

CAPITULO I

INTRODUCCION

1.1 Motivación

Día con día se incrementa la complejidad de los sistemas eléctricos de potencia debido a su tendencia natural a interconectarse y al uso creciente de nuevas tecnologías. Al mismo tiempo, restricciones de tipo regulatorio y financiero los obligan a operar cerca de sus valores críticos. Estos factores han propiciado nuevos tipos de problemas de estabilidad. De esta forma, actualmente se ha dado un mayor impulso al uso de controles especiales que ayuden a mejorar la seguridad y la confiabilidad del sistema, considerando aspectos económicos del diseño y una mayor flexibilidad en la operación del sistema. Por otro lado, los avances en las computadoras, el análisis numérico, la teoría del control y el modelado de equipo han contribuido al desarrollo de nuevas técnicas analíticas y mejores procedimientos de diseño en los sistemas eléctricos.

La estabilidad de los sistemas eléctricos de potencia es un tópico que ha sido estudiado por más de cincuenta años. Evaluar la estabilidad de estos sistemas no es una tarea fácil. Una gran cantidad de estudios se han realizado en el pasado para determinar y mejorar la estabilidad de los sistemas de potencia interconectados [69].

Al evaluar la estabilidad de un sistema de potencia el interés se centra en evaluar su comportamiento ante un disturbio. El disturbio puede ser grande o pequeño. Los disturbios pequeños se presentan continuamente con los cambios normales de carga. En esta situación el sistema debe ajustarse por sí mismo a las condiciones cambiantes y operar satisfactoriamente alimentando la mayor cantidad de carga posible. Por otro lado,

debe también ser capaz de sobrellevar disturbios severos tales como corto circuitos o salida de líneas.

Sea cual fuere la perturbación, la estabilidad del sistema de potencia se define en términos prácticos como la habilidad del sistema de mantener el sincronismo de todas las unidades generadoras del sistema, cuyo comportamiento está gobernado por la dinámica del ángulo de los rotores. Al ocurrir una perturbación, el par eléctrico de una máquina síncrona usualmente se descompone en dos componentes; una de sincronización y otra de amortiguamiento. La estabilidad del sistema depende de la existencia de ambas componentes en cada una de las máquinas en el sistema. La ausencia de pares de sincronización origina una inestabilidad aperiódica, y la falta de pares de amortiguamiento un problema de inestabilidad oscilatoria.

En los sistemas de potencia actuales, el problema de estabilidad ante pequeñas perturbaciones es fundamentalmente causado por un amortiguamiento insuficiente y se asocia, en general, con la estructura de la red, la condición operativa y el ajuste de los sistemas de control de cada unidad, particularmente de los sistemas de excitación.

Un comportamiento oscilatorio con amortiguamiento reducido pueden presentarse en distintas partes del sistema, de esta forma se identifican *modos de oscilación* entre áreas, entre máquinas de una planta y entre plantas. Estas oscilaciones representan intercambios de energía entre el sistema de potencia y los generadores, de ahí el nombre de oscilaciones electromecánicas. Las frecuencias de oscilación están directamente asociadas con las inercias de las máquinas y su coeficiente de sincronización.

En los modos de oscilación entre áreas, máquinas de una área eléctrica oscilan contra máquinas de otras áreas. La oscilación en contrafase de las máquinas se refleja en oscilaciones de potencia en las líneas de interconexión. En éste tipo de oscilaciones participan generalmente muchas máquinas, dando lugar a frecuencias de oscilación bajas.

Otro tipo de oscilaciones ocurre entre máquinas de una misma planta. En este caso, las oscilaciones no tienen ninguna manifestación en el sistema. Se presentan también oscilaciones entre máquinas de distintas plantas. En este caso, se tienen manifestaciones de la oscilación en un grupo de máquinas de la misma área.

El problema de falta de amortiguamiento tuvo sus primeras manifestaciones al concretarse las primeras interconexiones entre sistemas eléctricos. Dichas manifestaciones se presentaron en forma de oscilaciones de potencia en las líneas de interconexión. Estas oscilaciones generalmente se presentaron de manera espontánea. En algunos casos las oscilaciones presentaban amplitudes crecientes, las cuales eventualmente originaban el disparo de elementos de transmisión. La falta de amortiguamiento en las oscilaciones también limitó los niveles de intercambio de energía entre sistemas [3].

Inicialmente, las soluciones a dichas oscilaciones fueron el reducir las ganancias o colocar en control manual los sistemas de excitación de algunas máquinas. Esto evidentemente no representaba la mejor solución y comprometía en gran medida el control de voltaje y la estabilidad transitoria del sistema. El problema de amortiguamiento se relacionó directamente con los sistemas de excitación, particularmente con los del tipo estático, los cuales, en esas fechas, iniciaban su utilización masiva.

Afortunadamente, fue posible controlar los sistemas de excitación para mejorar el amortiguamiento. Esto se consigue al incluir una señal adicional en el punto de entrada al regulador, vía un dispositivo denominado el estabilizador de potencia. La idea básica del estabilizador es proporcionar un amortiguamiento adicional al producir una componente del par en fase con la velocidad de la máquina y consecuentemente incrementar la estabilidad de la máquina y del sistema.

El diseño de un estabilizador de potencia presenta retos particulares interesantes. Por ejemplo; para proporcionar amortiguamiento, la función de transferencia del

estabilizador debe compensar las características de fase y ganancia desde la entrada del regulador al par eléctrico de las máquinas. Estas son dinámicas y cambian con la estructura de la red, la condición operativa, el tipo y parámetros del sistema de excitación y con la capacidad y ubicación de la unidad generadora en cuestión. Es importante considerar que los parámetros del estabilizador son fijos y deberán determinarse de modo de satisfacer los requerimientos del sistema en un espectro amplio de condiciones de operación del sistema de potencia.

Distintos elementos del sistema de potencia modifican el amortiguamiento del sistema. De la misma forma, nuevos controles, distintos al estabilizador de potencia, empiezan a ser utilizados para incrementar el amortiguamiento, particularmente de modos de oscilación entre áreas. Entre estos dispositivos se encuentran los compensadores estáticos de reactivos, los capacitores serie controlados por tiristores y recientemente los controles de las líneas de corriente directa de alta tensión [55].

La operación y control de los sistemas eléctricos de potencia ofrecen una gran cantidad de retos de ingeniería. Esto invariablemente implica un conocimiento pleno del comportamiento dinámico del sistema. En éste sentido, el problema de control de las oscilaciones electromecánicas no es la excepción.

Para enfrentar adecuadamente los problemas de control y estabilización derivados de las tendencias operativas actuales en la industria es necesario un conocimiento sólido de la dinámica del sistema interconectado y de cada uno de sus componentes. Es importante modelar, analizar y resolver problemas utilizando las mejores herramientas técnicas y computacionales disponibles. El diseño eficiente de acciones de control para cada problema generalmente surge como una consecuencia lógica del conocimiento pleno de la naturaleza del fenómeno analizado.

El comportamiento dinámico del sistema de potencia ante disturbios está fuertemente

determinado por la estructura y robustez de la red. En este sentido, es importante identificar las características particulares de cada fenómeno de interés y utilizar ventajosamente esta información en el diseño de los dispositivos de control asociados. En forma particular, interesa evaluar el comportamiento de oscilaciones de baja frecuencia mal amortiguadas en sistemas con estructura del tipo longitudinal y cuantificar su impacto en la estabilidad del sistema y el diseño y sintonización de controles.

En esta tesis se estudia el problema de las oscilaciones electromecánicas de manera global. Se analiza el problema desde sus causas y características primarias, hasta el diseño de controles que incrementen eficientemente el amortiguamiento del sistema. El tópico de diseño se concentra particularmente en los estabilizadores de potencia, aunque el análisis desarrollado y la metodología propuesta son generales para cualquier dispositivo de control. Los estabilizadores de potencia representan actualmente la forma más económica de proporcionar amortiguamiento al sistema. De hecho, son ya un componente estándar en los nuevos sistemas de excitación comercialmente disponibles en la industria.

1.2 Revisión bibliográfica

El estudio de la estabilidad de pequeñas perturbaciones tuvo un gran impulso a partir de los años sesentas, época en la cual se experimentaron condiciones de inestabilidad a causa de oscilaciones espontáneas [1]. En ese tiempo tuvieron lugar cambios importantes asociados a los sistemas de excitación y sus controles. En las nuevas máquinas, los generadores de corriente directa, anteriormente usados para la excitación, fueron reemplazados por sistemas de excitación basados en tiristores. Los amplificadores rotatorios usados en la amplificación del error de voltaje terminal, fueron substituidos por los dispositivos de estado sólido.

Estudios pioneros de los efectos de los sistemas de excitación en la entonces denominada

estabilidad de estado estable fueron realizados por C. Concordia desde los años cuarentas [2]. Varios estudios analíticos fueron presentados en los años sesentas para el control de oscilaciones [3-5]. En estos trabajos se proponían distintos esquemas para el control de las oscilaciones a través del estabilizador de potencia, los cuales presentaban serios problemas, particularmente con la señal de entrada.

El trabajo de De Mello y Concordia [6], basado en un modelo simplificado máquina barra-infinita originalmente propuesto por Heffron y Phillips [7], presentó conceptualmente el problema de inestabilidad ante pequeñas perturbaciones. Una de las conclusiones importantes fue que un estabilizador ideal no existe, y para lograr un comportamiento satisfactorio deberá sintonizarse para diferentes condiciones operativas.

Durante los años setentas, distintos autores continuaron explorando los efectos de los sistemas de excitación, considerando las cargas y la red de transmisión en el amortiguamiento del sistema [8-10]. El tema, sin embargo, es complejo y requirió la integración de conocimientos en diversas especialidades. En la literatura reciente se encuentran trabajos conceptuales que refuerzan y complementan trabajos anteriores [11,12].

Los efectos de interacción entre controles y el sistema de potencia, así como entre distintos modos de oscilación constituyen un tópico importante y del cual existe poca literatura. Trabajos pioneros de Moussa-Y. Yu [13] y Mugwanya-Van Ness [14] no han tenido continuidad. En años recientes, su estudio se ha reiniciado, particularmente con el fenómeno de resonancia modal [12,15,16] .

Por otro lado, los primeros estudios realizados para evaluar las características dinámicas del sistema de potencia y evaluar su estabilidad ante pequeñas perturbaciones utilizaron modelos simplificados del sistema y técnicas de control lineal clásico, como los criterios de Nyquist y Routh-Hurwitz [17,18]. Posteriormente, las técnicas de variables de estado

fueron ampliamente utilizadas y aceptadas como la mejor forma de evaluar la estabilidad del sistema a través del cálculo de valores propios. J.E Van Ness [19] presentó trabajos pioneros en ésta dirección.

Kundur-Janischewsky [20] y Undrill [21] presentaron modelos exactos para representar un sistema multimáquina. Sin embargo, su aplicación se restringía a sistemas de orden pequeño. Para resolver este problema se sugirió el uso de equivalentes dinámicos. Germond-Podmore [22] agrupan generadores basados en su coherencia. Schweppe y co-autores dividen el sistema en dos secciones separando las dinámica relevante y menos relevante mediante un Análisis Selectivo Modal [23].

En 1982, Byerly y co-autores [24] propusieron el primer algoritmo para el cálculo de valores característicos en sistemas de potencia de gran tamaño (AESOPS). En este caso, se aprovecha la estructura de las ecuaciones de la red y el uso de las técnicas de dispersidad [25]. El método es iterativo y calcula los eigenvalores asociados con la dinámica de los rotores. De manera similar, Martins [26] utiliza el método de iteración inversa implícita y Wong y co-autores [27] proponen una versión modificada del algoritmo AESOPS, la cual es particularmente eficiente en calcular modos de oscilación entre áreas. Wang y Semlyen [28] aplican eficientemente los métodos de iteraciones simultaneas y modificado de Arnoldi para el cálculo de un grupo de valores característicos. Uchida y Nagao proponen [29] el llamado método de la matriz S donde la rapidez de cálculo para los valores característicos dominantes del sistema es notablemente acelerada.

Cada uno de los métodos anteriores tiene características atractivas particulares para cierto tipo de aplicaciones. Sin embargo, ninguno satisface todos los requerimientos de análisis de pequeñas señales en sistemas de potencia. A la fecha, La mejor solución requiere utilizar distintas técnicas en forma complementaria [30].

Al encarar el problema de ubicación del estabilizador de potencia, distintas técnicas han sido propuestas; De Mello [39] utiliza elementos de los vectores característicos derechos; Abdalla y coautores [40], sensibilidades de valores característicos a coeficientes de amortiguamiento; Verghese [23], factores de participación; Ostojic [41], factores de acoplamiento; Martins [42] y Arcidiacono [37], residuos de funciones de transferencia. Existen muchas más propuestas y sólo se mencionan las de mayor relevancia. Existe una gran cantidad de literatura relacionada con el tema. Todas las técnicas fallan en situaciones extremas.

En 1981, Larsen y Swann [31] establecieron los conceptos de sintonización y aspectos prácticos en la aplicación de estabilizadores de potencia utilizando señales de entrada de velocidad, frecuencia y potencia eléctrica. En ese mismo año, Kundur y co-autores [32] presentaron también técnicas analíticas para determinar ajustes del estabilizador y aspectos prácticos de trabajos previos [33-36]. Arcidiacono [37], Fleming [38] y co-autores también desarrollaron trabajo pionero sobre el tema. En 1989, Kundur y co-autores [43] presentan un análisis detallado para determinar los parámetros de un estabilizador de tal forma de incrementar la estabilidad global del sistema, ante pequeñas y grandes perturbaciones. La filosofía de diseño propuesta parece ser la más aceptada actualmente. Recientemente, Larsen y coautores [44] desarrollaron una técnica de descomposición modal aproximada, la cual permite abordar el problema del diseño de un control y la selección de la señal de entrada desde una perspectiva conceptual. Esto es particularmente importante para asegurar la comprensión del proceso derivado de mediciones de campo y simulaciones del sistema.

Existen distintas técnicas de diseño basados en la ubicación de polos [45] o el control óptimo [46,47], sin embargo no muestran ventajas adicionales a los diseños convencionales ni tampoco se han propuesto algoritmos eficientes para su aplicación en sistemas de grandes dimensiones.

La problemática de diseño de un estabilizador de potencia convencional con parámetros fijos es que un ajuste adecuado para determinadas condiciones operativas, puede ser inadecuado si las condiciones cambian. Esto ha llevado a los investigadores a estudiar otros tipos de estabilizadores del tipo adaptivo o auto-sintonizado [48-50]. Sin embargo, a la fecha existe poco incentivo en la industria para utilizar este tipo de dispositivos ya que los estabilizadores convencionales se han comportado adecuadamente en un rango amplio de condiciones operativas. Por otro lado, estabilizadores utilizando lógica difusa [53] y redes neuronales [51,52] para la evaluación de la estabilidad del sistema en línea, parecen tener posibilidades importantes considerando sus requerimientos de cálculo y datos reducidos.

Mucho del esfuerzo actual está dirigido a la utilización de la compensación serie y paralelo en redes de transmisión para incrementar el amortiguamiento de las oscilaciones vía electrónica de potencia. Recientemente, dispositivos como el compensador estático de reactivos, la capacitancia serie controlada por tiristores y los controles de las líneas de corriente directa comienzan a ser utilizados ampliamente [55]. En [54] De Mello desarrolla los principios de control básicos para el caso de la compensación serie capacitiva y en [58] Zhou hace lo mismo para los compensadores estáticos de reactivos.

Por otro lado, es importante señalar que los problemas de amortiguamiento generalmente están asociados con redes de transmisión débiles. En este sentido, y dada su estructura característica, los sistemas de potencia longitudinales están más expuestos a sufrir éste tipo de problemas. Debe resaltarse que a nivel mundial, un porcentaje alto de sistemas de potencia pueden clasificarse en ésta categoría. Es sorprendente, sin embargo, la escasa literatura al respecto [56,57]. De ahí la relevancia de caracterizar su dinámica oscilatoria y diseñar dispositivos de control y estrategias operativas en función de su estructura particular.

1.3 Estructura de la tesis

El capítulo I presenta una descripción general del problema de oscilaciones electromecánicas en sistemas de potencia. Se incluye una breve revisión bibliográfica de los trabajos más relevantes sobre el tema. Finalmente se describe la estructura general del trabajo y se señalan las aportaciones más significativas del mismo.

En el capítulo II se presentan conceptos básicos que explican la física del fenómeno de inestabilidad ante pequeñas perturbaciones. Se analiza en detalle la dinámica electrodinámica de la máquina síncrona y aquellos factores que modifican substancialmente los pares de sincronización y amortiguamiento. Se caracterizan los modos de oscilación electromecánicos en un sistema de potencia. Mediante la técnica de valores característicos se orienta la clasificación e identificación de modos de oscilación críticos y su asociación con subsistemas o parámetros individuales del sistema. Se identifican las causas o situaciones del sistema que originan el problema de amortiguamiento de modos de oscilación de baja frecuencia en los sistemas de potencia.

Para entender el origen y las causas del problema de oscilaciones es necesario tener un conocimiento pleno de la física y naturaleza del amortiguamiento en el sistema. En el capítulo III se aborda el problema analizando a detalle la dinámica de cada elemento en el sistema y su contribución al amortiguamiento de oscilaciones. Este análisis conduce hacia el diseño eficiente de acciones y dispositivos de control específicos.

En la aplicación de controles para mejorar el amortiguamiento de uno o varios modos de oscilación, se consideran cuatro problemas básicos: su ubicación, el tipo de señal de entrada, su número y sus características de fase y de ganancia. En el capítulo IV se estudia en detalle cada una de estas partes para el estabilizador de potencia (ESP). Se analizan en detalle las metodologías más relevantes para la ubicación de un ESP indicando en cada caso ventajas y debilidades.

