.952864640	-5.21490360	±7.931061651
	C	-5.5187	±7.9508	-5.5214	±7.9516	-5.5236	±7.9523
7, 8	A	-5.33248869	±7.924015594	-5.33619222	±7.927832530	-5.19269640	±7.885364324
	C	-5.3325	±7.9240	-5.3335	±7.9247	-5.3344	±7.9253
9, 10	A	-5.22381426	± 7.815568058	-5.22902673	±7.834470804	-5.13138730	±7.794569911
	C	-5.2238	±7.8156	-5.2273	±7.8259	-5.2301	±7.8337
11	A	-5.20355977	0.000	-5.20678089	0.000	-5.20797916	0.000
	C	-5.2019	0.000	-5.2030	0.000	-5.2039	0.000
12	A	-3.40409424	0.000	-3.50498189	0.000	-3.58105471	0.000
	C	-3.4040	0.000	-3.4462	0.000	-3.4801	0.000
13	A	-3.22580645	0.000	-3.22580645	0.000	-3.22580645	0.000
	C	-3.2258	0.000	-3.2258	0.000	-3.2258	0.000
14, 15	A	-0.44254937	±1.224357168	-0.46550417	±1.142237165	-0.44690944	±1.166809510
	C	-0.4427	±1.2241	-0.4537	±1.1822	-0.4617	±1.1489
16, 17	A	-0.44038812	±0.741330687	-0.44336495	±0.738043639	-0.42180407	±0.758757658
	C	-0.4404	±0.7413	-0.4412	±0.7416	-0.4419	±0.7418
18, 19	A	-0.42744519	±0.497915742	-0.42686891	±0.496678401	-0.40241963	±0.516955894
	C	-0.4276	±0.4980	-0.4276	±0.4980	-0.4277	±0.4980
20	A	-0.19737961	0.000	-0.19712535	0.000	-0.19744591	0.000
	C	-0.1975	0.000	-0.1974	0.000	-0.1973	0.000
21	A	-0.00010914	0.000	-0.00008262	0.000	0.000201614	0.000
	C	-0.00012256	0.000	-0.00012256	0.000	-0.0000	0.000

Donde:
A: Programa desarrollado por el Autor.
C: Resultados disponibles en [Sauer and Pai, 1997].

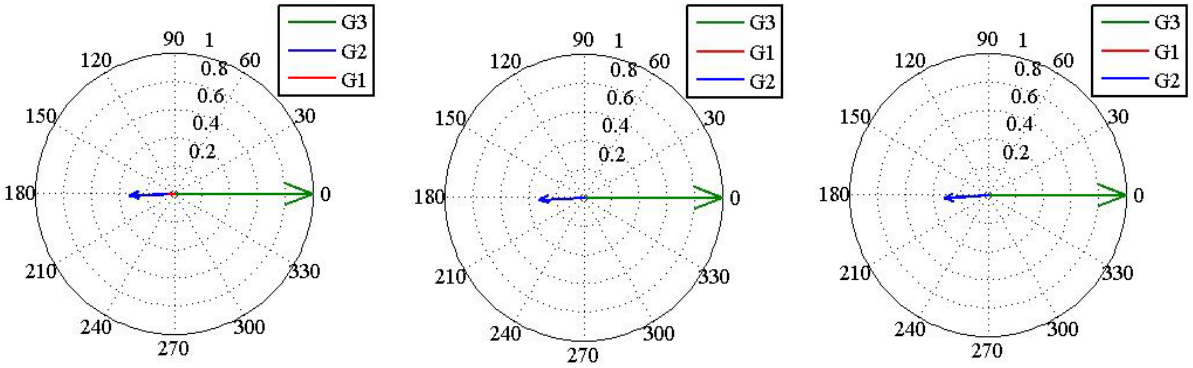
A continuación se presentan las formas del modo ("*Mode shape*" en Inglés) con el objetivo de observar el efecto que tiene el modelo de carga que se haya elegido en la forma en que se lleva a cabo el intercambio de energía electromagnética en las M. S. del sistema.

Para el caso del modo local 1, se observa en la Fig. 5.5 que la M. S. 3 está oscilando en contra de la M. S. 2, situación que no se alterará en lo más mínimo al elegir entre uno u otro tipo del modelo de carga. La componente de la M. S. 1 es muy pequeña, razón por la cual se desprecia el efecto de ésta en el modo 1.

Tabla 5.6 Comparación de la frecuencia y el amortiguamiento de los eigenvalores para el sistema Anderson con P_{L5}=1.5 pu. Máquinas con modelo de cuarto orden para diferentes tipos de carga.

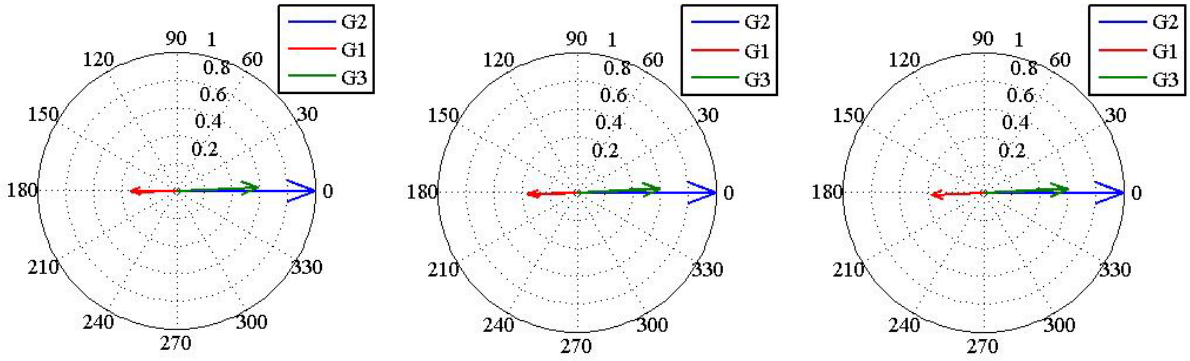
No	Fuente	EIGENVALORES					
		Potencia Constante		Corriente Constante		Impedancia Constante	
		Frecuencia (Hz)	ζ (%)	Frecuencia (Hz)	ζ (%)	Frecuencia (Hz)	ζ (%)
1, 2	A	2.0329186431	6.09067404	2.0329186431	6.0906740	2.0329743556	6.0872501
	C	2.0318	6.1991	2.0322	6.1784	2.0325	6.1642
3, 4	A	1.3235944792	3.16128422	1.3235944792	3.1612842	1.3233849026	3.1609902
	C	1.3317	3.4029	1.3281	3.3153	1.3253	3.2443
5, 6	A	1.2657377193	57.0478282	1.2657377193	57.047828	1.2622676658	54.940324
	C	1.2654	57.0208	1.2655	57.0358	1.2656	57.0477
7, 8	A	1.2617537352	55.8387250	1.2617537352	55.838725	1.2549947104	54.998284
	C	1.2611	55.8307	1.2613	55.8345	1.2614	55.8381
9, 10	A	1.2468947550	55.5144509	1.2468947550	55.514450	1.2405443307	54.986931
	C	1.2439	55.5687	1.2455	55.5438	1.2468	55.5261
14, 15	A	0.1817926911	37.7399998	0.1817926911	37.739999	0.1857035013	35.767953
	C	0.1948	34.0096	0.1882	35.8296	0.1829	37.2880
16, 17	A	0.1174632934	51.4955804	0.1174632934	51.495580	0.1207600320	48.588237
	C	0.1180	51.0756	0.1180	51.1288	0.1181	51.1785
18, 19	A	0.0790488226	65.1798287	0.0790488226	65.179828	0.0822760859	61.426661
	C	0.0793	65.1444	0.0793	65.1444	0.0793	65.1531

Donde:
A: Programa desarrollado por el Autor.
C: Resultados disponibles en [Sauer and Pai, 1997].



a) Potencia Cte. b) Corriente Cte. c) Impedancia Cte.

Fig. 5.5 Forma del modo electromecánico 1 presente en el sistema Anderson con P_{L5}= 1.5 pu.

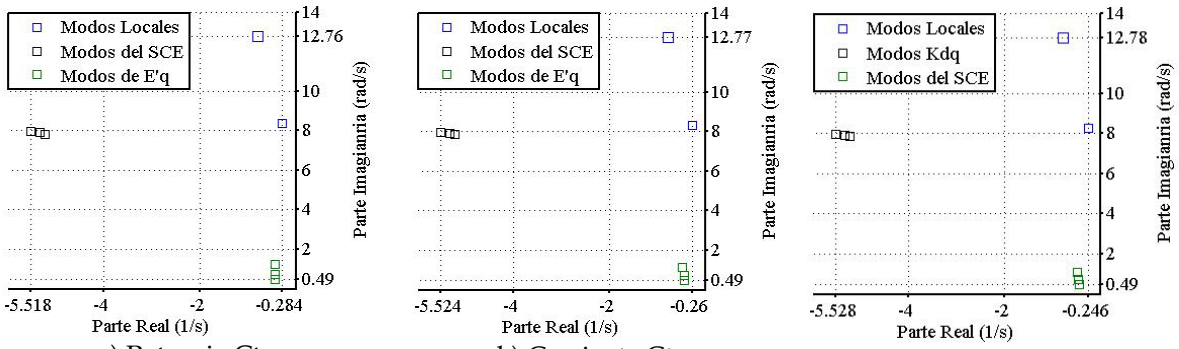


a) Potencia Cte. b) Corriente Cte. c) Impedancia Cte.

Fig. 5.6 Forma del modo electromecánico 2 presente en el sistema Anderson con P_{L5}= 1.5 pu.

La misma situación, con respecto al modelo de carga empleado, se observa en la Fig. 5.6 para el modo 2. Este modo tiene una frecuencia superior a 0.7 Hz., sin embargo se observa que los 3 generadores del sistema toman parte en la formación de éste, por lo que se puede considerar un modo de oscilación interárea.

Con respecto a los modos oscilatorios del sistema, se observa en la Fig. 5.7 que estos son estables para esta magnitud de carga empleado no importando el tipo de modelos de carga empleado, solo se observan ligeras variaciones.



a) Potencia Cte. b) Corriente Cte. c) Impedancia Cte

Fig. 5.7 Modos Complejos presentes en el sistema Anderson con P_{L5}= 1.5 pu.

5.9.1.3.2 Incremento de la carga en el nodo 5. P_{L5} = 4.5 pu y Q_{L5} = 0.5 pu

Se incrementa la potencia de carga del Nodo 5 de P_{L5}=*1.5 pu* a P_{L5}=*4.5 pu*, posteriormente se distribuye el aumento de la carga en cada uno de los generadores en proporción a su constante de inercia. Las cargas presentes en los nodos 5, 6 y 8 son modelados como de tipo de potencia constante, corriente constante e impedancia constante.

Los eigenvalores obtenidos al representar a los generadores de polos lisos con modelos simples (cuarto orden) y sistemas de control de excitación tipo IEEE DC1A, considerando diferentes tipos de cargas, se presentan en la Tabla 5.7, mientras que la Tabla 5.8 hace una comparación de las características de frecuencia y coeficiente de amortiguamiento de los modos complejos del sistema.

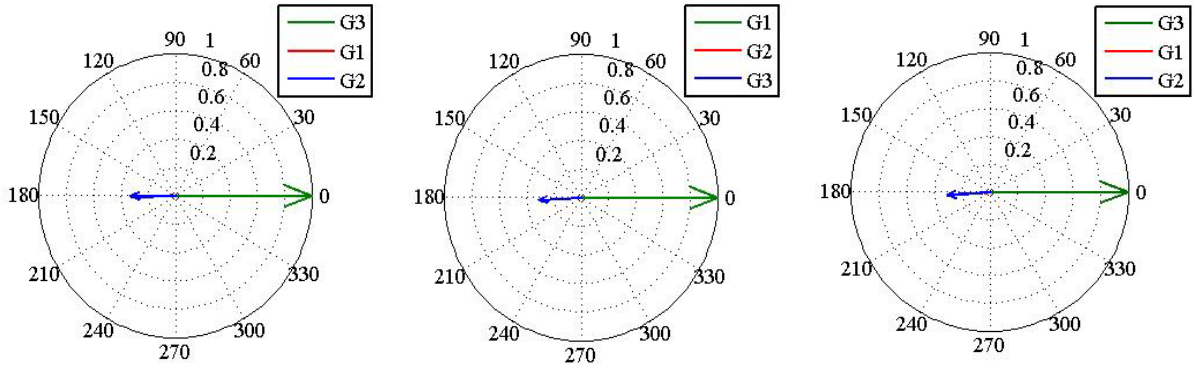
De la misma forma que para la sección anterior se presentan las formas de los modos del sistema obtenidas al representar las cargas con los tres modelos antes mencionados, en las Fig. 5.8 y 5.9. Un punto interesante es que al analizar el sistema en una condición de operación estresada se observa que la forma del modo no se modifica al emplear el modelo de carga que se haya elegido.

Si tomamos en cuenta las Fig. 5.6 y 5.8 se observa que la magnitud de la carga tampoco es un factor que modifique la forma del modo de los modos presentes en el sistema. La misma situación se repite para el modo electromecánico 2.

Tabla 5.7 Comparación de los eigenvalores para el sistema Anderson con P_{L5}= 4.5 pu. Máquinas de polos lisos representadas por un modelo simple, para diferentes tipos de carga.

No	Fuente	EIGENVALORES					
		Potencia Constante		Corriente Constante		Impedancia Constante	
		Parte Real	Parte Imaginaria	Parte Real	Parte Imaginaria	Parte Real	Parte Imaginaria
1, 2	A	-0.77482252	±12.73357957	-0.68637062	±12.82877707	-0.66149715	12.853556551
	C	-0.7751	±12.7373	-0.7335	±12.7842	-0.7285	12.7936
3, 4	A	-0.28434610	±8.070655326	-0.24276101	±8.093944391	-0.23418452	8.0600353765
	C	-0.2845	±8.0723	-0.2497	±8.0650	-0.2444	8.0659
5, 6	A	-6.73012624	±7.887881827	-6.50572619	±7.995026794	-5.22147495	7.9292987803
	C	-6.7291	±7.8883	-6.7669	±7.9730	-6.7760	7.9895
7, 8	A	-5.60335098	±7.923718303	-5.56586394	±7.958199559	-5.19558322	7.8915386022
	C	-5.6034	±7.9238	-5.6287	±7.9557	-5.6338	7.9639
9, 10	A	-5.29413217	±7.642567948	-5.26574604	±7.847738923	-5.15736097	7.8128029868
	C	-5.2935	±7.6433	-5.2812	±7.8419	-5.2938	7.8712
11	A	-5.25510956	0.000	-5.36211056	0.000	-5.40966719	0.000
	C	-5.2541	0.000	-5.2715	0.000	-5.2790	0.000
12	A	-3.22580645	0.000	-3.61898473	0.000	-3.84998145	0.000
	C	-3.2258	0.000	-3.5296	0.000	-3.8105	0.000
13	A	-3.22580645	0.000	-3.22580645	0.000	-3.22580645	0.000
	C	-2.5529	0.000	-3.2258	0.000	-3.2258	0.000
14, 15	**A**	**0.131637608**	**±2.283466398**	**-0.50532791**	**±1.186035697**	**-0.47546349**	**1.1123424539**
	C	**0.1268**	**±2.2798**	**-0.5020**	**±1.2531**	**-0.5303**	**1.0434**
16, 17	A	-0.48579738	±0.747542179	-0.48073971	±0.755409362	-0.42688252	0.8085791461
	C	-0.4858	±0.7475	-0.4910	±0.7561	-0.4950	0.7653
18, 19	A	-0.53407674	±0.530547928	0.500029289	±0.523959935	-0.41437415	0.5741336900
	C	-0.5341	±0.5306	-0.5360	±0.7561	-0.5371	0.5336
20	A	-0.19732365	0.000	-0.19659404	0.000	-0.19789710	0.000
	C	-0.1976	0.000	-0.1972	0.000	-0.1972	0.000
21	A	-0.00023432	0.000	-0.00039514	0.000	0.000949875	0.000
	C	-0.0000	0.000	-0.0000	0.000	-0.0000	0.000

Donde:
A: Programa desarrollado por el Autor.
C: Resultados disponibles en [Sauer and Pai, 1997].



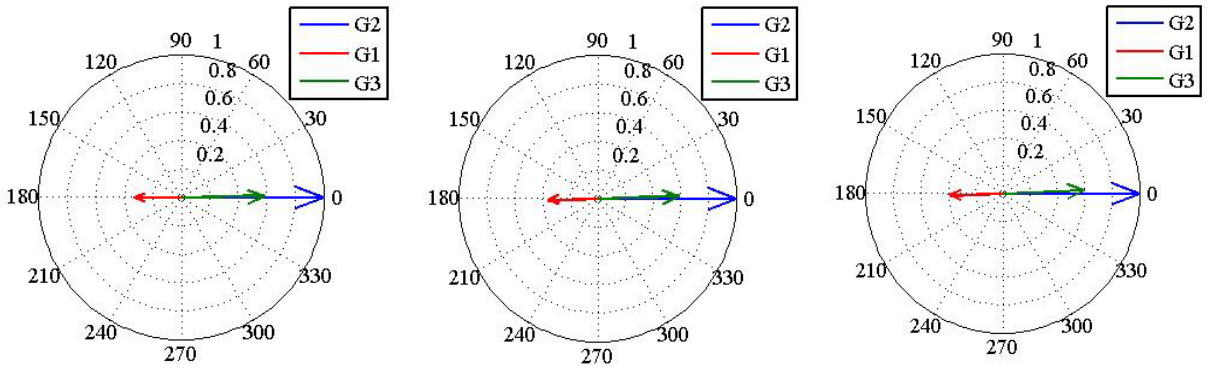
a) Modos E. 1. Potencia Cte. b) Modo E. 1. Corriente Cte c) Modo E. 1. Impedancia Cte.

Fig. 5.8 Forma del modo electromecánico 1 presente en el sistema Anderson con P_{L5}= 4.5 pu.

Tabla 5.8 Comparación de la frecuencia y el amortiguamiento de los eigenvalores para el sistema Anderson con P_{L5}=4.5 pu. Máquinas con modelo de cuarto orden para diferentes tipos de carga.

No	Fuente	EIGENVALORES					
		Potencia Constante		Corriente Constante		Impedancia Constante	
		Frecuencia (Hz)	ζ (%)	Frecuencia (Hz)	ζ (%)	Frecuencia (Hz)	ζ (%)
1, 2	A	2.0266121328	6.0736423501	2.0417632847	5.342600855	2.0457070614	5.1396116445
	C	2.0272	6.0740	2.0347	5.7281	2.0362	5.6850
3, 4	A	1.2844846892	3.5210249790	1.2881912590	2.9979436901	1.2827944717	2.9042768067
	C	1.2847	3.5222	1.2836	3.0946	1.2837	3.0287
5, 6	A	1.2553953833	64.907092776	1.2724480345	63.116321604	1.2619870961	54.997158647
	C	1.2555	64.8994	1.2689	64.7085	1.2716	64.6813
7, 8	A	1.2610989357	57.738022258	1.2665867980	57.312534080	1.2559773771	54.989580131
	C	1.2611	57.7380	1.2662	57.7567	1.2675	57.7519
9, 10	A	1.2163524669	56.943707536	1.2490064418	55.718253600	1.2434462148	55.090999222
	C	1.2165	56.9354	1.2481	55.8595	1.2527	55.8077
14, 15	**A**	**0.3634249646**	**-5.755259467**	**0.1887634440**	**39.197011062**	**0.1770347999**	**39.304286530**
	C	**0.3628**	**-5.5533**	**0.1994**	**37.1876**	**0.1661**	**45.3082**
16, 17	A	0.1189750330	54.490552971	0.1202271342	53.689509729	0.1286893680	46.687188759
	C	0.1190	54.4929	0.1203	54.4626	0.1218	54.3101
18, 19	A	0.0844393254	70.944666747	0.0833908138	69.039317708	0.0913762148	58.523252843
	C	0.0844	70.9427	0.1203	57.8326	0.0849	70.7634

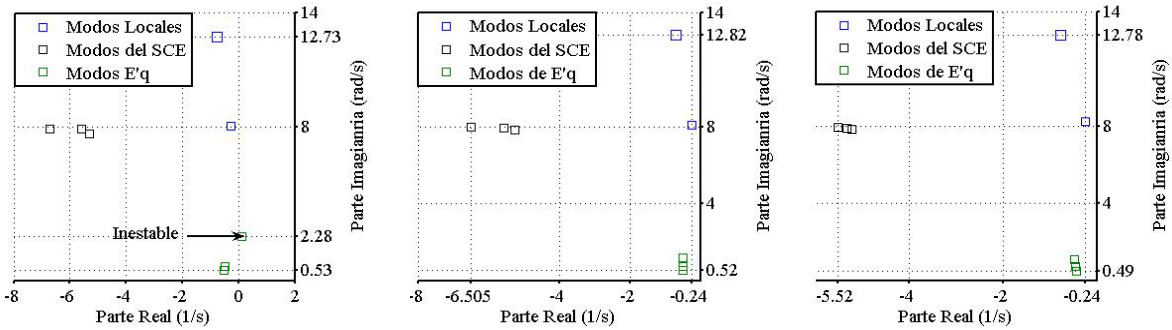
Donde:
A: Programa desarrollado por el Autor.
C: Resultados disponibles en [Sauer and Pai, 1997].



a) Potencia Constante b) Corriente Constante c) Impedancia Constante

Fig. 5.9 Forma del modo electromecánico 2 presente en el sistema Anderson con P_{L5}= 4.5 pu.

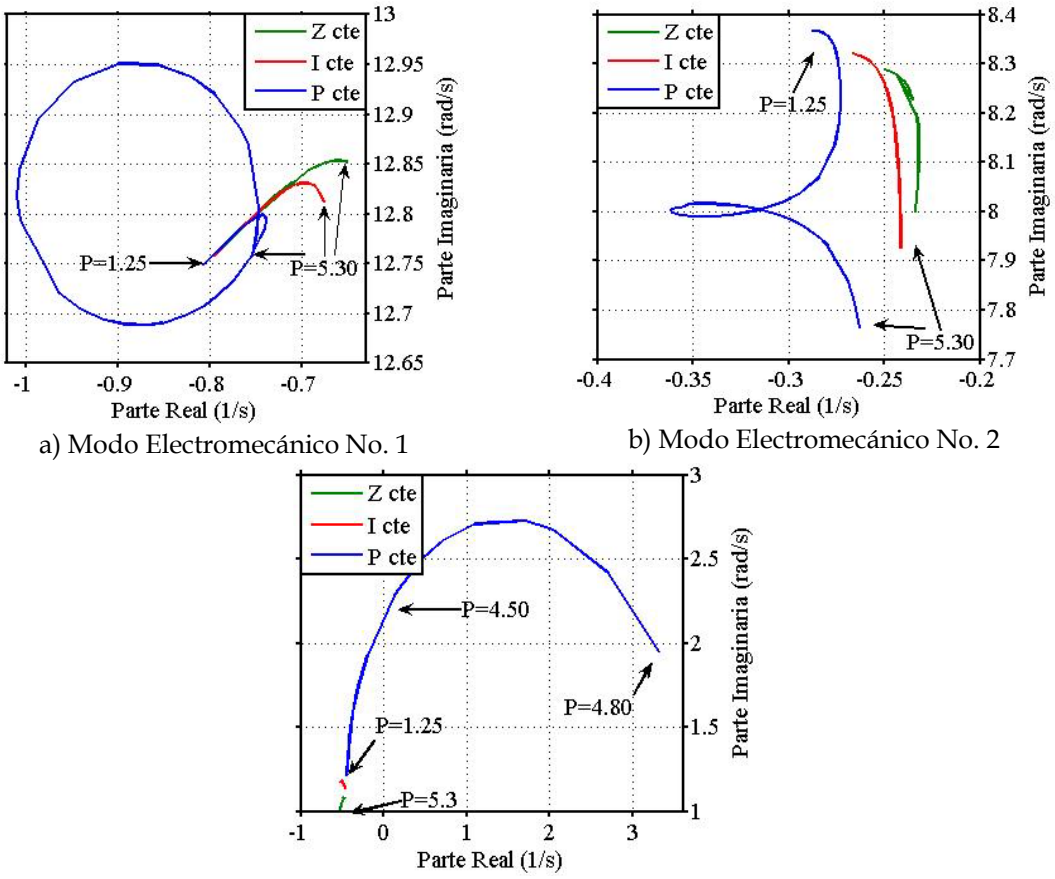
A continuación la Fig. 5.10 muestra los modos complejos del sistema al utilizar los 3 tipos de modelos de carga disponibles en el plano complejo. Se observa en esta Fig. que el sistema está en el límite de la estabilidad para los casos en que se utilizan los modelos de carga de corriente e impedancia constante, no obstante el sistema se vuelve inestable para la situación cuando se emplea el modelo de carga de potencia constante a causa de un modo que está estrechamente relacionado al voltaje E'_q del generador 1 y al estado correspondiente al lazo de retroalimentación del SE del mismo generador.



a) Potencia Constante b) Corriente Constante c) Impedancia Constante

Fig. 5.10 Modos Complejos presentes en el sistema Anderson con P_{L5}= 4.5 pu.

En la Fig. 5.11, que se muestra a continuación, se presenta el comportamiento de los 2 modos electromecánicos del sistema y del modo que en primer lugar se vuelve inestable ante variaciones de la magnitud y el tipo de la carga. Los eigenvalores de los modos electromecánicos son estables en todas las condiciones de operación analizadas, no obstante que pueden llegar a tener un amortiguamiento inaceptable según el criterio que se considere. El modo inestable está principalmente formado por los estados E'_{q1} y V_{F1}, los cuales corresponden al SE de la M. S. conectada al bus 1.



a) Modo Electromecánico No. 1 b) Modo Electromecánico No. 2

c) Modo Inestable relacionado con E'_{q1} y V_{F1}

Fig. 5.11 Comportamiento de los modos críticos en el sistema ante variaciones de carga.

5.9.2 Sistema de dos Áreas

Este sistema fue diseñado para el estudio de las oscilaciones interárea y existen una gran cantidad de versiones del mismo. Los datos utilizados para la elaboración de esta tesis correspondientes al caso base del estado de operación, datos de la red, datos dinámicos de la Máquina y los controles pueden ser consultados en el Apéndice A.

5.9.2.1 Sistema con SE Tipo AC4A

Para este caso se modeló la M. S. con un modelo de 6º orden, se consideró el efecto de la saturación en los parámetros de la M. S. utilizando un modelo exponencial. La componente activa de las cargas estáticas fue considerada del tipo de corriente constante, mientras que la componente reactiva de las cargas estáticas fue considerada como de tipo de impedancia constante. En este primer caso se tomó en cuenta la dinámica de un SE de respuesta rápida Tipo IEEE AC4A en cada uno de los generadores. Todas las M. S. tienen $D_i=0.0$.

Los resultados del estudio de análisis modal se presentan en la Tabla 5.9. De acuerdo a esta Tabla se pueden clasificar los modos existentes en el sistema de dos Áreas en modos de control, modos locales y modos interárea. Los modos que están estrechamente relacionados a los SE y a los devanados de amortiguamiento y de campo de las M. S. presentan un amortiguamiento satisfactorio, siendo la mayoría eigenvalores reales negativos; situación que se repite en los siguientes casos que se abordarán, motivo por el cual no se mostrarán los resultados de estos modos en lo sucesivo.

Mención aparte merecen los modos electromecánicos presentes en el sistema y que son clasificados a su vez en modos locales y modos Interárea. El criterio básico que permite clasificarlos en una u otra categoría recae en la magnitud de la frecuencia de oscilación. No obstante lo ideal es verificar este hecho haciendo uso de herramientas como los Factores de Participación (F.P.) y la Forma del Modo ("*Mode Shape*" en Inglés).

De acuerdo a la tabla 5.9 se puede ver que los modos de oscilación electromecánicos No. 17 y 18 están estrechamente relacionados a las *VDE* de ángulo y velocidad de las M. S. 3 y 4 presentes en el Área 2 de este sistema, lo cual nos indica que se trata de un modo local. Adicionalmente este modo se encuentra dentro del rango de 0.7-2.0 Hz utilizado en [Rogers and Kundur, 1989] para clasificar un modo local. La misma situación se repite para los modos de oscilación electromecánicos No. 19 y 20 pero ahora con los generadores 1 y 2 como protagonistas, mismos que están ubicados en el Área 1.

Tabla 5.9 Comparación de los eigenvalores obtenidos para el sistema de dos áreas. Máquinas de polos lisos con un modelo de 6º orden y un SE tipo AC4A.

No	Fuente	EIGENVALORES					
		Parte Real	Parte Imaginaria	Frecuencia (Hz)	ζ (%)	Edos. Dominante	F. P.
1	A	-108.906489	0.000	0.000	100.0	T_{R4}, T_{R3}, T_{R2}	0.2952, 0.2165, 0.1767
	B	-97.6085	0.000	0.000	100.0	T_{R4}, T_{R3}, T_{R2}	1.0, 0.83, 0.42
2	A	-107.277126	0.000	0.000	100.0	T_{R1}, T_{R2}, T_{R3}	0.3081, 0.2201, 0.1681
	B	-95.7803	0.000	0.000	100.0	T_{R1}, T_{R2}, T_{R3}	1.0, 0.67, 0.59
3	A	-104.711172	0.000	0.000	100.0	T_{R2}, T_{R1}, T_{R3}	0.3482, 0.3374, 0.1396
	B	-97.5218	0.000	0.000	100.0	T_{R2}, T_{R1}, T_{R3}	1.0, 0.97, 0.44
4	A	-104.609168	0.000	0.000	100.0	T_{R3}, T_{R4}, T_{R2}	0.3486, 0.3406, 0.1281
	B	-94.567	0.000	0.000	100.0	T_{R4}, T_{R3}, T_{R2}	1.0, 0.85, 0.62
7, 8	A	-10.1578761	±23.42168400	3.7276767847	39.788706357	E'_{q4}, E''_{q4}, E'_{q3}	0.1706, 0.1344, 0.1207
	B	-17.5264	±22.673	3.6085	61.6	E'_{q4}, E'_{q3}, E''_{q4}	1.0, 0.80, 0.65
9	A	-23.1427823	0.000	0.000	100.0	E''_{d3}, E''_{d4}	0.6612, 0.1014
	B	-25.2523	0.000	0.000	100.0	E''_{d4}, E''_{d3}	1.0, 0.95
10, 11	A	-12.6859234	±19.04617162	3.0312923603	55.435150675	E'_{q1}, E''_{q1}, E'_{q2}	0.1704, 0.1359, 0.1304
	B	-18.9768	±16.4934	2.625	75.48	E''_{q1}, E''_{q2}, E''_{q3}	1.0, 0.8, 0.74
12	A	-22.3363491	0.000	0.000	100.0	E''_{d1}, E''_{d2}	0.5902, 0.2113
	B	-23.7950	0.000	0.000	100.0	E''_{d1}, E''_{d2}	1.0, 0.84
17, 18	**A**	-0.91643338	±7.223611906	1.1496735419	12.585756449	ω_4, δ_4, δ_3, ω_3	0.21, 0.21, 0.18, 0.18
	B	-0.617	±7.2986	1.1616	8.42	ω_4, δ_4, δ_3, ω_3	1.0, 1.0, 0.80, 0.80
19, 20	**A**	-0.98800881	±6.963953944	1.1083476938	14.046803420	ω_2, δ_2, δ_1, ω_1	0.21, 0.21, 0.18, 0.18
	B	-0.6177	±7.0958	1.1293	8.67	ω_2, δ_2, δ_1, ω_1	1.0, 1.0, 0.84, 0.84
21	A	-4.96794697	0.000	0.000	100.0	E'_{d4}, E'_{d2}, E''_{d4}	0.4936, 0.2461, 0.0601
	B	-3.6677	0.000	0.000	100.0	E'_{d4}, E'_{d3}, E''_{d4}	1.0, 0.63, 0.28
22	A	-4.84223416	0.000	0.000	100.0	E'_{d2}, E'_{d4}, E''_{d2}	0.5074, 0.2340, 0.0592
	B	-3.4619	0.000	0.000	100.0	E'_{d2}, E'_{d1}, E'_{q2}	1.0, 0.81, 0.29
23	A	-4.60517883	0.000	0.000	100.0	E'_{d3}, E'_{d4}, E'_{q3}	0.4571, 0.1443, 0.0659
	B	-3.1733	0.000	0.000	100.0	E'_{d1}, E'_{d2}, E'_{q1}	1.0, 0.72, 0.48
24	A	-4.39488192	0.000	0.000	100.0	E'_{d1}, E''_{d1}, E'_{q1}	0.6741, 0.0656, 0.0562
	B	-3.1213	0.000	0.000	100.0	E'_{d3}, E'_{d4}, E'_{q3}	1.0, 0.87, 0.45
25, 26	A	-0.02283013	±3.897145091	0.6202499052	0.5858068980	**Ver Fig. 5.12**	
	B	0.0367	±4.0475	0.6442	-0.91	ω_4, δ_4, δ_3, ω_3	1.0, 1.0, 0.8, 0.8
27, 28	A	0.000000151	0.0017833798	0.0002838337	-0.0084729033	ω_2, δ_2, δ_1, ω_1	0.14, 0.14, 0.14, 0.14
	B	-0.0308	±0.0534	0.0085	50.01	ω_2, δ_2, δ_1, ω_1	1.0, 1.0, 0.99, 0.98
EIGENVALORES PROPIOS DE [A]							
5, 6	A	-26.5450592	±0.101813434	0.0162041114	99.999264457	E''_{d4}, E''_{d2}, E''_{d1}	0.3108, 0.2775, 0.1243
13, 14	A	-16.1513223	±9.205905787	1.4651654117	86.878532260	E'_{q1}, E'_{q2}, E''_{q1},	0.1505, 0.1451, 0.1269
15, 16	A	-16.2516302	±8.674487378	1.3805875451	88.219621182	E'_{q4}, E'_{q3}, E''_{q4}	0.1487, 0.1461, 0.1253
EIGENVALORES PROPIOS DE [B]							
5	B	-36.2769	0.000	0.000	100.0	E''_{d2}, E''_{d1}, E''_{q2}	1.0, 0.64, 0.28
6	B	-36.4034	0.000	0.000	100.0	E''_{d4}, E''_{d3}, E''_{q4}	1.0, 0.51, 0.19
13	B	-31.662	0.000	0.000	100.0	E''_{d3}, E''_{d4}, E'_{d3}	1.0, 0.43, 0.26
14	B	-30.5778	0.000	0.000	100.0	E''_{d1}, E''_{d2}, E'_{d1}	1.0, 0.54, 0.26
15	B	-16.1301	0.000	0.000	100.0	E'_{q4}, E'_{q3}, E'_{q2}	1.0, 0.76, 0.58
16	B	-17.5294	0.000	0.000	100.0	E'_{q1}, E'_{q2}, E'_{q3}	1.0, 0.98, 0.56

Donde:

A: Programa desarrollado por el Autor.

B: Resultados obtenidos del programa DSAT.

Con respecto a los modos de oscilación No. 25 y 26 tenemos que estos están estrechamente relacionados a las VDE de ángulo y velocidad de los 4 generadores presentes en el sistema, lo que significa que existe un intercambio de energía electromagnética entre las 2 áreas a través de las líneas de enlace del sistema. Lo anterior, aunado a que este modo se encuentra dentro del rango de frecuencia $\leq 0.7Hz$ nos lleva a concluir que se trata de un modo interárea [Rogers and Kundur, 1989].

Esto se comprueba con los resultados mostrados en la Fig. 5.12, la cual muestra los factores de participación de los modos 25 y 26. La descripción de los estados dominantes de la Fig. 5.12 se presenta en la Tabla 5.10.

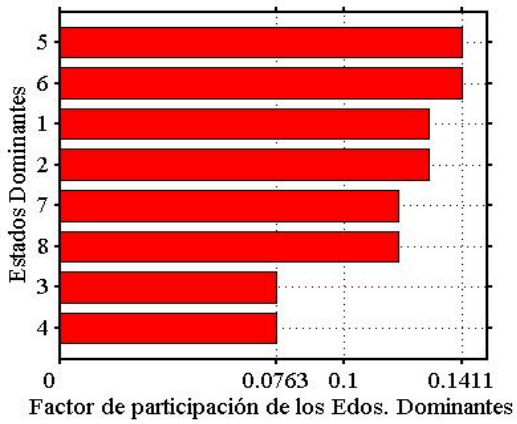


Fig.5.12 Factores de Participación del Modo Interárea (No. 25 y 26) presente en el sistema.

Tabla 5.10 Estados dominantes presentes en la Fig. 5.12.

	No. asignado a cada Estado Dominante							
	1	**2**	**3**	**4**	**5**	**6**	**7**	**8**
ESTADO DOMINANTE	$\Delta\delta_1$	$\Delta\omega_1$	$\Delta\delta_2$	$\Delta\omega_2$	$\Delta\delta_3$	$\Delta\omega_3$	$\Delta\delta_4$	$\Delta\omega_4$

Este modo sufrió una reducción en su amortiguamiento y un incremento en su frecuencia de oscilación debido a la inclusión de la dinámica de un SE de respuesta rápida como lo es el tipo AC4. Su amortiguamiento se puede considerar como inaceptable y se deben buscar formas para incrementarlo sin alterar los demás modos.

5.9.2.2 Comparación del efecto de diferentes SE con y sin ESP

En esta sección se hace una comparación de los modos electromecánicos del sistema cuando este emplea un SE Tipo DC1A, AC4A, AC4A con Reducción de Ganancia Transitoria y finalmente un SE tipo AC4A con un ESP tipo PSS1A. Por lo demás se emplean las mismas condiciones de operación del sistema descritas en la sección anterior. Los eigenvalores calculados se presentan en la Tabla 5.11, mientras que en la Tabla 5.12 se comparan las características de frecuencia y relación de amortiguamiento de los modos. La Fig. 5.13 muestra gráficamente los resultados.

Tabla 5.11 Comparación de los eigenvalores obtenidos para los modos electromecánicos del sistema de dos áreas. Máquinas de polos lisos con modelo de 6º orden y diferentes tipos de SE.

Tipo de SE	Eigenvalores			
	Fuente	Modo Interárea	Modo Local 1	Modo Local 2
TIPO DC1A	A	-0.043814563 ± J3.48189737	-0.579272732 ± J6.69767971	-0.575419736 ± J6.89661318
TIPO DC1A	B	-0.0706 + J3.4718	-0.5560 + J6.7585	-0.5601 + J6.9612
TIPO DC1A	D	---	---	---
TIPO DC1A	E	-0.018 ± J3.27	-0.485 ± J6.81	-0.500 ± J7.00
TIPO AC4A	A	-0.02283013 ± J3.897145091	-0.916433384 ± J7.22361191	-0.98800881 ± J6.96395394
TIPO AC4A	B	0.0367 + J4.0475	-0.6177 + 7.0958	-0.617 + 7.2986
TIPO AC4A	D	0.034771 ± J3.7829	-0.48078 ± J7.041	-0.62135 ± J7.3253
TIPO AC4A	E	0.031 ± J3.84	-0.490 ± J7.15	-0.496 ± J7.35
AC4A CON RGT	A	0.0720767926 ± J3.60366258	-0.598883261 ± J6.76744821	-0.57478503 ± J6.95916917
AC4A CON RGT	B	0.0712 + J3.6278	-0.5362 + J6.8092	-0.5389 + J7.0119
AC4A CON RGT	D	---	---	---
AC4A CON RGT	E	0.123 ± J3.46	-0.450 ± J6.86	-0.462 ± J7.05
AC4A CON PSS1A	A	-0.585012496 ± J3.86313841	-2.898637583 ± J8.30876132	-2.887194782 ± J8.77786804
AC4A CON PSS1A	B	-0.022 + J3.8688	-0.5463 + J7.0692	-0.5513 + J7.2817
AC4A CON PSS1A	D	-0.55741 ± J3.8864	-2.0133 ± J8.3349	-2.0731 ± J8.5455
AC4A CON PSS1A	E	-0.501 ± J3.77	-1.826 ± J8.05	-1.895 ± J8.35

Donde:
A: Programa desarrollado por el Autor.
B: Resultados obtenidos del programa DSAT.
D: Resultados obtenidos de [Ntombela and Folla, 2005].
E: Resultados obtenidos del [Kundur, 1994].

Tabla 5.12 Comparación de la frecuencia y el amortiguamiento de los modos electromecánicos del sistema de dos áreas. Máquinas de polos lisos con modelo de 6º orden y diferentes SE.

Tipo de SE	Eigenvalores						
	Fuente	Modo Interárea		Modo Local 1		Modo Local 2	
		F (Hz)	ζ□(%)	F (Hz)	ζ(%)	F (Hz)	ζ□(%)
TIPO DC1A	A	0.55416	1.2582	1.06597	8.6166	1.09763	8.31462
TIPO DC1A	B	0.553	2.034	1.076	8.200	1.108	8.019
TIPO DC1A	D	---	---	---	---	---	---
TIPO DC1A	E	0.52	0.5	1.08	7.0	1.11	7.0
TIPO AC4A	A	0.62025	0.5858	1.1496	12.5857	1.1083	14.0468
TIPO AC4A	B	0.6442	-0.91	1.1293	7.0958	1.1616	7.2986
TIPO AC4A	D	0.6021	-0.91914	1.1206	6.8124	1.1659	8.4518
TIPO AC4A	E	0.61	-0.8	1.08	7.0	1.17	7.0
AC4A CON RGT	A	0.5735	-1.9996	1.1076	8.23136	1.07707	8.81502
AC4A CON RGT	B	0.5774	-1.96	1.116	7.66	1.0837	7.85
AC4A CON RGT	D	---	---	---	---	---	---
AC4A CON RGT	E	0.55	-3.6	1.09	6.0	1.0	6.0
AC4A CON PSS1A	A	0.6148	14.972	1.32238	32.9396	1.39704	31.245
AC4A CON PSS1A	B	0.6157	0.57	1.1251	7.7	1.1589	7.55
AC4A CON PSS1A	D	0.61853	14.197	1.3265	23.48	1.3601	23.576
AC4A CON PSS1A	E	0.60	13	1.28	22	1.33	22

Donde:
A: Programa desarrollado por el Autor.
B: Resultados obtenidos del programa DSAT.
D: Resultados obtenidos de [Ntombela and Folla, 2005].
E: Resultados obtenidos del [Kundur, 1994].