Un aspecto clave en el diseño de cualquier controlador es la selección de la señal de entrada. La selección de la señal de entrada y la determinación de las características del sistema de potencia (fase y ganancia) pueden abordarse en forma separada o conjunta. En el capítulo IV se presentan metodologías en ambas direcciones. Finalmente, se evalúan distintos índices cualitativos que indican la calidad de la señal utilizada y el impacto de su controlador correspondiente. Estos índices representan una herramienta de análisis de mucha utilidad en el estudio y control de oscilaciones.

En el capítulo V se desarrolla un análisis detallado del efecto de los distintos parámetros del sistema de excitación del generador sobre el comportamiento dinámico global del sistema de potencia. Se muestra cómo los ajustes del estabilizador pueden seleccionarse para mejorar la estabilidad transitoria y ante pequeñas perturbaciones en modos de oscilación locales en plantas así como modos entre áreas en sistemas interconectados grandes. Se propone una metodología general de diseño para los estabilizadores de potencia. Esta metodología se fundamenta en el conocimiento amplio de los aspectos físicos del problema de estabilización de sistemas de potencia.

En el capítulo VI se ilustra el diseño de estabilizadores de potencia en dos sistemas longitudinales reales siguiendo la metodología propuesta en el capítulo anterior. Se presenta un análisis comparativo entre el estabilizador de potencia y el compensador estático de vars para la estabilización de oscilaciones. Finalmente, se describen las pruebas de campo que permiten verificar los resultados de un estudio de estabilidad dinámica.

El capítulo VII presenta las conclusiones de la tesis, así como recomendaciones para trabajos futuros.

1.4 Aportaciones

- La tesis aborda el estudio de las oscilaciones electromecánicas en SEP's de manera global, desde sus causas y efectos primarios hasta el diseño de dispositivos de control.
- Se clarifica la física y naturaleza del amortiguamiento en SEP's mediante el análisis detallado de las características dinámicas de cada elemento del sistema de potencia.
- Se desarrolló un paquete de simulación interactiva para el análisis de grandes sistemas ante pequeñas perturbaciones, el cual es usado actualmente en varias empresas eléctricas. La información que proporciona al usuario permite determinar las fuentes del problema y desarrollar medidas correctivas adecuadas.
- Se establecen las diferencias básicas entre las técnicas más relevantes de ubicación y determinación de la característica de fase a compensar para ESP's y se proponen guías precisas para su aplicación.
- Se identifican las características dinámicas particulares de los SEP's longitudinales ante pequeñas perturbaciones y su impacto en el diseño de controles.
- Se propone una metodología general de diseño para ESP's basada en un conocimiento amplio de los aspectos físicos del problema de estabilización de sistemas de potencia, la cual permite mejorar la estabilidad transitoria del sistema y el comportamiento dinámico ante pequeñas perturbaciones.
- Aplicación de la metodología propuesta en el estudio de la interconexión de los sistemas eléctricos de Colombia y Venezuela.

CAPITULO II

CARACTERIZACION DE OSCILACIONES ELECTROMECHANICAS

2.1 Introducción

La estabilidad de los sistemas de potencia es un tópico estudiado ampliamente desde los años cincuentas. La experiencia derivada de estos estudios y de abundantes pruebas de campo ha dado lugar al diseño de nuevos controles actualmente en operación. Los esfuerzos iniciales de análisis estuvieron orientados hacia el estudio de grandes perturbaciones. Posteriormente, y como resultado de la interconexión entre sistemas de potencia aislados, aparecen oscilaciones de potencia en líneas de enlace, generalmente limitando la confiabilidad de la transferencia de potencia. Estas oscilaciones, motivadas por cambios normales de carga y generación en el sistema, han involucrado desde generadores aislados hasta grandes grupos de generadores.

Es generalmente aceptado que los factores principales que llevaron a los sistemas de potencia a experimentar problemas de estabilidad asociados a oscilaciones de potencia fueron el uso masivo de sistemas de excitación de acción rápida y la estructura de la red de potencia que interconectaba grupos de generación importantes.

El problema práctico del amortiguamiento de tales oscilaciones fue el incentivo que motivó la aplicación de los conceptos de control retroalimentado. Los esfuerzos iniciales en la sintonización de sistemas de excitación estuvieron acompañados del uso de conceptos de control clásico e indudablemente de un conocimiento importante del comportamiento del sistema. Como consecuencia de todo este esfuerzo, el área de sintonización de controles, utilizados para proporcionar amortiguamiento a los rotores de los generadores, ha evolucionado al grado que permite al analista moverse siempre en la dirección correcta. En

la actualidad, el análisis modal o técnicas de valores característicos - aceptadas unánimamente para el análisis de pequeñas perturbaciones - permiten separar e identificar distintos modos de oscilación. Los vectores característicos asociados, proporcionan una descripción física de la oscilación que permite determinar la fuente del problema y desarrollar las medidas correctivas más adecuadas.

En sistemas de potencia, se define la estabilidad ante pequeñas perturbaciones como la habilidad de mantener sincronismo ante pequeños disturbios. Tales disturbios ocurren continuamente en el sistema debido a pequeñas variaciones en las cargas y la generación. Los disturbios se consideran lo suficientemente pequeños que permiten la linealización del sistema de ecuaciones para propósitos de análisis. La respuesta del sistema ante pequeñas perturbaciones depende en gran medida de la condición operativa, la robustez de la red de transmisión y del sistema de excitación utilizado.

La literatura del tema es abundante y, sin embargo, pocos trabajos abordan el problema conceptualmente. Es necesario entender claramente el problema de las oscilaciones de potencia y la física del amortiguamiento. Con esta base, el diseño y localización de dispositivos de control puede ser abordado natural y eficientemente. La literatura es abundante en desarrollos analíticos o algoritmos donde no es fácil entender el proceso de estabilización.

Este capítulo presenta conceptos básicos que explican la física del fenómeno de inestabilidad de pequeñas perturbaciones. Analiza en detalle la dinámica de la máquina síncrona y aquellos factores que modifican substancialmente los pares de sincronización y amortiguamiento. Se caracterizan los modos de oscilación electromecánicos en un sistema de potencia. Mediante la técnica de valores característicos se orienta la clasificación e identificación de modos de oscilación con problemas de amortiguamiento y su asociación con subsistemas o parámetros individuales del sistema. Se identifican las causas o situaciones del sistema que originan el problema de amortiguamiento de modos de oscilación de baja frecuencia en los sistemas de potencia.

2.2 Representación del SEP en estudios dinámicos

Los sistemas eléctricos de potencia presentan en su comportamiento distintos patrones dinámicos con constantes de tiempo que varían desde milisegundos (transitorios electromagnéticos rápidos) hasta años (adición u obsolescencia de plantas generadoras). Aunque el término *comportamiento dinámico* involucra un gran espectro de fenómenos, existe un consenso general en asociarlo con transitorios de tipo electromecánico, y más específicamente a consideraciones sobre su estabilidad. La Figura 2.1 contiene información cualitativa de la dinámica de este tipo de transitorios de acuerdo a los resultados publicados en la literatura [23,31,37,57].

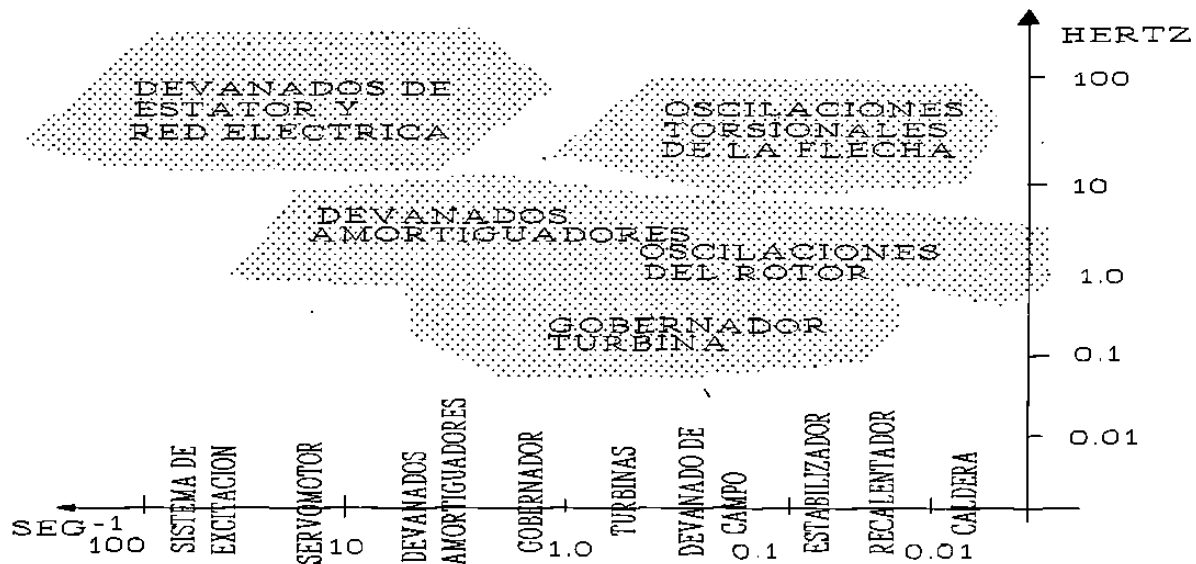


Figura 2.1 Espectro de frecuencia de transitorios electromecánicos.

Los transitorios electromecánicos están relacionados con la respuesta dinámica del sistema de potencia en un rango de tiempo que va de milisegundos a varios minutos. Las causas de estos fenómenos son muy variadas e incluyen fallas en líneas de transmisión, pérdidas repentinas de carga y generación, y fluctuaciones de carga que se presentan continuamente durante la operación normal. La Figura 2.2 muestra los componentes involucrados y sus interacciones para este tipo de transitorios. Las Figuras 2.3a y 2.3b, presentan el detalle

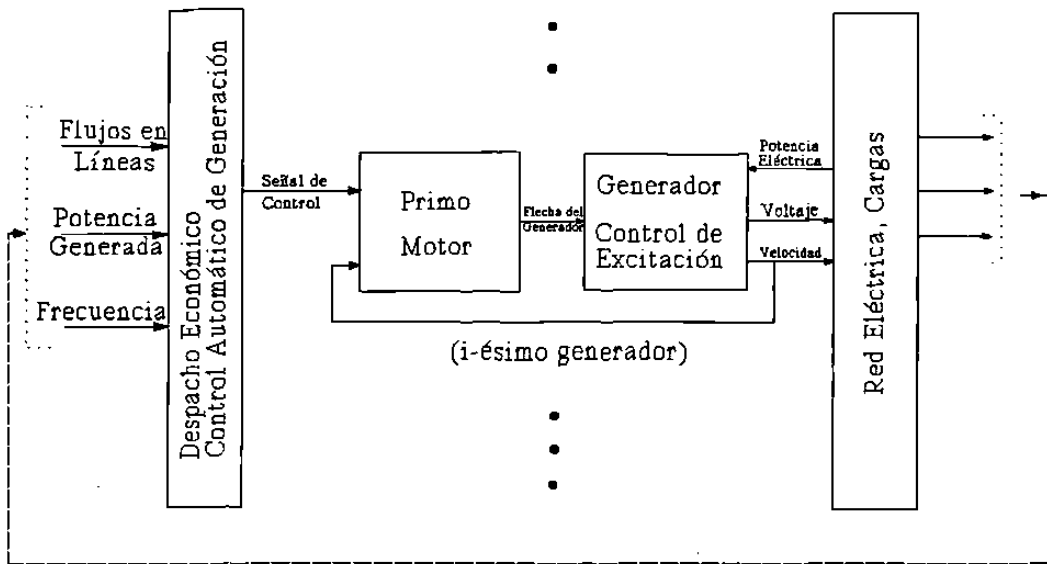


Figura 2.2 Interacción dinámica entre elementos del sistema de potencia.

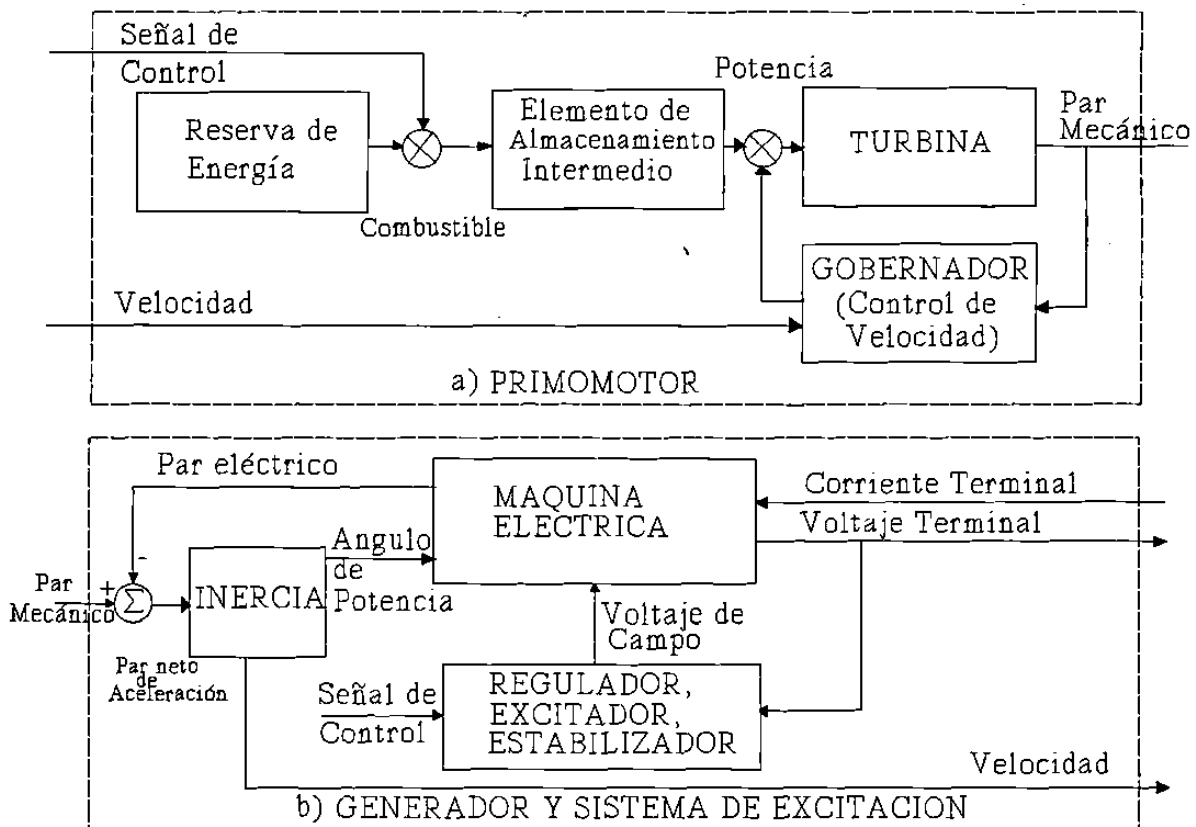


Figura 2.3 Primomotor y Generador.

de sus componentes principales, el generador y el primomotor.

Las unidades generadoras interactúan entre ellas y con las cargas a través de la red eléctrica. También reciben señales desde Centros de Control para modificar sus niveles de generación. Estas señales son manejadas por funciones globales del sistema (Despacho Económico, Control Automático de Generación) con propósitos de seguridad, confiabilidad y economía.

El modelado del comportamiento dinámico del sistema de potencia es por sí mismo un tópico muy amplio. El interés generalmente se orienta hacia los modelos simples que reproducen más adecuadamente el comportamiento del sistema. Obviamente, el nivel de detalle a considerar y sus simplificaciones dependerán en gran medida de cada aplicación particular.

El interés de este trabajo se centra en analizar el comportamiento del sistema de potencia ante pequeñas perturbaciones similares a las variaciones de carga normales. Estas variaciones en general se manifiestan como oscilaciones de potencia y normalmente son estables, es decir, son efectivamente amortiguadas y eventualmente desaparecen. Ocasionalmente, estas oscilaciones son inestables y crecen con el tiempo, causando la pérdida de sincronismo de unidades y en algunos casos la separación del sistema. La literatura de sistemas de potencia, refiere el término de *estabilidad dinámica* como la habilidad del sistema de evitar este comportamiento inestable.

Los estudios de estabilidad dinámica o de pequeñas perturbaciones, frecuentemente utilizan un modelo linealizado del sistema de potencia. La linealización es llevada a cabo en un punto de operación específico x_0 (punto de equilibrio). Antes de ser linealizado, el modelo del sistema de potencia está constituido por un conjunto de ecuaciones diferenciales de primer orden de la forma,

$$\dot{x} = f (x, u) \quad (2.1)$$

y un conjunto de ecuaciones algebraicas,

$$g(x, u) = 0 \quad (2.2)$$

Donde x es el vector de estado y u es un vector de variables algebraicas. El conjunto de ecuaciones (2.1) agrupa un conjunto de subsistemas dinámicos desacoplados, cada uno de los cuales corresponde a una unidad generadora. El acoplamiento se realiza a través de las ecuaciones de la red, las cuales incluyen la red de transmisión, las cargas y las ecuaciones algebraicas de acoplamiento de los circuitos equivalentes del estator de cada máquina.

La estructura del modelo del sistema de potencia sugiere que el proceso de linealización pueda ser realizado en forma separada para cada unidad generadora y para la red. En forma incremental, el modelo puede ser planteado como una colección de n subsistemas dinámicos,

$$\left. \begin{aligned} \dot{x}_i &= A_i x_i + B_i u_i \\ y_i &= C_i x_i + D_i u_i \end{aligned} \right\} i = 1, \dots, n, \quad (2.3)$$

que se interconectan mediante,

$$u \triangleq \begin{bmatrix} u_1 \\ \vdots \\ u_n \end{bmatrix} = J y \triangleq J \begin{bmatrix} y_1 \\ \vdots \\ y_n \end{bmatrix}, \quad (2.4)$$

la cual representa las restricciones estáticas del sistema (ecuaciones de balance nodal).

La interacción entre cada generador y la red se puede realizar a través de distintas variables. Una práctica común es utilizar las corrientes internas de la máquina y los voltajes de estator como se muestra en la Figura 2.4. Otra posibilidad es utilizar la potencia terminal de la unidad (P y Q) y la magnitud y ángulo del voltaje terminal. La elección modifica la ecuación (2.4). El primer caso utiliza la ecuación de balance nodal de la red $I_{ri} = Y V_{ri}$. En

el segundo caso, se emplea la matriz Jacobiana de la red:

$$\begin{bmatrix} P \\ Q \end{bmatrix} = J \begin{bmatrix} V_t \\ \phi \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

La estructura del modelo de cada unidad generadora en la Figura 2.3 también permite la linealización en forma separada de cada uno de sus componentes; generador ($\delta_i, \omega_i, x_{Ei}$), primomotor (x_{Mi}), sistema de excitación (x_{Ri}) y estabilizador de potencia (x_{Si}). De esta forma, el modelo completo del sistema estará determinado por las ecuaciones (2.3) y (2.4), donde,

$$\begin{aligned} x_i^T &= [\delta_i, \omega_i, x_{Ei}, x_{Mi}, x_{Ri}, x_{Si}] \\ y_i^T &= [V_{ti}, \phi_i] \\ u_i^T &= [P_i, Q_i] \\ u^T &= [u_1^T, \dots, u_n^T] \\ y^T &= [y_1^T, \dots, y_n^T] \end{aligned} \quad (2.6)$$

La ecuación general del sistema estará dada por,

$$\dot{x} = A x = [A_d + B_d (I - J D_d)^{-1} J C_d] x \quad (2.7)$$

donde

$$\begin{aligned} [.]_d &\triangleq \text{Diag}\{[.]_i\} \\ x^T &= [x_1^T, \dots, x_n^T] \end{aligned} \quad (2.8)$$

La matriz resultante A es la matriz de estado del sistema cuyos valores característicos proporcionan la información sobre la estabilidad local del sistema no-lineal en x_0 .

Para cada máquina en el sistema, es posible construir el diagrama de la Figura 2.4, donde

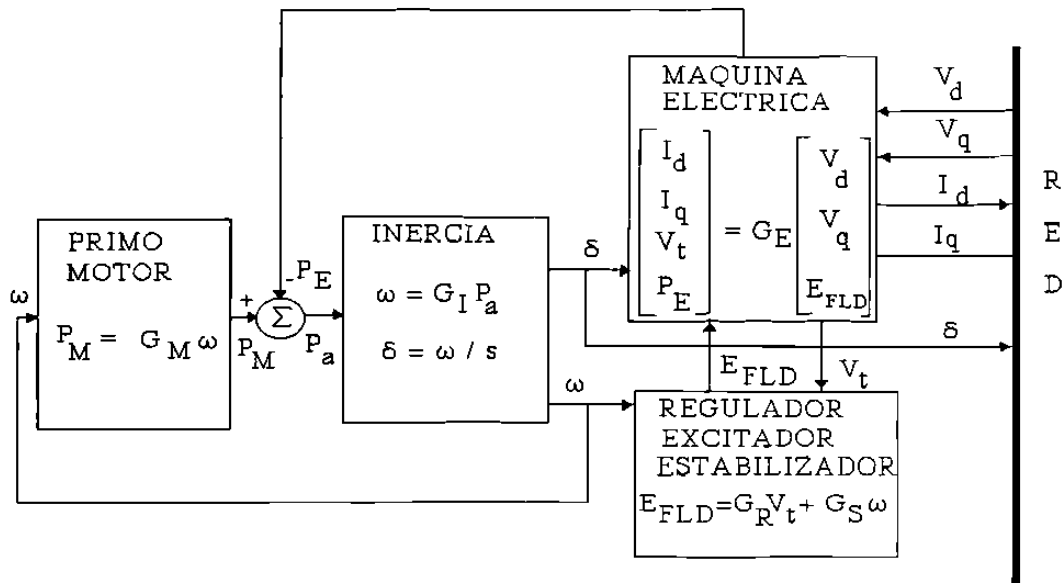


Figura 2.4 Interacción entre variables dinámicas de un generador.

cada componente se representa por una función de transferencia [23]. La función de transferencia para cada componente se obtiene a partir de la ecuación (2.3), expresada en el dominio de Laplace, como:

$$G_i(s) = C_i(sI - A_i)^{-1}B_i + D_i \quad (2.9)$$

Las funciones de transferencia G_M , G_I , G_S , G_R y G_E se obtienen para el nivel de detalle requerido en el estudio de estabilidad dinámica. Se considera un promedio de 20 estados para cada máquina.

2.3 Naturaleza de las oscilaciones electromecánicas

En el análisis de un sistema eléctrico de potencia es muy importante identificar el origen o la causa del problema de oscilaciones. En general esto depende del comportamiento de la máquina síncrona, de la participación de los controles y de la red eléctrica.

Al ocurrir una perturbación en una red eléctrica se genera un desbalance entre los pares eléctrico y mecánico de cada generador, el cual produce la oscilación de los rotores. La

dinámica de este comportamiento se rige por la ecuación de oscilación.

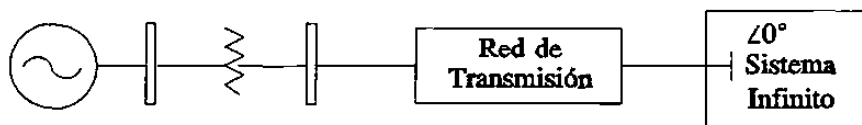


Figura 2.5 Sistema de potencia básico

En el caso de una máquina conectada a un gran sistema a través de una red de transmisión (Figura 2.5), la ecuación de oscilación en su forma incremental se expresa como;

$$\frac{2H}{\omega_o} \frac{d^2 \Delta \delta}{dt^2} = \Delta T_m - \Delta T_e \quad (2.10)$$

En la ecuación (2.10), H representa la inercia de la máquina expresada en segundos, ω_o la velocidad síncrona en rad/seg y δ la posición angular del rotor en radianes. Los pares eléctrico y mecánico - ΔT_e , ΔT_m - se expresan en p.u. y t en segundos. Si se aplica la transformada de Laplace a la ecuación (2.10), y la ecuación resultante se descompone en dos ecuaciones de primer orden, se obtienen las ecuaciones (2.11), las cuales permiten armar el diagrama de bloques de la Figura 2.6. En este diagrama los pares de la máquina se descomponen a su vez en dos componentes, uno en fase con la velocidad y otro con la posición angular de la máquina. En la literatura estos pares se conocen como de amortiguamiento y sincronización respectivamente.

$$\begin{aligned} \frac{2H}{\omega_o} s \Delta \omega(s) &= \Delta T_m(s) - \Delta T_e(s) \\ s \Delta \delta(s) &= \Delta \omega(s) \end{aligned} \quad (2.11)$$

$$\Delta T_e(s) = K_D^e(s) \Delta \omega(s) + K_S^e(s) \Delta \delta(s) \quad (2.12)$$

$$\Delta T_m(s) = K_D^m(s) \Delta \omega(s) + K_S^m(s) \Delta \delta(s) \quad (2.13)$$

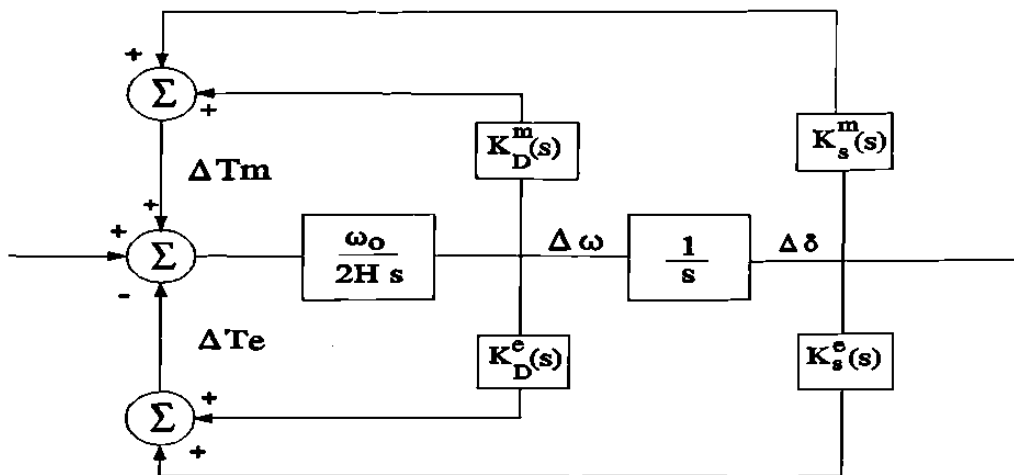


Figura 2.6 Componentes de sincronización y amortiguamiento en el par eléctrico y mecánico.

Los coeficientes de sincronización y amortiguamiento $K_s^e(s)$ y $K_D^e(s)$, expresados en p.u. de potencia/rad y p.u. de potencia-seg/rad, representan el efecto total del sistema de excitación y la máquina en el par eléctrico. De forma similar, $K_s^m(s)$ y $K_D^m(s)$ representan los efectos combinados del sistema de gobernación de velocidad y la turbina. El punto importante que debe observarse es que dichos coeficientes no son constantes, de hecho son función de la variable s , y pueden tomar diversos valores dependiendo de la frecuencia de oscilación.

Si se considera que el par mecánico no cambia, y se resuelve la ecuación (2.10) en el dominio de Laplace, para valores positivos de $K_s^e(s)$, de la ecuación resultante se obtienen raíces complejas conjugadas de la forma

$$s = \sigma \pm j\omega_a \quad (2.14)$$

donde

$$\sigma = -\frac{K_D^e \omega_0}{4H} \quad (2.15)$$

y

$$\omega_a = \sqrt{\frac{K_S^e \omega_o}{2H} - \left[\frac{K_D^e \omega_o}{4H} \right]^2} \quad (2.16)$$

Si se define a ω_n (frecuencia natural) como la frecuencia de oscilación no-amortiguada ($K_D^e=0$) y se expresa por

$$\omega_n = \sqrt{\frac{K_S^e \omega_o}{2H}} \quad (2.17)$$

la ecuación 2.16 puede escribirse como:

$$\omega_a = \omega_n \sqrt{1 - \left[\frac{\sigma}{\omega_n} \right]^2} \quad (2.18)$$

al cociente (σ/ω_n) se le conoce como razón de amortiguamiento y se denota por ζ . Para una entrada impulso en el par mecánico, la expresión en el tiempo para el ángulo se expresa como;

$$\Delta\delta(t) = 2|R| e^{\sigma t} \cos(\omega_a t + \phi_R) \quad (2.19)$$

donde R representa el residuo asociado a cada valor característico.

Se debe notar que para tener una oscilación amortiguada es necesario que σ sea negativo, es decir que K_D^e sea positivo en la ecuación (2.15).

El tener un coeficiente de amortiguamiento positivo indica un cambio negativo en la potencia de aceleración al tener un incremento en la velocidad.

Cuando se tienen valores de K_D^e negativos, el valor de σ será positivo y se producirán oscilaciones crecientes en el tiempo, esta es una forma de inestabilidad producida por falta de amortiguamiento.

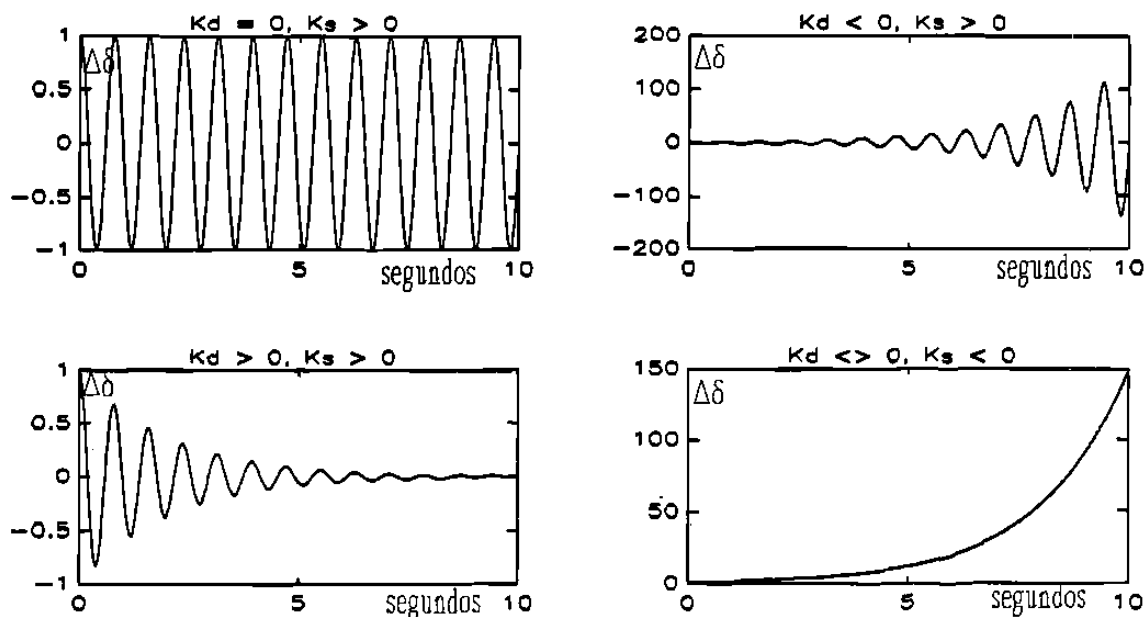


Figura 2.7 Formas de oscilaciones como función de K_S y K_D .

En la Figura 2.7 se presentan diferentes tipos de oscilaciones dependiendo de los valores del coeficiente de sincronización y del coeficiente de amortiguamiento.

La falta de pares de sincronización ($K_s^e < 0$) o de amortiguamiento ($K_D^e < 0$) da lugar a problemas de inestabilidad en el sistema, sin embargo cada uno con características dinámicas muy diferentes.

Del análisis de la ecuación (2.19), se observa que el coeficiente σ controla la magnitud de la oscilación y por lo tanto el amortiguamiento. Por otro lado, ω_a determina la frecuencia de la oscilación, teniendo como términos dominantes a K_s^e y H . En la ecuación (2.18) se observa que la frecuencia actual difiere de la frecuencia natural y que el amortiguamiento tiene efecto en el cálculo de la frecuencia.

Por otro lado, es importante observar de la ecuación (2.17) que para un mismo valor de

coeficiente de sincronización, al aumentar el valor de inercia se reduce la frecuencia de oscilación. Si se mantiene un valor de inercia, al disminuir el coeficiente de sincronización, también se reduce la frecuencia natural de oscilación. Esto último se puede presentar al realizar un cambio en el sistema de transmisión que aumente la distancia eléctrica entre el generador y el sistema infinito. También ocurre en condiciones de demanda alta. En otras palabras, al tener un sistema de transmisión débil (K^e_S pequeño) y un nivel de carga elevado, se aumenta la probabilidad de tener oscilaciones de baja frecuencia.

Los pares de sincronización y amortiguamiento de cada máquina determinan en conjunto la dinámica del sistema de potencia. La contribución a estos pares de cada elemento en el sistema es tema del siguiente capítulo. El presente capítulo analiza en detalle los diferentes modos de oscilación presentes en el sistema; se caracterizan y estudia a detalle la relación e impacto en los modos de oscilación electromecánicos de interés.

2.4 Modos de oscilación

Un sistema de potencia al ser perturbado de su condición de equilibrio reacciona con la dinámica de todos sus elementos y controles. Como resultado de esta respuesta se pueden tener oscilaciones de diversas variables en el sistema. Típicamente estas variaciones tenderán a desaparecer con el tiempo para llegar finalmente a otra condición de equilibrio.

Una situación de interés se tiene cuando las oscilaciones de variables no se eliminan con el tiempo y se mantienen por largos períodos de tiempo o bien la variación tiende a crecer causando problemas mayores. Es importante caracterizar adecuadamente los distintos tipos de oscilaciones e identificar aquellas variables de interés.

En su sentido más amplio el análisis dinámico del SEP requiere modelar todos los elementos y controles mediante ecuaciones diferenciales que describen la respuesta de los mismos ante perturbaciones. En estudios de estabilidad para pequeñas perturbaciones el modelo del SEP se linealiza y es posible aplicar técnicas de control lineal.

Cada elemento o control tiene un tiempo de respuesta que caracteriza la dinámica del elemento. Así, se habla de dinámica rápida y de dinámica lenta, o bien de respuestas oscilatorias de alta o baja frecuencia.

Aún cuando es posible en algunos casos modelar la dinámica de todos los componentes de un sistema, generalmente el enfoque utilizado representa la dinámica de los elementos que mayor influencia tienen en el fenómeno de interés. Aquí los valores de las constantes de tiempo son la clave para la selección de elementos importantes. El resto de las componentes se modelan en estado estable, o simplemente no se modela su efecto.

Las oscilaciones electromecánicas están relacionadas principalmente con la dinámica de la 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.