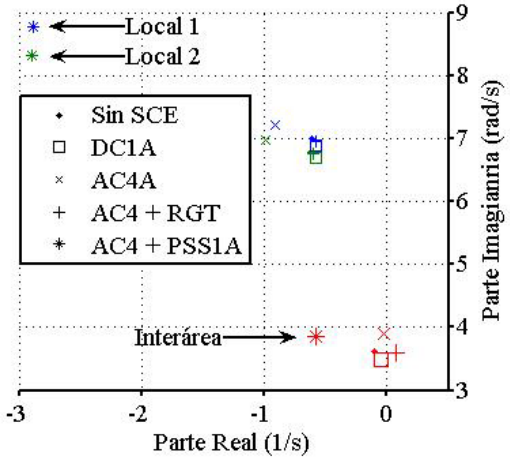


Fig. 5.13 Eigenvalores Electromecánicos del Sistema al utilizar diferentes tipos de control.

Como primera observación se puede apreciar en las Tablas 5.11 y 5.12 que existen diferencias apreciables entre los resultados disponibles para los modos locales obtenidos en 'A' en comparación con 'D' y 'E'. Lo anterior tiene una causa bien definida, la cual consiste en que en 'A' se utilizaron reactancias transitorias y subtransitorias y constantes de tiempo (X_d, X'_d, T'_{d0}, T''_{d0}) para desarrollar los modelos de la M. S., mientras que en 'D' y 'E' se utilizaron parámetros de Park (X_{ad}, X_l, R_{fd}, X_{fd}). Debe ser enfatizado que ambos modelos producirán resultados idénticos solamente si la saturación de la M. S. es despreciada y la conversión de las reactancias transitorias y subtransitorias y constantes de tiempo a parámetros de Park es llevada a cabo de forma correcta [CIGRE, 1996].

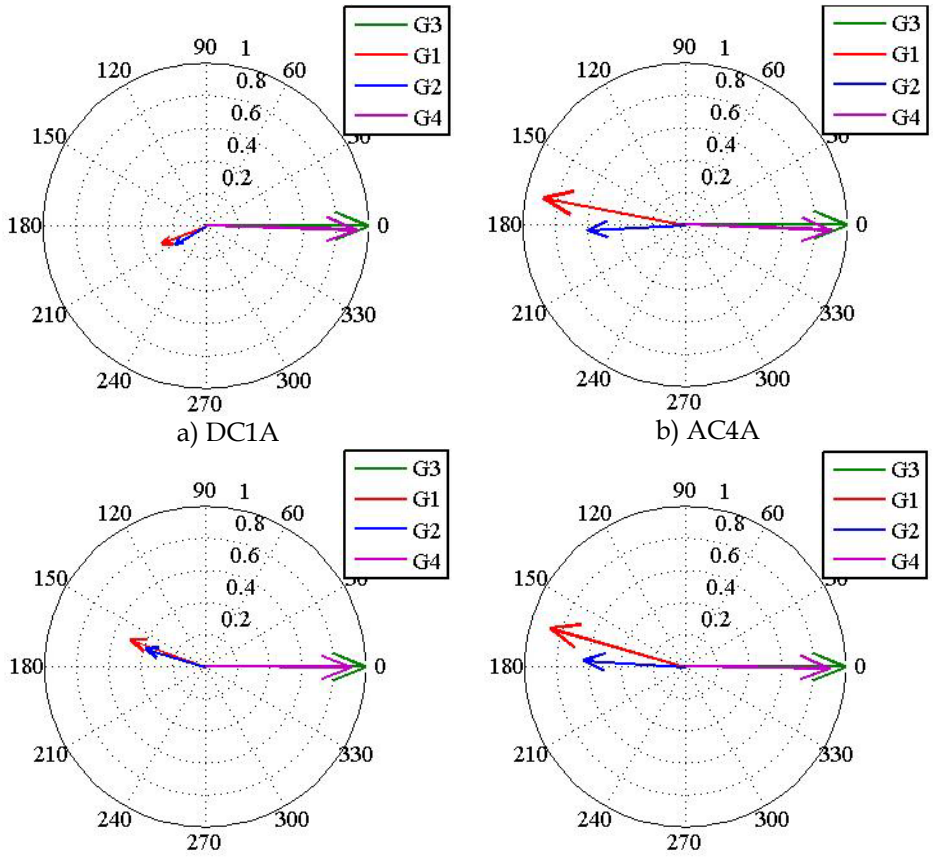
Particularmente los modos locales difieren de forma apreciable debido a que el modelado de la saturación de los generadores tiene un efecto más significativo en los modos electromecánicos locales asociados con los generadores cuando estos toman en cuenta la dinámica de lo ESP. Esto no es sorpresivo ya que los ESP's actúan al modular los enlaces de flujo del devanado de campo de la máquina, mismos que están fuertemente asociados a los efectos de la saturación magnética. Situación que se repite con los SE en menor medida [CIGRE, 1996].

Lo anterior no implica que existan métodos más precisos para el modelado de la saturación que otros, esto únicamente es un indicativo de que el método del modelado de la saturación es un factor importante en la estimación del amortiguamiento del sistema [CIGRE, 1996].

De la tabla 5.11 y 5.12 se puede observar que la inclusión de un SE sin ESP tiene el efecto de incrementar el par sincronizante de la unidad pero adicionalmente se tiene una disminución en el valor del amortiguamiento de los modos electromecánicos. Esta característica fue reconocida en los SMBI analizados del capítulo 3, y al igual que en esa ocasión se observó que el efecto antes descrito es más notorio cuando de utilizan SE de respuesta rápida.

En el caso de utilizar un SE tipo AC4A y un ESP tipo PSS1A en cada una de los generadores, se tiene que el efecto es incrementar el amortiguamiento de los modos electromecánicos, pero varía ligeramente el par de sincronización. Lo ideal es que el ESP incrementara el amortiguamiento sin afectar la frecuencia del modo de interés, lo anterior se podría lograr si el ESP compensará en forma exacta el atraso de fase introducido por el uso de SE en el rango de frecuencias de operación, no obstante es una práctica común subcompensar el atraso de fase existente por razones explicadas en el Apéndice C.

La manera en que los diferentes sistemas de control afectan a la forma del modo es presentada en la Fig. 5.14, la cual muestra que en todos los casos las unidades en los extremos de cada área oscilan con una mayor amplitud.



a) DC1A b) AC4A

c) AC4A con R.G.T. d) AC4A con PSS1A

Fig. 5.14 Mode Shape del Modo Interárea utilizando diferentes tipos de Control

5.9.2.3 Efecto de la impedancia de las líneas de enlace en los modos Interárea

Como ya se mencionó en el capítulo 2, la impedancia existente entre las M. S. que interactúan dentro de un modo es el factor que determina la magnitud de la frecuencia del mismo. Para analizar tal efecto se analizó el sistema de dos áreas para

los casos en que se retira una línea ó se añade una línea extra a las líneas de enlace del sistema. Los resultados de estas simulaciones se presentan en las Tablas 5.13 y 5.14.

De las tablas 5.13 y 5.14 se observa que el efecto de incrementar la impedancia en la línea de enlace, es debilitar la red al retirar una línea de enlace, lo cual trae consigo una disminución tanto del par de amortiguamiento, particularmente en el modo interárea. Se observa lo contrario para el caso en el que se añade una línea de transmisión a las ya existentes, no obstante la construcción de una nueva línea de transmisión parece ser lo más difícil de justificar en la actualidad.

Para un modo local en donde dos ó más M. S. interactúan dentro de una planta ó en plantas muy cercanas se tiene un valor bajo en la impedancia equivalente que conecta a ambas máquinas y la frecuencia de la oscilación de este modo local será más alta en comparación con los modos interárea donde interactúan una gran cantidad de M. S. a través de líneas de enlace relativamente débiles y generalmente con condiciones de operación estresadas [CIGRE, 1996].

Tabla 5.13 Comparación de los eigenvalores obtenidos para los modos electromecánicos del sistema de dos áreas. Efecto de la variación de la impedancia en las líneas de enlace del sistema. Máquinas de polos lisos con modelo de 6º orden y diferentes tipos de SE.

Tipo de SE	Eigenvalores				
	Caso	Fuente	Modo Interárea	Modo Local 1	Modo Local 2
S/C	1	A	-0.12138204 ± j4.15769236	-0.601742622 ± j6.81484845	-0.603916512 ± j7.0338058
S/C	1	B	-0.150 ± j4.1214	-0.5211 ± j6.7891	-0.5282 ± j7.0153
S/C	2	A	-0.09959785 ± j3.61159976	-0.620528206 ± j6.78643877	-0.611839828 ± j 7.0023909
S/C	2	B	-0.158 ± j3.5951	-0.5698 ± j6.7731	-0.5728 ± j6.9761
S/C	3	A	-0.07510189 ± j2.35825125	-0.666531807 ± j6.72398132	-0.62880744 ± j6.94297333
S/C	3	B	-0.1204 ± j2.5032	-0.618 ± j6.7297	-0.5909 ± j6.9204
TIPO DC1A	1	A	-0.08557894 ± j4.07251181	-0.57918153 ± j6.80684919	-0.585894802 ± j7.0231151
TIPO DC1A	1	B	-0.1277 ± j4.0545	-0.5402 ± j6.7797	-0.5482 ± j7.0079
TIPO DC1A	2	A	-0.043814563 ± j3.48189737	-0.579272732 ± j6.69767971	-0.57541973 ± j6.89661318
TIPO DC1A	2	B	-0.0706 ± j3.4718	-0.5560 ± j6.7585	-0.5601 ± j6.9612
TIPO DC1A	3	A	-0.034775978 ± j2.2600027	-0.64147074 ± j6.71897059	-0.61414914 ± j6.93131974
TIPO DC1A	3	B	-0.0159 ± j2.4151	-0.6023 ± j6.7201	-05791 ± j6.9049
TIPO AC4A	1	A	-0.04516925 ± j4.531205431	-0.93522803 ± j7.12462303	-0.89522398 ± j7.39402819
TIPO AC4A	1	B	0.0712 ± j4.6492	-0.5661 ± j7.1397	-0.5986 ± j7.3537
TIPO AC4A	2	A	-0.02283013 ± j3.89714509	-0.98800881 ± j6.96395394	-0.91643338 ± j7.22361191
TIPO AC4A	2	B	0.0367 ± j4.0475	-0.6177 ± 7.0958	-0.617 ± 7.2986
TIPO AC4A	3	A	0.006924943 ± j2.53481101	-1.05013564 ± j6.84782427	-0.900481913 ± j7.1490790
TIPO AC4A	3	B	-0.0026 ± j2.7743	-0.7336 ± j7.004	-0.6269 ± j7.0004
AC4A-PSS1A	1	A	-0.74411492 ± j4.52221207	-2.85833929 ± j8.698531604	-2.82353981 ± j9.22077073
AC4A-PSS1A	1	B	-0.0260 ± J4.3824	-0.5237 ± J7.0862	-0.5404 ± J7.3260
AC4A-PSS1A	2	A	-0.585012496 ± j3.86313841	-2.898637583 ± j8.30876132	-2.887194782 ± j8.7778680
AC4A-PSS1A	2	B	-0.022 ± j3.8688	-0.5463 ± j7.0692	-0.5513 ± j7.2817
AC4A-PSS1A	3	A	-0.394540399 ± j2.5193357	-2.940366166 ± j8.21244854	-2.83930109 ± j8.72339655
AC4A-PSS1A	3	B	-0.1010 ± j2.7890	-0.6043 ± j7.0223	-0.5660 ± j7.2175

Donde:
Caso 1: Se agrega una línea de enlace del nodo 7 al 9 al sistema original.
Caso 2: Sistema original.
Caso 3: Se retira una línea de enlace del nodo 7 al 9 al sistema original.
A: Programa desarrollado por el Autor.
B: Resultados obtenidos del programa DSAT.

Tabla 5.14 Comparación de la frecuencia y el amortiguamiento de los modos electromecánicos del sistema de dos áreas. Efecto de la variación de la impedancia en las líneas de enlace del sistema. Máquinas de polos lisos con modelo de 6º orden y diferentes SE.

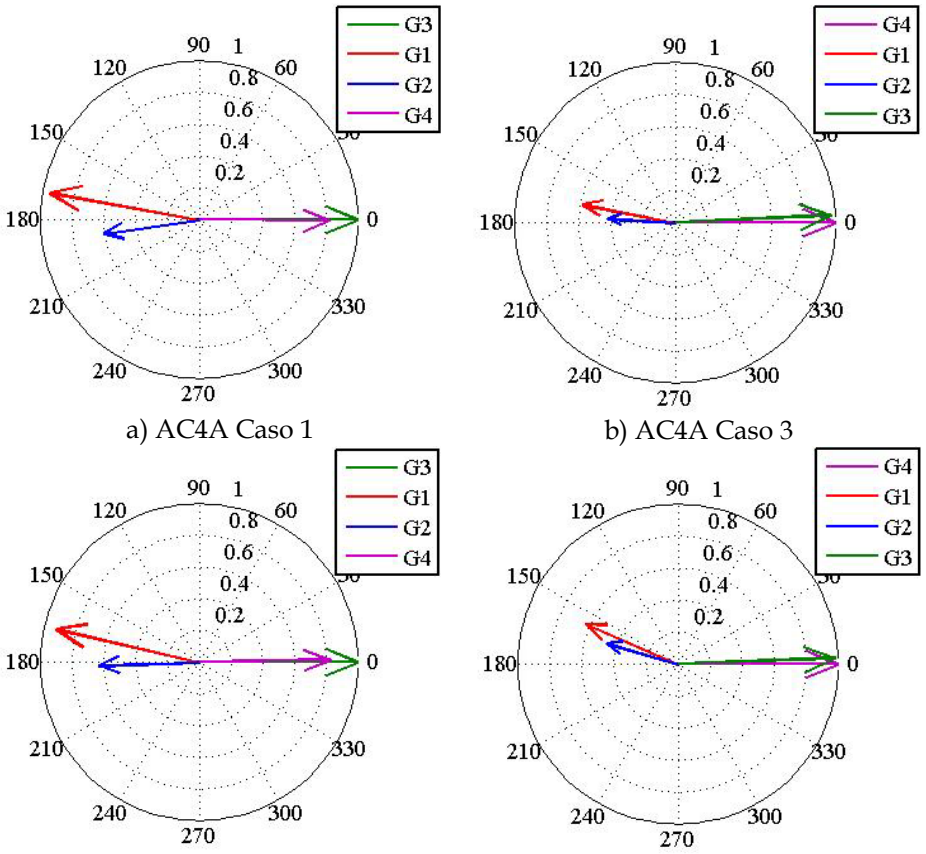
Tipo de SE	Eigenvalores							
	Caso	Fuente	Modo Interárea		Modo Local 1		Modo Local 2	
			F (Hz)	ζ (□%)	F (Hz)	ζ (□%)	F (Hz)	ζ (□%)
S/C	1	A	0.661717	2.918213	1.084616	8.79565	1.119464	8.55444
S/C	1	B	0.6559	3.64	1.0805	7.65	1.1165	7.51
S/C	2	A	0.5748	2.7566	1.08009	9.1056	1.1144	8.7044
S/C	2	B	0.572	4.390	1.078	8.383	1.110	8.183
S/C	3	A	0.3753	3.18302	1.0701	9.8644	1.1050	9.0198
S/C	3	B	0.3984	4.81	1.0711	9.15	1.1014	8.51
TIPO DC1A	1	A	0.6481	2.1009	1.0833	8.4781	1.1177	8.3134
TIPO DC1A	1	B	0.636	3.055	1.078	7.961	1.114	7.808
TIPO DC1A	2	A	0.5541	1.2582	1.06597	8.6166	1.0976	8.3146
TIPO DC1A	2	B	0.553	2.034	1.076	8.200	1.108	8.019
TIPO DC1A	3	A	0.35969	1.5385	1.0693	9.5039	1.10315	8.825
TIPO DC1A	3	B	0.384	0.658	1.070	8.927	1.099	8.358
TIPO AC4A	1	A	0.7211	0.9967	1.1339	13.015	1.1767	12.019
TIPO AC4A	1	B	0.7399	-1.53	1.1363	7.1397	1.1704	7.3537
TIPO AC4A	2	A	0.6202	0.5858	1.1083	14.046	1.1496	12.585
TIPO AC4A	2	B	0.6442	-0.91	1.1293	7.0958	1.1616	7.2986
TIPO AC4A	3	A	0.4034	0.2731	1.0898	15.158	1.1378	12.497
TIPO AC4A	3	B	0.442	0.092	1.114	10.423	1.150	8.640
AC4A-PSS1A	1	A	0.7197	16.236	1.3844	31.217	1.4675	29.279
AC4A-PSS1A	1	B	0.697	0.592	1.128	7.370	1.166	7.356
AC4A-PSS1A	2	A	0.6148	14.972	1.32238	32.939	1.39704	31.24
AC4A-PSS1A	2	B	0.6157	0.57	1.1251	7.7	1.1589	7.55
AC4A-PSS1A	3	A	0.4009	15.471	1.3071	33.7083	1.3883	30.949
AC4A-PSS1A	3	B	0.444	3.617	1.118	8. 573	1.149	7.818

Donde:
Caso 1: Se agrega una línea de enlace del nodo 7 al 9 al sistema original.
Caso 2: Sistema original.
Caso 3: Se retira una línea de enlace del nodo 7 al 9 al sistema original.
A: Programa desarrollado por el Autor.
B: Resultados obtenidos del programa DSAT.

El efecto de modificar la impedancia de la líneas de enlace en la forma del modo se analiza para los casos cuando se esta ocupando un SE tipo AC4A y un SE tipo AC4A con un ESP tipo PSS1A, en la Fig. 5.15. Se observa que la tendencia de que los generadores ubicados en los extremos de cada área oscilan con mayor amplitud.

Para el caso 1, en que se adiciona una línea de enlace a las ya existentes, las unidades del Área exportadora de energía comienzan a oscilar con mayor amplitud.

La adición de un ESP de ninguna manera eliminará una oscilación presente en el sistema, únicamente le proporcionara un mayor amortiguamiento. Adicionalmente, añadir el ESP no modifica de manera importante la forma del modo.



a) AC4A Caso 1

b) AC4A Caso 3

c) AC4A con PSS1A Caso 1

d) AC4A con PSS1A Caso 3

Fig. 5.15 Forma del modo interárea utilizando varios tipos de SE para diferentes valores de impedancia de la línea de enlace.

5.9.2.3 Efecto de la magnitud del flujo de potencia en las líneas de enlace

Otro de los factores que afectan el amortiguamiento de los modos presentes en un sistema, particularmente los modos interárea, son las condiciones de flujo de potencia en el enlace y líneas en servicio.

Para tal efecto se analizan 3 condiciones de operación, la primera corresponde a una condición donde no hay transmisión de potencia entre las dos áreas (cada área satisface sus correspondientes cargas), en la segunda se transmiten 354 MW desde el área 1 al área 2, y finalmente un caso en donde se estresa el sistema hasta obtener una transmisión de 473 MW desde el área 1 al área 2.

Las Tablas 5.15 y 5.16 presentan los resultados del estudio de análisis modal del sistema de dos áreas para los tres casos, representando a las máquinas síncronas por modelos de 6º orden con diferentes sistemas de control de excitación. La Tabla 5.5 muestra una comparación de los eigenvalores, mientras que la Tabla 5.16 compara las características de frecuencia y amortiguamiento de los modos electromecánicos.

Tabla 5.15 Comparación de los eigenvalores de los modos electromecánicos ante diferentes flujos de potencia de la línea de enlace del sistema de dos áreas. Máquinas de polos lisos con modelo de 6º orden y diferentes SE.

Tipo de SE	Eigenvalores				
	Caso	Fuente	Modo Interárea	Modo Local 1	Modo Local 2
S/C	1	A	-0.10731734 ± j3.79679081	-0.59542286 ± j6.80898835	-0.57747723 ± j7.04596501
S/C	1	B	-0.1617 ± j3.7876	-0.5528 ± j6.7598	-0.5303 ± j7.0494
S/C	2	A	-0.09959785 ± j3.61159976	-0.620528206 ± j6.78643877	-0.611839828 ± j 7.0023909
S/C	2	B	-0.158 ± j3.5951	-0.5698 ± j6.7731	-0.5728 ± j6.9761
S/C	3	A	-0.08511157 ± j3.44309009	-0.67745495 ± j6.73252396	-0.62928451 ± j6.96151041
S/C	3	B	-0.1531 ± j3.4256	*-0.6119 ± j6.7485*	-0.6020 ± j6.9335
TIPO DC1A	1	A	-0.06213788 ± j3.68240091	-0.57438882 ± j6.80057645	-0.55694756 ± j7.03571948
TIPO DC1A	1	B	-0.1222 ± j3.9986	-0.5408 ± j6.7719	-0.5483 ± j7.0009
TIPO DC1A	2	A	-0.043814563 ± j3.48189737	-0.579272732 ± j6.69767971	-0.57541973 ± j6.89661318
TIPO DC1A	2	B	-0.0706 ± j3.4718	-0.5560 ± j6.7585	-0.5601 ± j6.9612
TIPO DC1A	3	A	-0.03136016 ± j3.37965744	-0.65125806 ± j6.72837996	-0.61864507 ± j6.94751741
TIPO DC1A	3	B	-0.0702 ± j3.3136	-0.5965 ± j6.7382	-0.590 ± j6.919
TIPO AC4A	1	A	-0.01351072 ± j4.159001605	-0.91870776 ± j7.11929876	-0.88750154 ± j7.41548107
TIPO AC4A	1	B	0.0863 ± j4.3082	-0.5301 ± j7.1262	-0.5681 ± j7.3923
TIPO AC4A	2	A	-0.02283013 ± j3.89714509	-0.98800881 ± j6.96395394	-0.91643338 ± j7.22361191
TIPO AC4A	2	B	0.0367 ± j4.0475	-0.6177 ± 7.0958	-0.617 ± 7.2986
TIPO AC4A	3	A	-0.026158938 ± j3.71371849	-1.06267405 ± j6.97058598	-0.84689042 ± j7.31746764
TIPO AC4A	3	B	-0.0026 ± j2.7743	-0.7336 ± j7.0004	-0.6269 ± j7.2288
AC4A-PSS1A	1	A	-0.63344294 ± j4.12138661	-2.85025887 ± j8.68954928	-2.80139619 ± j9.34806026
AC4A-PSS1A	1	B	-0.0260 ± j4.3824	-0.5237 ± j7.0862	-0.5404 ± j7.326
AC4A-PSS1A	2	A	-0.585012496 ± j3.86313841	-2.898637583 ± j8.30876132	-2.887194782 ± j8.7778680
AC4A-PSS1A	2	B	-0.022 ± j3.8688	-0.5463 ± j7.0692	-0.5513 ± j7.2817
AC4A-PSS1A	3	A	-0.54487795 ± j3.68179947	-2.95926816 ± j8.31785428	-2.80079217 ± j8.81799127
AC4A-PSS1A	3	B	-0.0398 ± j6.6848	-0.5968 ± j7.0419	-0.5787 ± j7.2311

Donde:
1: área 1(G/C): 1400/1367 – Área 2(G/C): 1400/1367. Flujo de A1→A2 (P_{ti}=0.0438 pu, Q_{ti}= -0.1162 pu).
2: área 1(G/C): 1400/767 - Área 2(G/C): 1419/1767. Flujo de A1→A2 (P_{ti}=3.5422 pu, Q_{ti}= -0.4142 pu).
3: área 1(G/C): 1400/767 - Área 2(G/C): 1457/1967. Flujo de A1→A2 (P_{ti}=4.7382 pu, Q_{ti}= -0.4032 pu).
A: Programa desarrollado por el Autor.
B: Resultados obtenidos del programa DSAT.

Se observa que entre mayor sea el flujo de potencia existente en las líneas de enlace que conectan a las dos áreas del sistema, disminuyen la frecuencia y el amortiguamiento del modo de oscilación interárea.

El efecto contrario sucede con los modos locales. Para estos se tienen variaciones en esta tendencia dependiendo del sistema de control que se esté utilizando. Por ejemplo, cuando los generadores están bajo control manual, los modos locales para el caso 3 presentarán tanto una menor frecuencia como un menor amortiguamiento, siendo lo contrario para el caso cuando se esta utilizando un SE de respuesta rápida.

Tabla 5.16 Comparación de la frecuencia y el amortiguamiento de los modos electromecánicos ante diferentes flujos de potencia de la línea de enlace del sistema de dos áreas. Máquinas de polos lisos con modelo de 6º orden y diferentes SE.

Tipo de SE	Eigenvalores							
	Caso	Fuente	Modo Interárea		Modo Local 1		Modo Local 2	
			F (Hz)	ζ (%)	F (Hz)	ζ (%)	F (Hz)	ζ (%)
S/C	1	A	0.6042	2.8253	1.0836	8.7114	1.1214	8.168
S/C	1	B	0.6028	4.26	1.0759	8.15	1.122	7.50
S/C	2	A	0.5748	2.7566	1.08009	9.1056	1.1144	8.7044
S/C	2	B	0.572	4.390	1.078	8.383	1.110	8.183
S/C	3	A	0.5479	2.4711	1.0715	10.011	1.1079	9.0027
S/C	3	B	0.545	4.464	1.074	9.031	1.104	8.650
TIPO DC1A	1	A	0.5861	1.6871	1.0823	8.4162	1.1197	7.891
TIPO DC1A	1	B	0.636	3.055	1.078	7.961	1.114	7.808
TIPO DC1A	2	A	0.5541	1.2582	1.06597	8.6166	1.0976	8.3146
TIPO DC1A	2	B	0.553	2.034	1.076	8.200	1.108	8.019
TIPO DC1A	3	A	0.5378	0.9278	1.0708	9.6342	1.1057	8.8694
TIPO DC1A	3	B	0.527	2.119	1.072	8.818	1.101	8.496
TIPO AC4A	1	A	0.6619	0.3248	1.133	12.798	1.1802	11.883%
TIPO AC4A	1	B	0.686	-2.002	1.134	7.418	1.177	7.662
TIPO AC4A	2	A	0.6202	0.5858	1.1083	14.046	1.1496	12.585
TIPO AC4A	2	B	0.6442	-0.91	1.1293	7.0958	1.1616	7.2986
TIPO AC4A	3	A	0.5911	0.7044	1.1094	15.071	1.1646	11.496
TIPO AC4A	3	B	0.442	0.092	1.114	10.423	1.150	8.640
AC4A-PSS1A	1	A	0.6559	15.191	1.3829	31.167	1.4877	28.7063
AC4A-PSS1A	1	B	0.697	0.592	1.128	7.37	1.166	7.356
AC4A-PSS1A	2	A	0.6148	14.972	1.32238	32.939	1.39704	31.24
AC4A-PSS1A	2	B	0.6157	0.57	1.1251	7.7	1.1589	7.55
AC4A-PSS1A	3	A	0.5859	14.639	1.3238	33.519	1.4034	30.271
AC4A-PSS1A	3	B	0.586	1.080	1.121	8.444	1.151	7.977

DONDE:
1: ÁREA 1(G/C): 1400/1367 – ÁREA 2(G/C): 1400/1367. FLUJO DE $A_1 \rightarrow A_2$ (P_{ti}=0.0438 PU, Q_{ti}= -0.1162 PU).
2: ÁREA 1(G/C): 1400/767 - ÁREA 2(G/C): 1419/1767. FLUJO DE $A_1 \rightarrow A_2$ (P_{ti}=3.5422 PU, Q_{ti}= -0.4142 PU).
3: ÁREA 1(G/C): 1400/767 - ÁREA 2(G/C): 1457/1967. FLUJO DE $A_1 \rightarrow A_2$ (P_{ti}=4.7382 PU, Q_{ti}= -0.4032 PU).
A: Programa desarrollado por el Autor.
B: Resultados obtenidos del programa DSAT.

El efecto de la variación del flujo de potencia en las líneas de enlace, considerando el modelo de 6º orden y el SE en la forma de los modos electromecánicos se muestra en la Fig. 5.16.

Se observa de la Fig. 5.16 que cuando no hay flujo de potencia en las líneas de enlace las unidades generadoras exteriores e interiores de cada área oscilan en antifase, unas en contra de las otras, mientras que conforme se incrementa el nivel de la potencia de transmisión en las líneas de enlace del sistema las unidades exteriores e interiores oscilan a un ángulo cada vez menor a los 180º.

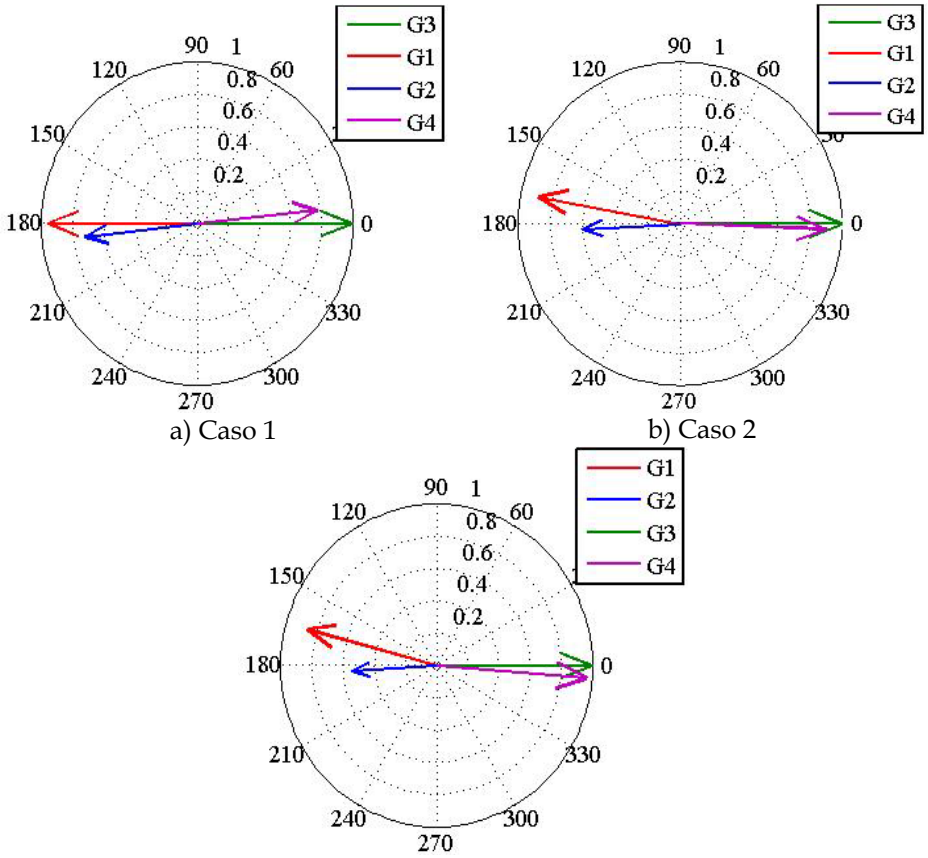


Fig. 5.16 Forma del modo interárea del sistema de dos áreas al variar el nivel de flujo de Potencia en las líneas de enlace. M. S. representadas con el modelo de 6º orden y SE tipo AC4.

5.9.3 Sistema de Nueva Inglaterra de 10 Máquinas y 39 Nodos

Este sistema se analizó debido a la presencia de un modo interárea muy problemático, el cual es producto de la interacción de dos sistemas, el comportamiento dinámico del primero de estos es aproximado al de un bus infinito debido a su baja impedancia equivalente y su alta inercia. El segundo sistema es representado por las 9 máquinas restantes.

5.9.3.1 Sistema Nueva Inglaterra sin controles

El análisis que se hace del siguiente sistema se hace al modelar las unidades 1 y 3-10 como M. S. de polos lisos utilizando un modelo transitorio (4º Orden), mientras que el generador 2 se representa por medio una máquina de polos salientes (3er. Orden). Se utiliza el caso base de operación mostrado en el Apéndice A y las cargas son modeladas como del tipo de Potencia Constante. No se toma en cuenta la dinámica de ningún Sistema de Control.

Loa resultados del estudio de análisis modal se presentan en la Tabla 5.17.

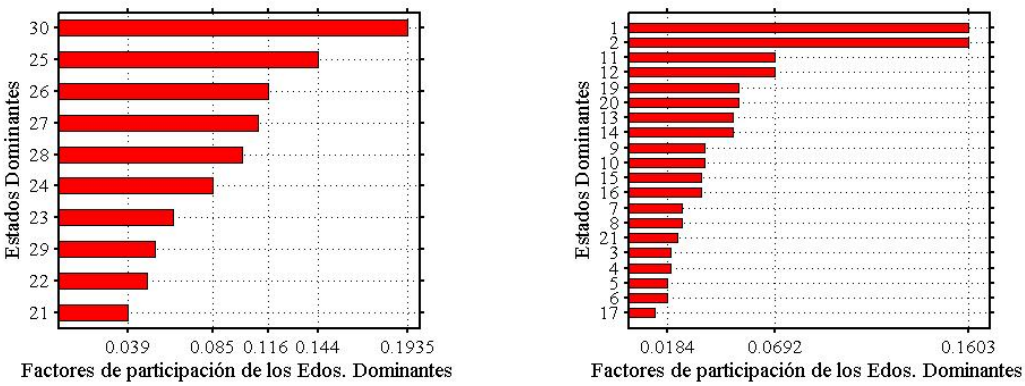
Tabla 5.17 Eigenvalores obtenidos para el Sistema Nueva Inglaterra. M. S. representadas con modelos simples, sin controles, con cargas de potencia constante.

No	Fuente	EIGENVALORES					
		Parte Real	**Parte Imaginaria**	**Frecuencia (Hz)**	**ζ (%)**	**Edos. Dominante**	**F. P.**
1,2	A	-0.35650884	8.8385682844	1.4067018323	4.0302815199	δ_8, ω_8, δ_7, ω_7	0.2991, 0.2991, 0.1715, 0.1715
	C	-0.408	8.8405	1.407	4.61	δ_8, ω_8, δ_7, ω_7	1.0, 0.995, 0.573, 0.573
3, 4	A	-0.32753151	8.7587079763	1.3939916695	3.7368839141	δ_9, ω_9, δ_2, ω_2	0.3991, 0.3991, 0.0438, 0.0438
	C	-0.3802	8.759	1.394	4.34	δ_9, ω_9, δ_2, ω_2	1.0, 0.999, 0.109, 0.109
5, 6	A	-0.28476136	8.5402068274	1.3592161316	3.3325094059	δ_5, ω_5, δ_7, ω_7	0.3684, 0.3684, 0.0405, 0.0405
	C	-0.3383	8.541	1.3593	3.96	δ_5, ω_5, δ_7, ω_7	1.0, 0.999, 0.111, 0.111
7, 8	A	-0.20889044	7.4860240899	1.1914377380	2.7893200244	δ_4, ω_4, δ_3, ω_3	0.2875, 0.2875, 0.1929, 0.1929
	C	-0.2552	7.4871	1.1916	3.41	δ_4, ω_4, δ_3, ω_3	1.000, 0.999, 0.671, 0.671
9, 10	A	-0.09328949	7.0847729670	1.1275766384	1.3166463643	δ_2, ω_2, δ_7, ω_7	0.3376, 0.3376, 0.0477, 0.0477
	C	-0.1172	7.0836	1.1274	1.65	δ_2, ω_2, δ_7, ω_7	1.0, 0.99, 0.126, 0.126
11, 12	A	-0.24755894	6.8855123268	1.0958633225	3.5930382936	δ_7, ω_7, δ_8, ω_8	0.1478, 0.1478, 0.0872, 0.0872
	C	-0.2977	6.8882	1.0963	4.32	δ_7, ω_7, δ_8, ω_8	1.0, 0.99, 0.589, 0.588
14, 15	A	-0.20932829	6.3735288392	1.0143786197	3.2825691378	δ_{10}, ω_{10}, δ_3, ω_3, δ_4, ω_4	0.149, 0.149, 0.1486, 0.1486, 0.1068, 0.1068
	C	-0.2600	6.3757	1.0147	4.07	δ_3, ω_3, δ_{10}, ω_{10}, δ_4, ω_4	1.0, 0.9995, 0.9901, 0.9895, 0.7181, 0.7181
16, 17	A	-0.24978038	6.0677240502	0.9657082759	4.1130581030	δ_6, ω_6, δ_{10}, ω_{10}	0.2242, 0.2242, 0.1936, 0.1936
	C	-0.3023	6.0685	0.9658	4.98	δ_6, ω_6, δ_{10}, ω_{10}	1.0, 0.9993, 0.8698, 0.8691
20, 21	A	-0.19693428	4.1350362607	0.6581114607	4.7571848732	**Ver Fig. 5.17**	
	C	-0.2318	4.1365	0.6583	5.6	δ_1, ω_1, δ_6, ω_6, δ_{10}, ω_{10}, δ_7, ω_7, δ_5, ω_5, δ_8, ω_8, δ_4, w_4	1.0, 0.99, 0.43, 0.43, 0.32, 0.32, 0.31, 0.31, 0.21, 0.21, 0.16, 0.16
28	**A**	**0.296876092**	**0.000**	**100.0**	**0.000**	E'_{q10}, E'_{q5}, E'_{q6}, E'_{q7}, E'_{q8}	**0.1935, 0.1441, 0.1163, 0.1106, 0.1018**
	C	**0.2972**	**0.000**	**100.0**	**0.000**	E'_{q10}, E'_{q5}, E'_{q6}, E'_{q7}, E'_{q8}	**1.0, 0.7449, 0.6006, 0.5717, 0.5264**

Donde:
A: Programa desarrollado por el Autor.
C: Resultados obtenidos del programa DSAT.

Se observa que existen 9 modos electromecánicos de oscilación, de los cuales existe un modo interárea (*f=0.65811*, *ζ=4.75718*) el cual involucra a todas las unidades generadoras y al equivalente representado por la M. S. 1. Además, se observa que bajo control manual el sistema es inestable debido al voltaje proporcional a los enlaces de flujo de campo.

Para conocer las variables de estado que tienen una mayor influencia en los modos de oscilación, se calcularon los factores de participación del modo inestable No. 28 y del modo interárea, los cuales son mostrados en la Fig. 5.17. La descripción de las variables de estado de esta Fig. se presenta en la Tabla 5.18.



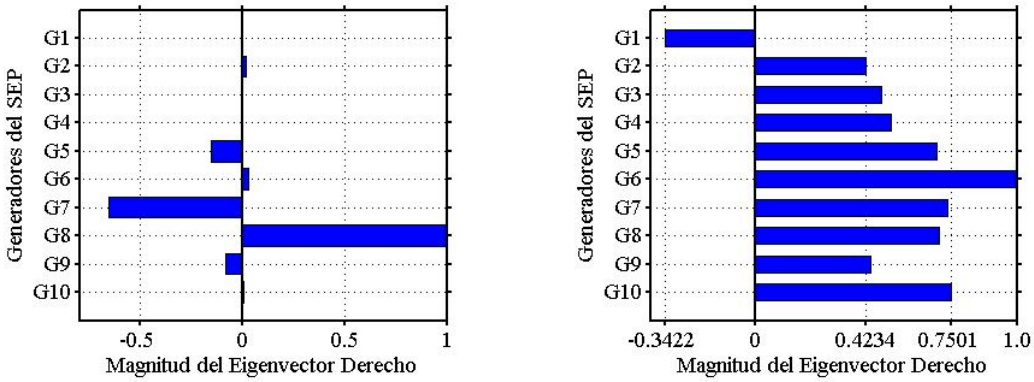
a) Modo inestable No. 28 b) Modo interárea

Fig.5.17 Factores de Participación correspondientes al modo interárea.

Tabla 5.18 Estados Dominantes presentes en la Fig. 5.17

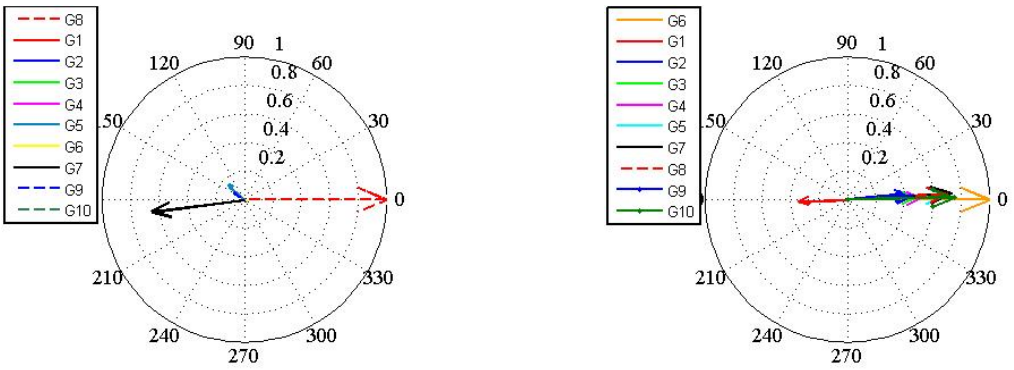
	NO. ASIGNADO A CADA ESTADO DOMINANTE												
NO.	**1**	**2**	**3**	**4**	**5**	**6**	**7**	**8**	**9**	**10**	**11**	**12**	**13**
EDOS. DOMINANTES	δ_1	ω_1	δ_2	ω_2	δ_3	ω_3	δ_4	ω_4	δ_5	ω_5	δ_6	ω_6	δ_7
NO.	**14**	**15**	**16**	**17**	**18**	**19**	**20**	**21**	**22**	**23**	**24**	**25**	**26**
EDOS. DOMINANTES	ω_7	δ_8	ω_8	δ_9	ω_9	δ_{10}	ω_{10}	E'_{Q1}	E'_{Q2}	E'_{Q3}	E'_{Q4}	E'_{Q5}	E'_{Q6}
NO.	**27**	**28**	**29**	**30**	**31**								
EDOS. DOMINANTES	E'_{P7}	E'_{P8}	E'_{P9}	E'_{P10}	E'_{D1}								

La forma del modo indica la interacción entre las máquinas del sistema para cada modo de oscilación utilizando la información del eigenvector derecho. En las Fig. 5.18 a 5.20 se presenta esta información de tres maneras diferentes: de acuerdo a la magnitud del eigenvector (Fig. 5.18), graficando el eigenvector complejo como vectores (Fig. 5.19) y graficando el eigenvector complejo como puntos (Fig. 5.20).



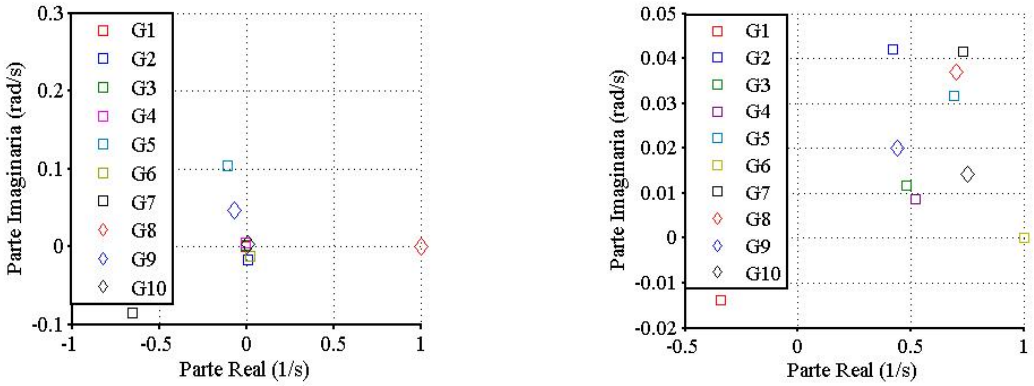
a) Modo Local 1 b) Modo Interárea

Fig.5.18 Forma del modo real. Se obtiene a partir de la magnitud de las componentes de velocidad del eigenvector derecho correspondientes al modo. El signo es proporcional al ángulo.



a) Modo Local 1 b) Modo Interárea

Fig.5.19 Forma del modo polar.



a) Modo Local 1 b) Modo Interárea

Fig.5.20 Forma del modo compleja distribuida "*Scatter*".

De las Fig. 5.17-5.20 se pueden observar las diferencias entre un Modo Local cualquiera, en este caso el No. 1, y el interárea. En los primeros solamente un pequeño grupo de M. S. interactúan y el efecto de las M. S. restantes se puede despreciar; en tanto que en los modos interárea se observa la participación de una gran cantidad de las unidades d el sistema, en este caso todas las M. S. del sistema.

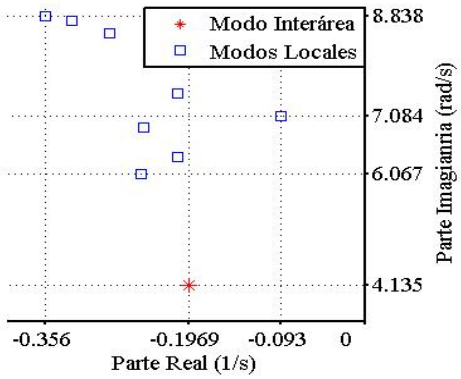


Fig.5.21 Eigenvalores Complejos del Sistema

5.9.3.2 Sistema Nueva Inglaterra con SE tipo DC1A

A continuación se toma en cuenta la dinámica de un SE Tipo DC1A para las M. S. 2-9 utilizando las mismas condiciones descritas para la sección anterior.

Tabla 5.19 Eigenvalores obtenidos para el Sistema Nueva Inglaterra. M. S. representadas con modelos simples, con SE tipo DC1A, con cargas de potencia constante.

No	Fuente	EIGENVALORES					
		Parte Real	Parte Imaginaria	Frecuencia (Hz)	ζ (%)	Edos. Dominante	F. P.
11, 12	A	-0.36798393	±8.841285946	1.4071343616	4.1585083180	δ_8, ω_8, δ_7, ω_7	*0.296, 0.296, 0.174, 0.174*
	C	-0.4195	±8.8430	1.407	4.739	δ_8, ω_8, δ_7, ω_7	1.0, 0.999, 0.588, 0.587
13, 14	A	-0.32596247	±8.756257952	1.3936017361	3.7200463175	δ_9, ω_9, δ_2, ω_2	0.3999, 0.3999, 0.044, 0.044
	C	-0.3782	±8.7557	1.394	4.316	δ_9, ω_9, δ_2, ω_2	1.0, 0.999, 0.109, 0.109
15, 16	A	-0.27748243	±8.533018988	1.3580721515	3.2501490266	δ_5, ω_5, δ_7, ω_7	0.372, 0.372, 0.037, 0.037
	C	-0.3302	±8.5340	1.358	3.866	δ_5, ω_5, δ_7, ω_7	1.0, 0.999, 0.101, 0.101
17, 18	A	-0.21088464	±7.478989026	1.1903180728	2.8185743335	δ_4, ω_4, δ_3, ω_3	0.287, 0.287, 0.193, 0.193
	C	-0.2568	±7.4801	1.190	3.432	δ_4, ω_4, δ_3, ω_3	1.0, 0.999, 0.671, 0.671
19, 20	A	-0.09133413	±7.078814507	1.1266283201	1.2901388013	δ_2, ω_2, δ_7, ω_7	0.3371, 0.3371, 0.047, 0.047
	C	-0.1145	±7.0688	1.125	1.620	δ_2, ω_2, δ_7, ω_7	1.0, 0.999, 0.139, 0.139
21, 22	A	-0.24093925	±6.864645863	1.0925423218	3.5076970500	δ_7, ω_7, δ_3, ω_3, δ_8, ω_8	0.147, 0.147, 0.088, 0.088, 0.087, 0.087
	C	-0.2826	±6.8644	1.093	4.114	δ_7, ω_7, δ_3, ω_3, δ_8, ω_8	1.000, 0.9995, 0.6127, 0.6124, 0.5907, 0.5904
24, 25	A	-0.20022618	±6.354077687	1.0112828727	3.1495814135	δ_{10}, ω_{10}, δ_3, ω_3, δ_4, ω_4	0.171, 0.171, 0.143, 0.143, 0.104, 0.104
	C	-0.2401	±6.3244	1.007	3.794	δ_{10}, ω_{10}, δ_3, ω_3, δ_4, ω_4	1.000, 0.999, 0.9762, 0.9758, 0.7152, 0.7149
31, 32	A	-0.18650225	±4.067488622	0.6473609203	4.5803817792	δ_1, ω_1, δ_6, ω_6, δ_{10}, ω_{10}, δ_7, ω_7, δ_8, ω_8	0.153, 0.153, 0.076, 0.076, 0.048, 0.048, 0.046, 0.046, 0.034, 0.034
	C	**-0.2097**	**±4.0614**	**0.646**	**5.157**	δ_1, ω_1, δ_6, ω_6, δ_{10}, ω_{10}, δ_7, ω_7, δ_8, ω_8	1.0, 0.999, 0.4766, 0.4761, 0.3516, 0.3512, 0.2987, 0.2984, 0.2215, 0.2213
65	A	-0.00201278	0.000	100.0	0.000	δ_1, ω_1	0.3239, 0.3239
	C	0.0044	0.000	100.0	0.000	ω_1, ω_{10}, ω_4	1.0, 0.5579, 0.4649
66	A	0.00201136	0.000	100.0	0.000	δ_1, ω_1	0.3239, 0.3239
	C	---	---	---	---	---	---

Donde:
A: Programa desarrollado por el Autor.
C: Resultados obtenidos del programa DSAT.

Con la adición de los SE el sistema es estable, sin embargo se observa el efecto de los SE de disminuir el par de amortiguamiento, aunque para este caso en forma ligera. Solamente el modo de oscilación que esta fuertemente influenciado por las unidades 2 y 7 presenta un amortiguamiento que debiera ser mejorado.

La Fig. 5.22 muestra los factores de participación del modo de oscilación interárea, mientras que las Fig. 5.23, 5.24 y 5.25 presentan tres representaciones de las formas del modo local 1 y del modo interárea.

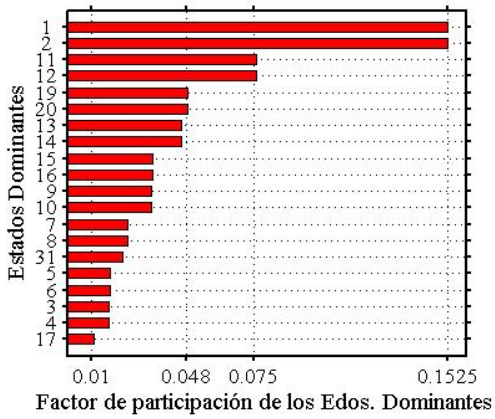
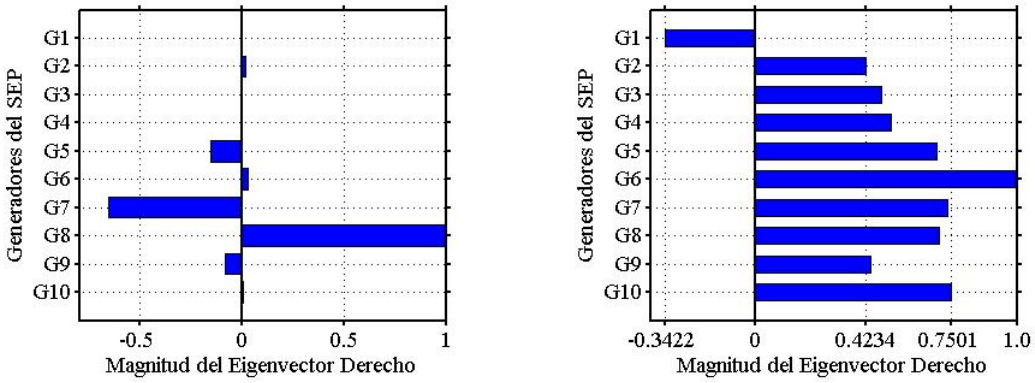
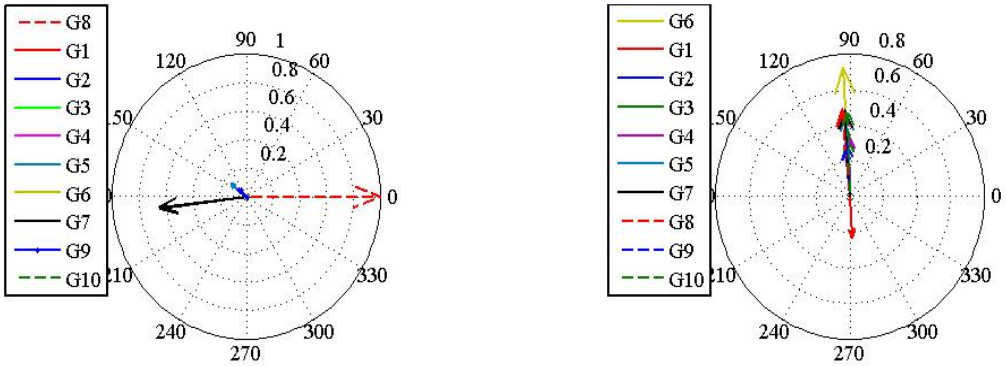


Fig.5.22 Factores de participación correspondientes al modo interárea. La descripción de los estados se hace en la Tabla 5.18.



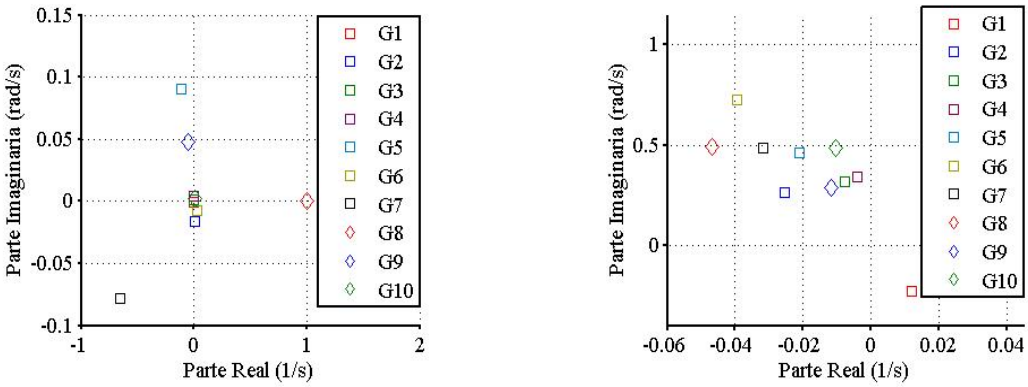
a) Modo Local 1 b) Modo Interárea

Fig.5.23 Forma del modo real. Se obtiene a partir de la Magnitud de las componentes de velocidad del eigenvector derecho correspondientes al modo.



a) Modo Local 1 b) Modo Interárea

Fig.5.24 Forma del modo polar.



a) Modo Local 1 b) Modo Interárea

Fig.5.25 Forma del modo compleja distribuida "*Scatter*".

Se observa en las Fig. 5.23- 5.25 que al considerar la dinámica de un SE lento (tipo DC1A) se introduce un atraso de fase en el sistema, repercutiendo esto en la forma del modo que para fines prácticos es la misma que para el caso sin controles pero girada 90^{o} en el sentido contrario a las manecillas del reloj. La Fig. 5.26 grafica, finalmente, todos los eigenvalores del sistema de Nueva Inglaterra en el plano complejo.

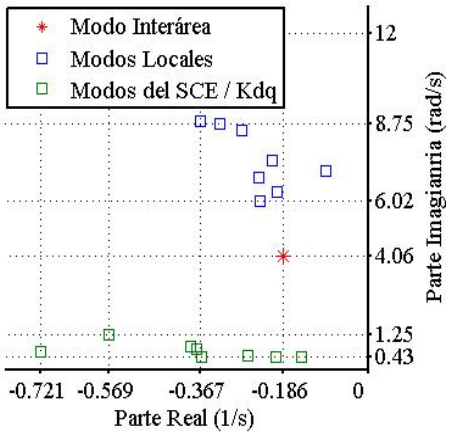


Fig.5.26 Eigenvalores Complejos del Sistema

5.10 VALIDACIÓN

En el desarrollo de la tesis se recurrió, con fines de validación de resultados, a diferentes libros y artículos que mostraban resultados para el sistema de interés en turno, encontrándose que aunque los resultados eran muy próximos a los obtenidos por el autor, siempre existían variaciones que deben ser tomadas en cuenta.

La razón para la existencia de tales diferencias recae en la forma en que se modelan los diferentes componentes del SEP, el método utilizado para la obtención de los eigenvalores y las simplificaciones que se toman en cuenta ó no entre otros.

Particularmente, [Slootweg et al., 2002, Kabereré et al., 2005] reportan una comparación entre los resultados obtenidos con diferentes programas comerciales para un mismo sistema y explican el motivo de la aparición de tales diferencias. Con el objetivo de comparar el programa desarrollado en el presente trabajo con diferentes programas comerciales se presentan las Tablas 5.20 y 5.21, las cuales describen el modelado y los métodos empleados en diferentes programas de análisis modal.

Tabla 5.20 Comparación del modelado de los componentes del SEP en diferentes programas de análisis modal (Adaptado de [Kabereré et al., 2005]).

Opciones de Modelado	PSS/E Estándard	DIgSILENT	EUROSTAG	PST	PSCAD	Autor
Modelos del Generador	2º, 3º, 5º y 6º	5º y 6º	3º, 5º y 6º	2º, 4º y 6º	4º y 6º	3º, 4º, 5º y 6º.
Parámetros de la saturación	$S_{1.0}$ y $S_{1.2}$	$S_{1.0}$ y $S_{1.2}$	n, m	$S_{1.0}$ y $S_{1.2}$	Puntos de la curva de CA	A_{sat} y B_{sat}
Entrada mecánica del generador	P_m	P_m	T_m	P_m	T_m	T_m
Velocidad angular de referencia del rotor	ω_n	ω_j	ω_{COI} ó ω_n	ω_j	ω_n	ω_n
Líneas de transmisión	π Nominal y equivalente π	π Nominal	π Nominal	π Nominal	π Nominal y equivalente π	π Nominal
Modelos de Cargas	Exponencial y ZIP	Exponencial	Exponencial	ZIP – dependiente de voltaje unicamente	Exponencial	Exponencial – dependiente de voltaje unicamente

Tabla 5.21 Comparación de la metodología de solución en diferentes programas de análisis modal (Adaptado de [Kabereré et al., 2005])

Opciones de Metodología	PSS/E Estándard	DIgSILENT	EUROSTAG	PST	PSCAD	Autor
Linealización de las ecuaciones	Dif. númerica	Dif. númerica	Dif. automática	Dif. númerica	N/A	Analítica
Tamaño de la perturbación	Elegido por el usuario	Inf. No Disponible	N/A	Elegido por el programa	N/A	N/A
Método de cálculo de los eigenvalores	QR	QR	QR	QR	QR	QR

Como se puede observar en las Tablas 5.20 y 5.21, existe una gran variedad en la forma en que se representan los componentes del SEP y la metodología para obtener los resultados. Esto conlleva inevitablemente a que existan ligeras variaciones en los resultados obtenidos con uno u otro programa.

Para evaluar este efecto de manera cuantitativa, se presentan en las Tablas 5.22 a 5.26 la comparación de los resultados del análisis modal con diferentes programas para el sistema de dos Áreas, cuyos datos se pueden consultar en el Apéndice A.

Las M. S. son representadas por medio de un modelo para máquinas de polos lisos utilizando un modelo subtransitorio (6º Orden), se toma en cuenta el efecto de la saturación y se consideran las unidades bajo control manual. El caso de operación es el base.

Tabla 5.22 Comparación de los eigenvalores del sistema de dos áreas obtenidos a partir de diferentes programas de análisis modal. Tiempo en s. (Adaptado de [Kabereré et al., 2005])

EIGENVALORES			
PSS/E	**DIgSILENT**	**EUROSTAG**	**Autor. Tiempo (s)**
-0.613 ± j6.76	-0.626 ± j6.67	-0.558 ± j6.58	-0.5899306±j6.6964740
(ζ = 9.0; f = 1.075 Hz)	**(ζ = 9.3; f = 1.062 Hz)**	**(ζ = 8.5; f = 1.047 Hz)**	**(ζ=8.775, f=1.0657 Hz)**
-0.631 ± j6.94	-0.636 ± j6.90	-0.570 ± j6.77	-0.6022631±j6.8911867
(ζ = 9.0; f = 1.105 Hz)	**(ζ = 9.2; f = 1.097 Hz)**	**(ζ = 8.4; f = 1.077 Hz)**	**(ζ=8.706, f=1.0967 Hz)**
-0.155 ± j3.41	-0.140 ± j3.41	-0.115 ± j3.42	-0.1184359±j3.4292411
(ζ = 4.5; f = 0.543 Hz)	**(ζ = 4.1; f = 0.542 Hz)**	**(ζ = 3.4; f = 0.544 Hz)**	**(ζ=3.451, f=0.5457 Hz)**
+0.187 ± j0.163		-0.0998 ± j0.030	0.0046051± j0.01266174
(ζ = -75.4; f = 0.026 Hz)	-37.34	**(ζ = 95.7; f = 0.005 Hz)**	**(ζ=-34.18, f=0.002 Hz)**
-0.149 ± j0.067	-37.28		
(ζ = 91.2; f = 0.011 Hz)	-35.15	-37.10	-35.9930429156
	-34.35	-37.01	-35.9235831743
-37.17	-33.11	-34.61	-33.8858670789
-37.08	-32.99	-33.13	-32.6931734044
-35.85	-26.89	-31.37	-26.5242775129
-35.67	-25.66	-31.20	-26.3986381282
-34.70	-5.582	-24.22	-21.9068999081
-33.33	-5.546	-22.35	-20.7492885157
-29.94	-4.254	-5.992	-6.2743478835
-28.45	-3.523	-5.964	-6.2337371256
-5.190	-0.396	-4.706	-4.3804723180
-5.183	-0.226	-3.812	-3.2427843015
-3.860	-0.219	-0.218	-0.1782296519
-2.967	-0.069	-0.204	-0.1693226957
-0.572	-0.031	-0.026	-0.0478184361
-0.233	0	0	-0.0120437349

Tabla 5.23 Comparación de los eigenvalores del sistema de dos áreas obtenidos a partir de diferentes programas. Tiempo en segundos (Adaptado de [Kabereré et al., 2005]).

EIGENVALORES			
PSS/E	**DIgSILENT**	**EUROSTAG**	**Autor. Tiempo (s)**
-0.613 ± j6.76	-0.626 ± j6.67	-0.558 ± j6.58	-0.5899306±j6.6964740
(ζ = 9.0; f = 1.075 Hz)	**(ζ = 9.3; f = 1.062 Hz)**	**(ζ = 8.5; f = 1.047 Hz)**	**(ζ=8.775, f=1.0657 Hz)**
-0.631 ± j6.94	-0.636 ± j6.90	-0.570 ± j6.77	-0.6022631±j6.8911867
(ζ = 9.0; f = 1.105 Hz)	**(ζ = 9.2; f = 1.097 Hz)**	**(ζ = 8.4; f = 1.077 Hz)**	**(ζ=8.706, f=1.0967 Hz)**
-0.155 ± j3.41	-0.140 ± j3.41	-0.115 ± j3.42	-0.1184359±j3.4292411
(ζ = 4.5; f = 0.543 Hz)	**(ζ = 4.1; f = 0.542 Hz)**	**(ζ = 3.4; f = 0.544 Hz)**	**(ζ=3.451, f=0.5457 Hz)**
+0.187 ± j0.163		-0.0998 ± j0.030	0.0046051± j0.01266174
(ζ = -75.4; f = 0.026 Hz)	-37.34	**(ζ = 95.7; f = 0.005 Hz)**	**(ζ=-34.18, f=0.002 Hz)**
-0.149 ± j0.067	-37.28		
(ζ = 91.2; f = 0.011 Hz)	-35.15	-37.10	-35.9€930429156
	-34.35	-37.01	-35.9235831743
-37.17	-33.11	-34.61	-33.8858670789
-37.08	-32.99	-33.13	-32.6931734044
-35.85	-26.89	-31.37	-26.5242775129
-35.67	-25.66	-31.20	-26.3986381282
-34.70	-5.582	-24.22	-21.9068999081
-33.33	-5.546	-22.35	-20.7492885157
-29.94	-4.254	-5.992	-6.2743478835
-28.45	-3.523	-5.964	-6.2337371256
-5.190	-0.396	-4.706	-4.3804723180
-5.183	-0.226	-3.812	-3.2427843015
-3.860	-0.219	-0.218	-0.1782296519
-2.967	-0.069	-0.204	-0.1693226957
-0.572	-0.031	-0.026	-0.0478184361
-0.233	0	0	-0.0120437349

Tabla 5.24 Comparación de los eigenvalores del sistema de dos áreas obtenidos a partir de diferentes programas. Tiempo en segundos (Adaptado de [Kabereré et al., 2005]).

EIGENVALORES		
PST	**DSAT GENROE**	**Autor. Tiempo (s)**
-0.581 ± j6.79	-0.6243± j6.752	-0.6022631±j6.8911867
(ζ = 8.5; f = 1.080 Hz)	**(ζ=9.312; f =1.062 Hz)**	**(ζ=8.706, f=1.0967 Hz)**
-0.589 ± j6.98	-0.6171± j6.5561	-0.5899306±j6.6964740
(ζ = 8.44; f = 1.111 Hz)	**(ζ=9.371; f = 1.043 Hz)**	**(ζ=8.775, f=1.0657 Hz)**
-0.123 ± j3.42	-0.4564 ± j2.5030	-0.1184359±j3.4292411
(ζ = 3.6; f = 0.544 Hz)	**(ζ=17.93; f = 0.398 Hz)**	**(ζ=3.451, f=0.5457 Hz)**
-0.075 ± j0.020	-0.0311 ± j0.0373	0.0046051± j0.01266174
(ζ = 96.5; f = 0.003 Hz)	**(ζ=64.01; f = 0.006 Hz)**	**(ζ=-34.18, f=0.002 Hz)**
-37.23	-25.4096	-35.9930429156
-37.15	-37.0183	-35.9235831743
-36.19	-36.9258	-33.8858670789
-36.03	-35.2332	-32.6931734044
-34.80	-35.0249	-26.5242775129
-33.41	-31.3458	-26.3986381282
-30.39	-34.0199	-21.9068999081
-28.89	-29.3462	-20.7492885157
-4.697	-6.1043	-6.2743478835
-4.656	-6.1692	-6.2337371256
-3.280	-5.1495	-4.3804723180
-2.362	-4.2103	-3.2427843015
-0.231	-0.5947	-0.1782296519
-0.214	-0.2788	-0.1693226957
-0.019	-0.4595	-0.0478184361
+0.027	-0.5312	-0.0120437349

Tabla 5.25 Comparación de los eigenvalores del sistema de dos áreas obtenidos a partir de diferentes programas. Tiempo en p.u. (Adaptado de [Slootweg et al., 2002]).

EIGENVALORES			
PSS/E	**SIMPOW 1**	**SIMPOW2**	**Autor. Tiempo (pu)**
-0.606 ± j6.74	-0.661 ± j6.64	-0.628 ± j6.64	-0.5899306±j6.6964740
(ζ = 8.954; f = 1.072 Hz)	**(ζ = 9.91; f =1.056 Hz)**	**(ζ =9.41; f = 1.056 Hz)**	**(ζ=8.775, f=1.0657 Hz)**
-0.619 ± j6.94	-0.678 ± j6.84	-0.644 ± j6.84	-0.6022631±j6.8911867
(ζ =8.884 ; f = 1.104 Hz)	**(ζ = 9.86; f =1.088 Hz)**	**(ζ =9.373; f =1.088 Hz)**	**(ζ=8.706, f=1.0967 Hz)**
-0.151 ± j3.41	-0.152 ± j3.42	-0.121 ± j3.42	-0.1184359±j3.4292411
(ζ =4.423; f = 0.542 Hz)	**(ζ =4.44; f = 0.544 Hz)**	**(ζ =3.53; f = 0.544 Hz)**	**(ζ=3.451, f=0.5457 Hz)**
-0.217	-0.100 ± j0.069	-0.072 ± j0.069	0.0046051± j0.01266174
-0.225	**(ζ=82.31; f=0.011 Hz)**	**(ζ =72.19; f= 0.011 Hz)**	**(ζ=-34.18, f=0.002 Hz)**
-0.250 ± j0.210	-0.191	-0.191	
(ζ=76.570 f=0.033 Hz)	-0.210	-0.211	-35.9930429156
			-35.9235831743
-37.15	-41.38	-37.67	-33.8858670789
-37.08	-41.26	-37.48	-32.6931734044
-35.67	-37.48	-41.26	-26.5242775129
-35.85	-37.67	-41.38	-26.3986381282
-34.71	-37.02	-37.02	-21.9068999081
-33.32	-36.02	-36.02	-20.7492885157
-29.92	-35.01	-35.01	-6.2743478835
-28.43	-34.12	-34.12	-6.2337371256
-5.21	-8.11	-8.12	-4.3804723180
-5.19	-8.04	-8.05	-3.2427843015
-3.85	-5.10	-5.10	-0.1782296519
-2.93	-3.60	-3.60	-0.1693226957
0.32	0.0	0.0, 0.0	-0.0478184361
-0.106	0.0		-0.0120437349

Tabla 5.26 Comparación de los eigenvalores del sistema de dos áreas obtenidos a partir de diferentes programas. Tiempo en p.u. (Adaptado de [Slootweg et al., 2002]).

EIGENVALORES			
[KUNDUR, 1994]	**DSAT GENROU**	**DIgSILENT**	**Autor. Tiempo (pu)**
-0.492 ± j6.82	-0.6252 ± j6.5456	-0.661 ± j6.64	-0.5899306±j6.6964740
(ζ =7.195; f = 1.085 Hz)	**(ζ= 9.509; f= 1.042 Hz)**	**(ζ=9.906, f=1.0568 Hz)**	**(ζ=8.775, f=1.0657 Hz)**
-0.506 ± j7.02	-0.6319 ± j6.6633	-0.678 ± j6.84	-0.6022631±j6.8911867
(ζ =7.189; f = 1.117 Hz)	**(ζ=9.440; f= 1.061 Hz)**	**(ζ=9.864, f=1.0886 Hz)**	**(ζ=8.706, f=1.0967 Hz)**
-0.111 ± j3.43	-0.4614 ± j2.5213	-0.152 ± j3.42	-0.1184359±j3.4292411
(ζ =3.234; f = 0.545 Hz)	**(ζ= 18.00; f= 0.401 Hz)**	**(ζ=4.440, f=0.5443 Hz)**	**(ζ=3.451, f=0.5457 Hz)**
-0.096	-0.0311 ± j0.0375	-0.100 ± j0.069	0.0046051± j0.01266174
-0.117	**(ζ= 63.87; f= 0.006 Hz)**	**(ζ=82.31, f=0.0110 Hz)**	**(ζ=-34.18, f=0.002 Hz)**
-0.265			
-0.276	-37.0255	-41.38	-35.9930429156
	-36.9338	-41.26	-35.9235831743
-38.01 ± j0.038	-35.2961	-37.67	-33.8858670789
(ζ =99.99; f = 0.006 Hz)	-31.2493	-37.48	-32.6931734044
-37.89 ± j0.142	-35.0988	-37.02	-26.5242775129
(ζ =99.99; f = 0.022 Hz)	-33.9910	-36.02	-26.3986381282
-35.53	-25.5797	-35.01	-21.9068999081
-34.07	-29.4080	-34.12	-20.7492885157
-32.45	-4.1932	-8.11	-6.2743478835
-31.03	-6.0549	-8.04	-6.2337371256
-5.303	-5.0998	-5.10	-4.3804723180
-5.287	-6.0406	-3.60	-3.2427843015
-4.139	0.6654	-0.210	-0.1782296519
-3.428	-0.4553	-0.191	-0.1693226957
-0.001 ± j0.002	-0.2713	0.0	-0.0478184361
	-0.5031	0.0	-0.0120437349

Los programas de análisis modal considerados en la comparación son los siguientes:

- PSS/E: *Power System Simulator* de SIEMENS [PSS/E 25, 1997, PSS/ETM 29, 2002].
- EUROSTAG: Programa de simulación desarrollado por TRACTEBEL y *Electricité de France* (EDF) [EUROSTAG, 2002].
- DIgSILENT: Programa de simulación desarrollado por Power Factory [DIgSILENT, 2003].
- PST: *Power Systems Toolbox*, programa desarrollado por G. Rogers en MATLAB [PST, 2003a, PST, 2003b].
- DSAT: *Dynamic Security Assessment Tools*, programa desarrollado por P. Kundur en Powertech, CANADA [DSAT, 2004].
- SIMPOW: Programa de simulación de sistemas de potencia desarrollado por ABB [SIMPOW, 1990, SIMPOW, 2000].

De las Tablas 5.22 a 5.26 se puede llegar a la conclusión de que los diferentes programas ni siquiera son uniformes al obtener el mismo número de modos aún y cuando el número de variables de estado está bien definido para este caso.

Los resultados que se obtuvieron con el programa desarrollado para esta tesis al utilizar el tiempo en por unidad ó en segundos no provocaron ninguna diferencia en

los resultados obtenidos. No obstante esto no fue igual para los programas comerciales, los cuales exhibieron diferencias mínimas.

Se puede llegar a la conclusión que estas diferencias en los resultados obtenidos a partir de diferentes herramientas estarán siempre presentes debido a la forma en que cada una de ellas modele los componentes del SEP, a la metodología de solución que se emplee y a las simplificaciones que haga el programa, por ejemplo el PSS/E hace $x''_q = x''_d$ no siendo una opción el poder alterar este hecho.

Finalmente, aunque no sería políticamente correcto[5], se podría determinar cual de las opciones de simulación y metodología es la más adecuada, ya que todos los programas de simulación representan sistemas físicos y la comparación de éstos con un sistema de potencia de laboratorio o mediciones reales del sistema podría determinar el que provee el amortiguamiento más cercano al modelo físico. Sin embargo esta tarea de investigación está fuera del alcance del presente trabajo.

5.11 DISCUSIÓN DE RESULTADOS

- El grado de detalle del modelado de la M. S. influye en gran medida en el amortiguamiento de los modos electromecánicos, aumentando para modelos de mayor orden. Este efecto se observa de manera más importante en los modos interárea que en los locales.

- El tipo de modelo de carga empleado lleva a resultados diferentes acerca de la estabilidad del sistema. No obstante que el elegir entre un tipo de modelo de carga a otro es uno de los campos con mayor incertidumbre en la Estabilidad de los SEP's, lo más correcto es elegir aquel tipo de carga que haga que las simulaciones en el dominio del tiempo sean lo más cercanas posibles a mediciones reales hechas a un sistema, debido a que es muy difícil determinar un modelo de carga que en todas las condiciones provea una estimación conservadora de la estabilidad.

- La introducción de SE trae consigo una disminución en el par de amortiguamiento y un aumento en el de sincronización. La magnitud de esta disminución dependerá del tipo de SE, si es de respuesta rápida ó lenta, y de si el SE está bien sintonizado ó no.

[5] La mayoría de los artículos y reportes que comparan programas de simulación NUNCA establecen cual de ellos es el que proporciona los resultados más cercanos a los del sistema físico, aunque fuera posible, debido a los posibles conflictos que se desencadenarían entre los fabricantes de simuladores. La conclusión final de esos trabajos es la misma: todos son correctos. Ejemplos de esto se pueden observar en [Slootweg et al., 2002, Kabereré et al., 2005, CIGRE, 1995].

- La adición de un ESP mejora sustancialmente el amortiguamiento del modo de interés para el cual fue diseñado e idealmente no debería modificar la frecuencia de éste; sin embargo, debido a los problemas inherentes a una sobrecompensación de fase (una práctica común) se altera de forma ligera al par de sincronización.

- La adición de sistemas de control alteran la forma del modo de interés al aumentar ó reducir el adelanto de fase en el sistema.

- Al aumentar la potencia que se está transmitiendo por las líneas de enlace del sistema de interés y/ó al incrementar la impedancia de estas mismas líneas tiene como resultado la disminución de la frecuencia y el amortiguamiento de los modos interárea principalmente. Esto indica la posibilidad de utilizar el redespacho de generación como medida de control en el ambiente de la operación de los sistemas de potencia para aumentar el amortiguamiento de los modos interárea.

- El modelado de la saturación en los parámetros de la M. S. debe hacerse con cuidado ya que afecta los resultados en forma considerable. Es necesario continuar con la investigación acerca del modelado correcto de la saturación para poder obtener resultados más cercanos a los reales. De hecho, este aspecto del modelado es una de las causas principales en las diferencias observadas entre los resultados de los diferentes programas de simulación comerciales presentados en las Tablas 5.22 a 5.26.

- La validación del programa de análisis modal de sistemas de potencia multimáquinas con modelos detallados se realizó en todos los resultados presentados en este capítulo de manera satisfactoria. Aunque se encontraron pequeñas diferencias al comparar este programa con los programas de simulación comerciales, dichas diferencias están dentro de un rango aceptable, por lo que se puede utilizar en un futuro esta herramienta computacional con confianza en el desarrollo de otros trabajos de investigación.

CAPÍTULO 6:

CONCLUSIONES

6.1 CONCLUSIONES

La conclusión general de este trabajo es que logra su objetivo principal al desarrollarse tres programas de simulación para estudios de análisis modal en Sistemas Eléctricos de Potencia (SEP) tipo máquina-bus infinito y multimáquinas, los cuales fueron completamente validados comparando sus resultados con los resultados disponibles en la literatura, los resultados de programas de simulación comerciales y los resultados de estudios de identificación modal a partir de simulaciones en el tiempo con un programa de estabilidad transitoria.

Adicionalmente, se presentaron conceptos básicos y avanzados de la formulación de los modelos y de la aplicación de los estudios de análisis e identificación modal a partir de los cuales se obtuvieron las conclusiones particulares presentadas a continuación, las cuales se ordenan de acuerdo al capítulo en el que se obtuvieron.

Capítulo 3: Sistema tipo máquina-bus infinito

Al construir los modelos de estado del Sistema Máquina-Bus Infinito (SMIB) utilizando dos métodos diferentes se pudo comprobar que, en general, los resultados del estudio de análisis modal no difieren de manera importante si se tiene cuidado de aplicar correctamente las convenciones del modelo de la máquina y el sistema en por unidad. Una diferencia importante encontrada al comparar diferentes métodos de construcción del modelo es que, aunque ambos modelos finales den resultados similares, los valores numéricos y la estructura del modelo resultante puede variar y en ocasiones alguno de ellos puede ocasionar problemas de condicionamiento ó estabilidad numérica.

Una conclusión importante es que al variar el grado de detalle con el que se represente la Máquina Síncrona (M. S.) se estará variando el amortiguamiento de los modos electromecánicos debido a la consideración ó no del efecto de los devanados de campo y amortiguamiento.

Se comprobó que eliminar los transitorios del estator del modelo no afecta de manera importante la frecuencia y el amortiguamiento calculado para los modos electromecánicos de baja frecuencia del sistema.

La adición de un Sistema de Excitación (SE) provocará un aumento en la frecuencia y una disminución importante en el amortiguamiento en los modos electromecánicos del sistema. Siendo este hecho más notorio cuando se utiliza un SE de respuesta rápida (modelo AC4A) en comparación con un SE de respuesta lenta (modelo DC1A).

El efecto de introducir la dinámica de un Estabilizador de Sistemas de Potencia (ESP) es la de incrementar el amortiguamiento del modo electromecánico, pero al mismo tiempo disminuir ligeramente el par de sincronización de la unidad. Idealmente la introducción de un ESP no debería modificar la frecuencia de los modos electromecánicos; sin embargo esto es producto de que un ESP no compensa el atraso de fase en forma exacta, ya que cualquier sobrecompensación podría traer como consecuencia que el ESP produzca un par de sincronización negativo.

Todas las conclusiones obtenidas con el SMBI no pierden validez cuando se está analizando el comportamiento dinámico de los sistemas multimáquinas.

Capítulo 4: Sistema multimáquinas con modelo clásico

Una conclusión importante es que no obstante que el cálculo del amortiguamiento de los modos de oscilación sea dependiente del grado de precisión con el cual se representen a los generadores, sistemas de control y cargas, la frecuencia de oscilación está determinada primordialmente por la inercia de los generadores, las reactancias de la red y las diferencias angulares promedio entre máquinas, por lo que los estudios que utilizan modelos clásicos pueden proporcionar información preliminar muy útil.

Al analizar los resultados del Análisis Modal se observa, cuando $D_i=0.0$ para todas las máquinas y el sistema está referido al marco de referencia síncrono, la aparición de dos eigenvalores cero (los cuales suelen tomar la forma de eigenvalores muy pequeños con parte real positiva). El primer eigenvalor cero se origina debido al hecho de que si los ángulos de todas las máquinas varían con un valor constante no se producirán cambios en los flujos de potencia existentes en la red de interconexión [Kundur, 1994]. El segundo eigenvalor cero se debe a que los cambios en los ángulos de los generadores son proporcionales al cambio en la velocidad del rotor de los mismos [Kundur, 1994, Rogers, 2000].

La razón por la cual los eigenvalores cero generalmente aparecen como eigenvalores muy pequeños con parte real positiva consiste en que tanto la solución de la red, al ser un proceso iterativo, como los algoritmos de obtención de eigenvalores no son

exactos y por lo tanto introducen errores de redondeo repercutiendo en los resultados correspondientes a la determinación de los eigenvalores [Undrill, 1966].

El uso de marcos de referencia diferentes al síncrono en el Análisis Modal de un sistema multimáquinas representa una buena opción para solucionar los problemas de la dependencia lineal en la matriz de estado y con ello la aparición de eigenvalores cero, mismos que podrían ser erróneamente interpretados como oscilaciones no amortiguadas ó inestabilidad monotónica, en lugar de ser considerados como simples errores de truncamiento [Byerly et al., 1975]. Sin embargo, se pudo observar que al utilizar el marco de referencia del centro de inercia se modificaban de manera notable los resultados del estudio, con respecto a los resultados de referencia obtenidos con el marco de referencia síncrono.

Otra forma de evitar la dependencia lineal en la matriz de estado, y por lo tanto la aparición de los eigenvalores cero teniendo a las unidades generadoras referidas al marco de referencia síncrono, es a través del uso de coeficientes de amortiguamiento diferentes de cero, $D_i \neq 0.0$, con lo cual se consigue eliminar al primer eigenvalor cero. Para evitar la aparición del segundo eigenvalor cero se puede introducir la dinámica del sistema turbina-gobernador.

Análisis de Prony

El análisis de Prony puede ser aplicado ya sea a una medición real ó a los resultados de simulaciones en el tiempo en forma indistinta. Con respecto a estas últimas, se tiene que la elección del marco de referencia del sistema no produce ningún efecto en los resultados finales obtenidos al aplicar el análisis de Prony.

Al aplicar el análisis de Prony es difícil definir un período de tiempo de aplicación ideal que pueda ser utilizado en cualquier sistema y ante cualquier condición. Se deben evitar en general los períodos de tiempo cercanos o que contengan el punto de la aplicación del disturbio, ya que estos son altamente no lineales. Sin embargo, un período de tiempo que siempre se debe considerar es aquel que comprende la parte final del transitorio, debido a que la señal debe ser lo más lineal posible. Otro hecho importante que siempre se debe tomar en cuenta es el de analizar al menos dos ciclos de la señal de interés como condición necesaria para poder obtener buenos resultados (criterio de Nyquist).