En el análisis de este tipo de oscilaciones es necesario modelar en detalle o en forma opcional:

- Dinámica de sistemas de excitación y estabilización
- Dinámica lenta de la máquina síncrona
 - Devanado de Campo
- Dinámica Turbina-Gobernador (opcional)
- Dinámica rápida de la máquina síncrona (opcional)
 - Devanados amortiguadores

Este tipo de oscilaciones es el de mayor importancia por su impacto en el comportamiento de variables en el sistema. Generalmente se considera que las frecuencias naturales de estas oscilaciones están determinadas principalmente por las inercias de los generadores y las reactancias del sistema de transmisión. Asimismo, se asume que el impacto de controles tiene un mayor efecto en el amortiguamiento de las mismas y sólo un efecto menor en la frecuencia de oscilación [24].

Considere un sistema de n generadores representados por el modelo clásico y una red de transmisión equivalente hasta los nodos internos de cada máquina. En su forma incremental, el sistema se representa por el conjunto de n ecuaciones de oscilación siguiente;

$$\frac{2H_i d^2 \Delta \delta_i}{\omega_o dt^2} + \sum_{j=1, j \neq i}^n K_{ij}^s \Delta \delta_{ij} = 0, \quad i=1,2,\dots,n \quad (2.20)$$

donde

$$\Delta P_{ei} = \sum_{j=1, j \neq i}^n K_{ij}^s \Delta \delta_{ij}, \quad y \quad K_{ij}^s = \left. \frac{\partial P_{ij}}{\partial \delta_{ij}} \right|_{\delta^o_{ij}} \quad (2.21)$$

La ecuación (2.20) no representa un conjunto de n ecuaciones independientes debido a la redundancia en las variables del ángulo del rotor ($\sum \Delta \delta_{ij} = 0$). La redundancia se presenta debido a que el estado del sistema se define por las posiciones angulares relativas entre rotores más que por sus valores absolutos. Esta redundancia desaparece al seleccionar una referencia para las desviaciones angulares. Al hacer esto, se elimina una ecuación del sistema y las nuevas variables se establecen como las posiciones angulares relativas entre generadores. El nuevo sistema de ecuaciones se expresa como;

$$\frac{d^2 \Delta \delta_n}{dt^2} + \sum_{j=1}^{n-1} K_1^{ij} \Delta \delta_{jn} = 0, \quad i=1,2,\dots,n-1 \quad (2.22)$$

donde los coeficientes K_1^{ij} dependen de las inercias de las máquinas y los coeficientes de sincronización de potencia K_{ij}^s . En éste caso se selecciona el n -ésimo generador como referencia.

La ecuación (2.22) representa un conjunto de $(n-1)$ ecuaciones diferenciales lineales de segundo orden. Si se seleccionan los ángulos $\Delta \delta_{in}$ y sus respectivas derivadas como los estados en una formulación de estado del sistema, las ecuaciones son de la forma;

$$\begin{bmatrix} \dot{X}_1 \\ \dot{X}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & U \\ K_1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \end{bmatrix} = A x \quad (2.23)$$

donde X_1 es el vector de incrementos de ángulo $\Delta\delta_{in}$, X_2 el vector de incremento de velocidades $d\Delta\delta_{in}/dt$, y U la matriz identidad.

Al obtener la respuesta natural del sistema, se evalúan los valores característicos de la matriz A . El polinomio característico $|\lambda U - A|$ tiene $2(n-1)$ raíces complejas, las cuales ocurren como $n-1$ pares complejos conjugados. Así, el sistema tiene $n-1$ frecuencias de oscilación. Por lo tanto, se establece que un sistema de n generadores tendrá $(n-1)$ modos de oscilación electromecánicas naturales. El análisis y caracterización de estos modos es de gran importancia para entender mejor el comportamiento dinámico del sistema. Dicha caracterización permite evaluar los efectos de interacción entre modos y elementos de interés.

2.5 Caracterización de modos de oscilación

Es bien aceptado en la literatura el uso de las técnicas de valores característicos para el análisis de las oscilaciones electromecánicas en sistemas de potencia. Estas técnicas permiten caracterizar las oscilaciones en términos físicos. Las principales ventajas de esta técnica son;

- (a) Permite separar e identificar los diferentes modos de oscilación de un sistema.
- (b) Los valores característicos asociados a cada modo dan información precisa de sus características de amortiguamiento y frecuencia.
- (c) Los vectores característicos, factores de participación y características de acoplamiento proporcionan una descripción física de la oscilación que permite determinar la fuente del problema y desarrollar las medidas correctivas más adecuadas.

De esta forma, el comportamiento en el tiempo de las variables del sistema puede expresarse en términos de sus componentes modales como:

$$\Delta X(t) = c_1 \begin{bmatrix} u_{11} \\ u_{21} \\ \vdots \\ u_{n1} \end{bmatrix} e^{\lambda_1 t} + c_2 \begin{bmatrix} u_{12} \\ u_{22} \\ \vdots \\ u_{n2} \end{bmatrix} e^{\lambda_2 t} + \dots + c_n \begin{bmatrix} u_{1n} \\ u_{2n} \\ \vdots \\ u_{nn} \end{bmatrix} e^{\lambda_n t} \quad (2.24)$$

donde $c_i = v_i^T x_0$. La ecuación anterior representa la expresión de la respuesta natural del sistema en términos de los valores (λ_i) y vectores característicos derechos (u_i) e izquierdos (v_i^T). De esta forma, la respuesta natural es una combinación lineal de n modos dinámicos correspondientes a n valores característicos del sistema.

Se observa que los valores de λ tienen un impacto importante en la respuesta en el tiempo para las variables de estado. Si los valores de λ son reales, se tendrá una solución estable en la respuesta.

Si los valores de λ son complejos, se tendrá una respuesta oscilatoria, donde la parte imaginaria define la frecuencia de la oscilación y la parte real el amortiguamiento. Para tener soluciones estables la parte real debe ser negativa.

De esta forma, cuando se tienen valores de λ muy pequeños su contribución en el tiempo es despreciable aún cuando pase un período largo de tiempo. Este es el caso de la dinámica lenta, donde algunas variables prácticamente no cambian en un período de tiempo de interés.

Por otro lado, si se tienen valores de λ muy grandes se producen cambios muy rápidos en algunas variables. Este es el caso de la dinámica rápida, con variaciones de alta frecuencia y valores altos de amortiguamiento. Es decir, se tendrán cambios muy rápidos pero que desaparecen en un período de tiempo muy corto.

El punto importante es que la dinámica de cada modo de oscilación (λ) está asociada con

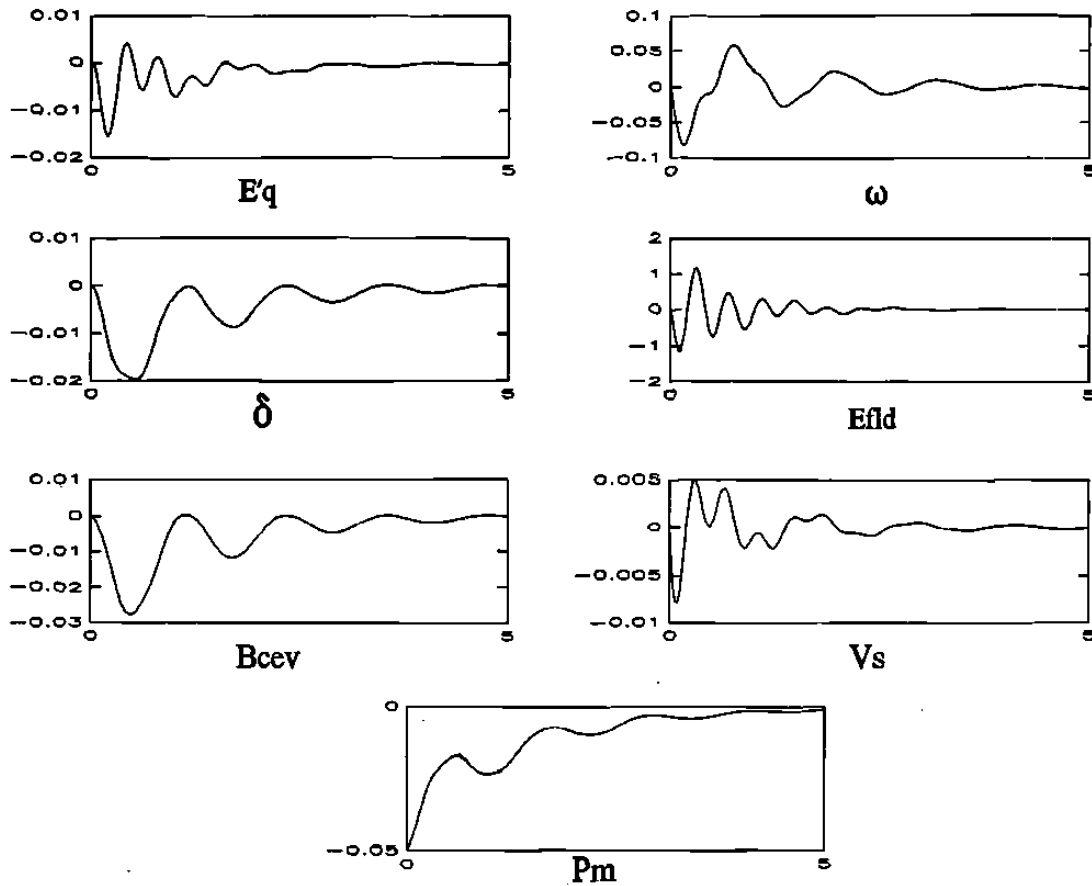


Fig. 2.8 Comportamiento en el tiempo de variables eléctricas y mecánicas

determinados elementos y controles en el sistema, permitiendo identificar elementos con dinámica rápida (constantes de tiempo pequeñas) y con dinámica lenta (constantes de tiempo grandes). El resultado es la posibilidad de realizar estudios dinámicos descartando elementos y controles que no tengan influencia en el período de tiempo estudiado.

Considere un sistema de potencia como el de la Figura 2.5. Se incluye un compensador estático de vars en el punto medio de la línea de transmisión. La máquina se modela en detalle y se consideran los efectos del sistema de excitación, gobernador de velocidad y estabilizador de potencia. La Figura 2.8 muestra el comportamiento en el tiempo para diferentes variables eléctricas y mecánicas cuando un impulso del 5 % es aplicado a la

referencia del gobernador.

Es interesante observar el comportamiento oscilatorio de las variables. En algunos casos (δ , B_{cev} , E_{fld} , P_m) una sola frecuencia de oscilación parece dominar la respuesta. En otros casos (E'_q , V_s , ω), es evidente la presencia de varias frecuencias de oscilación. Debe observarse también que algunos modos de oscilación eventualmente desaparecen de la respuesta y que un modo de oscilación domina de manera general la respuesta del sistema.

Tabla 2.1 Residuos de valores propios (magnitud, ángulo)

λ_i		R - E'_q		R - ω		R - δ		R - E_{fld}		R - B_{cev}	
λ_1	-390.55	0.0000	180	0.0000	0	0.0000	180	0.0000	0	0.0000	0
$\lambda_{2,3}$	$-35.67 \pm j6.76$	0.0023	29	0.0123	-50	0.0003	140	0.7075	-159	0.0051	120
$\lambda_{4,5}$	$-1.49 \pm j16.06$	0.0118	-20	0.0304	37	0.0019	-57	1.6008	73	0.0015	160
λ_6	-7.19	0.0027	180	0.0097	180	0.0014	0	0.1566	0	0.0031	0
$\lambda_{7,8}$	$-0.71 \pm j5.23$	0.0049	-171	0.0753	117	0.0143	20	0.2135	-70	0.0206	16
λ_9	-3.66	0.0008	0	0.0021	0	0.0006	180	0.0236	180	0.0002	0
λ_{10}	-2.04	0.0002	180	0.0008	0	0.0004	180	0.0028	0	0.0005	180
$\lambda_{11,12}$	$-0.97 \pm j0.13$	0.0030	-84	0.0005	-175	0.0005	11	0.0167	80	0.0083	89
λ_{13}	-0.70	0.0063	180	0.0107	0	0.0154	180	0.0070	180	0.0190	180
λ_{14}	-0.34	0.0001	180	0.0001	180	0.0002	0	0.0005	0	0.0004	0
λ_{15}	-0.11	0.0000	0	0.0000	180	0.0001	0	0.0003	0	0.0002	0

Los puntos anteriores se explican al analizar cuantitativamente los valores de la ecuación (2.24). En términos incrementales, la variación en el tiempo de cada variable se expresa como [66]

$$x_k(t) = \sum_{i=1}^n R_{ki} e^{\lambda_i t} \quad (2.25)$$

donde R_{ki} es el residuo de la variable k asociado al valor propio λ_i . La Tabla 2.1 presenta

los residuos y los valores propios respectivos de algunas de las variables mostradas en la Figura 2.8. Debe considerarse que para cada par de valores propios complejos conjugados, la suma de sus términos exponenciales origina un término de la forma,

$$2 |R_{ki}| e^{\sigma t} \cos(\omega t + \theta_R) \quad (2.26)$$

donde θ_R representa el ángulo del residuo.

La magnitud del residuo ofrece así una indicación de la presencia de cada modo o frecuencia de oscilación en la respuesta. El elemento exponencial a su vez determina su tiempo de duración.

Observando los valores de la Tabla 2.1, es claro, por ejemplo, el comportamiento de la variable E_{fld} donde una oscilación de alta frecuencia domina la respuesta. Es directo entonces asociar esta oscilación al valor propio $\lambda_{4,5}$ cuyo residuo es el mayor. Debe notarse que aunque el residuo asociado a $\lambda_{2,3}$ es relativamente grande, su término exponencial indica que es de muy corta duración. Los demás términos son muy pequeños para considerarse.

De esta forma, se asocia el comportamiento de las variables δ , B_{cev} y ω con $\lambda_{7,8}$ y λ_{13} y la variable E'_q con $\lambda_{4,5}$, $\lambda_{7,8}$ y λ_{13} .

Es interesante observar de la Tabla 2.1 que los residuos de mayor magnitud para las variables dinámicas del devanado de campo (E'_q , E_{fld}) se presentan para valores característicos con valores comparativamente altos de frecuencia y amortiguamiento. Para las variables dinámicas del rotor (ω , δ), los residuos mayores se presentan en valores característicos de menor frecuencia.

Mediante el uso de las técnicas de valores característicos se ha explicado el comportamiento de variables individuales a través de su asociación con modos de oscilación, observando su

frecuencia y amortiguamiento. También es útil conocer los factores que determinan la existencia de un modo. Otro punto interesante sería establecer cuantitativamente la dinámica de cada variable en modos de oscilación específicos. Toda esta información está contenida en los vectores característicos derechos e izquierdos asociados con cada modo de oscilación.

Considere, por ejemplo, que sólo un modo de oscilación está presente en la respuesta. Para este caso, la expresión para $\Delta X(t)$ en (2.24) se reduce a un solo término exponencial de la forma $\Delta X(t) = \mathbf{u}_i e^{\lambda_i t}$. De aquí se observa que los elementos del vector característico \mathbf{u}_i determinan la dinámica individual de variables en el modo λ_i . Visto de otra forma, establecen relaciones de amplitud y fase entre variables. Estas relaciones se interpretan como una medida de *actividad* de una variable en el modo de oscilación λ_i . Las magnitudes de los elementos del vector \mathbf{u}_i indican el nivel relativo de *actividad* para cada variable, y sus ángulos, los desplazamientos de fase relativos entre variables. De esta forma, el nivel de actividad relativa de la variable x_k en el i -ésimo modo está determinado por el elemento u_{ki} .

De la Tabla 2.1, por ejemplo, considere que se excita sólo el modo de oscilación $\lambda_7 = -0.71 + j5.23$. El comportamiento en el tiempo para las variables E_{fd} , E'_q , δ y ω se muestra en la Figura 2.9. Los elementos del vector propio derecho correspondientes a estas variables se presentan en la Tabla 2.2.