Con respecto al período de muestreo elegido al aplicar el análisis de Prony, se tiene que entre más alto sea éste, la relación señal-ruido (SNR en inglés por "*Signal to Noise Ratio*") regularmente tiende a decrecer. Sin embargo, existen algunos casos en donde el SNR se incrementa debido a que existe la posibilidad de que con períodos de muestreo más grandes se elimine el efecto de las no linealidades presentes en la señal.

Se observó un efecto adverso del pre-procesamiento de las señales de estudio en la obtención de una identificación modal adecuada con el análisis de Prony. Debido a este hecho, se decidió no pre-procesar la señal que se esté analizando con el objetivo de encontrar un SNR mayor.

La conclusión más trascendente en lo relacionado a la aplicación del análisis de Prony consiste en que la identificación de cualquier modo es dependiente del tipo de disturbio que se esté analizando, por lo que diferentes tipos de disturbios excitarán diferentes componentes modales. En otras palabras se tiene que el análisis de Prony sirve para identificar solamente el grupo de modos que es excitado por una condición de operación específica.

Capítulo 5: Sistema multimáquinas con modelos detallados

Conforme se aumenta el grado de detalle con el que se representa a la M. S. se incorporan fuentes de amortiguamiento inherentes a la M. S. las cuales habían sido ignoradas en modelos con menor grado de detalle, incrementándose así el amortiguamiento asociado a los modos electromecánicos.

La fuentes de amortiguamiento son el devanado de campo y los *"n"* devanados de amortiguamiento en los ejes *d* y *q* según el tipo de M. S. que se este tratando.

Al agregar la dinámica del devanado de campo y considerar el voltaje de campo E_{fd} constante se introducen una componente una componente de par de sincronización negativa y una componente de par de amortiguamiento positivo.

Lo que se hace al introducir la dinámica de los devanados de amortiguamiento es representar las corrientes de Eddy que circulan en el cuerpo del rotor e introducir un amortiguamiento adicional debido a las pérdidas en las resistencias de estos devanados.

Al introducir la dinámica de un sistema de excitación se observa una disminución en el amortiguamiento y un ligero incremento en la frecuencia de los modos electromecánicos, especialmente en los modos interárea. Este efecto es más notorio cuando se utilizan SE de respuesta rápida (AC4A).

En los resultados de estudio no solo influye el tipo de SE que se esté empleando sino también la ubicación de éstos dentro del SEP en el comportamiento dinámico de este último.

La inclusión del ESP mejora sustancialmente el amortiguamiento del modo para el cual fue sintonizado, produciendo un ligero decremento en la frecuencia del mismo; los modos que no son de interés en teoría no debieran de ser afectados.

Con respecto al modelado de la carga se llegan a diferentes conclusiones con respecto al comportamiento dinámico del SEP dependiendo del tipo de modelo empleado (potencia, corriente, impedancia constantes ó una combinación de ellos), la magnitud de las cargas y la configuración del SEP que se este analizando. No es casualidad que el modelado de las cargas sea uno de los campos con mayor incertidumbre dentro de la estabilidad de los SEP's. Por lo tanto lo más adecuado es elegir aquel tipo de carga que haga que las simulaciones en el dominio del tiempo sean lo más cercanas posibles a mediciones reales hechas a un sistema, debido a que es muy difícil determinar un modelo de carga que en todas las condiciones provea una estimación conservadora de la estabilidad [Ruiz-Vega and Enríquez-Harper, 2005].

Con respecto a la forma del modo, que representa la forma en la que interactúan las unidades generadoras para un modo en particular, se tiene que no es afectado por el modelo de carga que se haya elegido. Lo anterior no es válido cuando se agrega la dinámica de los SE al SEP, ya que éstos tiene la propiedad de introducir atraso de fase en el SEP, el cual depende a su vez en el tipo de SE que se este empleando. Debido a que el ESP tiene la función de corregir el atraso de fase presente en el sistema este también es un factor que influye en la determinación de la forma del modo.

Otro factor que influye en la constitución de la forma del modo es el punto de operación del SEP, y particularmente la magnitud de la potencia que se esté transmitiendo a través de las líneas de enlace del SEP. Se tiene que para un modo interárea las unidades oscilan exactamente en antifase en el caso de una ausencia de flujo de potencia en las líneas de enlace y conforme se incremente la potencia de transmisión a través de las líneas de enlace las unidades oscilarán con un ángulo cada vez menor a los 180^{o}.

Una de las razones por las que los programas comerciales arrojan resultados que varían con respecto a los obtenidos por otros es por la forma en que se modelan los diferentes componentes del SEP. Con respecto a la M. S. se tiene que se modelan utilizando parámetros de Park ó utilizando reactancias transitorias, subtransitorias y constantes de tiempo. Esto repercute en las ecuaciones de interfase por medio de las cuales se interconectan los SE.

La forma en que se modelan las cargas es otro punto a ser analizado ya que algunos fabricantes utilizan el modelo exponencial mientras que otros el polinomial. Más aún no todos incluyen términos dependientes de la frecuencia y se constriñen a modelos dependientes del voltaje únicamente.

La forma en que se linealizan las ecuaciones no lineales que representan la dinámica del SEP es otro punto muy importante a ser tomando en cuenta. Existen cuatro formas de llevar a cabo este proceso, la primera es la diferenciación analítica alrededor de un punto de operación (empleada en este trabajo), la segunda es la

diferenciación numérica, la tercera y más reciente, es la diferenciación automática y finalmente la cuarta es la inclusión de términos de segundo orden en las serie de Taylor utilizando el método de las formas normales. No obstante que la diferenciación numérica es fácil de implementar en algunos casos es muy susceptible a inexactitudes asociadas a los procesos de integración, y a la magnitud de la perturbación considerada, siendo esta otra fuente de posibles divergencias entre resultados obtenidos a partir del uso de diferentes programas. Además se considera adecuado tener programas de análisis de la estabilidad transitoria en el dominio del tiempo y de análisis de estabilidad ante pequeños disturbios con enfoques diferentes que permitan la validación de los resultados de ambos.

El modelado de la saturación en los parámetros de la M. S. debe hacerse con cuidado ya que afecta los resultados en forma considerable. Y es que no obstante que todos los métodos disponibles para modelarla se basan en la existencia de tres regiones de la curva característica de circuito abierto (no saturada, saturada y completamente saturada) la forma en que se calculan los coeficientes K_{SD} y K_{SQ} (a través de los coeficientes A_{SAT} y B_{SAT}, por medio de dos puntos $S_{1.0}$ y $S_{1.2}$ ó por medio del uso de diferentes puntos de la curva característica de circuito abierto) y las consideraciones tomadas con respecto a la forma en que afectan a los parámetros referidos al eje d y q (se considera que la saturación afecta solamente al eje d, a ambos ejes de igual forma ó ambos ejes en forma independiente) hace que la saturación sea uno de los factores que más afecten a la evaluación del amortiguamiento del sistema.

6.2 APORTACIONES

- Se describieron de manera detallada las técnicas necesarias para construir el modelo lineal de sistemas de potencia tipo máquina bus infinito con todos los modelos de máquinas síncronas y controles de excitación, utilizando dos métodos diferentes. Para aplicar estos conceptos se elaboró un programa de computadora digital en lenguaje de programación FORTRAN 90 para analizar la estabilidad ante pequeños disturbios de un SMBI, en el cual se puede representar a la M. S. con diferentes grados de detalle y a partir de dos aproximaciones: ecuaciones de Park y los diagramas de los circuitos equivalentes. Se incluyen el efecto de algunos tipos de SE y SEP. El programa fue validado de manera adecuada con resultados disponibles para sistemas de este tipo en la literatura.

- Se describieron de manera detallada las técnicas necesarias para construir el modelo lineal de sistemas de potencia multimáquinas con modelo clásico. Para aplicar estos conceptos, Se elaboró un programa de computadora digital en lenguaje de programación FORTRAN 90 para investigar la estabilidad de un sistema multimáquinas con modelos clásicos en diferentes marcos de referencia. El programa fue validado de manera adecuada con resultados disponibles en la

literatura, resultados de un programa de simulación comercial y resultados de estudios de identificación modal a partir de simulaciones de estabilidad transitoria del sistema.

- Se describieron los conceptos básicos y avanzados del análisis de identificación modal utilizando el método de Prony. Al mismo tiempo se detectaron varios factores que influyen en la obtención de buenos resultados al aplicar el Análisis de Prony cuando se utiliza el programa DSITools con el objetivo de poder llevar a cabo simulaciones en una forma correcta.

- Se describieron de manera detallada las técnicas necesarias para construir el modelo lineal de sistemas de potencia multimáquinas con modelo detallado, y conceptos importantes de análisis como el de los factores de participación y la forma del modo. Se desarrolló un programa de computadora digital en lenguaje de programación FORTRAN 90 para formar el modelo de estado de un SEP multimáquinas. El programa fue validado de manera adecuada con resultados disponibles en la literatura y resultados de un programa de simulación comercial.

6.3 RECOMENDACIONES PARA TRABAJOS FUTUROS

- Para analizar sistemas de mayor tamaño, teniendo como base los programas del presente trabajo, se deben desarrollar herramientas que empleen técnicas de análisis más sofisticadas, como el método de la Matriz S, el método AESOPS, y otros que tomen ventaja de la dispersión inherente de la matriz de conectividad de los elementos de todos los SEP's.

- Siguiendo el mismo objetivo anterior se pueden desarrollar, a partir de los programas de este trabajo, programas que apliquen el Análisis Modal Selectivo.

- Se deben mejorar los modelos de carga estáticos incluyendo modelos de carga polinomiales y términos dependientes de la frecuencia del sistema con el objetivo de obtener resultados más precisos, ya que se ha determinado que la dependencia a la frecuencia de las cargas afecta de manera importante al amortiguamiento del sistema.

- Es necesario considerar modelos de cargas dinámicas (motores de inducción) que consideren adecuadamente las variaciones de frecuencia.

- Se deben introducir los modelos de diferentes componentes dinámicos importantes como el sistema turbina-gobernador y Compensadores Estáticos de Vars (CEV's), con el objetivo de tener la posibilidad de una representación más detallada del SEP de interés.

- Se pueden incluir en el programa desarrollado en este trabajo modelos de componentes especiales del sistema como líneas de transmisión de corriente directa en alta tensión, sistemas flexibles de transmisión en corriente alterna (FACTS en inglés por "*Flexible AC Transmission System*"), generadores eólicos, etc.

- El estudio de las diferentes formas para representar la saturación de la M. S. se debe profundizar, utilizando incluso la comparación de los resultados de los simuladores digitales con mediciones o simulaciones experimentales, con el objetivo de poder decidir cual es la mejor opción.

- Utilizar en forma conjunta el análisis de Fourier junto con el análisis de Prony con el objetivo de poder validar los resultados obtenidos con el análisis Modal de una forma más eficiente.

- Validar los resultados de los programas de simulación desarrollados en este trabajo con resultados del simulador experimental de SEP's.

REFERENCIAS

[Aboytes, 1991] F. Aboytes García. *Estabilidad Dinámica en Sistemas Eléctricos de Potencia*. Departamento de Investigación y Desarrollo, CENACE, CFE, 1991.

[Adkins and Harley, 1975] B. Adkins and R. G. Harley. *The General Theory of Alternating Current Machines: Application to practical problems*. 1st. Edition. Chapman and Hall, 1975.

[Agee and Patterson, 2003] J. Agee and S. Patterson. "Field Testing of Power System Stabilizers", IEEE Task Force on Power System Stabilizers. *Proc. of the IEEE General Meeting, Toronto*, Canada, 2003.

[Anderson and Fouad, 1994] P. M. Anderson and A. A. Fouad. *Power System Control and Stability*. 2a. Edición. IEEE Press. 1994.

[Anderson et al., 1990] P. M. Anderson, B. L. Agrawal, J. E. Van Ness. *Subsynchronous Resonance in Power Systems*. IEEE Press, New York, USA, 1990.

[Arriaga et al., 1982]]I. J. Arriaga, G. C. Verghese and F. C. Schweppe. "Selective Modal Analysis with applications to Electric Power Systems, Part I: Heuristic Introduction". *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-101, No. 9, *pp 3117-3125,* September 1982.

[Arrillaga and Arnold, 1990] J. Arrillaga and C. P. Arnold. *Computer Analysis of Power Systems*. 1st Edition. John Wiley and Sons, 1990.

[Arrillaga and Watson, 2001] J. Arrillaga and N. R. Watson. *Computer Modelling of Electrical Power Systems*. 1st Edition. John Wiley and Sons, 2001.

[Balu et al., 1992] N. Balu, T. Bertram, A. Bose, V. Brandwajn, J. Cauley, D. Curtice, A. A. Fouad, L. Fink, M. G. Lauby, B. F. Wollenberg and J. N. Wrubel: "On-line Power System Security Analysis". *Proceedings of the IEEE*, Vol. 80, No.2, pp. 262-280, February 1992.

[Beaulieu and Coultes, 2003] R. E. Beaulieu and M. E. Coultes, "Suitability of Excitation Systems for Power System Stabilizer Application". *Proc. of the IEEE General Meeting*, Toronto, Canada, 2003.

[BPA/PNNL, 1998] BPA/PNNL Dynamic System Identification DSItools. *User Manual for the Ringdown Analysis Tool*, J. M. Johnson and D. J. Trudnowski. Battelle Memorial Institute, 1998. Available on-line at ftp://ftp.bpa.gov/outgoing/WAMS%20Information/.

[Brucoli et al., 1982] M. Brucoli, F. Torelli and M. Trovato. "State Space Representation of Interconnected Power Systems for Dynamic Studies". *Electric Power Systems Research*, 5, (1982), pags, 315-331.

[Byerly et al., 1975] R. T. Byerly, D. E. Sherman and D. K. McLain. "Normal Modes and Mode Shapes Applied to Dynamic Stability Analysis". *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*. Vol. PAS-94, pp. 224-230, 1975.

[Byerly et al., 1982]R. T. Byerly, R.J. Bennon and D.E. Sherman, "Eigenvalue Analysis of Synchronizing Power Flow Oscillations in Large Electric Power Systems". *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems,* Vol. PAS-101, No. 1, pp 235-243, January 1982.

[Calderón, 1985] J. G. Calderón Guizar. *Estudios de Estabilidad Dinámica en el Dominio de la Frecuencia.*. Tesis para obtener el grado de M. C. en Ing. Eléctrica, S.G.I-E.S.I.M.E I.P.N., México D.F., Octubre de 1985.

[Cañedo, 1980] J. M. Cañedo Castañeda. *Formulación Eficiente del Problema de Estabilidad Generalizado en Sistemas Eléctricos de Potencia*. Tesis de Maestría, S.G.I.-E.S.I.M.E., I.P.N, México D.F., 1980.

[Castellanos, 1997] R. Castellanos Bustamante. *Análisis de Oscilaciones Locales e Interárea en Sistemas Eléctricos de Potencia*. Tesis para obtener el grado de M. C. en Ing. Eléctrica, S.E.P.I-E.S.I.M.E I.P.N., México D.F., Octubre de 1997.

[Castillo, 2003] J. A. Castillo Jiménez, *Análisis de Dispositivos FACTS (CEV, CSCT Y UPFC) para Interacciones Torsionales Subsíncronas de Turbogeneradores en Sistemas Eléctricos de Potencia*. Tesis para obtener el grado de M. C. en Ing. Eléctrica, S.E.P.I-E.S.I.M.E I.P.N., México D.F., Agosto de 2003.

[CIGRE, 1995] CIGRE Task Force 38.02.08. Long Term Dynamics Phase II Final Report. *Technical Brochure No. 102*. March, 1995.

[CIGRE, 1996] CIGRE Task Force 38.01.07, *Analysis and Control of Power System Oscillations*, Task Force 07 of Advisory Group 01 of Study Committee 38, *Technical Brochure No. 111*. December 1996.

[CIGRE, 1997] CIGRE task force 38.02.13. New Trends and Requirements for Dynamic Security Assessment. *Technical brochure.* December 1997.

[Concordia and Ihara, 1982] C. Concordia and S. Ihara, "Load Representation in Power System Stability Studies". *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-101, pp. 969-967, 1982.

[Concordia, 1985] C. Concordia. "Power System Stability". *Proc. of the International Symposium on Power System Stability*, pp.- 3-5, May 13-15, 1985. Ames Iowa USA.

[Dandeno, 1982] P. L. Dandeno. "General Overview of Steady State (Small Signal) Stability in Bulk Electricity Systems". *International Journal of Electric Power and Energy Systems*, Vol. 4, No. 4, October, 1982.

[DIgSILENT, 2003] *DIgSILENT Manuals*, DIgSILENT PowerFactory, Version 13, 2003.

[Dorf and Bishop, 2005] R. C. Dorf and R. H. Bishop. *Sistemas de Control Moderno*. Prentice Hall 10ª. Ed. 2005.

[DSAT, 2004] Dynamic Security Assessment Tools (DSAT). Powertech Labs, 2004.

[EPRI, 1988] EPRI Report EL-5798. *The Small Signal Stability Program Package.* Vol. 1, Final Report of Project 2447-1, Prepared by Ontario Hydro, May 1998.

[EPRI, 1999] Electric Power Research Institute (EPRI). "1999 Electric Technology Roadmap, Chapter two: The Power System Challenge" (On-Line). Available at the web site: http://www.epri.com/corporate/discover_epri/roadmap/roadmap_c2.pdf.

[EUROSTAG, 2002] *EUROSTAG Release 4.2 Package Documentation Part I*, October 2002.

[Expósito, 2002] A. G. Expósito. *Análisis y Operación de Sistemas de Energía Eléctrica*. 1a. Edición. Mc Graw Hill / Interamericana de España. 2002. pp 521-543.

[Francis, 1966] J. G. F. Francis. "The QR Transformation- A Unitary Analogue to the LR Transformation". Computer Journal, Vol. 4, pp. 265-271, 332-345, 1966.

[Gasca and Chow, 1999] J. Sanchez Gasca and J.H. Chow, "Performance Comparison of Three Identifications Methods for the Analysis of Electromechanical Oscillations". *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 14, No. 3, pp. 995-1002, August 1999.

[González et al., 2007] J. González Flores, D. León Rodríguez, O. Mora Hoppe, G. Villa Carapia, F. Sánchez Tello, G. Carreón Navarro, C. Meléndez Román, A. Guzmán Terrones. "Amortiguamiento de Oscilaciones de Baja Frecuencia Inestables Mediante la Sintonización de Estabilizadores de Potencia en el Sistema Eléctrico Mexicano" *Memorias del XII Encuentro Regional Iberoamericano del CIGRE (ERIAC)*, 20-24 de mayo del 2007, en Foz do Iguazú, BRAZIL.

[Grigsby, 2007] L. L. Grisby. *Power System Stability and Control*. 2a. Edición. CRC Press, 2007. pp 9.1-9.15.

[Gross, 1986] C. A. Gross. *Power System Analysis*. 2nd Edition. John Wiley & Sons, 1986.

[Grund et al., 1993] C.E. Grund, J. J. Paserba, J. F. Hauer and S. Nilsson. "Comparison of Prony Analysis and Eigenanalysis for Power System Control Design". *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 8, No.3, pp 964-971, August, 1993.

[Hajagos, 2003] L. Hajagos. "Overview of Power System Stability Concepts", IEEE Task Force on Power System Stabilizers. *Proc. of the IEEE General Meeting*, Toronto, Canada, 2003.

[Hauer et al., 1990] J. F. Hauer, C.J. Demeure and L.L. Scharf. "Initial Results in Prony Analysis of Power System Response Signals". *IEEE Transactions on Power Systems*. Vol. 5, No. 1, pp. 80-89, February 1990.

[Hauer et al., 1997] J. F. Hauer, J. M. Johnson, D. Trudnowski, G. Rogers, B. Mittelstadt and W. Litzenberger. "Keeping an Eye on Power System Dynamics". *IEEE Computer Applications in Power*, October 1997.

[Hauer, 1989] J. F. Hauer. (1989). *"Introduction to the 1989 IEEE/PES Symposium on Eigenanalysis and Frequency Domain Methods for System Dynamic Performance"*. Tutorial: Eigenanalysis and Frequency Domain Methods for System Dynamic Performance, Publication No. 90 TH0292-3-PWR, pp 1-4, 1989.

[IEEE, 1969] IEEE Committee report (1969). "Recommended Phasor Diagram for Synchronous Machines", *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-88, No. 11, pp 1593-1610, November 1969.

[IEEE, 1973] IEEE Committee report (1973). "Excitation System Dynamic Characteristics". *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*. Vol. PAS-92, pp 1248-1258, August, 1973.

[IEEE, 1981] IEEE Committee report (1981). "Excitation System Models for Power System Stability Studies". *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-100, No. 2 pp 494-509, February.

[IEEE, 1982] IEEE Task Force on Terms & Definitions, Power System Dynamic Performance Subcommittee. "Proposed Terms and Definitions for Power System Stability", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-101, No. 7, pp. 1894-1898, July, 1982.

[IEEE, 1990] IEEE Committee Report. *"Guide for Identification Testing, and Evaluation of the Dynamic Performance of Excitation Control Systems". IEEE Std 421.2-1990*, pp 23-26., 1990.

[IEEE, 1991] IEEE Power Engineering Society. IEEE Guide for Synchronous Generator Modeling Practices in Stability Studies. *IEEE Std. 1110-1991*, IEEE Nueva York, NY, EUA.

[IEEE, 1993] IEEE Task Force on Load Representation for Dynamic Performance. "Load Representation for Dynamic Performance Analysis". *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 8, No 2, pp. 472-482, May 1993.

[IEEE, 1995] IEEE Committee report (1995). "Test Procedures for Synchronous Machines". *IEEE Std. 115-1995*, IEEE, New York, NY, USA.

[IEEE, 1995a] IEEE Task Force on Load Representation for Dynamic Performance, "Standard Load Models for Power Flow and Dynamic Performance Simulation". *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 10, No 3, pp. 1302-1312, August 1995.

[IEEE, 1999] Power System Damping Ad Hoc Task Force of the Power System Dynamic Performance Committee. "Damping Representation for Power System Stability Studies". *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 14, No 1, pp. 151-157, February 1999.

[IEEE, 2002] *IEEE Guide for Synchronous Generator Modeling Practices and Applications Power System Analyses*. IEEE Std 1110-2002, 2002.

[IEEE, 2004] P. Kundur, J. Paserba, V. Ajjarapu, G. Andersson, A. Bose, C. Cañizares, N. Hatziargyriou, D. Hill, A. Stankovic, C. Taylor, T. Van Cutsem, V. Vittal. "Definition and Classification of Power System Stability", *IEEE Transactions on Power System*, Vol. 19, No. 2, May, 2004.

[IEEE, 2005] IEEE Power Engineering Society (2005). "IEEE Recommended Practice for Excitation System Models for Power System Stability Studies". *IEEE Std 421.5™-2005*, IEEE, New York, NY, USA.

[IEEE, 2007] IEEE Power Engineering Society (2007). "IEEE Standard Definitions for Excitation Systems for Synchronous Machines". *IEEE Std 421.1™-2007*, IEEE, New York, NY, USA.

[Juárez et al., 2006] C. Juárez T., A. R. Messina and D. Ruiz-Vega. "Analysis and Control of the Inter-Area Mode Phenomenon using Selective One-Machine Infinite Bus Dynamic Equivalents". *Electric Power Systems Research*, Vol. 76, Issue 1, pp. 180-193, January 2006.

[Kambere et al., 2004] K. K. Kambere, K. A. Folly and A. I. Petroianu. "Assessment of Commercially Available Software Tools for Transient Stability: Experience Gained in an Academic Environment". *Proceedings of the IEEE Africon 2004*. Vol. 2, pp. 711 -716, 15-17 September 2004, Gaborone, BOTSWANA.

[Kambere et al., 2005] K. K. Kambere, K. A. Folly, M. Ntombela and A. I. Petroianu. "Comparative Analysis and Numerical Validation of Industrial-Grade Power System Simulation Tools: Application to Small Signal Stability". *Proceedings of the Power Systems Computation Conference PSCC'2005*, (Session 32, Paper 3), August 22-26, 2005, Liege, BELGIUM.

[Klein et al., 1991] M. Klein, G. J. Rogers and P. Kundur. *"A Fundamental Study of Inter-Area Oscillations"*. *IEEE Transactions in Power Systems*. Vol. 6, No. 3, pp 914-922, August 1991.

[Knight, 2001] U. G. Knight. *Power Systems in Emergencies: From Contingency Planning to Crisis Management*". John Wiley and Sons, 2001.

[Kundur and Morison, 1997] P. Kundur and G. K. Morison. "A Review of Definitions and Classification of Stability Problems in Today's Power Systems". Paper presented at the Panel Session on Stability Terms and Definitions. *Proc. of the IEEE PES Winter Meeting*, New York, NY, USA, Feb. 2-6, 1997.

[Kundur et al., 1990] P. Kundur, G.J. Rogers, D.Y. Wong, L. Wang and M.G. Lauby, "A Comprehensive Computer Program Package for Small Stability Analysis of Power Systems". *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 5, No. 4, pp 1076-1083, November 1990.

[Kundur et al., 2003] P. Kundur, G. R. Bérubé, L. M. Hajagos and R. Beaulieu. "Practical Utility Experience with an Effective Use of Power System Stabilizers". *Proc. of the IEEE General Meeting*, Toronto, Canada, 2003.

[Kundur, 1994] P. Kundur. *Power System Stability and Control.* 1st Edition, The EPRI Power System Engineering Series*,* McGraw-Hill Inc., New York NY, U.S.A., 1994.

[Kundur, 2000] P. Kundur: "Future Directions in Power Systems" Short Course. *Proc. of the VII Symposium of Specialists in Electric Operational and Expansion Planning*, SEPOPE 2000. Curitiba, Brazil, May 21, 2000.

[Laughton, 1966] M. A. Laughton, "Matrix Analysis of Dynamic Stability in Synchronous Multimachine Systems", *Proc. IEE*, Vol 113, p. 325, February 1966.

[Lázaro, 2005] M. Lázaro Gonzaga*. Análisis de Estabilidad ante Pequeños Disturbios de los Generadores de Inducción en Sistemas Eléctricos de Potencia*. Tesis para obtener el grado de M. C. en Ing. Eléctrica, S.E.P.I-E.S.I.M.E I.P.N., México D.F., Mayo del 2005.

[Martínez et al., 2004] Irma Martínez, A. R. Messina, E. Barocio, "Perturbation analysis of power systems: effects of second- and third-order nonlinear terms on system dynamic behavior, *Electric Power Systems Research*, vol. 71, pp. 159-167, 2004.

[Martins, 1986] N. Martins, "Efficient Eigenvalue and Frequency Response Methods Applied to Power System Small Stability Studies". *IEEE Transactions on Power Systems,* Vol. PWRS-1, No. 1, pp 1-12, February 1986.

[Masour, 1989] Y. Mansour. "Application of Eigenanalysis to Western North American Power System". Powertech Labs Inc. (A B.C. Hydro Subsidiary Company), 1989, Surrey, B.C., Canada.

[Messina and Vittal, 2006] A. R. Messina, V. Vittal, "Nonlinear, non-stationary analysis of inter-area oscillations via Hilbert spectral analysis". *IEEE Transactions on Power Systems*. vol. 21, no. 3, pp. 1234-1241. August 2006.

[Messina et al., 2006] A. R. Messina, V. Vittal, D. Ruiz-Vega and G. Enríquez-Harper. "Interpretation and Visualization of Wide-Area Measurements using Hilbert Analysis". *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 21, No. 4, pp. 1763-1771, November 2006.

[Messina, 1990] A. R. Messina. *Coordination of Static Var Compensators to Damp Power and Voltage Oscillations*. Ph. D. Thesis, Imperial College, University of London, November 1990.

[Messina, 1994] A. R. Messina. *Análisis y Control de Oscilaciones Electromecánicas en Sistemas Eléctricos de Potencia.* Notas del curso. Mayo de 1994.

[Ntombella and Folla, 2005] M. Ntombela and K. A. Folly, "An Investigation into the Capabilities of MatNetEig for Small-Signal Stability Analysis". *Proc. of the Inaugural IEEE PES 2005 Conference and Exposition in Africa, AUPEC 2005*. July 11-15, 2005, Durban, South Africa.

[Ogata, 2003] K. Ogata, 2003. *Ingeniería de Control Moderna*. Prentice Hall 4a. Ed. 2003.

[Olguín, 1979] D. Olguín Salinas. *The Effect of Load Characteristics on Multi-Machine Electric Power System Dynamic Stability*, Thesis submitted for the degree of Doctor of Philosophy, Imperial College, London, UK, June, 1979.

[Olive, 1968] D. W. Olive. "Digital Simulation of the Synchronous Machine". *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-87, No. 8, pp 1669-1675, August, 1968.

[Pagola et al., 1989] F. L. Pagola, L. Ruoco and I. J. Pérez Arriaga, "Analysis and Control of Small Stability in Power Systems by Selective Modal Analysis". *Tutorial: Eigenanalysis and Frequency Domain Methods for System Dynamic Performance, Publication No. 90 TH0292-3-PWR*, pp 77-96, 1989.

[Pai et al., 2005] M. A. Pai, D. P. Sen Gupta and K. R. Padiyar. *Small Signal Análysis of Power Systems*. 1a. Edición. Alpha Science International LTD. 2005. pp 199-212.

[Pai, 1981] M. A. Pai. *Power System Stability: Analysis by the Direct Method of Lyapunov.* Ed. North Holland Publications Co., 1981.

[Pavella et al., 2000] M. Pavella, D. Ernst and D. Ruiz-Vega. *Transient Stability of Power Systems: A Unified Approach to Assessment and Control*. Kluwer Academic Publishers, 2000.

[Pérez, 1986] J. A. Pérez Osorio. *Control Óptimo de Generadores.* Tesis para obtener el grado de M. C. en Ing. Eléctrica, S.G.I.-E.S.I.M.E. I.P.N, México D.F., 1986.

[Persson, et al., 2003] J. Persson, J. G. Slootweg, L. Rouco, L. Söder and W. L. Kling. "A Comparison of Eigenvalues Obtained with Two Dynamic Simulation Software Packages". Proceedings of the IEEE Bologna Power Tech 03, June 23-26 2003, Bologna ITALY.

[Prony, 1795] G. R. B. Prony. "Essai Experimental el Analytic…". J. de L'École Polytechnique (Paris); Vol. EI, 1795, pp. 24-76.

[PSS/E 25, 1977] *PSS/E 25 On-line Documentation*, Schenectady, US: Power Technologies, Inc., December 1997.

[PSS/ETM 29, 2002] PTI, PSS/ETM 29 *Program Application Guide*, October 2002.

[PST, 2003a] Graham Rogers, Joe Chow/Cherry Tree Scientific Software, *Power System Toolbox version 2.0 Dynamic Tutorials and Functions*, 2003.

[PST, 2003b] Graham Rogers, Joe Chow/Cherry Tree Scientific Software, *Power System Toolbox version 2.0 Loadflow Tutorial and Functions*, 2003.

[Rivera, 2000] C. A. Rivera Salamanca. *Análisis de Interacciones Torsionales Subsíncronas en Sistemas de Potencia con Compensación Serie y Paralelo*. Tesis para obtener el grado de M. C. en Ing. Eléctrica, S.E.P.I-E.S.I.M.E I.P.N., México D.F., Septiembre del 2000.

[Rogers and Kundur, 1989] G. J. Rogers and P. Kundur. "Small Signal Stability of Power Systems". *Tutorial: Eigenanalysis and Frequency Domain Methods for System Dynamic Performance, Publication No. 90 TH0292-3-PWR*, pp 5-16, 1989.

[Rogers, 1999] G. Rogers. "Tutorial: Power System Structure and Oscillations". *IEEE Computer Applications in Power,* pp 14-21, April 1999.

[Rogers, 2000] G. Rogers. *Power System Oscillations*. Kluwer Academic Press, 2000.

[Rouche et al., 1977] N. Rouche, P. Habets and M. Laloy. *Stability Theory by Liapunov's Direct Method*, New York, Springer, 1977.

[Ruiz and Pavella, 2003] D. Ruiz-Vega and M. Pavella (2003). "A Comprehensive Approach to Transient Stability Control. Part I: Near Optimal Preventive Control". *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 8, No.4, November, 2003.

[Ruiz et al., 1997a] D. Ruiz Vega, T. Asiaín y D. Olguín. "Sintonización del Sistema de Control de Excitación de un Generador Síncrono de Laboratorio". RVP'97- CSA-06. *Artículo recomendado por el comité de Control Supervisorio y Automatización del Capítulo de Potencia del IEEE Sección México* y presentado en la Reunión de Verano del 13 al 18 de julio de 1997. pp. 245 - 253, Tomo I, Control Supervisorio y Automatización. Acapulco, Gro. MEXICO.

[Ruiz et al., 1997b] D. Ruiz Vega, T. Asiaín y D. Olguín. "Diseño de un Compensador Serie para el Control de Excitación de un Generador Síncrono de Laboratorio". RVP'97-CSA-06. *Artículo recomendado por el comité de Generación del Capítulo de Potencia del IEEE Sección México* y presentado en la Reunión de Verano, del 13 al 18 de julio de 1997. pp. 152 - 157, Tomo IV, Generación. Acapulco, Gro, MEXICO.

[Ruiz et al., 2004] D. Ruiz Vega, A.R. Messina and M. Pavella, "Online Assessment and Control of Transient Oscillations Damping", *IEEE Transactions on Power Systems*. Vol. 19, No. 2, pp. 1038-1047, May 2004.

[Ruiz y Olguín, 1995] D. Ruiz y D. Olguín. "Modelado de la Máquina Síncrona para estudios de Estabilidad a Grandes Disturbios en Sistemas Eléctricos de Potencia con Parámetros Obtenidos mediante Pruebas Convencionales". Reporte Interno de Investigación No. SEPI-IE95-03, S.E.P.I-E.S.I.M.E. I.P.N, México D.F., 1995.

[Ruiz, 1996] D. Ruiz Vega. *Efecto de los Modelos de Motores de Inducción en Sistemas Eléctricos de Potencia*. Tesis para obtener el grado de Maestro en Ciencias con Especialidad en Ingeniería Eléctrica, Instituto Politécnico Nacional, SEPI ESIME, México, D. F, Febrero, 1996.

[Ruiz, 2005] D. Ruiz Vega. *Estabilidad de Sistemas Eléctricos de Potencia*. 2005.

[Ruiz-Vega and Enríquez-Harper, 2005] D. Ruiz-Vega, and G. Enríquez-Harper. (2005). "The Effect of Power System Dynamic Modeling in the Analysis of Poorly Damped Oscillations". *Memorias del XI Encuentro Regional Iberoamericano del CIGRE (ERIAC)*, 22-26 de mayo del 2005, en Ciudad del Este, PARAGUAY.

[Ruiz-Vega et al., 2004] D. Ruiz-Vega, A. R. Messina, M. Pavella, "Online assessment and control of transient oscillations damping". *IEEE Transactions on Power Systems*. vol. 19, No. 2, pp. 1038-1047, May 2004.

[Ruiz-Vega et al., 2005] D. Ruiz-Vega, A. R. Messina and G. Enríquez-Harper. (2005). "Analysis of Inter-Area Oscillations Via Non-Linear Time Series Analysis Techniques". *Proceedings of the Power Systems Computation Conference PSCC'2005*, (Session 32, Paper 2), August 22-26, 2005, Liege, BELGIUM.

[Ruiz-Vega, 2002] Daniel Ruiz-Vega. *Dynamic Security Assessment and Control: Transient and Small Signal Stability*. Dépôt légal D/2002/0480/19, ISSN 0075-9333. Collection des Publications de la Faculté des Sciences Appliquées No. 213. Institut de mécanique et génie civil, Université de Liège, Liège, BELGIQUE, Juin 2002.

[Rumyantsev and Osiraner, 1987] V.V. Rumyantsev and A.S. Osiraner. *Stability and Stabilization of Motion with Respect to a Part of the Variables*. Moscow, Nauka, 1987.

[Sancha and Arriaga, 1988]J. L. Sancha and I. J. Arriaga. "Selective Modal Analysis of Power System Oscillatory Instability". *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 3, No. 2, pp 429-438, May 1988.

[Sanchez Gasca et al., 2005] J.J. Sanchez Gasca, V. Vittal, M. J. Gibbard, A. R. Messina, D. J. Vowles, S. Liu, U. D. Annakage, "Inclusion of higher order terms for small-signal (modal) analysis : Committee Report – Task Force on Assessing the Need to Include Higher Order Terms for Small-Signal (Modal) Analysis", *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 20, no. 4, pp. 1886-1904, November 2005.

[Sauer and Pai, 1990] P.W. Sauer and M. A. Pai. "Power System Steady State Stability and the Load Flow Jacobian". *IEEE Transactions on Power Systems*. Vol. 5, no.4, pp. 1374-1383, 1990.

[Sauer and Pai, 1998] Peter W. Sauer and M. A. Pai. *Power System Dynamics and Stability.* Ed. Prentice Hall, 1998.

[Semlyen and Wang, 1988]A. Semlyen, and L. Wang. "Sequential Computation of the Complete Eigensystem for the Study Zone in Small Signal Stability Analysis of Large Power Systems". *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 3, No. 2, pp 715-725, May 1988.

[SIMPOW, 1990] H. R. Fankhauser, T. Adielson, K. Aneros, A-A. Edris, L. Lindkvist, and S. Torseng, *SIMPOW – a digital power system simulator*, Reprint of ABB Review, No. 7, 1990.

[SIMPOW, 2000] *Power System Simulation & Analysis Software SIMPOW, User Manual*, ABB Power Systems, Västerås, Sweden, 2000.

[Slootweg, et al., 2002] J. G. Slootweg, J. Persson, A. M. Van Voorden, G. C. Paap and W. L. Kling. "A Study of the Eigenvalue Analysis Capabilities of Power System Dynamics Simulation Software". *Proceedings of the Power Systems Computation Conference PSCC'2002*. (Session 26, Paper 3). June 24-28, 2002, Sevilla, SPAIN.

[Távora and Smith, 1972] C. J. Távora and O. J. M. Smith. "Equilibrium Analysis and Stability Analysis of Power Systems". *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*. Vol. PAS-91, pp. 1131-1144, 1972.

[Trudnowski, 1997] D. J. Trudnowski and J. E. Dagle, "Effects of Generator and Static-Load Nonlinearities on Electromechanical Oscillations". *IEEE Transactions on Power Systems*. Vol. 12, No. 3, pp. 1283-1289, August 1997.

[Trudnowski, 1999] D. J. Trudnowski, J.M. Johnson and J.F. Hauer. "Making Prony Analysis More Accurate using Multiple Signals". *IEEE Transactions on Power Systems*. Vol. 14, No. 1, pp. 226-231, February 1999.

[Uchida and Nagao, 1988]N. Uchida and T. Nagao. "A New Eigen-Analysis Method of Steady State Stability Studies for a Large Power Systems: S Matrix Method". *IEEE Transactions on Power Systems*, Vol. 3, No. 2, pp 706-714, May 1988.

[Undrill, 1966] J. M. Undrill. "Dynamic Stability calculations for an arbitrary number of interconnected synchronous machines". *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-85, pp. 767-777, 1966.

[Van Cutsem and Vournas, 1998] T. Van Cutsem and C. D. Vournas. *Voltage Stability of Electric Power Systems*, Kluwer Academic Publishers, 1998.

[Vorotnikov, 1998] V.I. Vorotnikov. *Partial Stability and Control*. Birkhauser, 1998.

[Wildberger, 1997] A. M. Wildberger. "Complex Adaptive Systems: Concepts and Power Industry Applications". *IEEE Control Systems*, Vol. 17, No. 6, pp. 77 – 88, 1997.

[Yu, 1983] Y. N. Yu. *Electric Power System Dynamics.* 1st Edition, Academic Press Inc, New York NY, U.S.A., 1983.

APÉNDICE A:

DATOS DE LOS SISTEMAS DE PRUEBA

A continuación se presentan los datos correspondientes a los diferentes sistemas de prueba empleados en el presente trabajo. Cada sistema es representado por medio de su diagrama unifilar, datos sobre su red de transmisión, caso de operación base y datos sobre las máquinas síncronas y sistemas de control, si es el caso.

A.1 SISTEMA MÁQUINA BUS INFINITO 1

Los datos de este sistema máquina-bus infinito fueron obtenidos de [Kundur, 1994] y se eligió debido a que cuenta con resultados tanto para una máquina de polos salientes representada por medio de un modelo de tercer orden como para una M. S. de polos lisos representada con un modelo de cuarto orden con y sin controles.

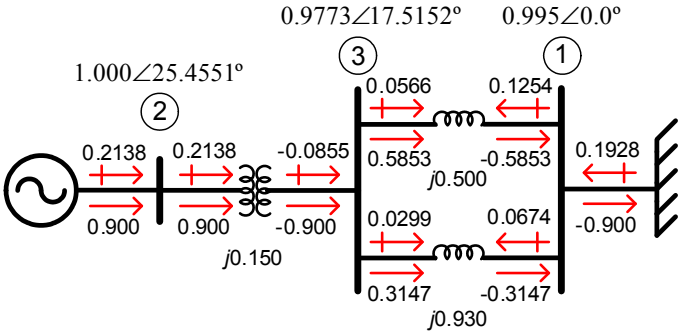


Fig. A.1 Diagrama unifilar del sistema máquina bus infinito 1 [Kundur, 1994].

Tabla A.1.1 Datos de la red de transmisión.

Buses Terminales		Impedancia serie		Tap		No. Cto.	B/2	Elemento
Nodo i	Nodo j	R_l	X_l	Mag.	Ángulo			
2	3	0.0	0.150	0.0	0.0	1	0.0	Transf. 1
3	1	0.0	0.500	0.0	0.0	1	0.0	Línea 1
3	1	0.0	0.930	0.0	0.0	2	0.0	Línea 2

Tabla A.1.2 Caso base de operación.