Tabla 2.2 Elementos del vector propio derecho para λ_7

Variable	E_{fd}	δ	ω	E'_q
$ u_{k7} $	2.84	0.19	1.0	0.07
$\angle u_{k7}$	171°	-97°	0°	64°

La relación entre magnitudes máximas de variables en el dominio del tiempo es la misma que la relación de magnitudes entre elementos del vector \mathbf{u}_i . A su vez, las diferencias de fase entre variables en el tiempo corresponden a las diferencias de fase entre elementos de \mathbf{u}_i . Para las variables de la Tabla 2.2, esto se verifica en la Figura 2.9. Por ejemplo, para las

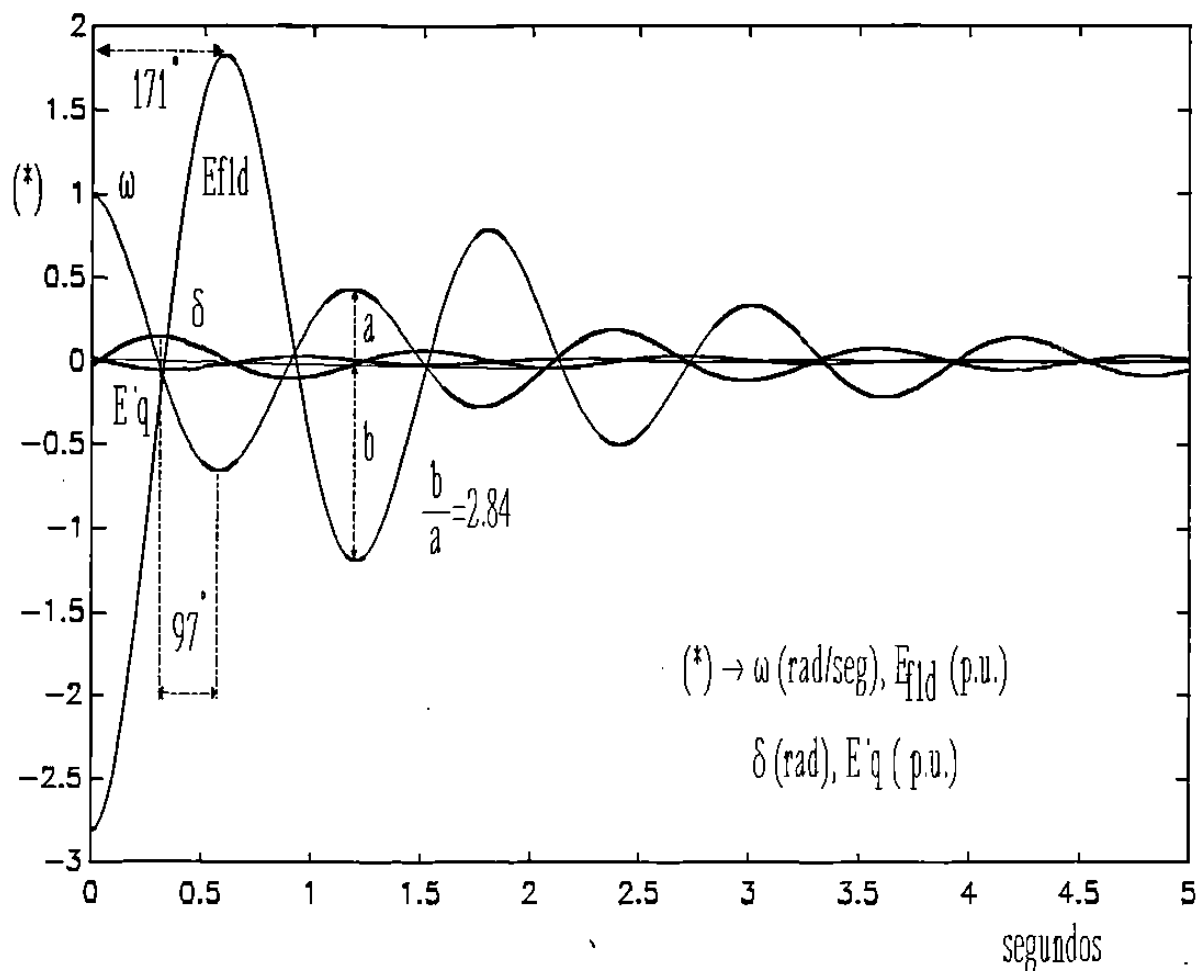


Figura 2.9 Comportamiento de variables en modo λ_7 .

variables E_{fld} y ω se tiene una relación de amplitud de 2.8 a 1 con una diferencia de fase de 171° . También, entre ω y δ la relación entre amplitudes máximas es de 1 a 0.2 y se tiene una diferencia de fase de 97° . Estos valores corresponden a las magnitudes y ángulos entre variables de la Tabla 2.2. De acuerdo a esto, se establece que la variable E_{fld} exhibe la mayor actividad en el modo λ_7 . Por su parte, la velocidad del rotor (ω) muestra un nivel de actividad importante en este mismo modo.

A primera vista, los elementos del vector característico u_i podrían considerarse también como una medida de la contribución de las variables en el modo λ_i . Entendiendo el término

contribución como aquella acción que determina la presencia de un modo de oscilación en la respuesta. Así por ejemplo, un valor de magnitud grande para u_{ki} , indicaría una contribución importante para la variable x_k . Esto, sin embargo, presenta inconsistencias. Los elementos de u_i son dependientes de la selección de las unidades o escala utilizada para cada variable. Este procedimiento de asociación de variables con la presencia de modos de oscilación en la respuesta parece razonable sólo cuando se comparan elementos que son medidos en las mismas unidades y tienen funciones similares.

La única cantidad adimensional asociada con un modo se obtiene de la combinación normalizada del vector característico derecho u_i con el vector característico izquierdo v_i , tal que $v_i^T u_i = 1$. El hecho importante aquí es que el producto interno $v_i^T u_i$ es adimensional.

La transformación de variables $z = V x$, donde V es la matriz de vectores característicos izquierdos de A , conduce al modelo diagonal $dz/dt = \Lambda z$, donde cada estado z_i se asocia exclusivamente con un solo modo. El valor de la variable transformada z_i en términos de los estados originales es $z_i = v_i^T x$.

Considere nuevamente que sólo el i -ésimo modo está presente en la respuesta. Entonces $x(t) = u_i e^{\lambda_i t}$ y la variable transformada,

$$z(t) = v_i^T u_i e^{\lambda_i t} = \sum_{k=1}^n (v_{ik} u_{ki}) e^{\lambda_i t} = e^{\lambda_i t} \quad (2.27)$$

es adimensional. Parece natural medir la *participación* o contribución relativa de las variables x_k en el modo en consideración a través de sus contribuciones relativas a la variable transformada z en la ecuación (2.27). De esta manera, los números adimensionales $v_{ik} u_{ki}$, los cuales son invariantes ante cambios en las unidades de las variables de estado del sistema, son considerados como medidas de participación relativa de las variables de estado del modo en cuestión. Los números adimensionales $p_{ki} = v_{ik} u_{ki}$ son llamados los factores de participación del i -ésimo modo y la matriz,

$$P = (p_{ki}), p_{ki} = v_{ik} u_{ki} ; k,i = 1,\dots,n \quad (2.28)$$

es llamada matriz de participación del sistema. En (2.17) v_{ik} y u_{ki} son elementos de los vectores característicos izquierdo y derecho asociados al i -ésimo modo. Una propiedad importante de ésta matriz es que la suma de los elementos de cada renglón o cada columna es siempre 1.

Una interpretación alterna de los factores de participación se obtiene al considerar una condición inicial expresada por $x_k(0)=1$ y $x_j(0)=0$; $j=1,..n$; $j \neq k$. Entonces, de la ecuación (2.24), la respuesta natural para la k -ésima variable esta dada por:

$$x_k(t) = \sum_{i=1}^n p_{ki} e^{\lambda_i t} , \quad (2.29)$$

En la ecuación (2.29), los factores de participación p_{ki} proporcionan las contribuciones relativas de cada modo en $x_k(t)$ para $t = 0$, independientemente de las unidades de la variable.

El factor de participación p_{ki} representa también la sensibilidad del valor característico λ_i con respecto al elemento a_{kk} de la matriz de estado A [65]. Como el factor de participación p_{ki} es en general un número complejo, su parte real e imaginaria se interpretan también como las sensibilidades de las partes real e imaginaria del valor característico λ_i respecto de los elementos diagonales a_{kk} de la matriz A del sistema.

En la ecuación (2.27), la suma de factores de participación para todas las variables en el modo λ_i determinan la variable transformada z . Debido a que se establece una suma y a que los factores en general son números complejos, con partes reales e imaginarias positivas o negativas, es posible que se presenten situaciones donde, por ejemplo, dos factores ($p_{ki} \cdot p_{ji}$) se cancelen entre sí. Esto significa que la participación conjunta de las variables x_k y x_j es

nula, sin embargo, la participación individual de cualquiera de estas variables tiene un valor distinto de cero. Debido a esto, la participación de variables en modos de oscilación derivadas de los factores p_{ki} representan medidas de participación *relativas* y no absolutas.

Para un subsistema S, formado por las primeras n variables del vector de estado, la participación del subsistema al i -ésimo modo puede obtenerse mediante la suma de los correspondientes factores de participación o, de manera equivalente, como el producto escalar de los vectores formados al tomar únicamente los primeros n componentes de los vectores característicos:

$$P_{si} = \sum_{j=1}^n p_{ji} = v_{si}^T u_{si} \quad (2.30)$$

La participación del subsistema no depende de la selección de variables de estado usadas para modelar el subsistema (esto es, la participación del subsistema es invariante a transformaciones internas de las variables de estado). De esta manera, P_{si} puede contener más información que los factores de participación individuales, los cuales dependen del modelado.

La relación de participación del subsistema S, obtenido al comparar las participaciones del subsistema y con el resto del sistema, se define como

$$\rho_{Si} = \text{Mod} \left[\frac{\sum_{j=1}^n p_{ji}}{\sum_{i=n+1}^N p_{ji}} \right] = \text{Mod} \left[\frac{P_{Si}}{1-P_{Si}} \right] \quad (2.31)$$

La Tabla 2.3 presenta factores de participación individuales y por subsistema para algunos de los valores característicos de la Tabla 2.1. Para cada modo, la parte superior muestra las magnitudes de los factores de participación individuales de mayor valor y su variable asociada. La parte inferior presenta las participaciones de cada subsistema dinámico correspondientes.

Los factores de participación permiten asociar variables con modos de oscilación. En la Tabla 2.3, por ejemplo, el modo de oscilación $\lambda_{7,8}$ se asocia principalmente con las variables mecánicas de la máquina. El modo $\lambda_{4,5}$ representa la dinámica de circuito de campo de la máquina y el sistema de excitación y constituye básicamente un modo de oscilación de tipo eléctrico. El modo λ_{13} se asocia a una dinámica interna del estabilizador de potencia. Los resultados de la parte inferior de la Tabla 2.3 son particularmente útiles en la búsqueda de causas primarias de un modo de oscilación problemático. Esta búsqueda puede tener alcances a nivel de subsistema dinámico y hasta variables de estado individuales.

Tabla 2.3 Magnitudes de participación individual y por subsistema

$\lambda_{7,8}$	0.33, δ	0.21, ω	0.16, ESP	0.12, Pm	
$\lambda_{4,5}$	0.44, $E'q$	0.29, ω	0.28, E_{fld}	0.10, ESP	
λ_{13}	0.48, ESP	0.07, ω	0.06, δ	0.04, E_{fld}	
	MAQ	EXC	ESP	GOB	CEV
$\lambda_{7,8}$	0.56	0.1	0.32	0.11	0
$\lambda_{4,5}$	0.72	0.28	0	0	0.14
λ_{13}	0.06	0.04	0.96	0.02	0

Es interesante observar los valores para el modo $\lambda_{7,8}$ en las Tablas 2.3 y 2.2. De la Tabla 2.2, las desviaciones máximas en el modo se presentan para la variable E_{fld} , mientras que en la Tabla 2.3, las participaciones mayores corresponden a las variables asociadas al rotor de la máquina (δ, ω). La participación de la variable E_{fld} inclusive no se muestra en la Tabla 2.3 debido a que su valor es pequeño, solo se muestran los cuatro valores más grandes. Esto significa que la dinámica - actividad o desplazamiento máximo - de la variable E_{fld} en este modo, la mayor cuando se compara con el resto de variables, no es dominante de manera tal que determine la presencia o no de este modo en la respuesta del sistema, como efectivamente lo es la acción del movimiento de la flecha del generador, representado por las variables δ y ω . De esta forma, los modos de oscilación $\lambda_{7,8}$ se asocian a la dinámica electromecánica del generador o a sus variables representativas δ y ω . En la Tabla 2.3, se

observa, para este mismo modo, una participación importante del estabilizador de sistemas de potencia. De la Tabla 2.3 en forma similar, los modos $\lambda_{4,5}$ se asocian con la dinámica de campo del generador, y λ_{13} con la dinámica interna de estabilizador del sistema de potencia. Los factores de participación ofrecen así, un procedimiento sistemático de asociación entre variables dinámicas y modos de oscilación. Esto permite identificar aquellos elementos importantes del sistema cuya contribución neta o participación estimula en mayor medida las características dinámicas de modos de oscilación en el sistema.

2.6 Dinámica eléctrica y mecánica

Considere una máquina síncrona conectada a un gran sistema. El diagrama lineal simplificado de este sistema se presenta en la Figura 2.10 [6]. Se incluyen los efectos del sistema de excitación de la máquina y se supone $\Delta T_m = 0$.

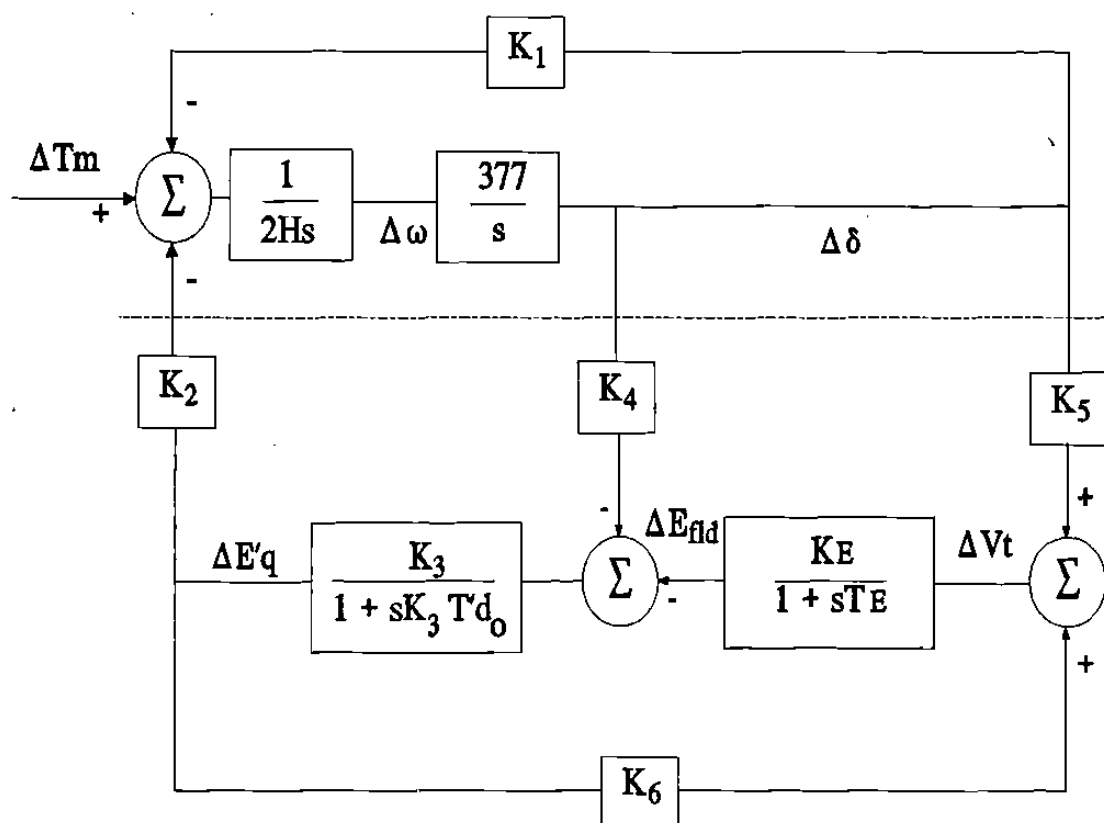


Figura 2.10 Modelo lineal de un sistema máquina-barra infinita

La matriz de estado del sistema de la Figura 2.10 es de cuarto orden y considera como variables de estado dos variables mecánicas ($\Delta\omega$, $\Delta\delta$) y dos variables eléctricas ($\Delta E'q$, ΔE_{fd}). Se asocian dos valores característicos a cada parte y se dice que existen dos modos de oscilación, donde cada modo agrupa un par de valores característicos. El punto importante es la actuación conjunta entre la parte eléctrica, cuya dinámica impacta los pares desarrollados por la unidad y la parte mecánica que gobierna la dinámica del rotor de la máquina.

En la literatura estos modos de oscilación se asocian al rotor y al excitador. El modo de oscilación electromecánico del rotor es un modo caracterizado por el amortiguamiento y la frecuencia de oscilación del rotor. Las raíces en la ecuación (2.14), donde K_S y K_D representan coeficientes de sincronización y amortiguamiento equivalentes, son generalmente complejas y conjugadas y definen el modo de oscilación del rotor. El modo de oscilación del excitador es un modo de oscilación eléctrico que describe la dinámica del sistema de excitación y el campo de la máquina.

La Figura 2.11 muestra el trazo del valor característico asociado al rotor en el plano complejo para diferentes condiciones del sistema. El análisis de estas curvas presenta un panorama inicial del comportamiento individual de estos modos y de su interacción con algunos parámetros importantes del sistema. Por ejemplo, en la curva a), en la cual se hace variar el nivel de demanda (0.1-0.8 p.u.), se observan tres regiones bien definidas. En la primera, ambas partes del valor característico se incrementan, se incrementa la frecuencia y amortiguamiento del rotor de la máquina. En la segunda, el amortiguamiento comienza a disminuir. En la última parte de la curva ambas partes se reducen. Esto indica que el problema de amortiguamiento del rotor es crítico en condiciones de alta carga, de esta forma un incremento en la carga de la máquina no significa necesariamente una reducción de su amortiguamiento. El incremento o disminución es una función de la condición actual del sistema.