V_∞	E_t	θ_t	P_0	Q_0	F_0
0.9950	1.000	36.000	0.900	0.3000	60.000

Tabla A.1.3 Parámetros de la M. S. del sistema.

H	D	X_{ad}	X_{aq}	X_l	X_d	X_q	X_{lfd}	X_{lkd}	X_{lk1q}
3.5000	0.0	1.6500	1.6000	0.1600	1.8100	1.7600	0.1530	0.1400	0.7063

X_{lk2q}	r_a	r_{fd}	r_{kd}	r_{k1q}	r_{k2q}	A_{sat}	B_{sat}	Ψ_{TI}	K_p
0.1102	0.0030	0.0006	0.0248	0.0061	0.0227	0.0310	6.9300	0.8000	1

Tabla A.1.4 Parámetros del SE tipo DC1A utilizado para este sistema.Valores sintonizados.

K_A	T_A	T_E	K_E	T_C*	T_B*	K_F**	T_F**	A_{SAT}	B_{SAT}
25.0	0.020	0.100	-0.017	0.168160	0.056053	0.0	0.0	0.011	0.800

*Se utilizan dos etapas de compensación serie.
**No se toma en cuenta el lazo de estabilización en retroalimentación

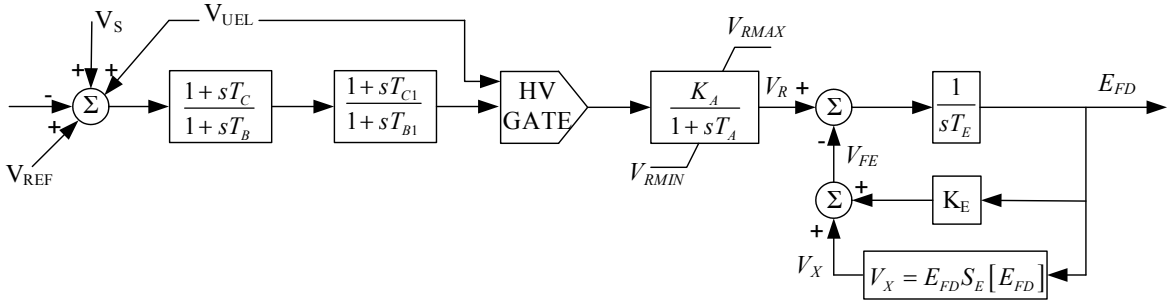


Fig. A.2 Sistema de excitación DC1. Con dos bloques de RGT y sin lazo de estabilización en retroalimentación.

Tabla A.1.5 Parámetros del SE tipo AC4A utilizado para este sistema.

K_A	T_R
200.0	0.02

Tabla A.1.6 Parámetros del ESP tipo PSS1A utilizado para este sistema.

K_S	T_W	T_1	T_2
9.5	1.4	0.154	0.033

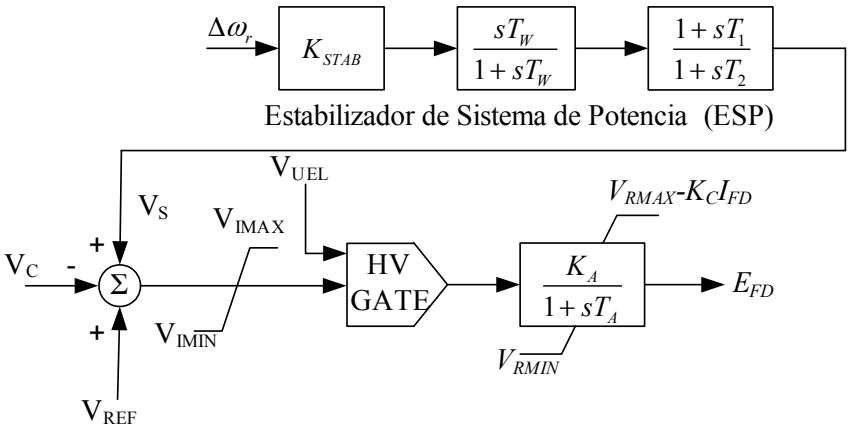


Fig. A.3 Sistema de excitación AC4A con ESP

A.2 SISTEMA MÁQUINA BUS INFINITO 2

Este sistema se tomó en cuenta con el objetivo de poder validar los resultados obtenidos a partir de los modelos desarrollados para una M. S. de polos salientes (simple, aproximado y exacto).

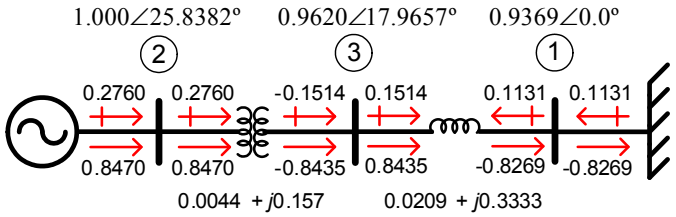


Fig. A.4 Diagrama unifilar del sistema máquina bus infinito 2 [Pérez, 1986].

Tabla A.2.1 Datos de la red de transmisión.

Buses Terminales		Impedancia serie		Tap		No. Cto.	B/2	Elemento
Nodo i	Nodo j	R_l	X_l	Mag.	Ángulo			
2	3	0.0044	0.1570	0.0	0.0	1	0.0	Transf. 1
3	1	0.0209	0.3333	0.0	0.0	1	0.0	Línea 1

Tabla A.2.2 Caso base de operación.

V_∞	E_t	θ_t	P_0	Q_0	F_0
0.9369	1.000	25.8360	0.8470	0.27607	50.000

Tabla A.2.3 Parámetros de la M. S. del sistema.

H	D	X_{ad}	X_{aq}	X_l	X_d	X_q	X_{lfd}	X_{lkd}	X_{lk1q}
3.4800	0.0	2.8200	2.6700	0.1600	2.9800	2.8300	0.1600	0.0180	0.0180

X_{lk2q}	r_a	r_{fd}	r_{kd}	r_{k1q}	r_{k2q}	A_{sat}	B_{sat}	Ψ_{TI}	K_p
0.0	0.00115	0.00114	0.00630	0.0063	0.0000	0.0	0.0	0.0	1/2

Tabla A.2.4 Parámetros del SE tipo DC1A utilizado para este sistema. Valores sintonizados.

K_A	T_A	T_E	K_E	T_C*	T_B*	K_F**	T_F**	A_{SAT}	B_{SAT}
25.0	0.020	0.100	-0.017	0.169991	0.057667	0.0	0.0	0.011	0.800

*Se utilizan dos etapas de compensación serie.

**No se toma en cuenta el lazo de estabilización en retroalimentación

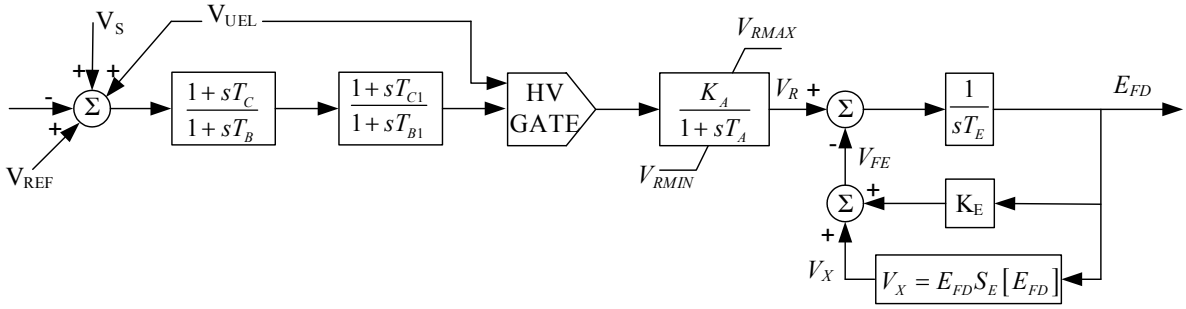


Fig. A.5 Sistema de excitación DC1. Con dos bloques de RGT y sin lazo de estabilización en retroalimentación.

A.3 SISTEMA EXPÓSITO

Todos los datos mostrados en las Tablas A.3.1-A.3.3 están a una base de 100 MVA y fueron obtenidos de [Expósito, 2002].

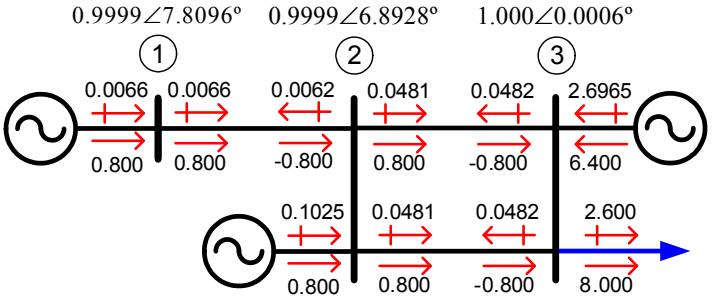


Fig. A.6 Diagrama unifilar del sistema Expósito [Expósito, 2002].

Tabla A.3.1 Datos de la red de transmisión.

Buses Terminales		Impedancia serie		Tap		No. Cto.	B/2	Elemento
Nodo i	Nodo j	R_l	X_l	Mag.	Ángulo			
1	2	0.0	0.020	0.0	0.0	1	0.0	Línea 1
2	3	0.0	0.150	0.0	0.0	1	0.0	Línea 2
2	3	0.0	0.150	0.0	0.0	2	0.0	Línea 3

Tabla A.3.2 Caso base de operación.

Bus	V	δ	P_G	Q_G	P_d	Q_d	P_{sh}	Q_{sh}
1	0.9999	7.8096	0.800	0.0066	0.0	0.0	0.0	0.0
2	0.9999	6.8928	0.800	0.1025	0.0	0.0	0.0	0.0
3	1.000	0.0006	6.400	2.6964	8.000	2.600	0.0	0.0

Tabla A.3.3 Párametros de las máquinas síncronas del sistema.

Párametro	Bus de la M. S.		
	1	2	3
H	3.000	3.000	24.000
D	2.000	2.000	16.000
R_a	0.0	0.0	0.0
X'_d	0.0563	24.000	16.000

A.4 SISTEMA IEEE DE 3 MÁQUINAS Y 9 NODOS

Los datos correspondientes a la red y el caso base de operación del sistema, Tablas A.5.1-A.5.2 fueron obtenidos de [Anderson, 1994], mientras que los parámetros de las M. S. y los datos propios del sistema de excitación fueron obtenidos de [Sauer and Pai, 1998]. Todos los datos están a una base de 100 MVA.

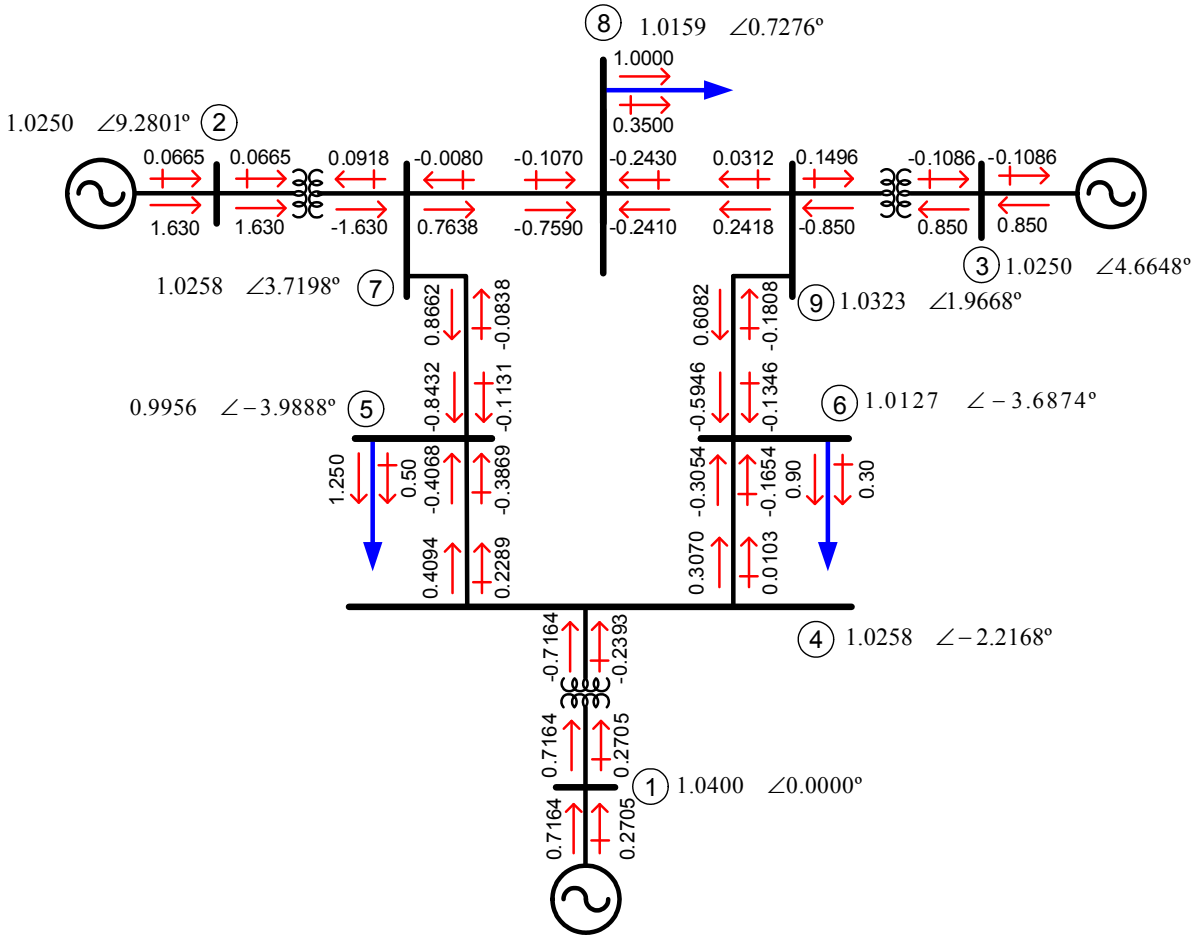


Fig. A.7 Diagrama unifilar del sistema IEEE de 3 máquinas y 9 nodos [Sauer and Pai, 1998].

Tabla A.4.1 Datos de la red de transmisión.

Buses Terminales		Impedancia serie		Tap		No. Cto.	B/2	Elemento
Nodo i	Nodo j	R_l	X_l	Mag.	Ángulo			
4	1	0.0	0.0576	1.0	0.0	1	0.0	Transf. 1
4	5	0.010	0.0850	0.0	0.0	1	0.088	Línea 1
5	7	0.032	0.1610	0.0	0.0	1	0.153	Línea 2
7	2	0.0	0.0625	1.0	0.0	1	0.0	Transf. 2
7	8	0.0085	0.0720	0.0	0.0	1	0.0745	Línea 3
8	9	0.0119	0.1008	0.0	0.0	1	0.1045	Línea 4
9	3	0.0	0.0586	1.0	0.0	1	0.0	Transf. 3
6	9	0.039	0.1700	0.0	0.0	1	0.179	Línea 5
4	6	0.017	0.0920	0.0	0.0	1	0.079	Línea 6

Tabla A.4.2 Caso base de operación.

Bus	V	δ	P_G	Q_G	P_d	Q_d	P_{sh}	Q_{sh}
1	1.040	0.0	0.716405	0.270481	0.0	0.0	0.0	0.0
2	1.024992	9.2802	1.630	0.066503	0.0	0.0	0.0	0.0
3	1.024996	4.6648	0.850	-0.108606	0.0	0.0	0.0	0.0
4	1.025787	-2.2168	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
5	0.995628	-3.9888	0.0	0.0	1.250	0.500	0.0	0.0
6	1.012653	-3.6874	0.0	0.0	0.900	0.300	0.0	0.0
7	1.025764	3.7198	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
8	1.015878	0.7276	0.0	0.0	1.000	0.350	0.0	0.0
9	1.032350	1.9668	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0

Tabla A.4.3 Parámetros de las máquinas síncronas del sistema.

Párametro	Bus al que están conectadas las M. S.		
	1	2	3
H	23.640	6.400	3.010
D	0.0	0.0	0.0
R_a	0.0	0.0	0.0
X_l	0.0336	0.0521	0.0742
X_d	0.1460	0.8958	1.3125
X_q	0.0969	0.8645	1.2578
X'_d	0.0608	0.1198	0.1813
X'_q	0.0969	0.1969	0.2500
T'_{d0}	8.9600	6.0000	5.8900
T'_{q0}	0.3100	0.5350	0.6000

Tabla A.4.4 Parámetros de los sistemas de excitación tipo DC1 de las M. S. del sistema.

Párametro	Bus al que están conectadas las M. S.		
	1	2	3
K_A	20.000	20.000	20.000
T_A	0.200	0.200	0.200
T_B	0.0	0.0	0.0
T_C	0.0	0.0	0.0
K_E	1.000	1.000	1.000
T_E	0.314	0.314	0.314
K_F	0.063	0.063	0.063
T_F	0.350	0.350	0.350
S_{E1}	0.3535	0.3535	0.3535
S_{E2}	1.5877	1.5877	1.5877
E_1	2.8983	2.8983	2.8983
E_2	3.8644	3.8644	3.8644

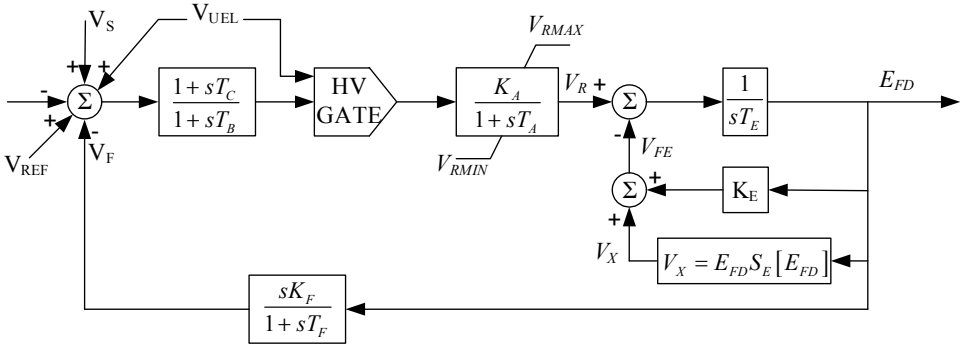


Fig. A.8 Sistema de excitación DC1.

A.5 SISTEMA DE DOS ÁREAS

Este sistema debido a su simetría es muy utilizado para análisis sobre la influencia de algún parámetro de interés en la formación de modos interárea y, por la misma razón, se encuentran diferentes versiones de el, algunos con cargas diferentes y/ó nodos extras. Los datos aquí utilizados fueron obtenidos de [Kundur, 1994]. Todos los datos mostrados en las Tablas A.3.1-A.3.3 están a una base de 100 MVA.

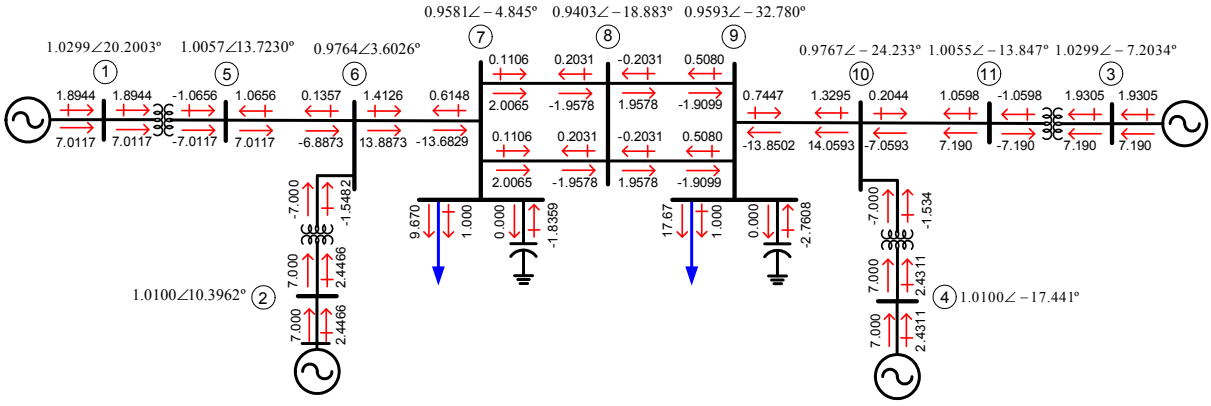


Fig. A.9 Diagrama unifilar del sistema de 2 Áreas [Kundur, 1994].

Tabla A.5.1 Datos de la red de transmisión.

Buses Terminales		Impedancia serie		Tap		No. Cto.	B/2	Elemento
Nodo i	Nodo j	R_l	X_l	Mag.	Ángulo			
1	5	0.0	0.016667	1.0	0.0	1	0.0	Transf. 1
2	6	0.0	0.016667	1.0	0.0	1	0.0	Transf. 2
5	6	0.0025	0.025	0.0	0.0	1	0.02188	Línea 1
6	7	0.001	0.010	0.0	0.0	1	0.00875	Línea 2
7	8	0.011	0.110	0.0	0.0	1	0.09625	Línea 3
7	8	0.011	0.110	0.0	0.0	2	0.09625	Línea 4
8	9	0.011	0.110	0.0	0.0	1	0.09625	Línea 5
8	9	0.011	0.110	0.0	0.0	2	0.09625	Línea 6
9	10	0.001	0.010	0.0	0.0	1	0.00875	Línea 7
10	11	0.0025	0.025	0.0	0.0	1	0.02188	Línea 8
4	10	0.0	0.016667	1.0	0.0	1	0.0	Transf. 4
3	11	0.0	0.016667	1.0	0.0	1	0.0	Transf. 3

Tabla A.5.2 Caso base de operación.

Bus	V	δ	P_G	Q_G	P_d	Q_d	P_{sh}	Q_{sh}
1	1.029994	20.2003	7.01174	1.894401	0.0	0.0	0.0	0.0
2	1.010003	10.3962	7.00000	2.446621	0.0	0.0	0.0	0.0
3	1.029996	-7.2034	7.19000	1.930478	0.0	0.0	0.0	0.0
4	1.010001	-17.4413	7.00000	2.431114	0.0	0.0	0.0	0.0
5	1.005760	13.7230	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
6	0.976486	3.6026	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
7	0.958109	-4.8457	0.0	0.0	9.670	1.0	0.0	2.000
8	0.940315	-18.8831	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
9	0.959300	-32.7801	0.0	0.0	17.670	1.0	0.0	3.500
10	0.976737	-24.2331	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
11	1.005512	-13.8477	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0

Tabla A.5.3 Parámetros de las máquinas síncronas del sistema.

Párametro	Bus al que esta conectada la M. S.			
	1	**2**	**3**	**4**
H	6.500	6.500	6.175	6.175
D	0.000	0.000	0.000	0.000
R_a	0.0025	0.0025	0.0025	0.0025
X_l	0.200	0.200	0.200	0.200
X_d	1.800	1.800	1.800	1.800
X_q	1.700	1.700	1.700	1.700
X'_d	0.300	0.300	0.300	0.300
X'_q	0.550	0.550	0.550	0.550
T'_{d0}	8.000	8.000	8.000	8.000
T'_{q0}	0.400	0.400	0.400	0.400
X''_d	0.250	0.250	0.250	0.250
X''_q	0.250	0.250	0.250	0.250
T''_{d0}	0.030	0.030	0.030	0.030
T''_{q0}	0.050	0.050	0.050	0.050
A_{sat}	0.015	0.015	0.015	0.015
B_{sat}	9.600	9.600	9.600	9.600
Ψ_{TI}	0.900	0.900	0.900	0.900

Tabla A.5.4 Parámetros de los sistemas de excitación Tipo DC1A autoexcitado de las M. S. del sistema.

Párametro	Bus al que esta conectado la M. S.			
	1	**2**	**3**	**4**
K_A	0.0	5.00	6.000	5.000
T_A	0.0	0.060	0.050	0.060
T_B	0.0	0.0	0.0	0.0
T_C	0.0	0.0	0.0	0.0
K_E	0.0	-0.05	-0.06	-0.02
T_E	0.0	0.250	0.410	0.500
K_F	0.0	0.040	0.057	0.080
T_F	0.0	1.000	0.500	1.000
S_{E1}	0.0	0.080	0.660	0.130
S_{E2}	0.0	0.260	0.880	0.340
V_{rmin}	0.0	-1.000	-1.000	-1.000
V_{rmax}	0.0	1.000	1.000	1.000

Para más detalles del sistema de excitación tipo DC1 ver la Fig. A.6 y el Apéndice C.

Tabla A.5.5 Parámetros de los sistemas de excitación Tipo AC4 sin RGT de las M. S. del sistema.

Parámetro	Bus al que esta conectado la M. S.			
	39	**30**	**31**	**32**
K_A	200.000	200.000	200.000	200.000
T_R	0.010	0.010	0.010	0.010

Tabla A.5.6 Parámetros de los sistemas de excitación Tipo AC4 con RGT de las M. S. del sistema.

Párametro	Bus al que esta conectado la M. S.			
	39	**30**	**31**	**32**
K_A	200.000	200.000	200.000	200.000
T_R	0.010	0.010	0.010	0.010
T_B	1.0	1.0	1.0	1.0
T_C	10.0	10.0	10.0	10.0

Tabla A.5.7 Parámetros de los sistemas de excitación Tipo AC4 con ESP de las M. S. del sistema.

Párametro	Bus al que esta conectado la M. S.			
	39	**30**	**31**	**32**
K_A	200.000	200.000	200.000	200.000
T_R	0.010	0.010	0.010	0.010
K_{STAB}	20.000	20.000	20.000	20.000
T_W	10.000	10.000	10.000	10.000
T_1	0.050	0.050	0.050	0.050
T_2	0.020	0.020	0.020	0.020
T_3	3.000	3.000	3.000	3.000
T_4	5.400	5.400	5.400	5.400

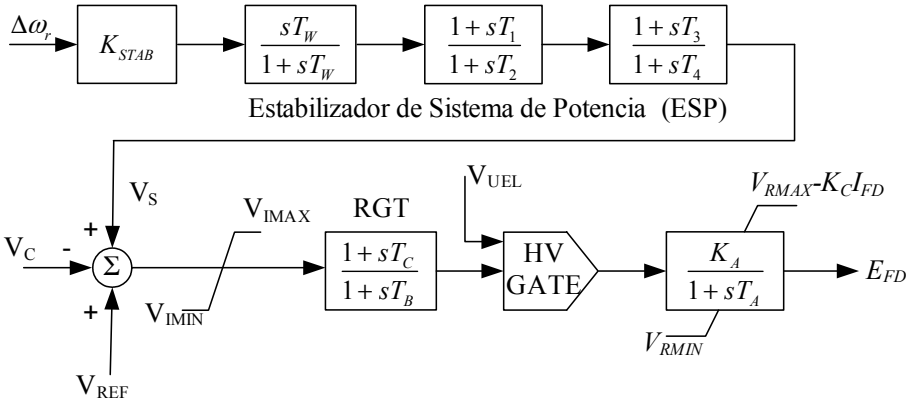


Fig. A10. Sistema de excitación AC4A con ESP

A.6 SISTEMA NUEVA INGLATERRA (39 NODOS)

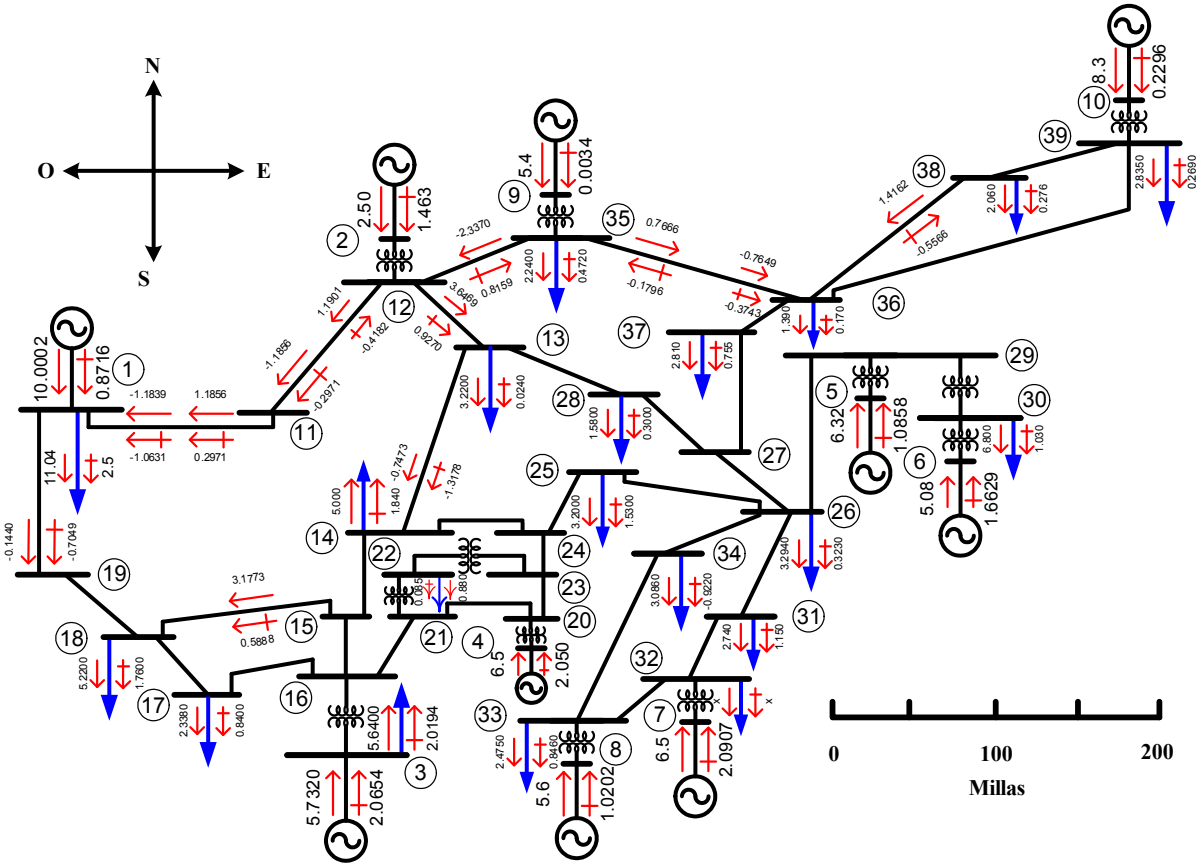


Fig. A.11 Diagrama unifilar del sistema Nueva Inglaterra, 10 máquinas y 39 nodos [M. A. Pai, 1981]

Tabla A.6.1 Parámetros de las máquinas síncronas del sistema.

Parámetro	Bus al que esta conectado la Máquina Síncrona									
	1	**2**	**3**	**4**	**5**	**6**	**7**	**8**	**9**	**10**
H	500.00	42.000	30.300	35.800	28.600	26.000	34.800	26.400	24.300	34.500
D	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
R_a	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
X_l	0.003	0.0125	0.035	0.0304	0.0295	0.054	0.0224	0.0322	0.028	0.0298
X_d	0.02	0.100	0.295	0.2495	0.262	0.670	0.254	0.295	0.290	0.2106
X_q	0.019	0.069	0.282	0.237	0.258	0.620	0.241	0.292	0.280	0.205
X'_d	0.006	0.031	0.0697	0.0531	0.0436	0.132	0.050	0.049	0.057	0.057
X'_q	0.008	0.069	0.170	0.0876	0.166	0.166	0.0814	0.186	0.0911	0.0587
T'_{d0}	7.000	10.200	6.560	5.700	5.690	5.400	7.300	5.660	6.700	4.790
T'_{q0}	0.700	0.000	1.500	1.500	1.500	0.440	0.400	1.500	0.410	1.960
$S_{1.0}$	0.150	0.070	0.080	0.140	0.150	0.090	0.140	0.080	0.110	0.0
$S_{1.2}$	0.430	0.390	0.280	0.590	0.600	0.290	0.530	0.270	0.450	0.0

Los datos del sistema de Nueva Inglaterra fueron obtenidos de [Pai, 1998]. Todos los datos están en pu, a una base de 100 MVA.

Tabla A.6.2 Datos de la red de transmisión.

Buses Terminales		Impedancia serie		Tap		No. Cto.	B/2	Elemento
Nodo i	Nodo j	R_l	X_l	Mag.	Ángulo			
11	12	0.00350	0.04110	0.0	0.0	1	0.3494	Línea 1
11	1	0.00100	0.02500	0.0	0.0	1	0.3750	Línea 2
12	13	0.00130	0.01510	0.0	0.0	1	0.1286	Línea 3
12	35	0.00700	0.00860	0.0	0.0	1	0.0730	Línea 4
13	14	0.00130	0.02130	0.0	0.0	1	0.1107	Línea 5
13	28	0.00110	0.01330	0.0	0.0	1	0.1069	Línea 6
14	15	0.00080	0.01280	0.0	0.0	1	0.0691	Línea 7
14	24	0.00080	0.01290	0.0	0.0	1	0.0738	Línea 8
15	16	0.00020	0.00260	0.0	0.0	1	0.0217	Línea 9
15	18	0.00080	0.01120	0.0	0.0	1	0.0738	Línea 10
16	17	0.00060	0.00920	0.0	0.0	1	0.0565	Línea 11
16	21	0.00070	0.00820	0.0	0.0	1	0.0695	Línea 12
17	18	0.00040	0.00460	0.0	0.0	1	0.0390	Línea 13
18	19	0.00230	0.03630	0.0	0.0	1	0.1902	Línea 14
19	1	0.00100	0.02500	0.0	0.0	1	0.600	Línea 15
20	21	0.00040	0.00430	0.0	0.0	1	0.0365	Línea 16
20	23	0.00040	0.00430	0.0	0.0	1	0.0365	Línea 17
23	24	0.00090	0.01010	0.0	0.0	1	0.0862	Línea 18
24	25	0.00180	0.02170	0.0	0.0	1	0.1830	Línea 19
25	26	0.00090	0.00940	0.0	0.0	1	0.0855	Línea 20
26	27	0.00070	0.00890	0.0	0.0	1	0.0671	Línea 21
26	29	0.00160	0.01950	0.0	0.0	1	0.1520	Línea 22
26	31	0.00080	0.01350	0.0	0.0	1	0.1274	Línea 23
26	34	0.00030	0.00590	0.0	0.0	1	0.0340	Línea 24
27	28	0.00070	0.00820	0.0	0.0	1	0.0660	Línea 25
27	37	0.00130	0.01730	0.0	0.0	1	0.1608	Línea 26
31	32	0.00080	0.01400	0.0	0.0	1	0.1283	Línea 27
32	33	0.00060	0.00960	0.0	0.0	1	0.0923	Línea 28
33	34	0.00220	0.03500	0.0	0.0	1	0.1805	Línea 29
35	36	0.00320	0.03230	0.0	0.0	1	0.2565	Línea 30
36	37	0.00140	0.01470	0.0	0.0	1	0.1198	Línea 31
36	38	0.00430	0.04740	0.0	0.0	1	0.3901	Línea 32
36	39	0.00570	0.06250	0.0	0.0	1	0.5145	Línea 33
38	39	0.00140	0.01510	0.0	0.0	1	0.1245	Línea 34
12	2	0.00000	0.01810	1.025	0.0	1	0.0	Transf. 1
16	3	0.00000	0.02500	1.070	0.0	1	0.0	Transf. 2
20	4	0.00000	0.02000	1.070	0.0	1	0.0	Transf. 3
22	21	0.00160	0.04350	1.006	0.0	1	0.0	Transf. 4
22	23	0.00160	0.04350	1.006	0.0	1	0.0	Transf. 5
29	5	0.00070	0.01420	1.070	0.0	1	0.0	Transf. 6
29	30	0.00070	0.01380	1.060	0.0	1	0.0	Transf. 7
30	6	0.00090	0.01800	1.009	0.0	1	0.0	Transf. 8
32	7	0.00000	0.01430	1.025	0.0	1	0.0	Transf. 9
33	8	0.00050	0.02720	1.000	0.0	1	0.0	Transf. 10
35	9	0.00060	0.02320	1.025	0.0	1	0.0	Transf. 11
39	10	0.00080	0.01560	1.025	0.0	1	0.0	Transf. 12

Tabla A.6.3 Caso base de operación convergido.

Bus	V	δ	P_G	Q_G	P_d	Q_d	P_{sh}	Q_{sh}
1	1.030000	0.0	10.000203	0.880725	0.0	0.0	0.0	0.0
2	1.048041	6.4561	2.50000	1.463900	0.0	0.0	0.0	0.0
3	0.981960	11.0974	5.73200	2.064414	0.0	0.0	0.0	0.0
4	0.983034	12.6700	6.50000	2.052898	0.0	0.0	0.0	0.0
5	0.997022	13.1173	6.32000	1.086332	0.0	0.0	0.0	0.0
6	1.011961	11.6801	5.08000	1.663192	0.0	0.0	0.0	0.0
7	1.048974	15.0886	6.50000	2.091312	0.0	0.0	0.0	0.0
8	1.063987	17.7741	5.60000	1.020566	0.0	0.0	0.0	0.0
9	1.028042	12.1814	5.40000	0.004302	0.0	0.0	0.0	0.0
10	1.027034	17.4646	8.30000	0.230023	0.0	0.0	0.0	0.0
11	1.047609	1.4825	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
12	1.049262	4.0388	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
13	1.030625	1.1936	0.0	0.0	3.2200	0.0240	0.0	0.0
14	1.003939	0.3990	0.0	0.0	5.0000	1.8400	0.0	0.0
15	1.005048	1.5863	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
16	1.007372	2.2886	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
17	0.996706	0.0850	0.0	0.0	2.3380	0.8400	0.0	0.0
18	0.995735	-0.4211	0.0	0.0	5.2200	1.7600	0.0	0.0
19	1.028045	-0.2450	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
20	1.017048	4.6726	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
21	1.012549	3.8594	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
22	1.000034	3.8436	0.0	0.0	0.0850	0.8800	0.0	0.0
23	1.014238	3.9579	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
24	1.011830	2.2881	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
25	1.015840	1.8699	0.0	0.0	3.2000	1.5300	0.0	0.0
26	1.032289	3.2729	0.0	0.0	3.2940	0.3230	0.0	0.0
27	1.034079	2.2753	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
28	1.031451	1.4353	0.0	0.0	1.5800	0.3000	0.0	0.0
29	1.049863	7.8983	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
30	0.990727	6.4867	0.0	0.0	6.8000	1.0300	0.0	0.0
31	1.032085	5.6784	0.0	0.0	2.7400	1.1500	0.0	0.0
32	1.049913	10.1258	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
33	1.045052	9.9270	0.0	0.0	2.4750	0.8460	0.0	0.0
34	1.037790	3.3926	0.0	0.0	3.0860	-0.922	0.0	0.0
35	1.057813	5.4000	0.0	0.0	2.2400	0.4720	0.0	0.0
36	1.052469	4.1434	0.0	0.0	1.3900	0.1700	0.0	0.0
37	1.038177	2.1330	0.0	0.0	2.8100	0.7550	0.0	0.0
38	1.050616	7.6519	0.0	0.0	2.0600	0.2760	0.0	0.0
39	1.050458	10.4085	0.0	0.0	2.8350	0.2690	0.0	0.0

Tabla A.6.4 Parámetros de los sistemas de excitación de las M. S. del sistema.

Párametro	Bus al que esta conectado la Máquina Síncrona									
	1	**2**	**3**	**4**	**5**	**6**	**7**	**8**	**9**	**10**
K_A	0.0	5.00	6.000	5.000	5.000	40.000	5.000	40.000	5.000	40.000
T_A	0.0	0.060	0.050	0.060	0.060	0.020	0.020	0.020	0.020	0.020
T_B	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
T_C	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
K_E	0.0	-0.05	-0.06	-0.02	-0.05	1.000	-0.04	1.000	-0.05	1.000
T_E	0.0	0.250	0.410	0.500	0.500	0.790	0.470	0.730	0.530	1.400
K_F	0.0	0.040	0.057	0.080	0.080	0.030	0.075	0.030	0.085	0.030
T_F	0.0	1.000	0.500	1.000	1.000	1.000	1.250	1.000	1.260	1.000
S_{E1}	0.0	0.080	0.660	0.130	0.080	0.670	0.060	0.530	0.070	0.620
S_{E2}	0.0	0.260	0.880	0.340	0.310	0.910	0.250	0.740	0.280	0.850
V_{rmin}	0.0	-1.000	-1.000	-1.000	-1.000	-10.000	-1.000	-6.500	-1.000	-10.500
V_{rmax}	0.0	1.000	1.000	1.000	1.000	10.000	1.000	6.500	1.000	10.500

APÉNDICE B:

MODELOS DE LA MÁQUINA SÍNCRONA

B.1 INTRODUCCIÓN

Casi toda la energía que se utiliza en el mundo actual es generada por las Máquinas Síncronas (M. S.), debido a esto el comportamiento dinámico de la M. S. ocupa un lugar muy importante en el estudio de los sistemas eléctricos de potencia (SEP). Por este motivo en este Apéndice B se hace una descripción de las consideraciones y las convenciones adoptadas en la representación de la M. S. utilizadas en este trabajo de tesis.

Se debe hacer especial énfasis en modelar de forma adecuada el comportamiento dinámico de la M. S., por ser ésta el componente dinámico más importante, ya que si bien los controles desempeñan funciones muy importantes, todos actúan sobre la M. S. misma.

B.2 TRANSFORMACIÓN DE PARK

En el modelo expresado en el marco de referencia original *abc*, los parámetros propios y mutuos del estator, así como las inductancias mutuas entre el estator y rotor de la M. S. varían en función de la posición del rotor. En estas condiciones, aunque factible, el análisis del comportamiento dinámico de la M. S. se vuelve muy complejo. Ésta fue la motivación principal para desarrollar un método en el marco de referencia *dq0* que pudiera superar este inconveniente y simplificar el modelo al hacer que todas las inductancias de la máquina fueran constantes.

B.2.1 Consideraciones para el modelo

La M. S. es representada por un modelo de dos ejes mostrado en la Fig. B.1 en la cual se hicieron las siguientes suposiciones [Pérez, 1986]:

1. No hay saturación ni histéresis.
2. Cada arrollamiento produce una Fuerza Magnetomotriz (FMM) senoidal pura.

3. El efecto de las ranuras del estator sobre las inductancias del rotor es depreciado.
4. Los circuitos de amortiguamiento son representados por dos arrollamientos equivalentes, uno en el eje directo y otro en el eje de cuadratura de la máquina.

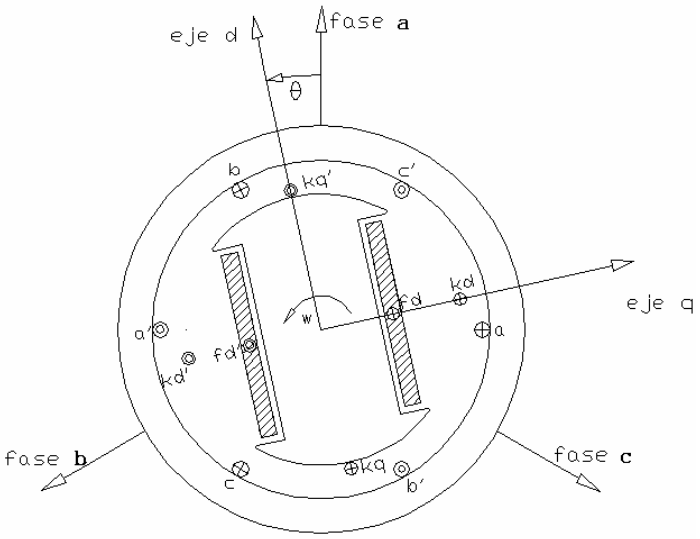


Fig. B.1 Representación de la Máquina en un modelo de dos ejes d y q [Pérez, 1986].

B.2.2 Convención usada

La convención de signos utilizada, mostrada en la Fig. B.1 es la siguiente:

1. El eje directo adelanta al eje en cuadratura por 90º en la dirección de rotación del rotor.
2. El rotor se mueve en sentido antihorario y su posición está dada por el ángulo entre el eje directo y el eje de la fase A.
3. La convención fuente es usada en las ecuaciones de voltaje de los devanados de fase del estator y los encadenamientos de flujo correspondientes.
4. El circuito de campo es tratado como un circuito de carga. Los devanados de amortiguamientos son considerados en cortocircuito. Todos estos circuitos son representados utilizando la convención motor.

Las ecuaciones de voltaje y enlaces de flujo de la máquina son descritos de acuerdo a la recomendación propuesta por [IEEE, 1969]. De la Fig. B.1 se puede considerar que las corrientes de estator i_a, i_b e i_c salen de las terminales de la máquina. Si se proyectan estas corrientes a lo largo de los ejes *d* y *q*, se obtienen las siguientes ecuaciones:

$$i_d = (2/3)\left[i_a \sin\theta_r + i_b \sin(\theta_r - 2\pi/3) + i_c \sin(\theta_r + 2\pi/3)\right] \quad \text{(B.1)}$$

$$i_q = -(2/3)\left[i_a \cos\theta_r + i_b \cos(\theta_r - 2\pi/3) + i_c \cos(\theta_r + 2\pi/3)\right] \quad \text{(B.2)}$$

Por lo tanto, la función de la transformación de Park es simplemente transformar todas las cantidades del estator de las fases *a*, *b* y *c* en nuevas variables en el marco de

referencia *dq0* el cual se mueve con el rotor. No obstante, si se están transformando 3 variables, i_a, i_b e i_c, se necesitan por consistencia tres nuevas variables, por lo que es necesario introducir una nueva variable que no afecte el campo producido por las corrientes i_d e i_q, el cual es equivalente al campo producido por las corrientes i_a, i_b e i_c; por lo tanto se elige a una corriente estacionara proporcional a la corriente de secuencia cero que en condiciones balanceadas es igual a cero [Anderson and Fouad, 1994].

$$i_o = (1/3)[i_a + i_b + i_c] \tag{B.3}$$

Por lo tanto se puede definir la transformación en forma simplificada como:

$$\left[i_{dqo}\right] = [T][i_{abc}] \tag{B.4}$$

Donde:

$$i_{abc} = \begin{bmatrix} i_a & i_b & i_c \end{bmatrix}^T$$

$$i_{dq0} = \begin{bmatrix} i_d & i_q & i_0 \end{bmatrix}^T$$

Donde *[T]* es la transformación de Park, misma que queda definida como:

$$[T] = \frac{2}{3}\begin{bmatrix} \cos\theta_r & \cos(\theta_r - 2\pi/3) & \cos(\theta_r + 2\pi/3) \\ -\sin\theta_r & -\sin(\theta_r - 2\pi/3) & -\sin(\theta_r + 2\pi/3) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \tag{B.5}$$

La transformación de Park dada por la ecuación (B.5) es denominada como no normalizada. Se eligió utilizar ésta en lugar de cualquiera de las muchas versiones existentes, debido a que tiene la característica de que los valores pico de las corrientes i_d e i_q ante condiciones sinusoidales balanceadas serán iguales al valor pico de la corriente de estator [Kundur, 1994].

La transformación de Park puede ser utilizada para referir al marco del rotor cualquier variable, ya sean enlaces de flujo, voltajes, corrientes, etc.

La inversa de la transformación de Park, la cual regresa las variables del marco de referencia *dq0* en el rotor al marco de referencia *abc* es de la siguiente forma:

$$[T]^{-1} = \begin{bmatrix} \cos\theta_r & -\sin\theta_r & 1/2 \\ \cos(\theta_r - 2\pi/3) & -\sin(\theta_r - 2\pi/3) & 1/2 \\ \cos(\theta_r + 2\pi/3) & -\sin(\theta_r + 2\pi/3) & 1/2 \end{bmatrix} \tag{B.6}$$

B.2.3 Convención generador o fuente

La Fig. B.2 muestra la convención generador o fuente para las direcciones de corriente, voltaje y enlaces de flujo de un devanado.

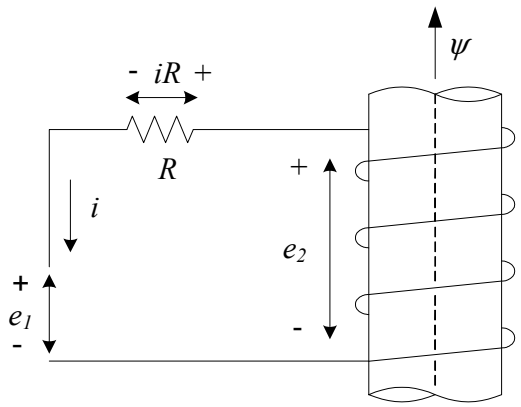


Fig. B.2 Convención generador o fuente (Adaptado de [IEEE, 1969]).

De la Fig. B.2 se puede apreciar que la convención "generador" ó "fuente", la cual es utilizada para la deducción de las ecuaciones del voltaje de fase de la M. S., consiste básicamente en respetar la dirección positiva de referencia de la corriente y la polaridad positiva de los voltajes mostrados en figura anterior. Lo anterior significa para la Fig. B.2, que si el resistor está conectado a través de las terminales, una corriente positiva fluirá a través del resistor cuando un voltaje positivo exista. En este contexto, el resistor puede ser considerado una carga y el inductor la fuente [IEEE, 1969]. La ecuación escalar correspondiente al balance de voltaje instantáneo del inductor de la Fig. B.2 puede ser escrita como:

$$e_1 = -iR + e_2 \tag{B.7}$$

El voltaje e_2 a su vez puede ser deducido al analizar la Fig. B.2 y al tomar en cuenta la ley de Lenz. Finalmente tenemos que este voltaje queda expresado para el caso de estar utilizando la convención "generador" ó "fuente" como:

$$e_2 = -\frac{d\psi}{dt} \tag{B.8}$$

La expresión (B.7) puede ser rescrita de la siguiente forma:

$$e_1 = -iR - \frac{d\psi}{dt} \tag{B.9}$$

Lo anterior repercute en el signo que tomen las ecuaciones de voltaje correspondientes al estator de la M. S., tomando estas la siguiente forma:

$$e_s = -r_s i_s - p\psi_s \tag{B.10}$$

Donde: $e_s = \begin{bmatrix} e_a & e_b & e_c \end{bmatrix}^T$

$r_s = diag\begin{bmatrix} r_a & r_b & r_c \end{bmatrix}$

$\psi_s = diag\begin{bmatrix} \psi_a & \psi_b & \psi_c \end{bmatrix}$

B.2.4 Convención motor o carga

La Fig. B.3 muestra la convención motor o carga para las direcciones de corriente, voltaje y enlaces de flujo de un devanado.

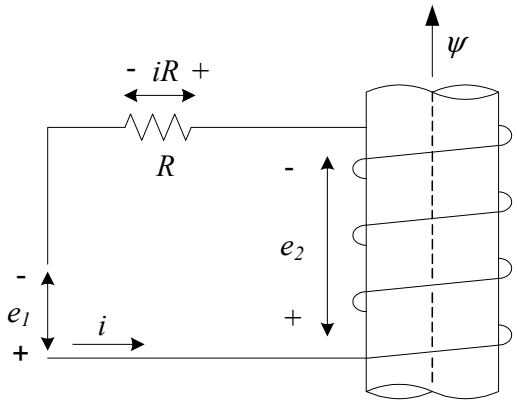


Fig. B.3 Convención motor o carga (Adaptado de [IEEE, 1969]).

Si la polaridad positiva de los voltajes de la Fig. B.2 es invertida, pero la dirección de la referencia positiva de la corriente y los enlaces de flujo son retenidas se tiene una convención "motor" ó "carga" mostrada en la Fig. 3.

La ecuación escalar correspondiente al balance de voltaje instantáneo del inductor de la Fig. 3 puede ser escrita como:

$$e_1 = iR + e_2 \tag{B.11}$$

Tomando en cuenta la convención "motor" ó "carga" y la ley de Lenz el voltaje e_2 puede ser deducido al analizar la Fig. B.3, quedando expresado como:

$$e_2 = +\frac{d\psi}{dt} \tag{B.12}$$

La expresión (B.7) puede ser rescrita para este caso de la siguiente forma:

$$e_1 = iR + \frac{d\psi}{dt} \tag{B.13}$$

En cuanto a las ecuaciones del rotor de la máquina tenemos que estas son:

$$e_r = r_r i_r + p\psi_r \tag{B.14}$$

Donde:

$$e_r = \begin{bmatrix} e_{fd} & 0 & 0 \end{bmatrix}^T$$

$$r_r = diag\begin{bmatrix} r_{fd} & r_{kd} & r_{kq} \end{bmatrix}$$

$$\psi_r = diag\begin{bmatrix} \psi_{fd} & \psi_{kd} & \psi_{kq} \end{bmatrix}$$

B.3 MODELOS DE LA MÁQUINA SÍNCRONA PARA UN SISTEMA DE POTENCIA TIPO MÁQUINA- BUS INFINITO

A continuación se hace la descripción de los modelos detallados para una M. S. de polos salientes y para una M. S. de polos lisos. La ecuación de oscilación es descompuesta en las ecuaciones (B.15) y (B.16) y es, obviamente, igual para todos los modelos. *p* es el operador de Heaviside [Andkins and Harley, 1975]

$$\dot{\delta} = \omega - \omega_0 \tag{B.15}$$

$$\dot{\omega} = \frac{\omega_0}{2H}\left(T_m - T_e - \frac{D\left(\omega - \omega_0\right)}{\omega_0} \right) \tag{B.16}$$

Ecuaciones de Park para el eje *d* para una M. S. de polos lisos ó salientes:

$$p\psi_d = -\omega_0 r_a i_d - \omega_0 e_d - \omega_0 \psi_q \tag{B.17}$$

$$p\psi_{fd} = -\omega_0 r_{fd} i_{fd} + \omega_0 e_{fd} \tag{B.18}$$

$$p\psi_{kd} = -\omega_0 r_{kd} i_{kd} \tag{B.19}$$

Ecuaciones de Park para el eje *q* de una M. S. de Polos Salientes:

$$p\psi_q = -\omega_0 r_a i_q - \omega_0 e_q + \omega_0 \psi_d \tag{B.20}$$

$$p\psi_{kq} = -\omega_0 r_{kq} i_{kq} \tag{B.21}$$

Ecuaciones de Park para el eje *q* de una M. S. de Polos Lisos:

$$p\psi_q = -\omega_0 r_a i_q - \omega_0 e_q + \omega_0 \psi_d \tag{B.22}$$

$$p\psi_{k1q} = -\omega_0 r_{k1q} i_{k1q} \tag{B.23}$$

$$p\psi_{k2q} = -\omega_0 r_{k2q} i_{k2q} \tag{B.24}$$

Ecuaciones de los enlaces de flujo para el eje *d* de una M. S. de Polos Lisos ó Salientes:

$$\psi_d = X_d i_d + X_{ad} i_{fd} + X_{ad} i_{kd} \tag{B.25}$$

$$\psi_{fd} = X_{ad} i_d + X_{ffd} i_{fd} + X_{ad} i_{kd} \tag{B.26}$$

$$\psi_{kd} = X_{ad} i_d + X_{ad} i_{fd} + X_{kkd} i_{kd} \tag{B.27}$$

Ecuaciones de los enlaces de flujo para el eje *q* de una M. S. de Polos Salientes:

$$\psi_q = X_q i_q + X_{aq} i_{k1q} \tag{B.28}$$

$$\psi_{k1q} = X_{aq} i_q + X_{kk1q} i_{k1q} \tag{B.29}$$

Ecuaciones de los enlaces de flujo para el eje *q* de una M. S. de Polos Lisos:

$$\psi_q = X_q i_q + X_{aq} i_{k1q} + X_{aq} i_{k2q} \tag{B.30}$$

$$\psi_{k1q} = X_{aq} i_q + X_{kk1q} i_{k1q} + X_{aq} i_{k2q} \tag{B.31}$$

$$\psi_{k2q} = X_q i_q + X_{aq} i_{k1q} + X_{kk2q} i_{k2q} \tag{B.32}$$

La tabla B.1 nos muestra en forma esquemática las diferentes ecuaciones que se utilizan para formar los diferentes modelos de M. S. para un SMBI.

Tabla B.1 Ecuaciones que forman cada uno de los modelos de la máquina síncrona.

	Eje q			
Eje d	**0**	**1**	**2**	**3**
0	Clásico Ec. (B.15) y (B.16)	---	---	---
1	Modelo 1.0 Ec. (B.15), (B.16) y (B.18)	Modelo 1.1 Ec. (B.15), (B.16), (B.18) y (B.23)	---	---
2	---	Modelo 2.1 Ec. (B.15), (B.16), (B.18), (B.19) y (B.21)	Modelo 2.2 Ec. (B.15), (B.16), (B.18), (B.19), (B.23) y (B.24)	---
3	---	---	Modelo Exacto P. S. Ec. (B.15)-(B.21)	Modelo Exacto P. L. Ec. (B.15)-(B.19) y (B.22)-(B.24)

Tabla B.2 Ecuaciones de los enlaces de flujo y consideraciones tomadas en cuenta para formar cada uno de los modelos de la M. S.

Modelo	Ecuaciones de Enlaces de Flujos	Consideraciones
1.0	(B.25), (B.26) y (B.28)	i_{kd} e i_{kq} iguales a cero
1.1	(B.25), (B.26), (B.30) y (B.31)	i_{kd} e i_{kq2} iguales a cero
2.1	(B.25)-(B.29)	Todas las corrientes son diferentes de cero
2.2	(B.25)-(B.27) y (B.30)-(B.32)	Todas las corrientes son diferentes de cero
Exacto Polos Salientes	(B.25)-(B.29)	Todas las corrientes son diferentes de cero
Exacto Polos Lisos	(B.25)-(B.27) y (B.30)-(B.32)	Todas las corrientes son diferentes de cero

B.4 MODELOS DE LA MÁQUINA SÍNCRONA PARA UN SISTEMA DE POTENCIA MULTIMÁQUINAS

A continuación se hace la descripción de los modelos linealizados de 3er y 5o orden para una M. S. de polos salientes y de 4º y 6º para una M. S. de polos lisos, mismos que utilizan parámetros estándar (reactancias transitorias y subtransitorias así como constantes de tiempo). La ecuación de oscilación fue descompuesta en (B.6) y (B.7).

Cabe hacer la aclaración de que estos modelos de estado tienen como variables de estado a voltajes transitorios y subtransitorios los cuales son proporcionales a la variación de los enlaces de flujo, estos últimos a su vez fueron utilizados como variables de estado para el caso de los modelos de la M. S. para SMBI. A continuación se muestra la correspondencia existente entre los voltajes y los enlaces de flujo.

Devanado de campo

$$E_q^{'} = \frac{x_{ad}}{x_{ffd}} \psi_{fd} \tag{B.33}$$

Devanado de amortiguamiento en el eje d

$$E_q^{"} = -\frac{x_{ad}}{x_{kkd}}\psi_{kd} \tag{B.34}$$

Segundo devanado de amortiguamiento en el eje q

$$E_d^{'} = -\frac{x_{aq}}{x_{kkq1}}\psi_{kq1} \tag{B.35}$$

Primer devanado de amortiguamiento en el eje q

$$E_d^{"} = -\frac{x_{aq}}{x_{kkq}}\psi_{kq} \tag{B.36}$$

Los modelos presentados en esta sección se utilizan para representar sistemas de potencia multimáquinas. La relación entre el marco de referencia dq0 de cada máquina síncrona y el marco de referencia de la red se muestra en la Fig. B.4.

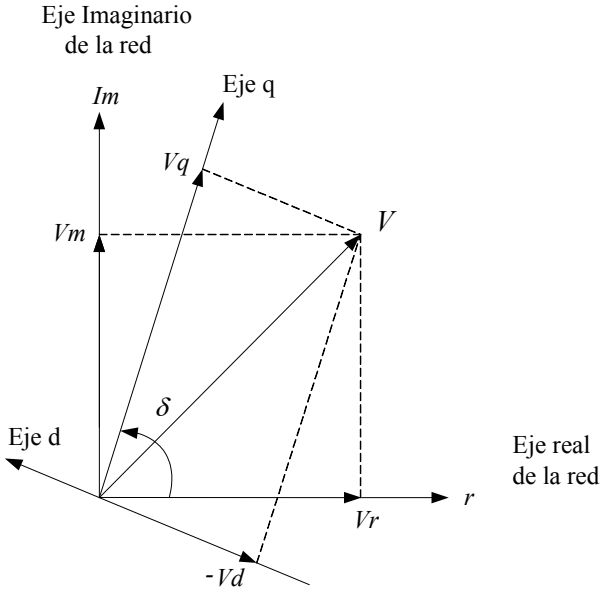


Fig. B.4 Relación entre los marcos de referencia de la red y de la máquina síncrona.

La tabla B.3 nos muestra en forma esquemática las diferentes ecuaciones [Ruiz, 1996] que se utilizan para formar los diferentes modelos de M. S.

Tabla B.3 Ecuaciones que forman cada uno de los modelos de la máquina síncrona.

	Eje q		
Eje d	**0**	**1**	**2**
0	Clásico Ec. (B.15) y (B.16)	---	---
1	Modelo 1.0 Ec. (B.15), (B.16) y (B.37)	Modelo 1.1 Ec. (B.15), (B.16), (B.37) y (B.38)	---
2	---	Modelo 2.1 Ec. (B.15), (B.16), (B.37), (B.38) y (B.40)	Modelo 2.2 Ec. (B.15), (B.16), (B.37), (B.38), (B.39) y (B.41)

Ecuación del devanado de campo:

$$\frac{d}{dt}\left(E_q^{'}\right)=\frac{1}{T_{d0}^{'}}\left[-E_q^{'}-\left(x_d-x_d^{'}\right)\left(-i_d\right)+V_{fd}\right] \tag{B.37}$$

Ecuación del devanado de amortiguamiento 1 en el eje *q*:

$$\frac{d}{dt}\left(-E_d^{'}\right)=\frac{1}{T_{q0}^{'}}\left[-\left(-E_d^{'}\right)+\left(x_q-x_q^{'}\right)i_q\right] \tag{B.38}$$

Ecuación del devanado de amortiguamiento en el eje *d*:

$$\frac{d}{dt}\left(E_q^{''}\right)=\frac{1}{T_{d0}^{'}}\left[E_q^{'}-\left(x_d^{'}-x_d^{''}\right)\left(-i_d\right)-E_q^{''}\right] \tag{B.39}$$

Ecuación del devanado de amortiguamiento 2 en el eje *q*:
M. S. de polos salientes, 5º Orden:

$$\frac{d}{dt}\left(-E_d^{''}\right)=\frac{1}{T_{q0}^{'}}\left[-\left(-E_d^{''}\right)+\left(x_q-x_q^{''}\right)i_q\right] \tag{B.40}$$

M. S. de polos lisos, 6º Orden:

$$\frac{d}{dt}\left(-E_d^{''}\right)=\frac{1}{T_{q0}^{'}}\left[\left(-E_d^{'}\right)+\left(x_q^{'}-x_q^{''}\right)i_q-\left(-E_d^{''}\right)\right] \tag{B.41}$$

B.4.1 Ecuaciones algebraicas de interfase para cada modelo de la máquina síncrona

Estas ecuaciones son del tipo algebraico y su importancia radica en el hecho de que por medio de estas es posible acoplar los sistemas mecánico y eléctrico de un SEP así como introducir la dinámica de diferentes controles de la M. S. Se presentan las ecuaciones en el marco de referencia del rotor de la máquina síncrona.

Ecuaciones del estator en coordenadas d-q para el Modelo de Tercer Orden.

$$\begin{pmatrix}-i_d\\ i_q\end{pmatrix}=\frac{1}{r_a^{\,2}+x_d^{'}x_q}\begin{bmatrix}r_a & x_q\\ -x_d^{'} & r_a\end{bmatrix}\left[\begin{pmatrix}0\\ E_q^{'}\end{pmatrix}-\begin{pmatrix}-v_d\\ v_q\end{pmatrix}\right] \tag{B.42}$$

Ecuación del par eléctrico para el Modelo de Tercer Orden:

$$T_e=E'_q\,i_q+\left(x'_d-x_q\right)i_d i_q \tag{B.43}$$

Ecuaciones del estator en coordenadas d-q para el Modelo de Cuarto Orden.

$$\begin{pmatrix}-i_d\\ i_q\end{pmatrix}=\frac{1}{r_a^{\,2}+x_d^{'}x_q^{'}}\begin{bmatrix}r_a & x_q^{'}\\ -x_d^{'} & r_a\end{bmatrix}\left[\begin{pmatrix}-E_d^{'}\\ E_q^{'}\end{pmatrix}-\begin{pmatrix}-v_d\\ v_q\end{pmatrix}\right] \tag{B.44}$$

Ecuación del par eléctrico para el Modelo de Cuarto Orden:

$$T_e = E'_q\, i_q + \left(x'_d - x'_q\right) i_d i_q \tag{B.45}$$

Ecuaciones del estator en coordenadas d-q para los Modelos de Quinto y Sexto Orden:

$$\begin{pmatrix} -i_d \\ i_q \end{pmatrix} = \frac{1}{r_a^2 + x''_d x''_q} \begin{bmatrix} r_a & x''_q \\ -x''_d & r_a \end{bmatrix} \left[\begin{pmatrix} -E''_d \\ E''_q \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} -v_d \\ v_q \end{pmatrix} \right] \tag{B.46}$$

Ecuación del par eléctrico para los Modelos de Quinto y Sexto Orden:

$$T_e = E''_d\, i_d + E''_q\, i_q + \left(x''_d - x''_q\right) i_d i_q \tag{B.47}$$

B.5 REPRESENTACIÓN DE LA SATURACIÓN EN EL MODELO DE LA MÁQUINA SÍNCRONA

La saturación de los parámetros de la M. S. es una de las no linealidades que afectan en mayor medida la estimación del amortiguamiento del sistema, no importando si éste es calculado por medio de métodos de análisis modal ó de identificación modal [CIGRE, 1996, Trudnowski, 1997].

Quizás la saturación magnética, junto con la M. S., sean dos de los factores que más variedad tengan en cuanto a los métodos disponibles para su representación. Por si esto fuera poco, factores tales como la forma en la que la saturación afecta a los parámetros correspondientes a cada eje, se suman a la incertidumbre que rodea a este fenómeno: en algunos casos se considera que la saturación afecta solamente al eje *d*, otros autores consideran que la saturación afecta a ambos ejes de igual forma y finalmente existen representaciones más detalladas, y por ende complejas, en donde se consideran que los parámetros en cada eje son afectados en forma distinta por la saturación.

En [EPRI, 1988] se propone el método para la representación de la saturación haciendo uso de una serie de puntos correspondientes a cada una de las partes en las que se divide la curva característica de operación en vacío. A través de estos puntos se calculan los factores A_{SAT} y B_{SAT} para finalmente obtener el factor K_d y K_q que multiplicará a las reactancias mutuas de la M. S.

En [Anderson and Fouad] se calcula la saturación de los parámetros de la M. S. a través de dos puntos de la curva característica de saturación en circuito abierto, mismos que corresponden al voltaje en terminales de la máquina cuando éste tiene una magnitud de 1.0 y 1.2 en pu respectivamente. Posteriormente, se calculan los factores A_{SAT} y B_{SAT} para finalmente obtener el factor K_d que multiplicará a las reactancias mutuas de la M. S.

En [Arrillaga, 1990] se propone un modelo en el cual los parámetros de la M. S. no son afectados por la saturación magnética y el efecto de este fenómeno recae en los voltajes transitorios y subtransitorios de las ecuaciones de estado. Este método se puede aplicar al modelo de estado de la M. S. donde se utilizan parámetros estándar.

Finalmente, y debido a que se tienen resultados para el caso, se modela la saturación haciendo uso de los factores A_{SAT}, B_{SAT} y el nivel de los enlaces de flujo a partir del cual el fenómeno de la saturación debe ser tomado en cuenta se decidió incluir el efecto de la saturación magnética a través de este modelo [Kundur, 1994].

B.5.1 Representación de la saturación total de la M. S. con el método propuesto en [Kundur, 1994]

En la representación del efecto de la saturación magnética en los parámetros de la M. S. se deben tomar en cuenta las siguientes consideraciones [Kundur, 1994]:

1. Las inductancias de dispersión son independientes de la saturación. Lo anterior se debe a que las trayectorias de recorrido de los flujos de dispersión se encuentran en el aire principalmente y por lo tanto no son afectadas significativamente por la saturación en la porción del hierro. Como consecuencia se tiene que los únicos elementos que se saturan son las inductancias mutuas L_{ad} y L_{aq}.
2. Los flujos de dispersión no contribuyen a la saturación del hierro. Lo anterior es debido a que estos son usualmente pequeños y sus trayectorias coinciden con las del flujo principal para una pequeña parte de su trayectoria. Por lo tanto la saturación es determinada por los enlaces de flujo del entrehierro.
3. La relación de la saturación entre el flujo de entre hierro resultante y la fuerza magnetomotriz (FMM) bajo condiciones de carga es la misma que bajo condiciones de operación en vacío. Esto permite que la característica de la saturación sea representada por la curva de saturación de circuito abierto.
4. No hay acoplamiento magnético entre los ejes d y q como resultado de las no linealidades introducidas por la saturación.

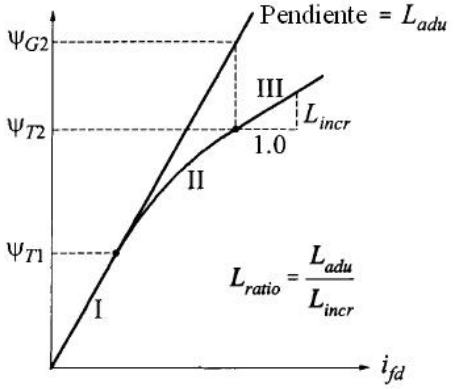


Fig. B.5 Característica de saturación en circuito abierto (Adaptado de [Kundur, 1994]).

El grado de saturación está determinado por la característica de circuito abierto (*OCC*, por sus siglas en inglés), mostrada en la Fig. B.5. Como se puede observar la *OCC* está dividida en 3 regiones:

I. Segmento no saturado
II. Segmento no lineal
III. Segmento lineal completamente saturado

Estas regiones están divididas por los valores frontera Ψ_{T1} y Ψ_{T2}. La forma en que la saturación es calculada en cada una de las regiones es diferente.

Para la región I se considera que los enlaces de flujo ó el voltaje en terminales son proporcionales linealmente a la corriente en terminales de la M. S., lo cual implica que el efecto de la saturación se pueda omitir:

$$\psi_I = 0 \tag{B.48}$$

En el caso de la región II, misma que está comprendida en el intervalo $\psi_{T1} < \psi_{aT} \leq \psi_{T2}$, se tiene que al utilizar el método propuesto por [Kundur, 1994], el cual consisten en una representación exponencial, la función que representa a la saturación es la siguiente:

$$\psi_I = A_{SAT} e^{B_{SAT}(\psi_{at} - \psi_{TI})} \tag{B.49}$$

Los coeficientes A_{SAT} y B_{SAT} dependen de la característica de saturación en la región II.

Para la región III se tiene que la saturación esta definida por la siguiente expresión:

$$\psi_I = \psi_{G2} + L_{ratio}\left(\psi_{at} - \psi_{T2}\right) - \psi_{at} \tag{B.50}$$

Donde L_{RATIO} es la relación de la pendiente de la línea de entre hierro a la línea incremental del segmento III de la curva característica de saturación.

Una vez que se ha obtenido el valor de ψ_I se procede a obtener el factor de saturación K_{sd} por medio de la siguiente expresión:

$$K_{sd} = \frac{\psi_{at}}{\psi_{at} + \psi_I} \tag{B.51}$$

El factor de saturación puede ser calculado en función de ψ_{at}, como en la expresión (B.51). Este factor esta dado a su vez por la siguiente ecuación:

$$\psi_{at} = \sqrt{\psi_{ad}^2 + \psi_{aq}^2} \tag{B.52}$$

Debido a que en valores en pu la magnitud de ψ_{at} es igual al voltaje de entre hierro, se puede utilizar $\bar{E}_a$ en lugar de ψ_{at} en todas las expresiones anteriores. $\bar{E}_a$ está dado por la siguiente ecuación:

$$\tilde{E}_a = \tilde{E}_t + \left(R_a + jX_l\right)\tilde{I}_t \tag{B.53}$$

B.5.2 Representación de la saturación incremental de la M. S. con el método propuesto en [Kundur, 1994]

La saturación incremental esta relacionada a los valores incrementales de los enlaces de flujo y las corrientes, a diferencia del método presentado en la sección anterior el cual esta relacionado a los valores totales [Kundur, 1994].

El factor de la saturación incremental es calculado a través del uso de la siguiente ecuación:

$$K_{sd(incr)} = \frac{1}{1 + B_{sat} A_{sat} e^{B_{sat}(\psi_{at0} - \psi_{T1})}} \tag{B.54}$$

Si se considera adecuado, este procedimiento puede ser aplicado al eje q.

No obstante que se considera que la representación incremental para estudios de pequeños disturbios es más adecuada al estar trabajando en función de variables incrementales que la representación total, no se puede excluir a esta ultima. Prueba de lo anterior es que en varios programas comerciales como el DSAT se ofrece la opción de elegir entre una u otra.

APÉNDICE C:

SISTEMAS DE EXCITACIÓN DE LA MÁQUINA SÍNCRONA

C.1 INTRODUCCIÓN

Los sistemas de excitación cumplen dos funciones básicas: la primera consiste en alimentar la corriente directa (CD) del devanado de campo de la máquina síncrona; mientras que la segunda es controlar al mismo tiempo el voltaje y la corriente de campo, logrando de esta manera cumplir el papel básico de mantener constante el voltaje en terminales del generador, aún durante cambios normales y lentos de la carga [Kundur, 1994, Ruiz et al., 1997a].

Los sistemas de excitación pueden cumplir también con funciones adicionales de protección y mejoramiento del comportamiento dinámico del generador. Lo primero se consigue al no permitir que los limites físicos de la máquina síncrona, el mismo sistema de excitación y otros equipos sean excedidos; la segunda función se puede cumplir al controlar el flujo de potencia reactiva por medio del sistema de excitación [Kundur, 1994, Ruiz et al., 1997b].

No obstante las ventajas que trae consigo el uso de los sistemas de excitación, éstos también traen consigo desventajas como en el caso de los reguladores de voltaje automáticos de alta ganancia y de respuesta rápida, mismos que pueden ser la causa de que los modos electromecánicos se vuelvan inestables, especialmente cuando se tienen ángulos de la máquina de gran magnitud en estado estable. Inclusive el mismo sistema de excitación puede volverse inestable cuando el generador esta trabajando desconectado de la red [Messina, 1994].

Igualmente debe tenerse cuidado al utilizar técnicas como la Reducción de Ganancia Transitoria (RGT) ya que ésta puede, bajo condiciones particulares, reducir la estabilidad transitoria del sistema [Messina, 1994].

Debido a las anteriores razones es necesario modelar los sistemas de excitación con el mayor detalle posible, de tal forma que su comportamiento sea representado de forma adecuada ya sea para grandes ó pequeños disturbios [IEEE, 1981].

C.1.1 Elementos de un sistema de excitación

Los sistemas de excitación están formados por diferentes elementos que al interactuar entre sí permiten alimentar y controlar la corriente del devanado de campo de la máquina síncrona. Los principales elementos que los componen se pueden apreciar en la Fig. C.3, y las definiciones de cada elemento son las siguientes [IEEE, 2007]:

Sistema de control de excitación: Un sistema retroalimentado de control que incluye la máquina síncrona y su sistema de excitación. El término es utilizado para distinguir el rendimiento de la máquina síncrona y el sistema de excitación en conjunción con el sistema de potencia del sistema de excitación solo (ver Fig. C.1).

Sistema de excitación: El equipo que suministra la corriente de campo a la máquina síncrona, incluyendo todos los elementos de potencia, regulación, control y protección.

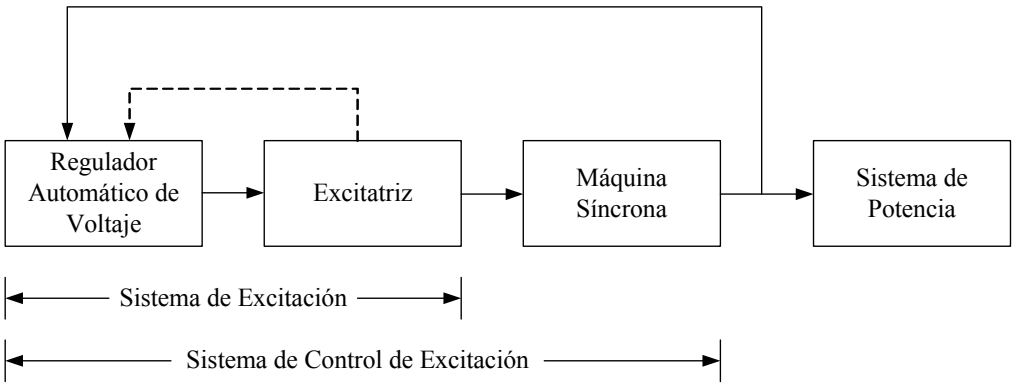


Fig. C.1. Diagrama de bloques de un sistema de control de excitación [IEEE, 2007]

Estabilizador del sistema de excitación: Una función que sirve para modificar la señal del regulador de voltaje, ya sea por medio de compensación serie ó compensación en retroalimentación para mejorar el rendimiento dinámico del sistema de control de excitación.

Excitatriz: El equipo que provee la corriente de campo para la excitación de una máquina síncrona.

Estabilizador del Sistema de Potencia (ESP): Una función que suministra una entrada adicional al regulador de voltaje para mejorar el amortiguamiento de las oscilaciones del sistema de potencia.

Regulador de voltaje: La función de este elemento es mantener el voltaje terminal de una máquina síncrona a un valor predeterminado ò variarlo de acuerdo a un plan predeterminado.

Compensación de carga: Tiene la función de influir la acción del regulador de voltaje para controlar el voltaje en un punto diferente a donde el voltaje de la máquina síncrona es medido (usualmente las terminales de la máquina). Si no se desea tomar en cuenta la compensación de carga la única medida a tomar es ajustar R_C y X_C iguales a cero (ver Fig. C.2). Sin embargo cuando la compensación sea necesaria, los valores apropiados de R_C y X_C deben ser ingresados, así como los valores de V_T e I_T en forma fasorial y en un sistema en pu consistente con los parámetros del compensador y la corriente base del generador [IEEE, 1981, IEEE, 2007].

La compensación de carga es utilizada para satisfacer cualquiera de las siguientes condiciones:

1. Cuando las unidades están conectadas al mismo bus, sin ninguna impedancia entre ellas, el compensador es utilizado como una impedancia de acoplamiento artificial de tal forma que las unidades compartan la potencia reactiva apropiadamente. Esta condición corresponde a un punto de regulación dentro del generador. En este caso R_C y X_C tendrían valores positivos [IEEE, 1981].

2. Cuando una sola unidad está conectada a través de una impedancia significativa al sistema ó cuando dos ó más unidades están conectadas a través de transformadores individuales es deseable regular el voltaje en un punto más allá de las terminales de la máquina. En este caso R_C y X_C tomarían valores negativos apropiados [IEEE, 1981].

Transductor del voltaje terminal: Tiene la función de sensar, rectificar y filtrar el voltaje terminal del generador a una cantidad en CD. El filtrado asociado con el transductor de voltaje puede ser difícil de representar, sin embargo, para propósitos de modelado este puede ser reducido a la constante de tiempo T_R, la cual es muy pequeña para casi todos los sistemas, por lo que se deben tomar precauciones para, según sea el caso, hacerla cero.

El voltaje de salida del transductor es comparado contra una referencia, la cual representa el ajuste deseado del voltaje terminal y esta calculada para satisfacer la condición de carga inicial, misma que no variará. Sin compensación de carga, el sistema de excitación intenta mantener el voltaje en terminales de acuerdo a la señal de referencia.

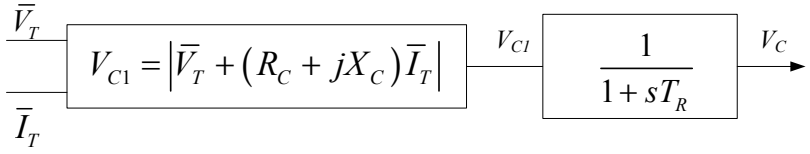


Fig. C.2 Transductor del voltaje terminal y elementos del compensador de carga [IEEE, 2005].

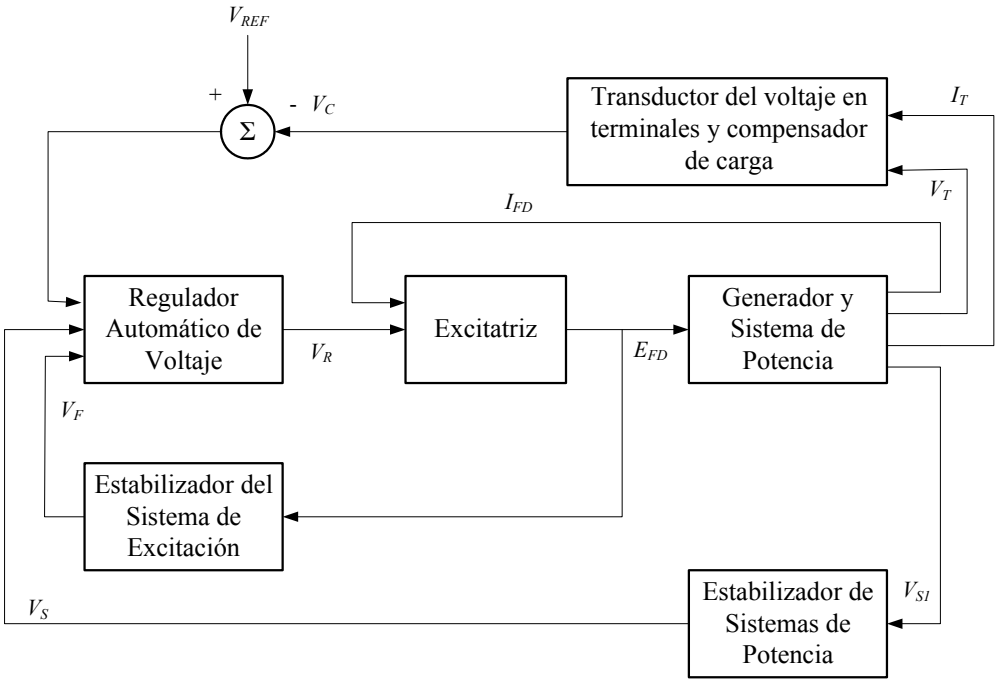


Fig. C.3 Diagrama de bloques general para un sistema de excitación de un generador [Messina, 1994].

Los sistemas de excitación son representados por medio de diagramas de bloques, donde cada bloque representa la función de transferencia de un componente ó grupo de componentes.

Los diagramas de bloques constituyen un modelo matemático y un medio de evaluación del rendimiento del sistema físico, en este caso el sistema de excitación. Debido a que una relación directa entre los diagramas de bloques y el sistema de excitación tendría demasiado detalle para un uso general, basta con que el modelo matemático presente el mismo margen de fase y de ganancia que el sistema original.

El uso de representaciones más simplificadas derivadas de modelos obtenidos a partir de la técnica de reducción de bloques debe ser evitado, ya que éstos tienen una perdida implícita de la correspondencia entre los parámetros del modelo matemático y el sistema físico, cuando menos.

El hecho de que la representación del sistema físico sea simplificada ó detallada, dependerá del tipo de estudio para la cual es formulada.