En la curva b), se incrementa la impedancia externa entre 0.1 y 0.8 p.u.. Se observa, para

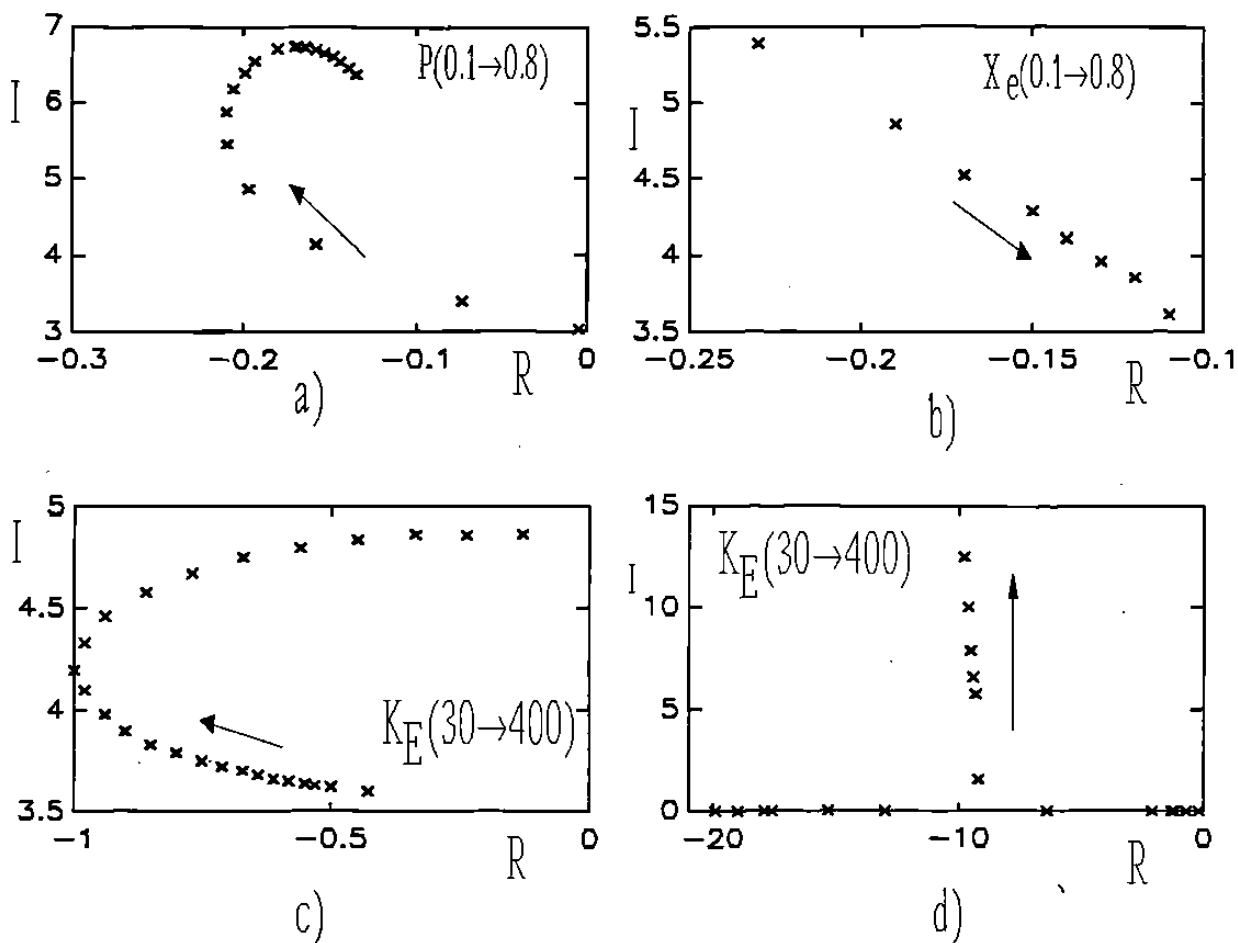


Figura 2.11 Efecto de la condición operativa, ganancia del excitador y reactancia externa en los modos de oscilación del rotor y del excitador.

esta condición particular, una relación casi lineal entre el incremento de la impedancia externa y el decremento simultáneo del amortiguamiento y de la frecuencia de oscilación. La pendiente de esta curva dependerá, en general, de la condición operativa y la capacidad de la unidad. En la curva c), la ganancia del excitador se hace variar con un rango de 30-400 p.u.. La curva muestra el gran impacto de este parámetro en el amortiguamiento de la oscilación del rotor, la magnitud de este efecto puede medirse cualitativamente si se comparan los rangos de variación de la parte real en las curvas a), b) y c). Es interesante también observar que un incremento en la ganancia del excitador no necesariamente implica una disminución del amortiguamiento. De hecho, para la condición considerada en la curva,

existe un rango amplio de valores de ganancia donde su incremento mejora el amortiguamiento de la oscilación del rotor.

La curva d) de la Figura 2.11 muestra la trayectoria de los valores característicos asociados a la dinámica del sistema de excitación y campo de la máquina al variar la ganancia del excitador en un rango de 30-400 p.u.. La curva muestra que para valores pequeños de ganancia los valores característicos se presentan como dos raíces reales, los cuales migran hacia un par de valores complejos conjugados de alta frecuencia para valores altos de ganancia. La pendiente inicial de este movimiento es función de la robustez y carga del sistema.

2.7 Modos de oscilación de naturales en SEP's

Si se utiliza una representación clásica de las máquinas (sin controles ni dinámica interna), es posible mostrar que un sistema de potencia eléctrico de n generadores tiene $(n-1)$ modos de oscilación naturales [24]. Así por ejemplo, en un sistema de dos máquinas se tiene una sola frecuencia de oscilación.

Considere el caso de dos máquinas iguales. Al excitar este modo de oscilación, las unidades oscilan una contra la otra. Los elementos del vector característico $u^T = [1 \ -1]$ indican una oscilación encontrada entre máquinas (diferencia de fase de 180°) de igual magnitud (idéntico valor absoluto). El comportamiento del flujo de potencia en la línea de interconexión estará determinado básicamente por las diferencias angulares entre los rotores de ambas máquinas. Los valores máximos ocurrirán en los puntos donde las velocidades de ambas máquinas sean iguales. Las potencias de cada máquina tendrán un comportamiento necesariamente opuesto para mantener el balance de potencia en el sistema.

Si las dos máquinas son de distinta capacidad, la frecuencia de oscilación dependerá de la inercia equivalente del sistema y la actividad de cada máquina será determinada por los

elementos del vector característico correspondiente. La máquina con menor inercia será la de mayor actividad.

En un sistema multimáquina, los modos de oscilación electromecánicos se clasifican en función de la ubicación y del número de máquinas que participan activamente en cada modo. Se reconocen generalmente los siguientes tres grupos:

- (i) Modos de oscilación entre áreas con un rango de frecuencia de 0.2 a 0.8 hertz, los cuales ocurren cuando un grupo de máquinas en una área oscilan contra un grupo de máquinas en otra área.
- (ii) Modos de oscilación locales, con un rango de frecuencia de 1.0 a 2.5 hertz, los cuales ocurren cuando un grupo de máquinas en una planta oscilan contra el resto del sistema.
- iii) Modos de oscilación entre máquinas de una misma planta o entre plantas cercanas eléctricamente. Su rango de frecuencia se encuentra entre 0.8 y 2.0 Hz.

La frecuencia de los modos de oscilación entre áreas es menor debido al valor de la inercia equivalente de la combinación de máquinas que participan en esos modos y al valor de la reactancia equivalente de las líneas de interconexión entre áreas.

2.8 Formas características de oscilaciones

Para cada modo de oscilación, las relaciones de fase y magnitud de las variables de estado están determinadas por los elementos del vector característico derecho, y en general, son función de la estructura, robustez de la red y de su condición operativa.

Considere, por ejemplo, el sistema de potencia de la Figura 2.12 [11]. El sistema consiste

de dos áreas, cada una con una capacidad de 1500 y 750 MVA. La interconexión está representada por una línea de 230 KV y 200 Km de longitud. Cada máquina se modela en detalle y se incluye el efecto de un sistema de excitación estático.

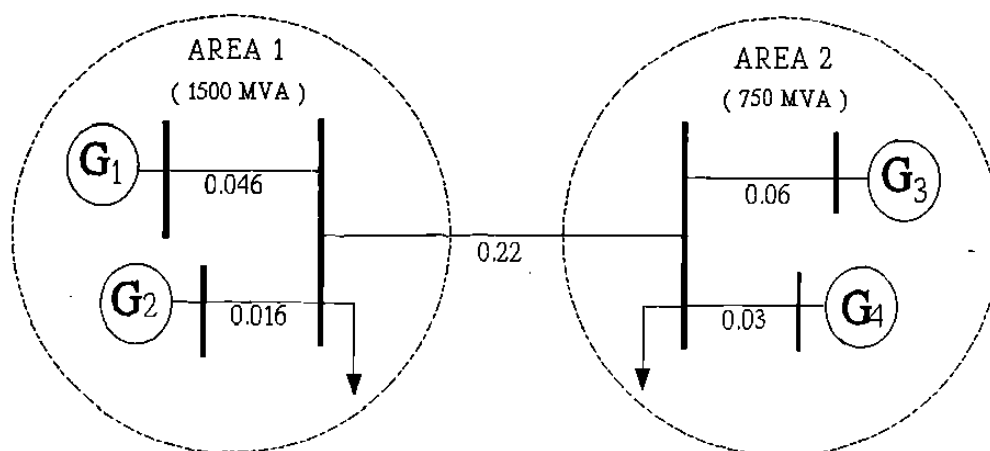


Figura 2.12 Sistema de potencia de dos áreas y cuatro máquinas.

El sistema tiene tres modos de oscilación electromecánicas; dos modos locales y uno entre áreas. Los diagramas fasoriales de la Figura 2.13 muestran las relaciones de magnitud y fase de los cambios de velocidad en cada máquina para cada uno de los modos de oscilación. Se consideran dos condiciones de flujo - del Área 1 al Área 2 - en el enlace; una con 275 MW (a, b, y c) y otra con 375 MW (d, e y f). La Tabla 2.4 presenta los valores de frecuencia y razón de amortiguamiento para cada caso.

Tabla 2.4 Modos de oscilación para el sistema de dos áreas.

Flujo	modo entre-áreas		modo local A1		modo local A2	
	f	ζ	f	ζ	f	ζ
275 MW	0.81 Hz,	0.04	1.63 Hz,	0.03	1.64 hz,	0.03
375 MW	0.45 Hz,	0.08	1.63 Hz,	0.03	1.64 Hz ,	0.07

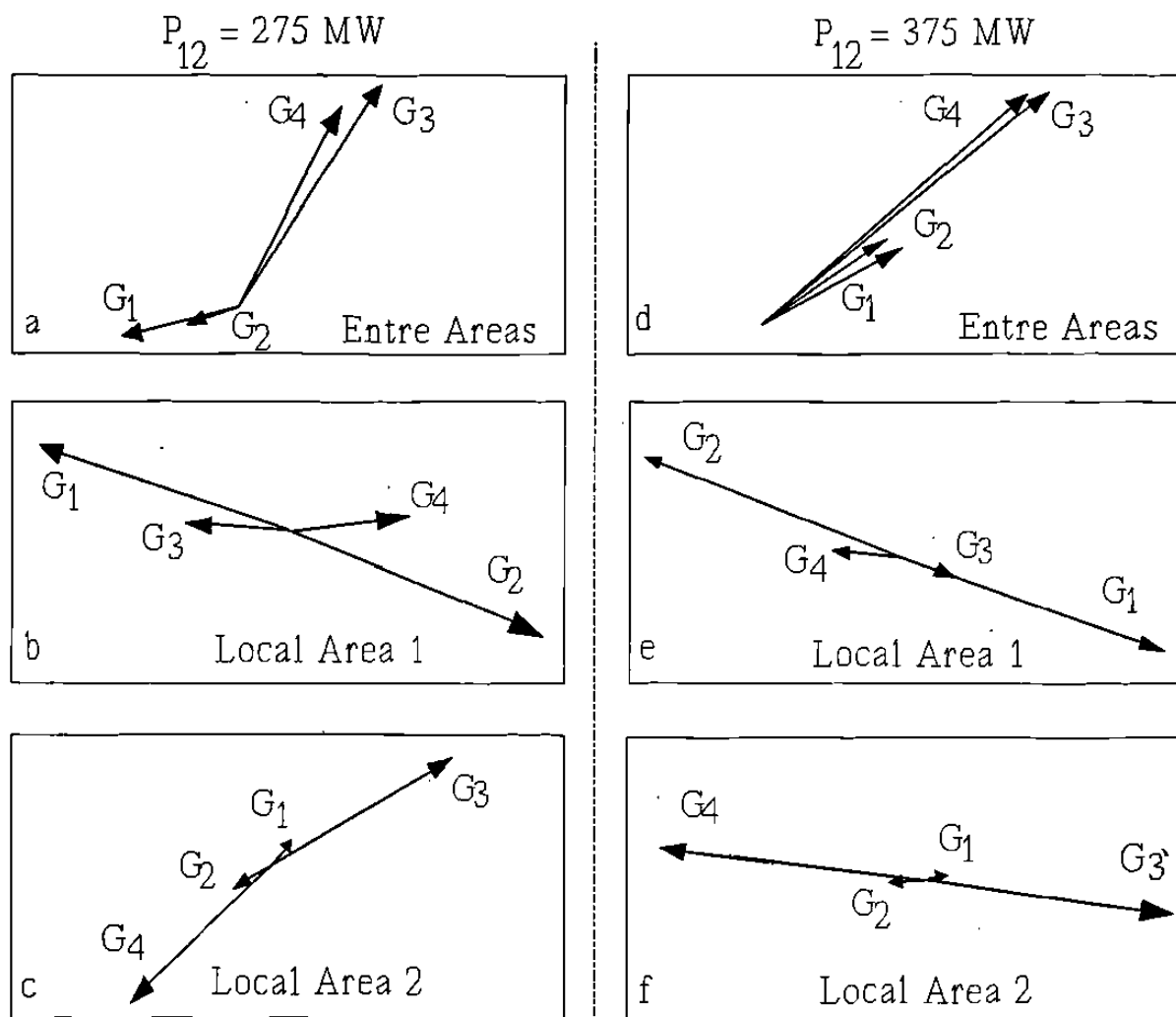


Figura 2.13 Formas características electromecánicas.

En la Figura 2.13 se observa que los modos de oscilación locales se desarrollan casi en exacta contrafase. Por su parte, los modos de oscilación entre áreas presentan características distintas para cada caso. En el primer caso, se observa una diferencia angular de aproximadamente 140° entre grupos de máquinas. Este valor es típico en situaciones reales de oscilaciones espontáneas [11,16]. En el segundo caso, se presenta una situación particular donde las variaciones de velocidad de todas las máquinas del sistema mantienen una diferencia angular mínima.

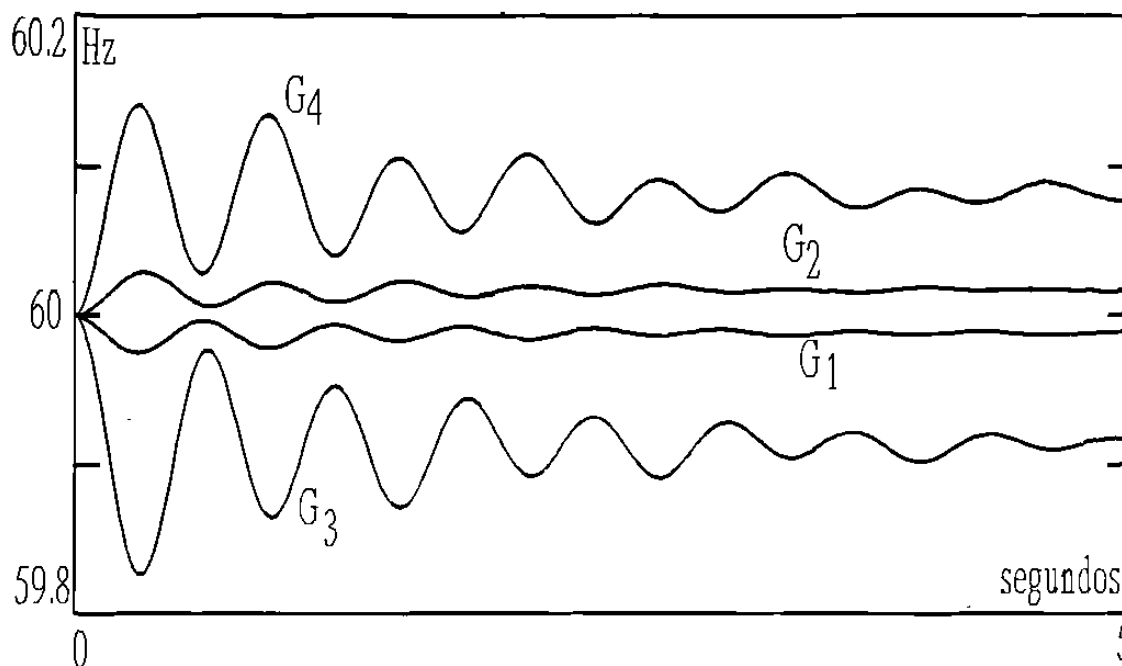


Figura 2.14 Variaciones de velocidad en modo de oscilación local para el Área 2 (275 MW en la interconexión).

La Figura 2.14 muestra el comportamiento en el tiempo de las variaciones de velocidad en máquinas cuando está presente el modo de oscilación local en el Área 2 ($P_{12} = 275$ MW). Para este caso, las máquinas del Área 2 oscilan prácticamente una contra otra. Por otro lado, las máquinas del Área 1 muestran poca actividad en este modo. Es importante señalar que aún cuando se identifiquen modos donde sólo participan dos máquinas en forma importante, existe una participación mínima de otros generadores. Por lo que la aseveración de tener una oscilación entre dos generadores es generalmente aproximada.