C.2 CLASIFICACIÓN DE LOS SISTEMAS DE EXCITACIÓN

La clasificación de los sistemas de excitación está hecha tomando como criterio la fuente de potencia de los sistemas de excitación; debido a esto se han identificado tres tipos de sistemas de excitación:

1. Sistemas de excitación **tipo DC**, los cuales utilizan un generador de corriente directa con un conmutador como la fuente de potencia del sistema de excitación.

2. Sistemas de excitación **tipo AC**, los cuales utilizan un alternador con rectificadores, ya sea estacionarios ó rotatorios, para producir la corriente directa necesaria para el campo de la máquina síncrona.

3. Sistemas de excitación **tipo ST**, en los que la potencia de excitación es suministrada a través de transformadores ó devanados auxiliares del generador y rectificadores.

C.2.1 Sistemas de excitación tipo DC

En estos tipos de sistemas de excitación, el primo motor de la excitatriz puede ser un motor o la flecha del generador que se esté excitando. Los reguladores de voltaje de estos sistemas pueden ser desde los que son del tipo de acción no continua hasta aquellos que utilizan varias etapas de amplificadores magnéticos y amplificadores rotatorios.

Este tipo de sistemas de excitación ya casi no es producido y los que se encuentran en servicio, están siendo sustituidos por sistemas tipo AC y ST. A pesar de lo anterior, y considerando el número de unidades generadoras que están equipadas aún con este tipo de sistemas, es necesario tomarlos en cuenta en el modelado de los sistemas de potencia.

C.2.1.1 Sistema de excitación tipo DC1A

En el desarrollo de esta tesis se utilizó únicamente el modelo DC1A, de los sistemas tipo DC, para mejorar la estabilidad relacionada a la dinámica del devanado de campo, por lo que este modelo se describe con mayor detalle a continuación.

Este modelo, mostrado en la Fig. C.4, es utilizado para representar los sistemas de excitación con excitatriz que cuentan con un conmutador de CD controlado por el campo con un regulador de voltaje de acción continua.

Debido a que han sido ampliamente usados, se suelen representar otros tipos de sistemas de excitación con el tipo DC1A cuando los datos de los primeros no están completamente disponibles.

En este modelo el error de voltaje es formado al sumar el voltaje terminal del transductor V_C, la señal de estabilización en retroalimentación de la señal del ESP y la señal de referencia. En estado estacionario solo V_C es diferente de cero.

La señal resultante es amplificada en el regulador. Este tipo de regulador de voltaje utiliza fuentes de alimentación que no son afectadas esencialmente por transitorios rápidos en la máquina síncrona ó en los buses auxiliares.

Las constantes de tiempo T_B y T_C son casi siempre muy pequeñas, por lo que pueden ser despreciadas siempre y cuando se toman las precauciones necesarias para tal efecto.

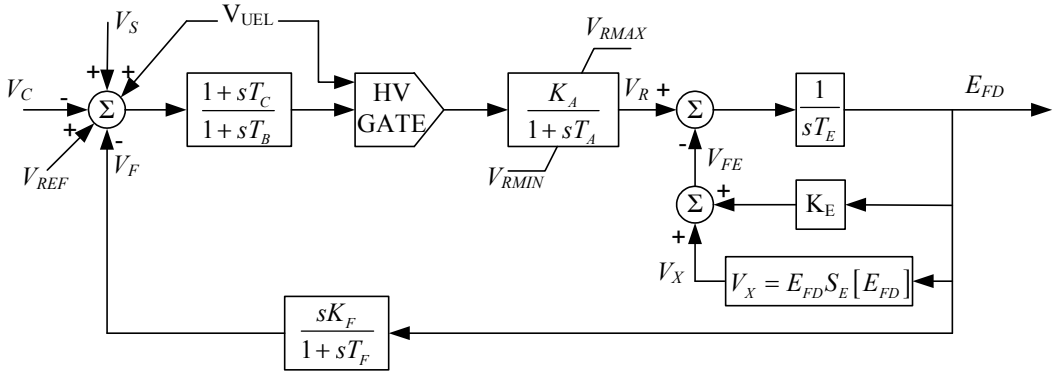


Fig. C.4 Sistema de excitación DC1A [IEEE, 2005].

C.2.1.2 Saturación del Sistema de Excitación tipo DC1A

En este tipo de sistemas es necesario tomar en cuenta el efecto de la saturación en los parámetros de la excitatriz. Comúnmente la saturación se especifica en los datos del sistema de excitación a través de dos puntos de la curva de saturación característica de la M. S.: cuando el voltaje de campo es el máximo y a 75% del valor anterior, E_1 y E_2. De igual forma se deben especificar los valores de la saturación de los dos puntos anteriores, S_{E1} y S_{E2} [Anderson and Fouad, 1994].

De no tener los valores de E_{FDmax} y $E_{FD0.75}$, estos pueden ser calculados de la siguiente forma:

$$E_1 = \frac{V_{R\max}}{K_E + S_{E1}} \tag{C.1}$$

$$E_2 = 0.75E_1 \tag{C.2}$$

Una vez que se cuenta con los datos anteriores es posible calcular la saturación de la excitatriz a través de una función exponencial para la condición de operación de interés, de una forma muy similar a como se calcula la saturación de los parámetros de la máquina. La función tomará la siguiente forma:

$$S_E\left(E_{fd}\right) = A_{sat}e^{B_{sat}E_{fd}} \tag{C.3}$$

Donde los parámetros A_{sat} y B_{sat} pueden ser calculados como [Anderson and Fouad, 1994]:

$$A_{sat} = \frac{S_{E1}^4}{S_{E2}^3} \tag{C.4}$$

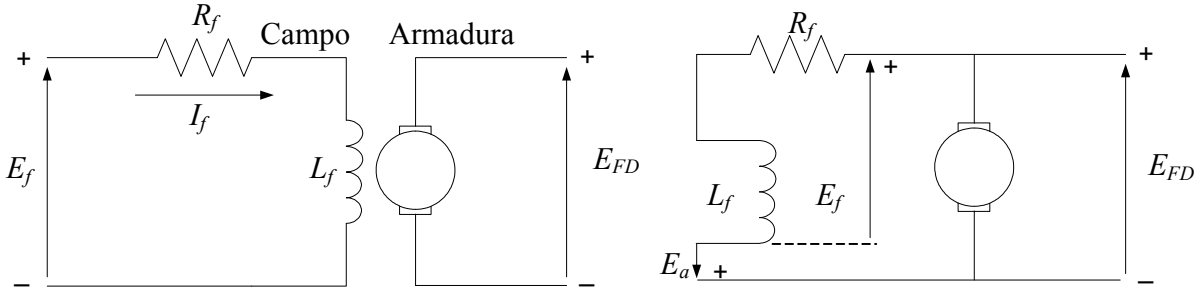
$$B_{sate} = \frac{1}{E_1 - E_2} Log\left(\frac{S_{E1}}{S_{E2}}\right) \tag{C.5}$$

Otra forma equivalente de calcular A_{sat} es la siguiente:

$$A_{sat} = S_{E1} e^{-BE_1} \tag{C.6}$$

C.2.1.3 Configuración del sistema de excitación tipo DC1

La excitatriz en este tipo de sistemas, puede a su vez, ser autoexcitada ó con excitación independiente (ver Fig. C.5). El elegir entre uno u otro no implica cambios en la forma del diagrama de bloques que representa a este tipo de sistemas de excitación, no obstante la ganancia K_E de la excitatriz tomará diferentes valores dependiendo de este último factor. Esto es producto de la configuración del circuito de cada excitatriz [Kundur, 1994].



(a) Separadamente excitada (b) Autoexcitada

Fig. C.5 Circuitos de un excitatriz de CD [Kundur, 1994].

Para comprender lo anterior es necesario desarrollar la ecuación que describa los circuitos de cada una de las configuraciones de la excitatriz. Para el caso de la excitatriz de CD separadamente excitada, se tiene que su ecuación, obtenida por inspección de la Fig. C.5 (a), es:

$$E_f = \frac{R_f}{R_g} E_{FD} + \frac{R_f}{R_g} S_E\left(E_{FD}\right) E_{FD} + \frac{L_f}{R_g} \frac{dE_{FD}}{dt} \tag{C.7}$$

Donde R_g es la pendiente de la línea de entrehierro de la curva de saturación. Para la excitatriz autoexcitada tenemos que considerar que la salida del regulador V_R está en serie con el campo en derivación de la excitatriz. Por lo tanto, el voltaje en por unidad a través del campo de la excitatriz es:

$$E_f = V_R + E_{FD} \tag{C.8}$$

Por lo que la ecuación (C.7), para el caso autoexcitado, toma la siguiente forma:

$$V_R = \left(\frac{R_f}{R_g} - 1 \right) E_{FD} + S_E\left(E_{FD}\right) E_{FD} + \frac{L_f}{R_g} \frac{dE_{FD}}{dt} \tag{C.9}$$

Para que las ecuaciones (C.7) y (C.9) mantengan el significado físico de la constante de tiempo de la excitatriz, ambos lados de cada una de las ecuaciones anteriores deben ser multiplicadas por el factor R_g/R_{ef}., resultando la siguiente ecuación [4]:

$$V_R = K_E E_{FD} + S_E\left(E_{FD}\right) E_{FD} + T_E \frac{dE_{FD}}{dt} \tag{C.10}$$

Donde, para el caso de la excitatriz del tipo separadamente excitada, la constante de tiempo y ganancia de esta toman la siguiente forma [Kundur, 1994]:

$$K_E = 1.0$$
$$T_E = L_f / R_f$$

Es decir que, para el caso de la excitatriz del tipo separadamente excitada, el valor de K_E se mantiene fijo en 1.

Para el caso de la excitatriz del tipo autoexcitada se tienen las siguientes expresiones [Kundur, 1994]:

$$K_E = 1.0 - \frac{R_g}{R_f}$$
$$T_E = L_f / R_f$$

Cuando una excitatriz del tipo autoexcitada es usada, el valor de K_E tiene que reflejar el ajuste y se deben tomar previsiones para que esto sea posible, pudiendo llegar a ser inclusive negativa [IEEE, 2005]. El procedimiento usual es elegir un valor de K_E tal que V_R sea cero para la operación en estado estable, para lo cual la ecuación (C.10) debe considerar el término diferencial y V_R iguales a cero. Una vez hecho esto, se resuelve la expresión resultante para K_E, obteniendo:

$$K_E = -S_E\left(E_{FD}\right) \tag{C.11}$$

Por lo tanto, cuando se este utilizando una excitatriz del tipo autoexcitada, el valor de K_E debe ser ajustado utilizando la ecuación (C.11). En cualquiera de las dos configuraciones disponibles para el Sistema de Control de Excitación, el valor de T_E permanecerá fijo [Kundur, 1994].

C.2.2 Sistema de excitación tipo AC

Los sistemas de excitación del tipo AC usan un alternador de corriente alterna (CA) y rectificadores estacionarios o rotatorios para producir los requerimientos del campo de CD. Estos sistemas no permiten el flujo negativo de corriente de campo, con excepción del modelo AC4A. Un punto importante a ser observado es que si estos

modelos están siendo usados para diseñar redes de adelanto de fase para ESPs y el modo local esta cercano a los 3 Hz ó más, un modelado más detallado del alternador de CA puede ser necesario. Sin embargo, estos modelos serán satisfactorios para simulaciones de gran escala [IEEE, 2005].

C.2.2.1 Sistema de excitación tipo AC4A

Con el objetivo de mejorar el comportamiento dinámico relacionado al devanado de campo solamente se utilizó el modelo AC4A, de los sistemas tipo AC, por lo que este modelo es descrito a continuación (ver Fig. C.6) [IEEE, 2005].

Este sistema de excitación es considerado como de alta respuesta inicial, para lo cual utiliza un puente de tristores completo en el circuito de salida de la excitatriz. En este tipo de sistema de excitación el regulador de voltaje es el que controla el disparo de los puentes de tristores. A su vez, el alternador excitatriz usa un regulador de voltaje independiente para controlar su salida de voltaje a un valor constante. Estos efectos no son modelados.

Los efectos de la carga pueden ser tomados en cuenta al utilizar una reactancia variante para modificar los límites de excitación. La estabilización del sistema de excitación es obtenida a través de una red de atraso-adelanto en serie, cuya dinámica puede simularse a través de las constantes de tiempo T_B y T_C. De la misma forma la ganancia K_A y la constante de tiempo T_A nos permiten representar el comportamiento general asociado con el regulador de voltaje y/ó el disparo de los tristores [IEEE, 2005].

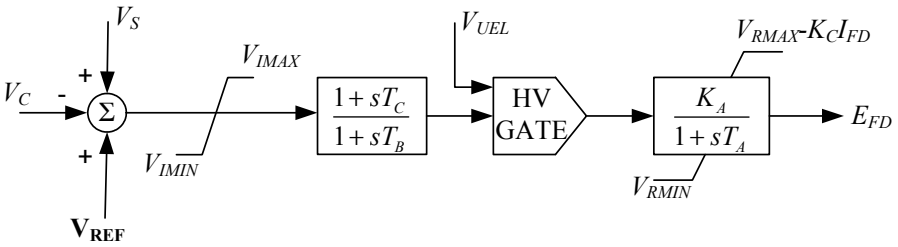


Fig. C.6 Sistema de excitación AC4A [IEEE, 2005].

C.2.3 Sistema de excitación tipo ST

En este tipo de sistemas de excitación, el voltaje (y la corriente en el caso de sistemas compuestos) es transformado a un nivel apropiado. En este punto los rectificadores, ya sea controlados ó no controlados, suministran la corriente directa necesaria para el campo del generador [IEEE, 2005].

La mayoría de estos sistemas permiten voltaje forzante de campo negativo pero no suministran corriente de campo negativo. Para la mayoría de estos sistemas el voltaje límite de la excitatriz es muy alto, por lo que podrían ser requeridos circuitos

limitadores de corriente de campo adicionales para proteger la excitatriz y el rotor del generador [IEEE, 2005].

C.2.3.1 Sistema de excitación tipo ST1A

Este tipo de sistemas es muy versátil para representar si es necesario la Reducción de Ganancia Transitoria *(RGT)*, ya sea a través de una trayectoria en lazo directo por medio de las constantes de T_B y T_C (en tal caso casi siempre se ajusta K_F igual a cero) ó a través de una trayectoria en retroalimentación utilizando K_F y T_F [IEEE, 2005].

En este sistema de excitación es posible representar un Incremento de la Ganancia Transitoria *(IGT)* a través de las constantes T_{C1} y T_{B1} en una trayectoria en lazo directo.

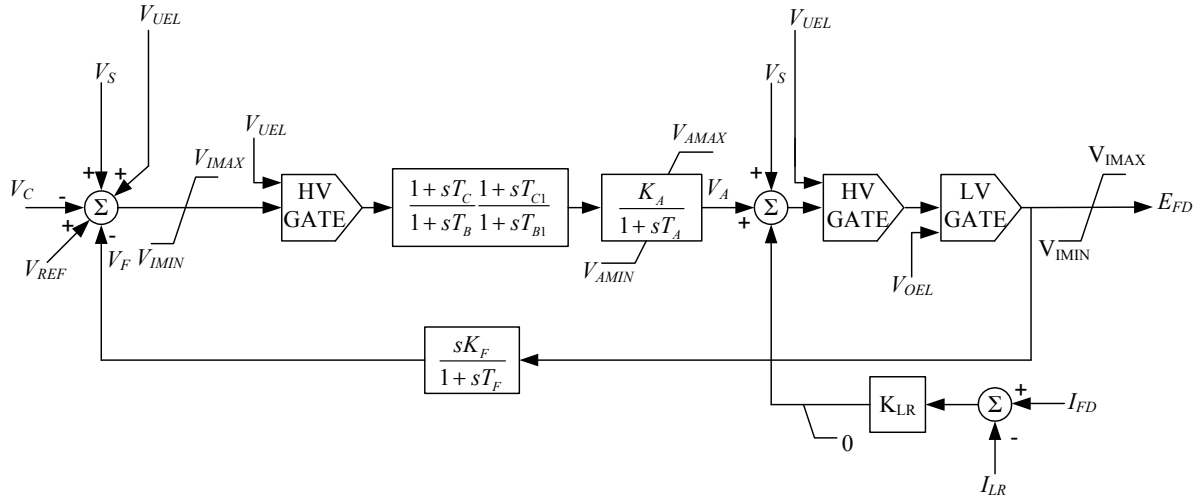


Fig. C.7 Sistema de excitación ST1A [IEEE, 2005].

La forma en la cual el disparo del ángulo del puente de rectificadores es asumida afecta la relación entrada-salida. Para la mayoría de sistemas se asume una forma lineal a través de una simple ganancia K_A; sin embargo para algunos sistemas esta relación no es linealizada dejando una función sinusoidal. Debido a que casi siempre se asume una ganancia muy alta, la linealización de la función sinusoidal se considera válida [IEEE, 2005].

Puesto que en el estudio de oscilaciones de baja frecuencia consideramos la operación de nuestro sistema en un punto de operación inicial, las cuestiones relacionadas a límites del voltaje de campo, límites de protección a circuitos, etc., no serán tratados [IEEE, 2005].

Mientras que para la mayoría de sistemas de excitación se utilice un puente rectificador completamente controlado, el modelo ST1 también es aplicado a sistemas

que contengan únicamente la mitad del puente controlado (sistemas semi-controlados), en cuyos casos el limite del voltaje de campo negativo es ajustado a cero *(V_{RMIN} = 0)* [IEEE, 2005].

C.3 MODELOS DE ESTADO DE LOS SISTEMAS DE EXCITACIÓN

A continuación se presentan los modelos de estado de cada uno de los sistemas de excitación utilizados, los cuales fueron derivados de las figuras C4-C6, para posteriormente ser linealizados.

C.3.1 Sistema de excitación tipo DC1A

En este sistema se consideró un bloque transductor de voltaje, un bloque en serie de RGT, un bloque correspondiente al RAV, una serie de bloques en paralelo que representan a la excitatriz y un bloque de estabilización en retroalimentación. El modelo de estado es el siguiente:

Ecuación del transductor de voltaje:

$$\dot{V}_1 = \frac{1}{T_R} V_t - \frac{1}{T_R} V_1 \tag{C.12}$$

Bloque de Reducción de Ganancia Transitoria:

$$\dot{V}_2 = \frac{T_C - T_R}{T_R T_B} V_1 - \frac{1}{T_B} V_2 - \frac{T_C K_F}{T_B T_E T_F} V_R + \frac{T_C K_F \left(K_E + S_E\right)}{T_B T_E T_F} E_{FD} + \frac{T_C - T_F}{T_B T_F} V_F + \\ + \frac{1}{T_B}\left(V_s + V_{ref}\right) + \frac{-T_C}{T_R T_B} V_t \tag{C.13}$$

Regulador Automático de Voltaje:

$$\dot{V}_R = -\frac{1}{T_A} V_R + \frac{K_A}{T_A} V_2 \tag{C.14}$$

Excitatriz rotatoria de CD del sistema de excitación:

$$\dot{E}_{FD} = \frac{1}{T_E} V_R - \frac{K_E + S_E}{T_E} E_{FD} \tag{C.15}$$

Circuito de Estabilización en Retroalimentación:

$$\dot{V}_F = \frac{K_F}{T_E T_F} V_R - \frac{1}{T_F} V_F - \frac{\left(K_E + S_E\right) K_F}{T_E T_F} E_{FD} \tag{C.16}$$

Al linealizarse las ecuaciones (C.12-C.16) y después de ordenarlas en forma matricial, éstas toman la siguiente forma:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{V}_1 \\ \Delta\dot{V}_2 \\ \Delta\dot{V}_R \\ \Delta\dot{V}_F \\ \Delta\dot{E}_{FD} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{T_R} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{T_C - T_R}{T_R T_B} & -\frac{1}{T_B} & -\frac{K_F T_C}{T_B T_F T_E} & \frac{T_C - T_F}{T_B T_F} & \frac{T_C K_F \left(K_E + f_{SE}\right)}{T_B T_E T_F} \\ 0 & \frac{K_A}{T_A} & -\frac{1}{T_A} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{K_F}{T_F T_E} & -\frac{1}{T_F} & -\frac{K_F \left(K_E + f_{SE}\right)}{T_E T_F} \\ 0 & 0 & \frac{1}{T_E} & 0 & -\frac{\left(K_E + f_{SE}\right)}{T_E} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\dot{V}_1 \\ \Delta\dot{V}_2 \\ \Delta\dot{V}_R \\ \Delta\dot{V}_F \\ \Delta\dot{E}_{FD} \end{bmatrix} + \\ + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{1}{T_B} & \frac{1}{T_B} \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_S \\ \Delta V_{Ref} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\frac{1}{T_R} \\ -\frac{T_C}{T_B T_R} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \left[\Delta V_t\right] \qquad \text{(C.17)}$$

Donde f_{SE} es producto de linealizar la expresión (C.3) que describe a la saturación de la excitatriz:

$$f_{SE} = A_{sat} e^{B_{sat} E_{fd}} \left(1 + B_{sat} E_{FD}\right) \qquad \text{(C.18)}$$

C.3.2 Sistema de excitación tipo AC4A

En este sistema se considera un bloque que representa al transductor de voltaje, dos bloques de RGT en serie y el bloque del RAV.

La ecuación del transductor de voltaje para este Sistema de Excitación es idéntica a (C.12) del modelo anterior.

1er. Bloque de Reducción de Ganancia Transitoria:

$$\dot{V}_2 = \frac{T_C - T_R}{T_R T_B} V_1 - \frac{1}{T_B} V_2 + \frac{1}{T_B}\left(V_s + V_{ref}\right) - \frac{T_C}{T_R T_B} V_t \qquad \text{(C.19)}$$

2do Bloque de Reducción de Ganancia Transitoria:

$$\dot{V}_3 = \frac{T_{C1}\left(T_C - T_R\right)}{T_R T_B T_{B1}} V_1 + \frac{T_B - T_{C1}}{T_B T_{B1}} V_2 - \frac{1}{T_{B1}} V_3 + \frac{T_{C1}}{T_B T_{B1}}\left(V_S + V_{Ref}\right) - \frac{T_C T_{C1}}{T_R T_B T_{B1}} V_t \qquad \text{(C.20)}$$

Regulador Automático de Voltaje

$$\dot{E}_{FD} = -\frac{1}{T_A}E_{FD} + \frac{K_A}{T_A}V_3 \tag{C.21}$$

Por lo que el modelo de estado una vez que se han linealizado las ecuaciones (C.12), (C19)-(C.21) se ordenan en forma matricial y quedan de la siguiente forma:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{V}_1 \\ \Delta\dot{V}_2 \\ \Delta\dot{V}_3 \\ \Delta\dot{E}_{fd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{T_R} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{T_C - T_R}{T_R T_B} & -\frac{1}{T_B} & 0 & 0 \\ \frac{T_{C1}(T_C - T_R)}{T_R T_B T_{B1}} & \frac{T_B - T_{C1}}{T_B T_{B1}} & -\frac{1}{T_{B1}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{K_A}{T_A} & -\frac{1}{T_A} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_1 \\ \Delta V_2 \\ \Delta V_3 \\ \Delta E_{fd} \end{bmatrix} + \\ + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{1}{T_B} & \frac{1}{T_B} \\ \frac{T_{C1}}{T_B T_{B1}} & \frac{T_{C1}}{T_B T_{B1}} \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_S \\ \Delta V_{Ref} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{T_R} \\ -\frac{T_C}{T_R T_B} \\ -\frac{T_C T_{C1}}{T_R T_B T_{B1}} \\ 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_t \end{bmatrix} \tag{C.22}$$

C.3.3 Sistema de excitación tipo ST1A

Este sistema consta de un bloque transductor, 2 bloques de RGT, el bloque del RAV y un bloque de estabilización en retroalimentación. Se eligió hacer a la constante $K_{LR}=0$.

La ecuación del transductor de voltaje para este Sistema de Excitación es (C.12).

1er. Bloque de Reducción de Ganancia Transitoria:

$$\dot{V}_2 = \frac{T_C - T_R}{T_R T_B}V_1 - \frac{1}{T_B}V_2 + \frac{T_C - T_F}{T_B T_F}V_F + \frac{T_C K_F}{T_A T_B T_F}E_{FD} - \frac{K_A T_C K_F}{T_A T_B T_F}V_3 + \\ + \frac{1}{T_B}\left(V_S + V_{Ref}\right) - \frac{T_C}{T_B T_R}V_t \tag{C.23}$$

2do. Bloque de Reducción de Ganancia Transitoria:

$$\dot{V}_3 = \frac{T_{C1}(T_C - T_R)}{T_R T_B T_{B1}}V_1 + \frac{T_B - T_{C1}}{T_B T_{B1}}V_2 - \frac{K_A K_F T_C T_{C1} + T_A T_F T_B}{T_A T_F T_B T_{B1}}V_3 + \frac{T_{C1}(T_C - T_F)}{T_B T_{B1} T_F}V_F + \\ + \frac{T_C T_{C1} K_F}{T_A T_B T_{B1} T_F}E_{FD} + \frac{T_{C1}}{T_B T_{B1}}\left(V_S + V_{Ref}\right) - \frac{T_C T_{C1}}{T_B T_{B1} T_R}V_t \tag{C.24}$$

Circuito de Estabilización en Retroalimentación:

$$\dot{V}_F = \frac{K_F K_A}{T_F T_A} V_3 - \frac{1}{T_F} V_F - \frac{K_F}{T_F T_A} E_{FD} \tag{C.25}$$

El modelo de estado se forma al ordenar de forma matricial las ecuaciones (C.12) y (C.23-C.25) una vez que estas han sido linealizadas.

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{V}_1 \\ \Delta\dot{V}_2 \\ \Delta\dot{V}_3 \\ \Delta\dot{V}_F \\ \Delta\dot{E}_{FD} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{T_R} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{T_C - T_R}{T_R T_B} & -\frac{1}{T_B} & -\frac{K_A T_C K_F}{T_A T_B T_F} & \frac{T_C - T_F}{T_R T_F} & \frac{K_F T_C}{T_A T_B T_F} \\ \frac{T_{C1}(T_C - T_R)}{T_R T_B T_{B1}} & \frac{T_B - T_{C1}}{T_B T_{B1}} & -\frac{K_A T_C T_{C1} K_F}{T_A T_B T_{B1} T_F} - \frac{1}{T_{B1}} & \frac{T_{C1}(T_C - T_F)}{T_B T_{B1} T_F} & \frac{K_F T_C T_{C1}}{T_A T_B T_{B1} T_F} \\ 0 & \frac{K_A K_F}{T_A T_F} & -\frac{1}{T_F} & 0 & -\frac{K_F}{T_A T_F} \\ 0 & \frac{K_A}{T_A} & 0 & 0 & -\frac{1}{T_A} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_1 \\ \Delta V_2 \\ \Delta V_3 \\ \Delta V_F \\ \Delta E_{FD} \end{bmatrix}$$

$$+ \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{1}{T_B} & \frac{1}{T_B} \\ \frac{T_{C1}}{T_B T_{B1}} & \frac{T_{C1}}{T_B T_{B1}} \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_S \\ \Delta V_{Ref} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{T_R} \\ -\frac{T_C}{T_B T_R} \\ -\frac{T_C T_{C1}}{T_B T_{B1} T_R} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_t \end{bmatrix} \tag{C.26}$$

C.4 COMPORTAMIENTO DINÁMICO DE LOS SISTEMAS DE EXCITACIÓN

Esta tesis tiene como objetivo el análisis de las oscilaciones de baja frecuencia, por lo que el control de estas será abordado de forma muy breve, únicamente con el objetivo de poder utilizar sistemas de control de excitación que no han sido diseñados ex profeso para los sistemas de prueba que se utilizarán, principalmente en el capítulo 3.

La efectividad de un Sistema de Control de Excitación (SCE) en el mejoramiento de la estabilidad de un sistema de potencia es determinada por algunas de sus características, del generador y del sistema de potencia. A continuación se muestra la

representación del sistema de control de excitación en la forma clásica utilizada para describir sistemas de control con retroalimentación [Kundur, 1994]:

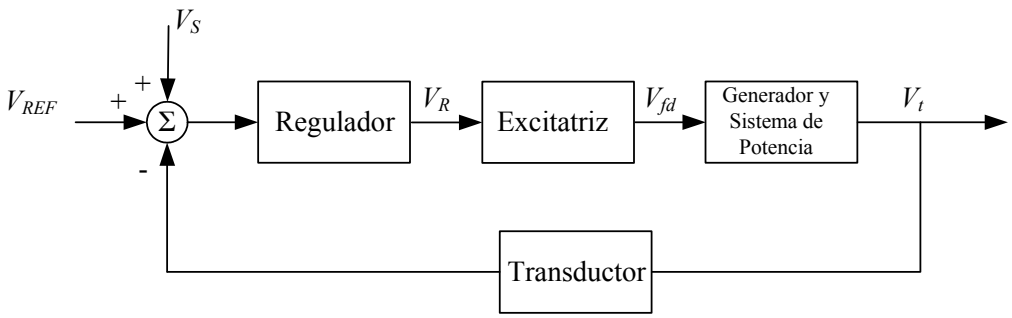


Fig. C.8 Sistema de control de excitación en la forma clásica de control con retroalimentación [Kundur, 1994].

Debido a que el sistema es no lineal es conveniente clasificar su rendimiento dinámico en rendimiento ante grandes y pequeños disturbios. En nuestro caso solo abordaremos la segunda clasificación [Kundur, 1994].

C.4.1 Índices del rendimiento a pequeñas señales de un sistema de excitación.

Estos índices nos suministran medios para la evaluación de la respuesta del Sistema de Control de Excitación en lazo cerrado ante cambios incrementales en las condiciones del sistema; al mismo tiempo nos proveen un medio conveniente para la determinación ó verificación de los parámetros del modelo para estudios del sistema [Kundur, 1994].

Estos Índices se clasifican a su vez en Índices de rendimiento en el dominio del tiempo y en el dominio de la frecuencia.

C.4.1.1 índices de Rendimiento en el Dominio del Tiempo

Las medidas estándar del comportamiento en el dominio del tiempo generalmente se definen en términos de la respuesta del sistema ante una entrada tipo escalón en el voltaje de referencia, para los Sistemas de Control de Excitación (Ver Fig. C.9)[Kundur, 1994]:

Tiempo de asentamiento: Tiempo que se necesita para que la salida del sistema se establezca dentro de cierto porcentaje, δ, determinado de la amplitud de la entrada. Regularmente el porcentaje que comúnmente se elige es del 2%.

Tiempo Pico: Tiempo que le lleva a un sistema responder a una entrada tipo escalón y alcanzar un punto máximo en la respuesta.

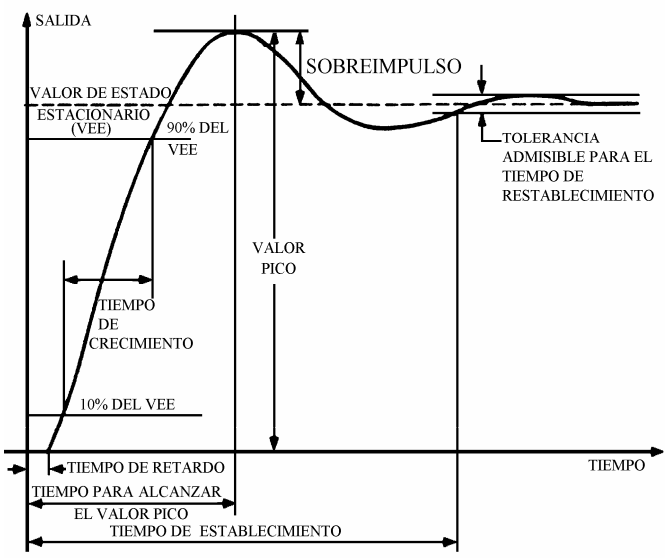


Fig. C.9 Respuesta típica en el tiempo para una entrada de escalón unitario [Kundur, 1994].

Tiempo de subida: Tiempo que le toma a un sistema responder a una entrada tipo escalón y alcanzar una respuesta igual a un porcentaje de la magnitud de entrada. Para sistemas subamortiguados con sobretiro se utiliza el tiempo de subida 0-100% del valor de estado estable, mientras que para sistemas sobreamortiguados se usa normalmente el tiempo de subida 10-90%.

Sobretiro: Cantidad de la respuesta de salida del sistema que sobrepasa la respuesta deseada.

C.4.1.2 índices de Rendimiento en el Dominio de la Frecuencia

Estos índices de comportamiento están clasificados a su vez en índices de comportamiento asociados con la respuesta del sistema en lazo abierto y en lazo cerrado.

En el caso de los Índices de comportamiento asociados con la respuesta del sistema en lazo abierto tenemos que estos son los siguientes (ver Fig. C.10):

Margen de Fase: Recíproco del ángulo de fase en la frecuencia a la cual la magnitud de la ganancia $|GH|$ alcanza los 0 dB.

Frecuencia de Cruce de Fase: Es la frecuencia en la cual el ángulo de fase alcanza los 180^o

Margen de Ganancia: Recíproco de la ganancia $|GH|$ en la frecuencia a la cual el ángulo de fase alcanza 180^o

Frecuencia de Cruce de Ganancia: Frecuencia en la cual la magnitud de la ganancia es igual a 0 dB.

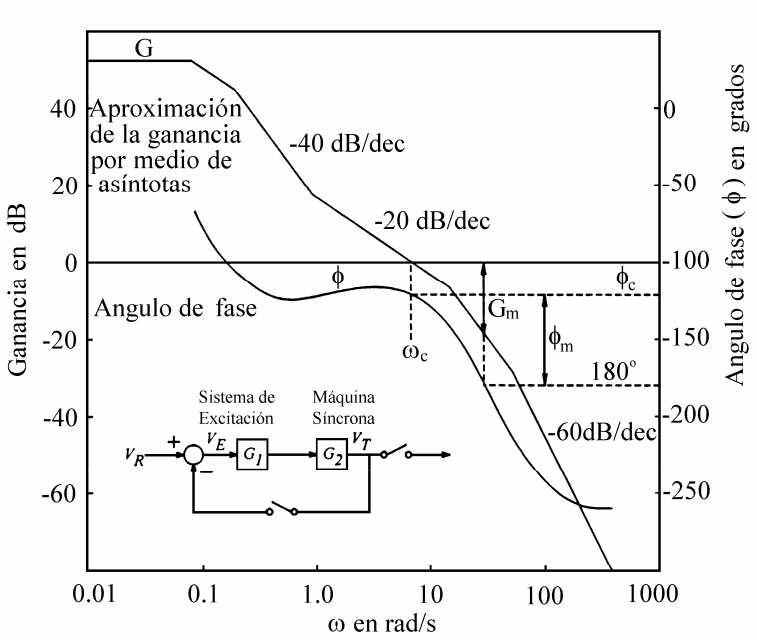


Fig. C.10 Respuesta a la frecuencia típica de lazo abierto de un sistema de control de excitación con el generador en vacío [Kundur, 1994].

Con respecto a los índices de comportamiento del sistema asociados con las respuestas del sistema en lazo cerrado tenemos que estos son los siguientes (ver Fig. C.11):

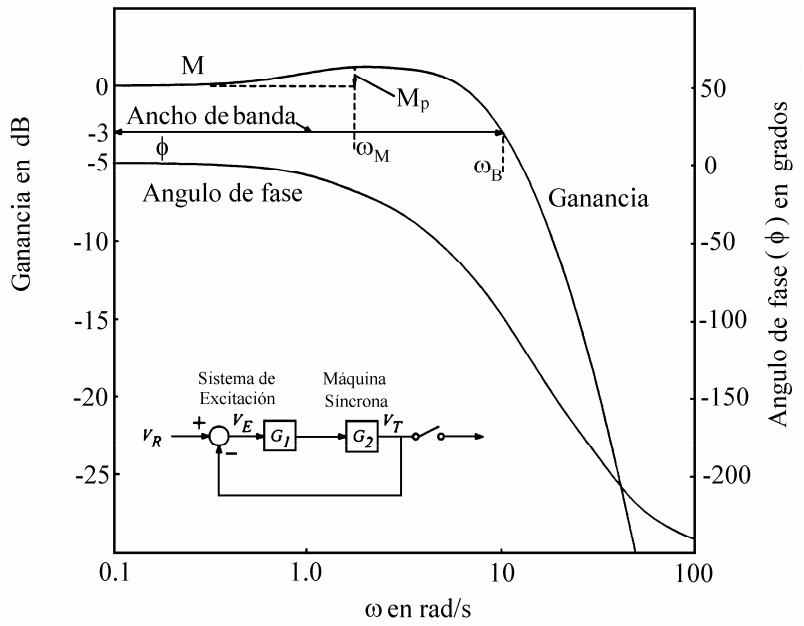


Fig. C.11 Respuesta a la frecuencia típica de lazo cerrado de un sistema de control de excitación con el generador en vacío [Kundur, 1994].

Ancho de banda: Frecuencia a la cual la respuesta en frecuencia ha caído 3 dB desde su valor en baja-frecuencia.

Pico de resonancia: Es el valor máximo de la magnitud (dB) de la respuesta del sistema a la frecuencia.

Frecuencia de resonancia: Es la frecuencia, w_r, a la cual se logra el pico de resonancia.

C.4.1.3 Compensación de los Sistemas de Excitación

En la práctica, el mejor y más sencillo método para mejorar el comportamiento de un sistema de control es alterar, si es posible, el propio proceso. Sin embargo, frecuentemente el proceso es fijo e inalterable o ha sido alterado al máximo, y se observa que todavía da como resultado un comportamiento insatisfactorio.

La alteración o ajuste de un sistema de control para proporcionar un comportamiento adecuado se llama compensación; con el objeto de subsanar deficiencias. Entonces, la agregación de redes de compensación resulta útil para mejorar el comportamiento del sistema.

En este caso se abordarán 2 métodos para el cálculo de bloques de Reducción de Ganancia Transitoria Serie; el primero se basa en el diseño de redes de compensación por medio del método de respuesta a la frecuencia [Ogata, 2003, Dorf and Bishop, 2005], mientras que el segundo fue propuesto por [Koessler, 1988].

El método de respuesta a la frecuencia tiene la capacidad de calcular redes de compensación de adelanto, atraso y retraso-adelanto, mientras que el método propuesto por [Koessler, 1988] es capaz de calcular redes de compensación de adelanto y mejorar el comportamiento del sistema a través de la modificación de los parámetros del circuito de estabilización en retroalimentación, si este está disponible.

C.4.1.3.1 Compensación por adelanto.

Su función principal es modificar la curva de respuesta en frecuencia para proporcionar un ángulo de adelanto de fase suficiente para compensar el excesivo retardo de fase asociado con las componentes del sistema fijo, en el rango de frecuencias de interés [Ogata, 2003, Dorf and Bishop, 2005].

Un compensador de adelanto de fase tiene la función de transferencia siguiente:

$$G_C(s) = K\alpha\frac{Ts+1}{\alpha Ts+1} = K\frac{s+\frac{1}{T}}{s+\frac{1}{\alpha T}}\left(0<\alpha<1\right) \qquad \text{(C.27)}$$

Donde: α.- Factor de atenuación del compensador de adelanto.

Se tiene un cero en $s=1/(T)$ y un polo en $s=1/(\alpha T)$. Como $(0<\alpha<1)$, el cero siempre se localiza lejos hacia la izquierda. El valor mínimo de α está limitado por la construcción física del compensador de adelanto, normalmente de 0.05. Esto significa

que el adelanto de fase máximo que puede producir un compensador en adelanto es de 65° [Ogata, 2003].

Otra de las características del uso de un compensador de adelanto es que este siempre extiende el ancho de banda de un sistema con retroalimentación, lo cual es cuestionable para sistemas que estén sujetos a una gran cantidad de ruido. Así mismo, las redes de adelanto no son adecuadas para proporcionar sistemas de alta exactitud en estado estacionario que necesiten constantes de error muy elevadas [Ogata, 2003, Bishop, 2005].

El procedimiento para diseñar un compensador de adelanto mediante el método de respuesta a la frecuencia queda mejor explicado con un ejemplo. Para este caso se decidió sintonizar un SE tipo DC1A a través de bloques de RGT serie, para lo cual no se tomo en cuenta el lazo de estabilización en retroalimentación.

Los datos correspondientes a la M. S. corresponden al SMBI que viene dado en [Pérez, 1986]. Tanto los datos dinámicos del SE como la constante de tiempo T'_{d0} correspondiente a la M. S. se reproducen a continuación:

Tabla C.1 Parámetros de la M. S. y del SE original

M. S.	Sistema de Excitación								
T'_{d0}	K_A	T_A	T_E	K_E	K_F	T_F	T_R	A_{SAT}	B_{SAT}
8.32073	50.0	0.020	0.100	-0.017	0.056	0.12	0.0	0.011	0.800

A continuación se presentan los índices de comportamiento del sistema DC1A sin lazo de estabilización en retroalimentación:

Tabla C.2 Índices del comportamiento dinámico del Sistema de Excitación sin sintonizar

Índices del comportamiento dinámico	Valores del sistema de control	Rango de los valores determinado por [1]
Margen de ganancia (G_m)	-69.3704	> 6dB
Margen de fase (ϕ_m)	-9.1267	**> 40º**
Frecuencia de cruce de ganancia (ω_{cg})	7.7013	-
Frecuencia de cruce de fase (ω_{CF})	0	-
Tiempo de subida (t_r)	0	(0.1s-2.5s)
Tiempo pico (t_p)	249.6300	--
Sobretiro porcentual	$7.7104e^{+066}$	(5-15%)
Tiempo de asentamiento (t_s)	250	(0.2-10s)
Pico resonante (M_p)	16.0589	1.1 - 1.6dB
Error en estado estacionario (e_{ss})	$9.117351415157298e^{+066}$	---
Frecuencia resonante (ω_M)	7.6171	-
Ancho de banda (ω_B)	11.7654	(1.884-75.3rad/seg)

Método de Respuesta a la Frecuencia [Ogata, 2003, Dorf and Bishop, 2005]
1. Determine el ángulo de adelanto de fase que es necesario que se añada al sistema.
El proceso de cálculo de la compensación serie de adelanto es el siguiente:

1. Determine el ángulo de adelanto de fase que es necesario que se añada al sistema. En este caso queremos pasar de tener un margen de fase de -9.1267º a uno de 40º. Por lo tanto ϕ_m= 49.13º. Se añade un ángulo adicional para compensar el retraso de fase introducido por la red de compensación. Por lo tanto ϕ_m= 60º.

Este atraso de fase será compensado a través de dos bloques de compensación serie.

2. Determine el factor de atenuación α a partir de la ecuación C.28:

$$sen\phi_m = \frac{1-\alpha}{1+\alpha} \tag{C.28}$$

Misma que al ser resuelta para el factor de atenuación α queda de la siguiente forma:

$$\alpha = \frac{1-sen\phi_m}{1+sen\phi_m} \tag{C.29}$$

$$\alpha = \frac{1-sen(30)}{1+sen(30)} = 0.339238695100297$$

3. Se procede a determinar la frecuencia donde la magnitud del sistema no compensado es igual al resultado de evaluar la siguiente expresión:

$$\left|G(s)\right| = -20\log\left(\frac{1}{\sqrt{\alpha}}\right) \tag{C.30}$$

Sustituyendo el valor calculado para α, tenemos que:

$|\,G(s)\,|$ = *-4.6949461599 dB*

Esta magnitud corresponde a una frecuencia de 10.1 *rad/s* en el diagrama de Bode del sistema no compensado en lazo abierto. Esta última es nuestra frecuencia de cruce. Por lo tanto ω_c=*10.1rad/s*.

4. Se determinan las frecuencias esquinas del compensador de adelanto del modo siguiente:
Por lo tanto las expresiones finales que determinan tanto el polo como el cero de la función de transferencia de la compensación en adelanto están expresadas por las siguientes ecuaciones:

$$\frac{1}{T} = \sqrt{\alpha}\omega_c \tag{C.31}$$

$$\frac{1}{\alpha T} = \frac{\omega_c}{\sqrt{\alpha}} \tag{C.32}$$

Evaluando las ecuaciones (A.106) y (A.107) obtenemos:

$$\frac{1}{T} = \sqrt{\alpha}\omega_c = 5.882664301758284 \tag{C.33}$$

$$\frac{1}{\alpha T} = \frac{\omega_c}{\sqrt{\alpha}} = 17.340782129877777 \tag{C.34}$$

Por lo tanto la función de transferencia de un bloque de compensación por adelanto queda de la siguiente forma:

$$G_C(s) = K\frac{s+5.88266}{s+17.34078} = K\frac{0.16999s+1}{0.057667s+1}$$

5. El siguiente paso es determinar el valor óptimo de K, mismo que tiene que cumplir requerimientos específicos en el dominio del tiempo, los cuales están estrechamente relacionados a los índices disponibles cuando se utiliza el diagrama de Bode con el sistema en lazo cerrado.

Los índices de comportamiento del sistema de compensación, al ajustar la ganancia para obtener los mejores resultados posibles, son los siguientes:

K_A=25.0

Tabla C.3 Índices del comportamiento dinámico del sistema de excitación compensado con una red de adelanto

Índices del comportamiento dinámico	Valores del sistema de control	Rango de los valores determinado por [1]
Margen de ganancia *(G_m)*	16.362669793722489	> 6dB
Margen de fase *(ϕ_m)*	48.392516910886300	> 40º
Frecuencia de cruce de ganancia *(ω_{cg})*	8.663731930169991	-
Frecuencia de cruce de fase *(ω_{CF})*	34.071849349468913	-
Tiempo de subida *(t_r)*	0.110	(0.1s-2.5s)
Tiempo pico *(t_p)*	0.320	--
Sobretiro porcentual	30.668695962431070	(5-15%)
Tiempo de asentamiento *(t_s)*	0.820	(0.2-10s)
Error en estado estacionario *(e_{ss})*	-0.068046271464639	---
Pico resonante *(M_p)*	3.004659117063659	1.1 - 1.6dB
Frecuencia resonante *(ω_M)*	5.526436290437940	-
Ancho de banda *(ω_B)*	17.554345626409294	(1.884-75.3rad/seg)

C.4.1.3.2 Método para diseñar un bloque de RGT serie propuesto por [Koessler, 1988]

1. Calcule la ganancia transitoria máxima como:

$$K_A < \frac{T'_{d0}}{2T_A} \tag{C.35}$$

$$K_A < \frac{8.32073}{2(0.02)} < 208.0183028131$$

2. Calcule la Reducción de Ganancia Transitoria necesaria con:

$$R.G.T. = \frac{K_a}{K_A} \tag{C.36}$$

$$R.G.T. = \frac{208.01830}{50} = 4.1603660563$$

3. Calcular la frecuencia de cruce deseada:

$$\omega_C = \frac{1}{2T_A} \tag{C.37}$$

$$\omega_C = \frac{1}{2T_A} = \frac{1}{2(0.02)} = 25 rad/s$$

4. Se Elige *1/T_c* de 3 a 6 veces más pequeña que *ω_c*, dependiendo de la operación no lineal esperada.

$$T_C = \frac{3,...,6}{\omega_C} \tag{C.38}$$

Para el caso que se está analizando se observó que los mejores resultados se obtenían cuando se eligió a *1/T_c* 6 veces más pequeña que *ω_c*.

$$T_C = \frac{6}{25} = 0.24000$$

5. Basado en la Reducción de Ganancia Transitoria calculada en 4, obtenga T_B:

$$T_B = \frac{T_C}{RGT} \tag{C.39}$$

$$T_B = \frac{0.24}{4.16} = 0.0576872315$$

De tal manera que la función de transferencia de la compensación por adelanto queda de la siguiente forma:

$$G_C(s) = \frac{sT_C + 1}{sT_B + 1} \tag{C.40}$$

6. Se verifican los índices del comportamiento del sistema.

Tabla C.4 Índices del comportamiento dinámico del Sistema de Excitación.
KA=50.0 TC=0.24 TB=0.05768

Índices del comportamiento dinámico	Valores del sistema de control	Rango de los valores determinado por [IEEE, 1990]
Margen de ganancia *(G_m)*	9.939261897404339	> 6dB
Margen de fase *(ϕ_m)*	22.176151425749651	**> 40º**
Frecuencia de cruce de ganancia *(ω_{cg})*	12.136641995161220	-
Frecuencia de cruce de fase *(ω_{CF})*	24.139629013193243	-
Tiempo de subida *(t_r)*	0.080	(0.1s-2.5s)
Tiempo pico *(t_p)*	0.250	--
Sobretiro porcentual	66.943847446588705	(5-15%)
Tiempo de asentamiento *(t_s)*	1.290	(0.2-10s)
Error en Estado Estacionario *(e_{ss})*	-0.034011563931768	---
Pico resonante *(M_p)*	8.318713887312814	1.1 - 1.6dB
Frecuencia resonante *(ω_M)*	12.348808121929	-
Ancho de banda *(ω_B)*	25.195126091729669	(1.884-75.3rad/seg)

C.4.1.3.3 Método para la sintonización de los parámetros del circuito de estabilización en retroalimentación [Koessler, 1988]

1. Como suposición inicial, asuma que el cruce en el lazo interno ocurre exactamente en *$1/T_A$*:

$$T_A = \frac{T_F T_E}{T_A K_F} \tag{C.41}$$

$$T_A = \frac{0.120 \times 0.100}{0.02 \times 0.0156} = 38.461538461538460$$

2. Defina un tamaño "plateau" adecuado para el cruce del lazo externo, con el valor de T_A calculado en 1:

$$T_F = 5T_A \tag{C.42}$$

$$T_F = 5T_A = 5 \times 0.020 = 0.100$$

3. Dentro de este plateau, el cruce en el lazo externo debe ocurrir: El punto logarítmico a la mitad entre *$1/T_A$* y *$1/T_F$* es calculado de tal manera que la siguiente condición se cumpla:

$$K_F = \frac{5\sqrt{5}T_A^2}{T_{d0}^{'}} \tag{C.43}$$

$$K_F = \frac{5\sqrt{5}\left(0.02\right)^2}{8.32073} = .0003399253$$

4. Se compara el valor actual de *K_A* con el supuesto mediante (C.44):
La ecuación (C.44) utilizará los valores de *T_F* y *K_F* obtenidos a partir de los puntos 2 y 3 respectivamente.

$$K_A^* = \frac{T_F T_E}{T_A K_F} \tag{C.44}$$

$$K_A^* = \frac{0.100 \times 0.100}{0.02 \times 0.00034} = 1470.911525$$

Se observa que la K_A original es menor al 70% de la relación anterior, lo cual significa que la segunda intersección entre la función de transferencia formada por los bloques en series del RAV y la excitatriz y la función de transferencia inversa del circuito de estabilización en retroalimentación debe ocurrir para valores por debajo de $1/T_A$.

5. Se calcula la frecuencia a la cual se supone que sucede la segunda intersección. Para llevar a cabo esto se utiliza (C.45)

$$\omega_{2c} = \sqrt{\frac{2.236 K_A}{T_{d0}^{'} T_E}} \tag{C.45}$$

$$\omega_{2c} = \sqrt{\frac{2.236 K_A}{T_{d0}^{'} T_E}} = \sqrt{\frac{2.236(50.0)}{(8.32073)(0.1)}} = 11.5915131371$$

6. Se calculan los nuevos valores de T_F y K_F utilizando las siguientes expresiones:

$$T_F = \frac{5}{\omega_{2c}} \tag{C.46}$$

$$T_F = \frac{5}{11.592} = 0.4313500697$$

$$K_F = \frac{11.18}{T_{d0}^{'} \omega_{2c}^2} \tag{C.47}$$

$$K_F = \frac{11.18}{8.32073 \times 11.592^2} = 0.01$$

Tabla C.5 Índices del comportamiento dinámico del Sistema de Excitación
KA=50.0 TF=0.43135 KF=0.01

Índices del comportamiento dinámico	Valores del sistema de control	Rango de los valores determinado por [IEEE, 1990]
Margen de ganancia (G_m)	19.92989790292436	> 6dB
Margen de fase (ϕ_m)	44.65170591788182	**> 40º**
Frecuencia de cruce de ganancia (ω_{cg})	4.715046636958998	-
Frecuencia de cruce de fase (ω_{CF})	23.903662200567826	-
Tiempo de subida (t_r)	0.220	(0.1s-2.5s)
Tiempo pico (t_p)	0.610	--
Sobretiro porcentual	33.225788169505719	(5-15%)
Tiempo de asentamiento (t_s)	1.280	(0.2-10s)
Error en Estado Estacionario	-0.034011563931702	---
Pico resonante (M_p)	3.28285255377674	1.1 - 1.6dB
Frecuencia resonante (ω_M)	3.649182107411571	-
Ancho de banda (ω_B)	10.0	(1.884-75.3rad/seg)

Particularmente los sistemas que no cuentan con Reducción de Ganancia Transitoria pueden contribuir a mejorar aún más la estabilidad transitoria del sistema, pero a expensas de suministrar una contribución negativa al modo local de amortiguamiento (este problema puede ser normalmente superado al usar ganancias menores en un ESP) [Agee and Patterson, 2003].

C.5 CONTROL DE EXCITACIÓN SUPLEMENTARIO MEDIANTE UN ESP

Como ya se ha planteado en el Capítulo 2, un SEP puede perder su estabilidad debido a la carencia de par de amortiguamiento ó a un inadecuado par de sincronización. En el caso de las oscilaciones de baja frecuencia, éstas se deben a un par de amortiguamiento inadecuado.

De entre los factores que han afectado el amortiguamiento de las oscilaciones electromecánicas tenemos a los Sistemas de Excitación de alta velocidad ya que estos, al mismo tiempo que contribuyen a mejorar la estabilidad transitoria y permitir ángulos de operación más elevados , también pueden contribuir a una componente negativa del amortiguamiento del sistema [Agee and Patterson, 2003].

Por otro lado, mientras que en una M. S. debe tener un amortiguamiento adecuado para la máquina misma, este quizás no sea suficiente en el momento que la máquina esté operando en un gran SEP. Por este motivo se debe considerar la adición de amortiguamiento extra al sistema [Yu, 1983].

Un Estabilizador de Sistemas de Potencia básicamente es un dispositivo de control que proporciona una señal suplementaria al Sistema de Excitación, misma que está en fase con los cambios de velocidad, incrementando con esto el par de amortiguamiento en un SEP. Para lo cual usan simples redes de compensación de adelanto para ajustar la señal de entrada proporcionándole un ángulo fase correcto [Yu, 1983, Rogers, 2000].

Debido a lo arriba mencionado, la adición de un ESP debidamente sintonizado ayuda al amortiguamiento de las oscilaciones electromecánicas del sistema al mismo tiempo que permite explotar todo el potencial de los sistemas de Excitación de respuesta rápida en el mejoramiento de la estabilidad transitoria [Kundur et al., 2003].

La efectividad de un ESP en lograr los objetivos deseados depende de factores tales como el diseño del hardware, el método de obtención de la señal de entrada, la selección de los parámetros y los procedimientos de puesta en servicio y verificación de campo, entre otros [Kundur et al., 2003].

C.5.1 Elementos de un Estabilizador de Sistemas de Potencia

Los parámetros de cada una de las etapas del ESP son elegidos con el objetivo la estabilidad general del sistema. A continuación se hace una breve descripción de las funciones de cada una de las etapas del ESP

C.5.1.1 Compensación Atraso-Adelanto

La función básica del ESP es proporcionar amortiguamiento al modular el Sistema de Excitación por medio de una señal que este en fase con las variaciones de velocidad, para lograr esto la función de transferencia del ESP debe tener una característica apropiada de adelanto-atraso para compensar el atraso de fase entre la entrada de la excitatriz y el par eléctrico. Lo anterior es logrado mediante el uso de funciones ajustables adelanto-atraso (T_1-T_n). Dependiendo del grado y la naturaleza de la compensación de fase requerida, será el número de bloques de compensación a utilizar, en la Fig. C.12 se observa que se utilizan 2 bloques [Kundur et al., 2003, Hajagos, 2003].

El grado de compensación de fase varía dependiendo de las condiciones del sistema. Por lo tanto es importante seleccionar una característica de compensación de fase aceptable para un amplio rango de frecuencias (normalmente en un rango de 0.1 a 2 Hz) para diferentes condiciones de operación del sistema sin una atenuación significativa ó la adición de un excesivo ángulo de fase [Aboytes, 1991].

Siempre es preferible obtener una ligera subcompensación a una sobrecompensación. Una subcompensación de hasta de 10^o se puede considerar aceptable, mientras que cualquier sobre-compensación tiene como resultado que el ESP produzca un par de sincronización negativo [Kundur et al., 2003].

Los parámetros de los circuitos de compensación de fase también tienen un efecto significativo en la estabilidad del modo de excitación, por lo que se debe poner especial atención a este último cuando se esté seleccionado la compensación de fase [Kundur et al., 2003]

Generalmente la característica de compensación de fase se determina por medio de un SMBI, debido a que se supone que la respuesta de frecuencia requerida de cualquier máquina es sensible a la impedancia equivalente de Thévenin pero independiente de la dinámica de otras máquinas. Otra consideración que se hace es suponer constante la velocidad de la M. S. de interés, para lo cual la inercia original de la máquina es multiplicada por un factor de 100 [Kundur et al., 2003].

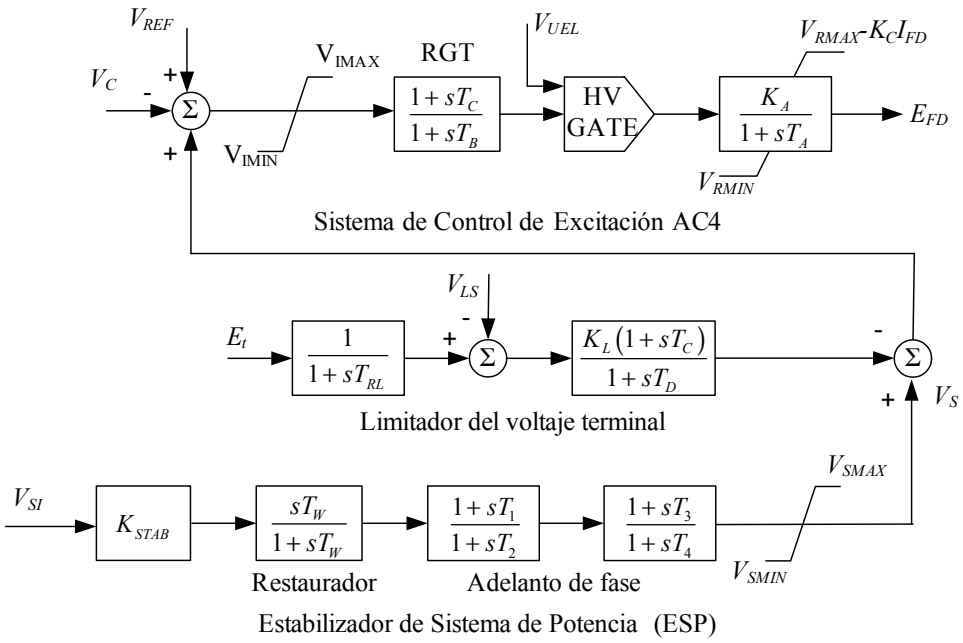


Fig. C.12 Diagrama de bloques de un Sistema de Control de Excitación AC4 con un ESP tipo PSS1A.

C.5.1.2 Bloque Restaurador ó de Reinicialización

El bloque restaurador cumple con la función de ser un filtro pasa altos, el cual permite a las señales normales pasar sin cambio alguno y remover las señales prolongadas de CD. Sin este bloque los cambios de velocidad permanentes modificarían el voltaje terminal [Hajagos, 2003].

Este bloque hace uso de constantes de tiempo grandes T_W (2-20 s). El criterio para seleccionar la constante de tiempo del bloque restaurador es que ésta debe ser lo suficientemente grande para dejar pasar sin cambio las señales estabilizadoras a las frecuencias de interés, pero no tan grande que origine excursiones indeseables del voltaje del generador durante condiciones de aislamiento. Desde el punto de vista de las oscilaciones de baja frecuencia, la constante T_W debe tener un valor en el rango de 1-2 para oscilaciones del tipo local y debe de ser 10 ó mayor para cuando se este tratando con oscilaciones interárea [Kundur et al., 2003].

Constantes de tiempo menores repercuten en una sobrecompensación a bajas frecuencias, con lo cual se reduce el amortiguamiento así como los componentes sincronizantes del par para las frecuencias de oscilación interáreas [Hajagos, 2003].

C.5.1.3 Ganancia K_S del ESP

La ganancia *Ks* es ajustada a un valor en el cual resulta en un amortiguamiento satisfactorio de los modos críticos del sistema sin comprometer la estabilidad de otros

modos, ó la estabilidad transitoria, y no causar una amplificación excesiva del ruido de la señal de entrada del estabilizador [Kundur et al., 2003].

Esta ganancia se ve limitada con el uso de filtros torsionales en los ESP que tiene a $\Delta\omega$ como señal de entrada, mientras que en los ESP con $\Delta P\omega$ como entrada ésta tiende a ser mayor por no tener este tipo de filtros [Kundur et al., 2003].

C.5.1.4 Límites de salida del ESP

Su función es la de restringir el nivel de fluctuaciones del voltaje terminal del generador durantes condiciones transitorias. Con el objetivo de permitir una contribución alta del ESP durante grandes oscilaciones se imponen limites positivos de salida altos de 0.1-0.2 pu. Con tales límites se vuelve necesaria la introducción de un circuito limitador del voltaje, el cual evite que el voltaje terminal exceda niveles preestablecidos de 1.12 a 1.15 pu [Kundur, 2003].

En el lado negativo límites de -0.05 a -0.1 pu son lo apropiado, esto permite un rango de control y un comportamiento transitorio adecuados, con lo que se reduce la probabilidad de disparo de una unidad como consecuencia de la falla del estabilizador [Kundur, 2003] y [Aboytes, 1991].

C.1.5.1.5 Filtros de frecuencias altas

Los filtros de frecuencias altas son usados para la representación de filtros torsionales, cuando estos son usados para suprimir oscilaciones torsionales potencialmente inestables a través del ESP ó simplemente para filtrar ruido torsional en un sensor de velocidad [Hajagos, 2003].

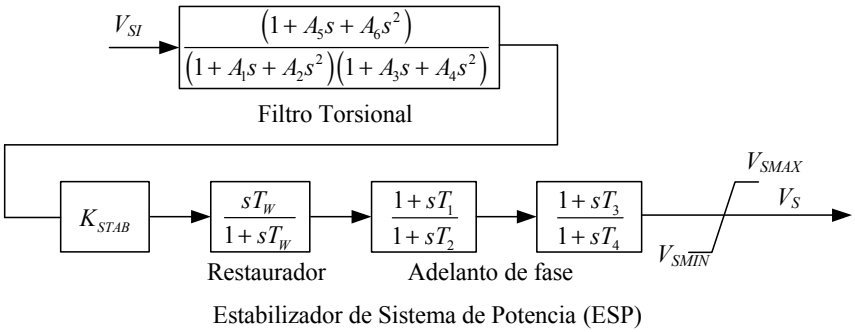


Fig. C.13 Diagrama de bloques de un ESP tipo PSS1A con un Filtro Torsional

C.5.2 Entradas utilizadas en un ESP.

El tipo de entrada que utilice el ESP es un factor muy importante, ya que de ello depende la utilización de etapas de filtrado y ciertos problemas a presentarse. Las señales de entrada comúnmente usadas son la velocidad de la flecha del turbo-

generador, la potencia eléctrica y la frecuencia terminal. Para tratar con ellas se han diseñado diferentes modelos de ESP. A continuación se presenta una breve descripción de estas señales de entrada [Kundur, 2003]:

B.5.2.1 ESP con $\Delta\omega$ como señal de entrada

Este tipo de ESP es comúnmente referido como ESP delta-omega y ha sido usado en forma exitosa en unidades hidráulicas desde mediados de los 60's. Razón por la cual todos los ESP son derivados virtualmente de los primeros diseños del ESP delta-omega [Kundur, 2003, Beaulieu and Coultes, 2003].

La señal de entrada es obtenida a través de un transductor de velocidad y un convertidor frecuencia-voltaje. La señal obtenida es "reinicializada" usando un filtro pasa altos, de tal forma que el SEP no modifique el voltaje terminal para los cambios en estado permanente ó cambios muy pequeños en la velocidad del eje, como podría ocurrir durante la operación del SEP fuera de la frecuencia nominal [Kundur, 2003].

El uso de este tipo de ESP debe tener en cuenta el ruido presente en la señal debido al movimiento lateral de la flecha del turbo-generador. La eliminación de este fenómeno no puede hacerse mediante filtros eléctricos convencionales, sino que esto debe ser logrado mediante el método de medición de la señal. Uno de estos consiste en medir la señal en diferentes puntos de la flecha, sin embargo este hecho hace que la técnica se vuelva costosa y carente de confiabilidad en el largo plazo [Kundur, 2003].

La aplicación de los ESP delta-omega a unidades térmicas debe tomar en cuenta que esta clase de ESP puede interactuar con los modos torsionales de la flecha del turbo-generador causando que estos últimos se vuelvan inestables. El fenómeno consiste en que estos modos son visibles en la señal de la variación de la velocidad. A frecuencias torsionales, la ganancia introducida por la característica de adelanto de fase del ESP amplifica las oscilaciones torsionales, las cuales son de nueva cuenta amplificadas por la acción del Sistema de Excitación, de tal forma que aparecen en el par eléctrico [Rogers, 2000].

Un hecho muy importante a ser resaltado es que las oscilaciones torsionales inestables pueden rápidamente llevar a la flecha a una condición de falla por fatiga, lo cual significa que tal inestabilidad no puede ser tolerada [Rogers, 2000].

Para prevenir esto se debe hacer uso de filtros electrónicos sintonizados, los cuales remueven las señales que se encuentran a una frecuencia de oscilación torsional a la salida del ESP. El uso de estos filtros es una de sus principales desventajas, ya que estos pueden introducir un cambio de fase a bajas frecuencias, lo cual puede ser suficiente para introducir un efecto de desestabilización en el "modo de excitación", imponiendo un límite máximo en la ganancia del ESP y por ende en la capacidad del ESP para amortiguar modos electromecánicos [Kundur, 2003, Rogers, 2000].

B.5.2.2 ESP con Δf como señal de entrada

Normalmente esta señal es aplicada directamente, aunque en ocasiones se llegan a combinar la señal del voltaje terminal y las corrientes para generar una señal que se aproxime a la velocidad del rotor de la máquina [Kundur, 2003].

Su principal ventaja es que esta señal es más sensible a los modos interárea que a los modos del tipo local ó del tipo intraplanta. Por lo tanto es posible obtener grandes contribuciones de amortiguamiento al los modos de oscilación interárea haciendo uso de esta señal en comparación con la velocidad como señal de entrada [Kundur, 2003].

Debido a que esta señal cuando es medida de unidades térmicas contiene componentes torsionales al igual que la señal de velocidad, presenta las mismas limitaciones [Kundur, 2003].

Otra desventaja de esta señal es que se ve afectada por cambios en la configuración del SEP al producirse grandes transitorios, los cuales son transferidos posteriormente al voltaje de campo del generador y a las cantidades de salida [Kundur, 2003].

El ruido del SEP, producido por grandes cargas industriales como hornos de arco, es otro inconveniente que presenta esta señal [Kundur, 2003].

B.5.2.3 ESP con ΔP como señal de entrada

Esta señal es usualmente usada como señal de entrada de los ESP. Tiene la característica de que es casi proporcional al negativo de la razón de cambio de la velocidad. Por lo tanto, para obtener el mismo efecto que un estabilizador que tenga a la velocidad como señal de entrada, la potencia debe cambiar de signo para posteriormente ser integrada [Rogers, 2000].

Lo anterior puede resultar en el hecho de solamente tener la compensación correcta de fase en un modo local con un adelanto de fase demasiado alto a bajas frecuencias y demasiado bajo a altas frecuencias [Rogers, 2000].

Si un ESP tiene la potencia como entrada más un integrador o, de otra forma, tiene los parámetros de entrada de la velocidad normal y la ganancia es multiplicada por *-1/2H*, el efecto de los modos no torsionales es idéntico al ESP con $\Delta\omega$ como entrada. Sin embargo, los modos torsionales permaneces prácticamente iguales, únicamente el primer modo torsional es reducido ligeramente [Rogers, 2000].

En la práctica, una buena aproximación de la integración es usar un término de retardo teniendo la función de transferencia:

$$G_I(s) = \frac{T}{sT+1} \tag{C.48}$$

Otra de sus desventajas es que ante una entrada tipo rampa en la potencia de entrada del ESP, el voltaje en terminales tiende a variar considerablemente [Rogers, 2000].

B.5.2.4 ESP (ΔPω) Delta-P-Omega

El principio de este ESP consiste en derivar una señal de la potencia de aceleración que sea proporcional a la variación de la velocidad del rotor [Kundur, 2003]. Esta combinación de entradas da una señal casi libre de modos torsionales sobre un amplio rango de frecuencias. Un filtro especial *G(s)* pasa bajos es ubicado antes de la señal de entrada $\Delta\omega$ de un ESP. El filtro causa que la entrada efectiva del ESP sea $\Delta\omega$ a bajas frecuencias y proporcional al negativo de la integral de la potencia a altas frecuencias. La constante de proporcionalidad es *1/(2H)*, de tal forma que la señal efectiva es una velocidad filtrada sobre un amplio rango de frecuencias.

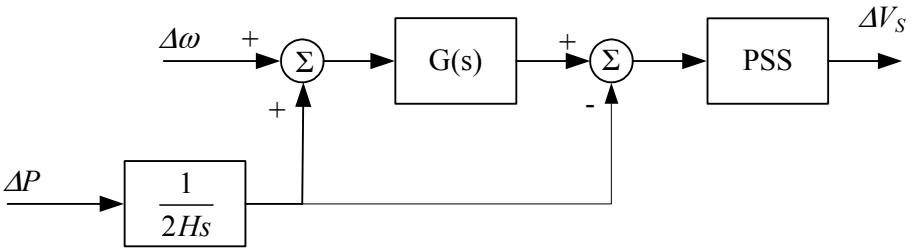


Fig. C.14 Diagrama de bloques de un ESP tipo ΔPω

La característica de adelanto de fase del ESP no es alterada de la observada cuando se utiliza a la velocidad como señal de entrada única. En adición a la pérdida de la interacción con el modo torsional, un ESP $\Delta P\omega$ bien diseñado no responde de forma adversa a una entrada tipo rampa de la potencia del generador, debido a que a bajas frecuencias la señal de entrada es la velocidad [Rogers, 2000].

El filtro *G(s)* actúa en la señal de potencia como un eficiente bloque de reinicialización. Este bloque puede ser ajustado en un ESP a un valor disponible para un mejor amortiguamiento de algún modo interárea sin un gran impacto en el cambio en el voltaje en terminales cuando se introduzca una señal tipo rampa en la potencia del generador [Rogers, 2000].

La mayor ventaja del ESP $\Delta P\omega$ es que no hay necesidad para un filtro torsional en la trayectoria de estabilización principal involucrando la señal ΔP. Esto soluciona el problema de estabilidad del modo de excitación, permitiendo por lo tanto un ESP con una ganancia más alta, que resulta en un mejor amortiguamiento de las oscilaciones. Un arreglo al final de la flecha para la medición de la velocidad puede ser usado con la potencia eléctrica para derivar la señal de potencia mecánica, esto permite el uso de diseños estándar para todas las unidad indistintamente de sus características torsionales [Rogers, 2000].

C.5.3 Modelos de estado de los sistemas de excitación

A continuación se describen los modelos de estado de los ESP que se utilizaron en esta tesis.

C.5.3.1 ESP Tipo PSS1A

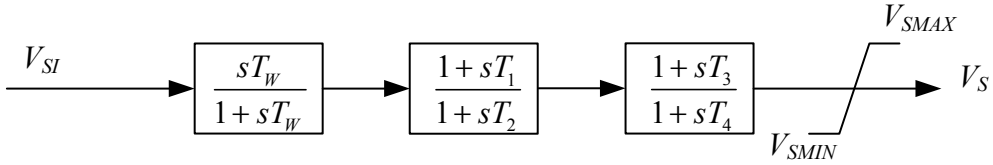


Fig. C.15 Diagrama de bloques de un ESP tipo IEEE-PSS1A.

$\Delta\omega$ como señal de entrada:

$$\Delta V_{SI} = \Delta\omega \tag{C.49}$$

Ecuación del bloque de reinicialización:

$$\dot{V}_{S1} = -\frac{1}{T_W} V_{S1} + K_S \dot{\omega} \tag{C.50}$$

1er. Bloque de compensación de adelanto:

$$\dot{V}_{S2} = \frac{T_W - T_1}{T_W T_2} V_{S1} - \frac{1}{T_2} V_{S2} + \frac{K_S T_1}{T_2} \dot{\omega} \tag{C.51}$$

2do. Bloque de compensación de adelanto:

$$\dot{V}_S = \frac{T_3 (T_W - T_1)}{T_W T_2 T_4} V_{S1} + \frac{T_2 - T_3}{T_2 T_4} V_{S2} - \frac{1}{T_4} V_S + \frac{K_S T_1 T_3}{T_2 T_4} \dot{\omega} \tag{C.52}$$

$$V_{SMin} \le V_S \le V_{SMax}$$

Modelo de Estado expresado en forma matricial:

$$\begin{bmatrix} \Delta\dot{V}_{S1} \\ \Delta\dot{V}_{S2} \\ \Delta\dot{V}_S \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{T_W} & 0 & 0 \\ \frac{T_W - T_1}{T_W T_2} & -\frac{1}{T_2} & 0 \\ \frac{T_3 (T_W - T_1)}{T_W T_2 T_4} & \frac{T_2 - T_3}{T_2 T_4} & -\frac{1}{T_4} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_{S1} \\ \Delta V_{S2} \\ \Delta V_S \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K_S \\ \frac{K_S T_1}{T_2} \\ \frac{K_S T_1 T_3}{T_2 T_4} \end{bmatrix} \Delta\dot{\omega} \tag{C.53}$$

B.5.3.2 Estabilizador de Sistemas de Potencia tipo IEE2ST

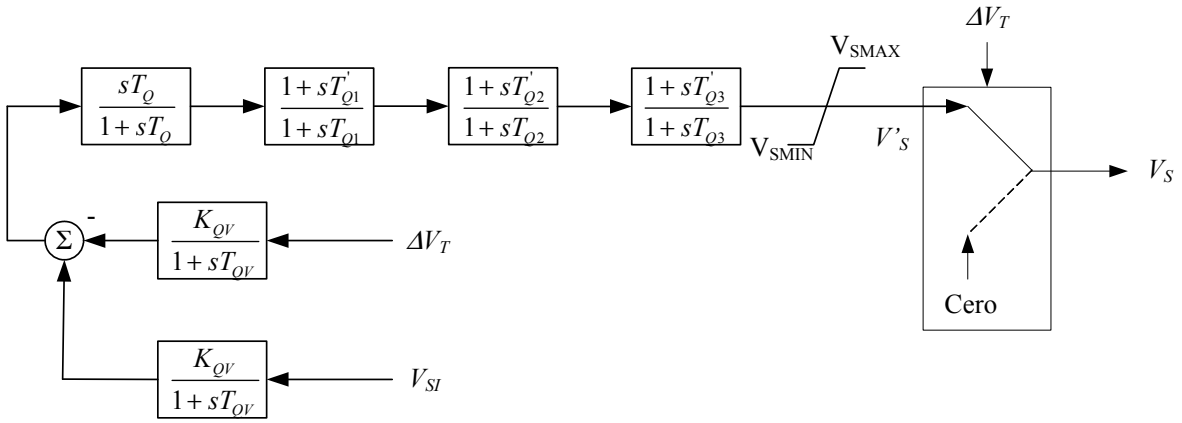


Fig. C.16. Diagrama de bloques de un ESP tipo IEE2ST.

$\Delta\omega$ como señal de entrada:

$$\Delta V_{SI} = \Delta\omega \tag{C.54}$$

Bloque de entada de la señal de entrada

$$\dot{V}_{S1} = -\frac{1}{T_{Qs}} V_{S1} + \frac{K_{QS}}{T_{Qs}}\omega \tag{C.55}$$

Bloque correspondiente al voltaje en terminales como señal de entrada

$$\dot{V}_{S2} = -\frac{1}{T_{QV}} V_{S2} + \frac{K_{QV}}{T_{QV}} V_t \tag{C.56}$$

Bloque de restauración

$$\dot{V}_{S3} = -\frac{1}{T_{QS}} V_{S1} + \frac{1}{T_{QV}} V_{S2} - \frac{1}{T_W} V_{S3} + \frac{K_{QS}}{T_{QS}}\omega - \frac{K_{QV}}{T_{QV}} V_t \tag{C.57}$$

1er. Bloque de adelanto de fase

$$\dot{V}_{S4} = -\frac{T'_{Q1}}{T_{Q1}T_{QS}} V_{S1} + \frac{T'_{Q1}}{T_{Q1}T_{QV}} V_{S2} + \frac{T_W - T'_{Q1}}{T_{Q1}T_W} V_{S3} - \frac{1}{T_{Q1}} V_{S4} + \frac{T'_{Q1}K_{QS}}{T_{Q1}T_{QS}}\omega - \frac{T'_{Q1}K_{QV}}{T_{Q1}T_{QV}} V_t \tag{C.58}$$

2do. Bloque de adelanto de fase

$$\dot{V}_{S5} = -\frac{T'_{Q1}T'_{Q2}}{T_{Q1}T_{Q2}T_{QS}} V_{S1} + \frac{T'_{Q1}T'_{Q2}}{T_{Q1}T_{Q2}T_{QV}} V_{S2} + \frac{T'_{Q2}\left(T_W - T'_{Q1}\right)}{T_{Q1}T_{Q2}T_W} V_{S3} + \frac{T_{Q1} - T'_{Q2}}{T_{Q1}T'_{Q2}} V_{S4} - \frac{1}{T_{Q2}} V_{S5} + \\ + \frac{T'_{Q1}T'_{Q2}K_{QS}}{T_{Q1}T_{Q2}T_{QS}}\omega - \frac{T'_{Q1}T'_{Q2}K_{QV}}{T_{Q1}T_{Q2}T_{QV}} V_t \tag{C.59}$$

3er. Bloque de adelanto de fase

$$\dot{V}_S = -\frac{T_{Q1}^{'}T_{Q2}^{'}T_{Q3}^{'}}{T_{Q1}T_{Q2}T_{Q3}T_{QS}}V_{S1} + \frac{T_{Q1}^{'}T_{Q2}^{'}T_{Q3}^{'}}{T_{Q1}T_{Q2}T_{Q3}T_{QV}}V_{S2} + \frac{T_{Q2}^{'}T_{Q3}^{'}\left(T_W - T_{Q1}^{'}\right)}{T_{Q1}T_{Q2}T_{Q3}T_W}V_{S3} + \frac{T_{Q3}^{'}\left(T_{Q1} - T_{Q2}^{'}\right)}{T_{Q1}T_{Q2}T_{Q3}}V_{S4} +$$
$$+\frac{T_{Q2} - T_{Q3}^{'}}{T_{Q2}T_{Q3}}V_{S5} - \frac{1}{T_{Q3}}V_S + \frac{T_{Q1}^{'}T_{Q2}^{'}T_{Q3}^{'}K_{QS}}{T_{Q1}T_{Q2}T_{Q3}T_{QS}}\omega - \frac{T_{Q1}^{'}T_{Q2}^{'}T_{Q3}^{'}K_{QV}}{T_{Q1}T_{Q2}T_{Q3}T_{QV}}V_t \qquad \text{(C.60)}$$

$$V_{SMin} \le V_S \le V_{SMax}$$

Donde:

$$\Delta\dot{V}_{ESP} = \left[A_{ESP}\right]\Delta V_{ESP} + B_{ESP}\Delta\omega + C_{ESP}\Delta V_t$$

$$\Delta\dot{V}_{ESP} = \left[\Delta\dot{V}_{S1} \quad \Delta\dot{V}_{S2} \quad \Delta\dot{V}_{S3} \quad \Delta\dot{V}_{S4} \quad \Delta\dot{V}_{S5} \quad \Delta\dot{V}_S\right]^T$$

$$\Delta V_{ESP} = \left[\Delta V_{S1} \quad \Delta V_{S2} \quad \Delta V_{S3} \quad \Delta V_{S4} \quad \Delta V_{S5} \quad \Delta V_S\right]^T$$

$$A_{ESP} = \begin{bmatrix}
-\frac{1}{T_{Qs}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & -\frac{1}{T_{QV}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\
-\frac{1}{T_{QS}} & \frac{1}{T_{QV}} & -\frac{1}{T_W} & 0 & 0 & 0 \\
-\frac{T_{Q1}^{'}}{T_{Q1}T_{QS}} & \frac{T_{Q1}^{'}}{T_{Q1}T_{QV}} & \frac{T_W - T_{Q1}^{'}}{T_{Q1}T_W} & -\frac{1}{T_{Q1}} & 0 & 0 \\
-\frac{T_{Q1}^{'}T_{Q2}^{'}}{T_{Q1}T_{Q2}T_{QS}} & \frac{T_{Q1}^{'}T_{Q2}^{'}}{T_{Q1}T_{Q2}T_{QV}} & \frac{T_{Q2}^{'}\left(T_W - T_{Q1}^{'}\right)}{T_{Q1}T_{Q2}T_W} & \frac{T_{Q1} - T_{Q2}^{'}}{T_{Q1}T_{Q2}^{'}} & -\frac{1}{T_{Q2}} & 0 \\
-\frac{T_{Q1}^{'}T_{Q2}^{'}T_{Q3}^{'}}{T_{Q1}T_{Q2}T_{Q3}T_{QS}} & \frac{T_{Q1}^{'}T_{Q2}^{'}T_{Q3}^{'}}{T_{Q1}T_{Q2}T_{Q3}T_{QV}} & \frac{T_{Q2}^{'}T_{Q3}^{'}\left(T_W - T_{Q1}^{'}\right)}{T_{Q1}T_{Q2}T_{Q3}T_W} & \frac{T_{Q3}^{'}\left(T_{Q1} - T_{Q2}^{'}\right)}{T_{Q1}T_{Q2}T_{Q3}} & \frac{T_{Q2} - T_{Q3}^{'}}{T_{Q2}T_{Q3}} & -\frac{1}{T_{Q3}}
\end{bmatrix}$$

$$B_{ESP} = \begin{bmatrix} \dfrac{K_{QS}}{T_{Qs}} \\ \\ \dfrac{K_{QS}}{T_{QS}} \\ \dfrac{T_{Q1}^{'} K_{QS}}{T_{Q1} T_{QS}} \\ \dfrac{T_{Q1}^{'} T_{Q2}^{'} K_{QS}}{T_{Q1} T_{Q2} T_{QS}} \\ \dfrac{T_{Q1}^{'} T_{Q2}^{'} T_{Q3}^{'} K_{QS}}{T_{Q1} T_{Q2} T_{Q3} T_{QS}} \end{bmatrix} \qquad C_{ESP} = \begin{bmatrix} \\ \dfrac{K_{QV}}{T_{QV}} \\ -\dfrac{K_{QV}}{T_{QV}} \\ -\dfrac{T_{Q1}^{'} K_{QV}}{T_{Q1} T_{QV}} \\ -\dfrac{T_{Q1}^{'} T_{Q2}^{'} K_{QV}}{T_{Q1} T_{Q2} T_{QV}} \\ -\dfrac{T_{Q1}^{'} T_{Q2}^{'} T_{Q3}^{'} K_{QV}}{T_{Q1} T_{Q2} T_{Q3} T_{QV}} \end{bmatrix}$$