La Figura 2.15 presenta las variaciones de velocidad cuando se excita el modo de oscilación entre áreas (275 MW en la interconexión). Se observan máquinas del Área 1 oscilando en oposición ($\sim 140^\circ$ fuera de fase) con máquinas del Área 2. Por otro lado, la diferencia de fase entre variaciones de velocidad de máquinas de la misma área es mínima. Se observa también que las mayores desviaciones de velocidad se presentan en máquinas del área

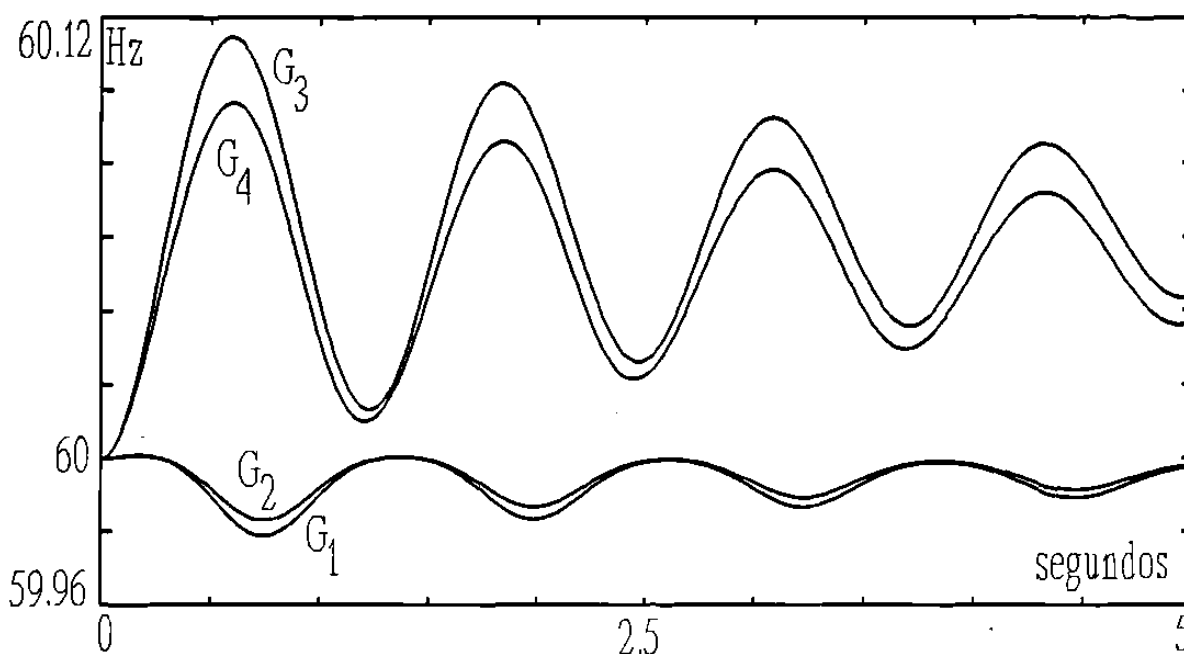


Figura 2.15 Variaciones de velocidad en máquinas en el modo de oscilación entre áreas (275 MW en la interconexión).

importadora (G_3 , G_4). A su vez, las máquinas ubicadas en los extremos de cada área muestran desviaciones mayores que las máquinas ubicadas más cerca de la línea de interconexión. A continuación se explica el comportamiento dinámico de las máquinas a partir del análisis de la respuesta del sistema ante disturbios.

Cuando se presenta una perturbación, la respuesta inicial de cada generador depende de su distancia eléctrica al punto del disturbio. De acuerdo a su respuesta eléctrica, cada generador adquiere una aceleración distinta, la cual determina, junto con la inercia, la razón de cambio de frecuencia posterior. Esta variación de frecuencia, distinta para cada generador, establece oscilaciones de potencia entre generadores e inicia el mecanismo de propagación del disturbio. Dependiendo del tipo y ubicación de la perturbación, se estimularán distintos modos de oscilación en la respuesta. De esta forma, una perturbación puede excitar la presencia de varios o ningún modo de oscilación. El último caso

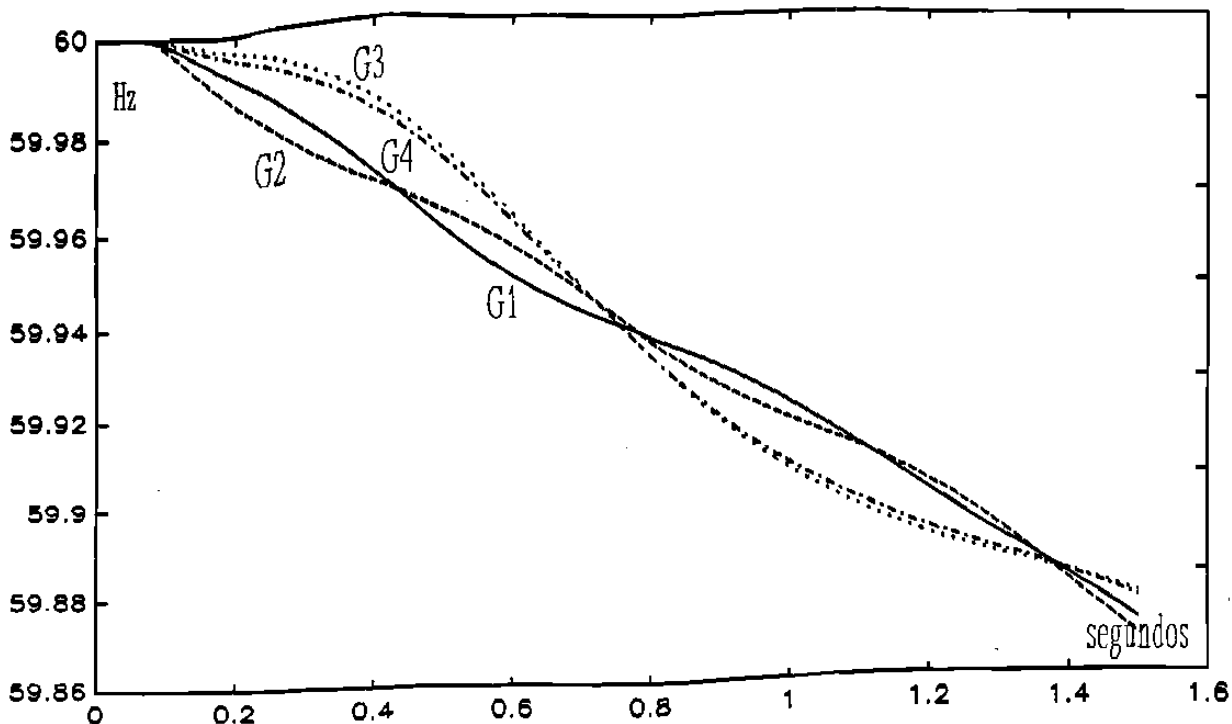


Figura 2.16 Desviaciones de velocidad ante un cambio de carga de 20 MW en área exportadora (375 MW en la interconexión).

corresponde a la condición de coherencia perfecta, en la cual se tiene la misma razón de cambio de frecuencia en todas las máquinas.

Posterior a la respuesta eléctrica, se tiene la respuesta inercial como resultado de la utilización de la energía cinética almacenada en los rotores de las unidades generadoras al no tener un cambio apreciable en la potencia mecánica. En estos primeros instantes del disturbio, la velocidad y la posición angular de los generadores depende en forma directa de sus constantes de inercia.

La Figura 2.16 muestra las variaciones de velocidad de los generadores en la Figura 2.12, cuando se provoca un incremento de carga de 20 MW en el Area 1 y se tiene una condición de 375 MW en la interconexión. Debe notarse de la Figura 2.16, la aceleración de las máquinas en función de su distancia eléctrica al punto de la perturbación. Es interesante también observar la transmisión del disturbio de acuerdo al comportamiento de las

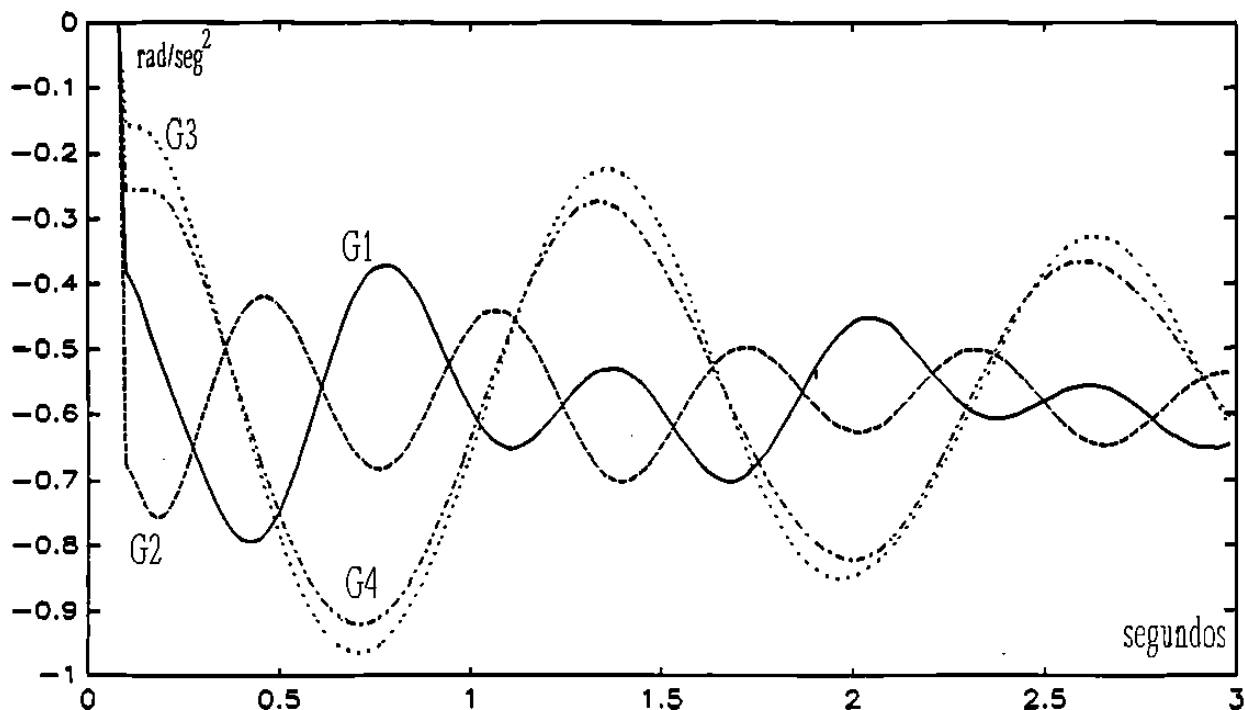


Figura 2.17 Aceleración de generadores ante un cambio de carga de 20 MW en Area 1 (375 MW en la interconexión).

frecuencias. En el área importadora (G_3, G_4), las frecuencias prácticamente no cambian hasta después de 0.1 seg. después de iniciado el disturbio. También, para que la frecuencia de las unidades del Area 2 sea superior a la frecuencia de las unidades del Area 1, debe transcurrir un segundo. Estas variaciones de frecuencia dan lugar a intercambios de potencia oscilatorios entre las áreas, y en el caso general, entre máquinas de una misma área eléctrica.

La Figura 2.17 presenta el comportamiento de la aceleración en máquinas para este mismo caso. Debe observarse en la figura la forma en que se entrelazan las curvas, lo cual es un reflejo de la variación de la potencia eléctrica en máquinas, y esta a su vez, de los desplazamientos angulares relativos entre máquinas. Es interesante observar en la Figura 2.16 cómo la frecuencia de las máquinas en cada área, oscila alrededor de una frecuencia promedio para cada área. De la misma forma la aceleración de máquinas oscila alrededor de una aceleración promedio en cada área. En la Figura 2.16 también, todas las máquinas

oscilan alrededor de una frecuencia promedio de las dos áreas. En la Figura 2.17, la aceleración de todas las máquinas oscilan alrededor de la aceleración total del sistema. En este caso no se considera variaciones de la potencia mecánica, por lo que la aceleración total del sistema no cambia.

Para el caso analizado, el mecanismo de propagación del disturbio provoca que las desviaciones de velocidad más grandes se presenten en unidades ubicadas en los extremos del sistema (G_1 , G_3), como se observa en las Figuras 2.16 y 2.17. En el caso general, la combinación de distancia eléctrica y capacidad del generador determinará su comportamiento ante perturbaciones. También se observa que las máquinas del área importadora tienden a oscilar más alrededor de la frecuencia promedio de las áreas. Esto es debido a la diferencia de capacidades entre las áreas. De esta forma los cambios de potencia en la línea de interconexión serán proporcionalmente mayores para el área importadora. En condiciones de igual capacidad, se tendrá el mismo comportamiento debido a su condición de demanda, la cual presenta valores de sincronización menores.

Por otro lado, el disturbio excita en distinta proporción los tres modos de oscilación del sistema. Esto se verifica por el entrelazado de las curvas en las Figuras 2.16 y 2.17. Los ciclos de variación de las curvas de frecuencia y aceleración corresponden a los valores de la Tabla 2.4 (1.63 y 1.64 Hz). De la misma forma, la frecuencia de oscilación entre grupos de máquinas corresponde al valor reportado de 0.45 Hz. Los tres modos de oscilación naturales del sistema están presentes en la respuesta, siendo el modo de oscilación entre áreas el más dominante.

Las Figuras 2.18 y 2.19 muestran la variación del flujo de potencia por la línea de interconexión cuando se excita el modo de oscilación entre áreas en las dos condiciones de flujo analizadas. Los valores de frecuencia de oscilación corresponden a los reportados en la Tabla 2.4.

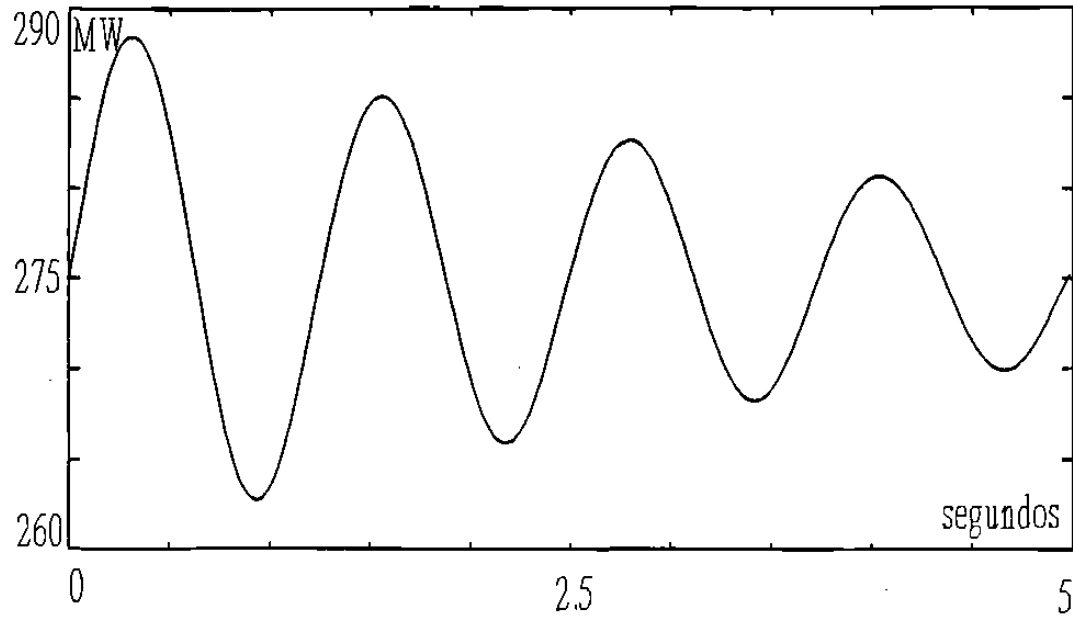


Figura 2.18 Flujo de potencia en la interconexión, modo de oscilación entre áreas. Caso con 275 MW de intercambio.

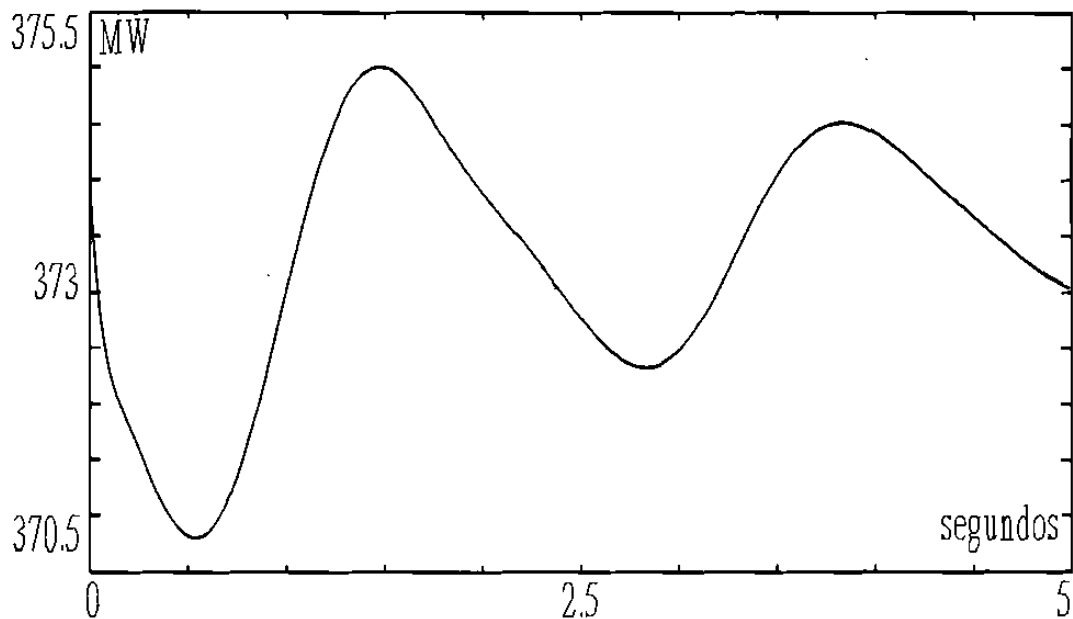


Figura 2.19 Flujo de potencia en interconexión, modo de oscilación entre áreas. Caso con 375 MW de intercambio.

Cuando la condición inicial de flujo en la interconexión es de 375 MW, los generadores se encuentran muy cerca de condiciones límite (diferencias angulares internas cercanas a 90°). Esto da lugar a una forma característica de oscilación donde todos los generadores mantienen un comportamiento coherente como se muestra en las Figuras 2.13 y 2.16. En esta situación, el intercambio energético que normalmente ocurre entre máquinas a través de la red se lleva a cabo entre las máquinas y las cargas del sistema.

En este caso, la dinámica de las cargas en función del voltaje toma un papel relevante. Debido a las condiciones extremas del sistema, el voltaje de la red sufre variaciones importantes. De esta forma, la variación de potencia de las cargas originada por los cambios en el voltaje, modifica substancialmente la aceleración de las máquinas y puede alterar los intercambios de potencia asociados a modos de oscilación entre áreas.

En el caso que se analiza, la contribución de las cargas en el área importadora cambia la tendencia natural de flujo de potencia en la línea de interconexión debida a la diferencia de velocidades entre máquinas. Esto provoca un decremento en la potencia de salida de los generadores del área exportadora, lo cual establece la oscilación coherente de generadores en ambas áreas. Situaciones similares en condiciones de menor demanda siempre y cuando las variaciones del voltaje sean importantes. Esto puede ocurrir, por ejemplo, cuando se mantengan varias unidades en control manual, o con sistemas de excitación de baja respuesta.

CAPITULO III

AMORTIGUAMIENTO EN SEP's

3.1 Introducción

En un sistema de potencia existen diversas fuentes de amortiguamiento, las cuales permiten controlar la magnitud y la duración de las oscilaciones. Entre ellas se pueden mencionar; los pares producidos por las corrientes en los devanados amortiguadores de generadores, la sensibilidad de las cargas con el voltaje y la frecuencia, los controles de excitación y gobernación de velocidad y los estabilizadores de potencia.

Recientemente, los compensadores estáticos de vars, los controles de líneas de transmisión en corriente directa y los esquemas de capacitores serie están siendo utilizados para el control de oscilaciones electromecánicas. En la mayoría de los casos como una función de control secundaria.

Para entender el origen y las causas del problema de oscilaciones es necesario tener un conocimiento pleno de la física y naturaleza del amortiguamiento en el sistema de potencia. Este capítulo aborda esta tarea analizando a detalle la dinámica de cada elemento en el sistema y su contribución al amortiguamiento de oscilaciones. Este análisis conduce naturalmente hacia el diseño eficiente de estrategias para la solución del problema.

3.2 Amortiguamiento en SEP's

En un sistema de potencia, la dinámica de cada generador está determinada por su ecuación de oscilación. Dicha ecuación relaciona el movimiento del rotor de la máquina con el balance electromecánico interno. Así se establece, de acuerdo a la segunda ley de Newton la actuación de dos pares sobre el rotor de la máquina; un par mecánico desarrollado en la

turbina, y un par eléctrico producto de la interacción de campos magnéticos en el generador. En condiciones de equilibrio, estos pares son iguales en magnitud pero de signo contrario, lo cual establece una velocidad del rotor constante. El par de aceleración total está representado por la diferencia entre el par eléctrico y mecánico.

Cualquier perturbación en el sistema puede alterar alguno de estos pares. Por razones de seguridad y calidad en el servicio, es importante regresar a las condiciones de equilibrio lo más rápidamente posible. Esto implica modificar la potencia mecánica o la eléctrica de tal manera que se reduzca eficientemente la perturbación. Es importante, por un lado, limitar las desviaciones en las variables eléctricas, y por otro lado, eliminar las variaciones en el menor tiempo posible. Conceptualmente, es importante entender los mecanismos de defensa del sistema que impactan la magnitud y duración en estas desviaciones.

Cuando ocurre una perturbación, se establece naturalmente un intercambio de energía entre las máquinas y el sistema de potencia. Considere, por ejemplo, un decremento súbito de carga. La energía que deja de consumir la carga, se transfiere del sistema hacia las máquinas. El desbalance de energía en las máquinas se manifiesta con un aumento en la velocidad de rotación. Dicho intercambio - o reacomodo energético - toma cierto tiempo en establecerse debido a los distintos tiempos de respuesta de las máquinas y el sistema. De esta forma, se producen *oscilaciones* de potencia en el sistema, las cuales se caracterizan por sus valores de frecuencia y amortiguamiento.

En el momento de la perturbación, los generadores síncronos activan un mecanismo de defensa que tiende a restablecer naturalmente la condición de equilibrio. Considere un sistema de una máquina y una barra infinita, donde la máquina se representa por su modelo clásico. Si se tiene, por ejemplo, una perturbación que provoca una reducción de la potencia eléctrica de la unidad, la máquina comienza a incrementar su velocidad (ω) y el ángulo de potencia (δ). Así se inicia el mecanismo de defensa el cual incrementa la potencia de la unidad en función de su desplazamiento angular ($\Delta\delta$). Eventualmente, la potencia eléctrica alcanzará la potencia mecánica de la unidad, la cual se considera sin cambio. En este punto,

sin embargo, el rotor de la máquina no se detiene debido a su inercia. De la misma forma la potencia eléctrica de la unidad continúa en aumento, pero a partir de ese momento con aceleración negativa ($P_e > P_m$). El desplazamiento angular $\Delta\delta$ alcanza su valor máximo cuando la energía desacelerante iguala la energía acelerante acumulada con anterioridad. En ese momento, la variación de velocidad es nula con aceleración negativa máxima. Así se inicia un nuevo ciclo de variación para $\Delta\delta$ y $\Delta\omega$, sólo que ahora en sentido opuesto.

Si se consideran variaciones pequeñas para el ángulo, la relación entre la variación del par eléctrico y el ángulo δ está determinada por el coeficiente de sincronización de la unidad ($\Delta P_e = K_S \Delta\delta$). Es importante notar que si no existe ningún elemento adicional, el ciclo de variación para el ángulo δ se mantendrá indefinidamente. Por otro lado, el valor del coeficiente de sincronización de la unidad determina el desplazamiento máximo para $\Delta\delta$. A medida que el coeficiente K_S es mayor, ΔP_e cambia con mayor rapidez, lo cual implica un desplazamiento angular y una energía de aceleración menor. El coeficiente de sincronización representa así la fuerza que mantiene la máquina unida al sistema, de forma similar al coeficiente de elasticidad de un resorte, el cual intenta mantener, en un sistema mecánico masa-resorte, la masa en su posición de equilibrio inicial. Por otro lado, el coeficiente K_S determina también la frecuencia de oscilación natural del sistema de acuerdo a la ecuación (2.17).

La Figura 3.1 muestra el comportamiento en el tiempo para ΔP_e , $\Delta\omega$ y $\Delta\delta$ ante un escalón de potencia mecánica. Es importante observar en la gráfica las relaciones fasoriales entre variables. La variación del par eléctrico ΔP_e oscila en fase con la variación angular $\Delta\delta$. Asimismo, $\Delta\omega$ está 90 grados adelante con respecto a $\Delta\delta$. La Figura 3.2 muestra el plano de fase entre variables. Para la condición analizada, la recta 1 representa el plano de fase para ΔP_e vs $\Delta\delta$, donde la pendiente de la recta representa el valor del coeficiente K_S . La curva 2 corresponde al plano de fase para $\Delta P_e - \Delta\omega$.

La fuerza o par de sincronización de la unidad es un medio importante de defensa de la máquina frente a disturbios. Sin embargo, el sistema requiere un elemento adicional que

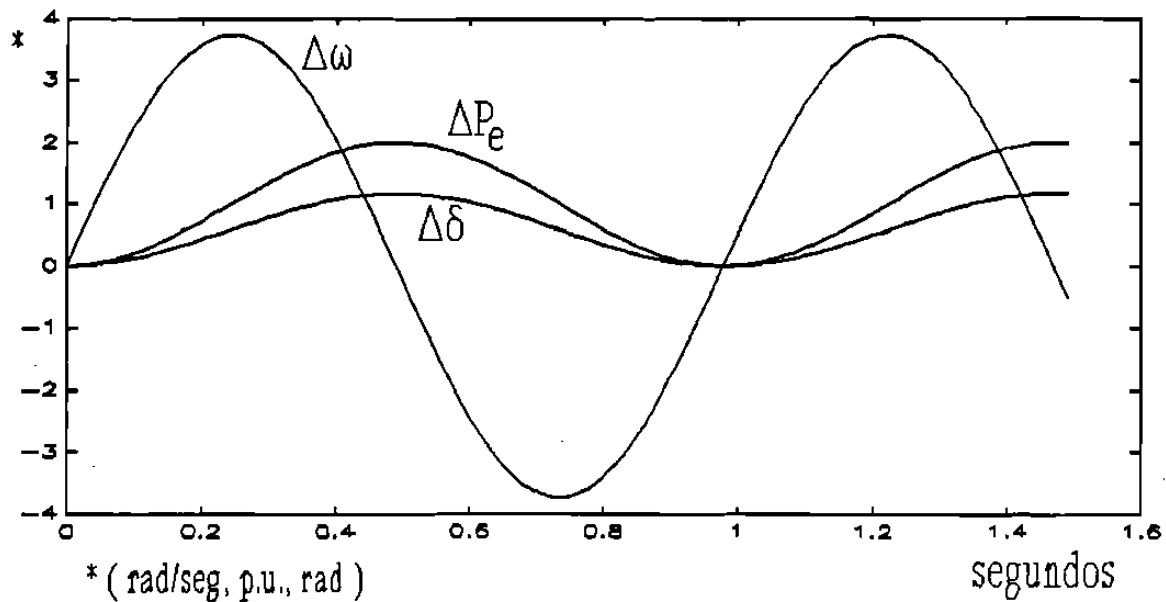


Figura 3.1 Comportamiento en el tiempo de las variables del sistema ante un incremento de potencia mecánica.

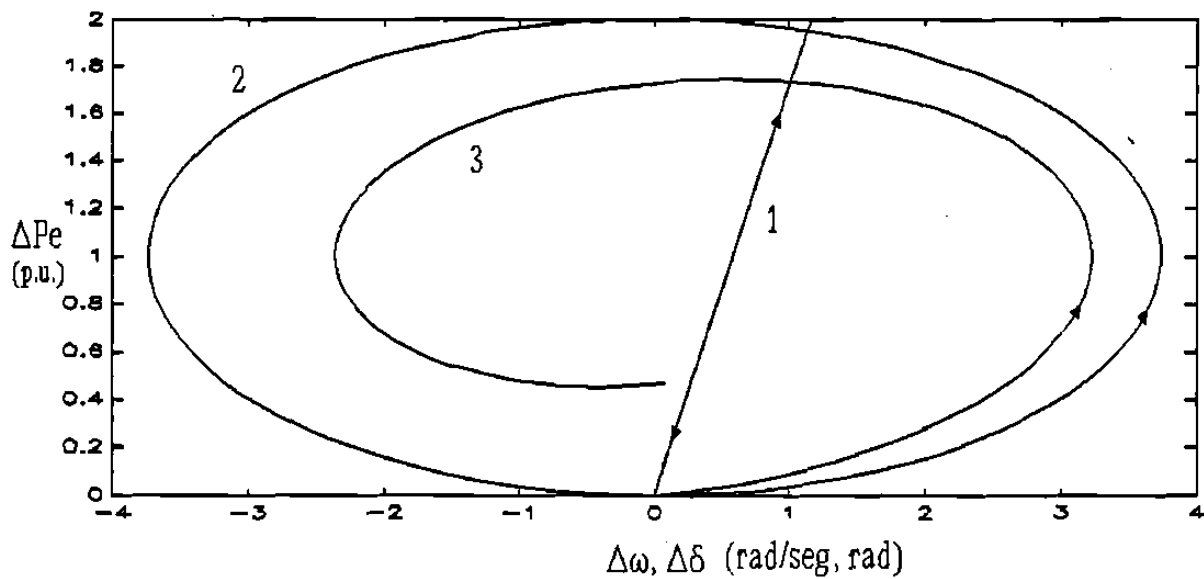


Figura 3.2 Plano de fase para las variaciones del par eléctrico, velocidad y ángulo.

mitige las oscilaciones y lleve el sistema a un nuevo punto de equilibrio. Considere el diagrama de bloques de la Figura 3.3, el cual representa el modelo lineal del sistema en el

dominio de Laplace [65]. Es ilustrativo analizar el efecto de las variaciones de velocidad en la modulación de la potencia acelerante y las oscilaciones.

La curva 2 de la Figura 3.2 muestra una relación interesante entre las variaciones de velocidad y el par eléctrico; para cualquier cambio positivo de $\Delta\omega$ siempre se incrementa el par eléctrico, sólo que mientras el par cambia de un valor mínimo a un máximo, la velocidad cambia de su valor nominal a un máximo y regresa al nominal. Este comportamiento puede utilizarse convenientemente para alterar la potencia acelerante de la unidad.

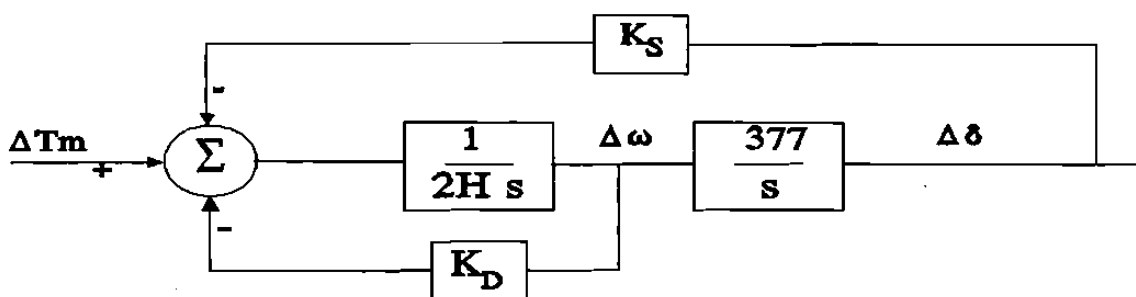


Figura 3.3 Modelo incremental de una máquina, representada por su modelo clásico, y una barra infinita.

Un par desarrollado en fase con $\Delta\omega$ y sumado al par eléctrico actual ($\Delta P_e = K_S \Delta\delta + K_D \Delta\omega$) reduce los valores para $\Delta\delta$ necesarios para alcanzar un valor de potencia acelerante cero en cada ciclo de variación de ángulo (mínimo-máximo, máximo-mínimo). Esta acción efectivamente controla la magnitud de las oscilaciones reduciendo ciclo a ciclo la energía de intercambio entre la máquina y el sistema. Esto se ilustra en la Figura 3.4, la cual muestra la trayectoria para $\Delta\delta$ ante un escalón en ΔP_m . La recta 1 corresponde a la variación del par eléctrico sin el par adicional. La curva 2 representa el par eléctrico total incluyendo el par adicional en fase con $\Delta\omega$. Note como el par adicional se suma al par eléctrico original para reducir las áreas de aceleración A_1 (hab→had) y desaceleración A_2 (bci→fej), y consecuentemente las variaciones angulares (ab→ad, de→ef) máximas. La trayectoria original para el ángulo estaría circunscrita indefinidamente entre los puntos a, b y c. Con el par adicional, la trayectoria en el primer ciclo de la oscilación es a-d-e-f-g.

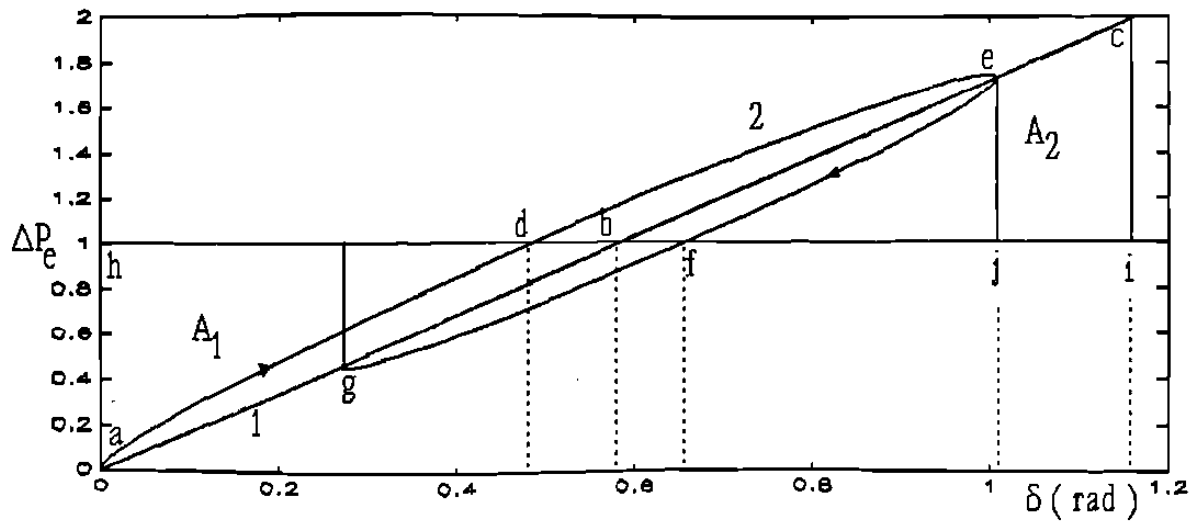


Figura 3.4 Impacto de pares adicionales en fase con las desviaciones de velocidad del rotor.

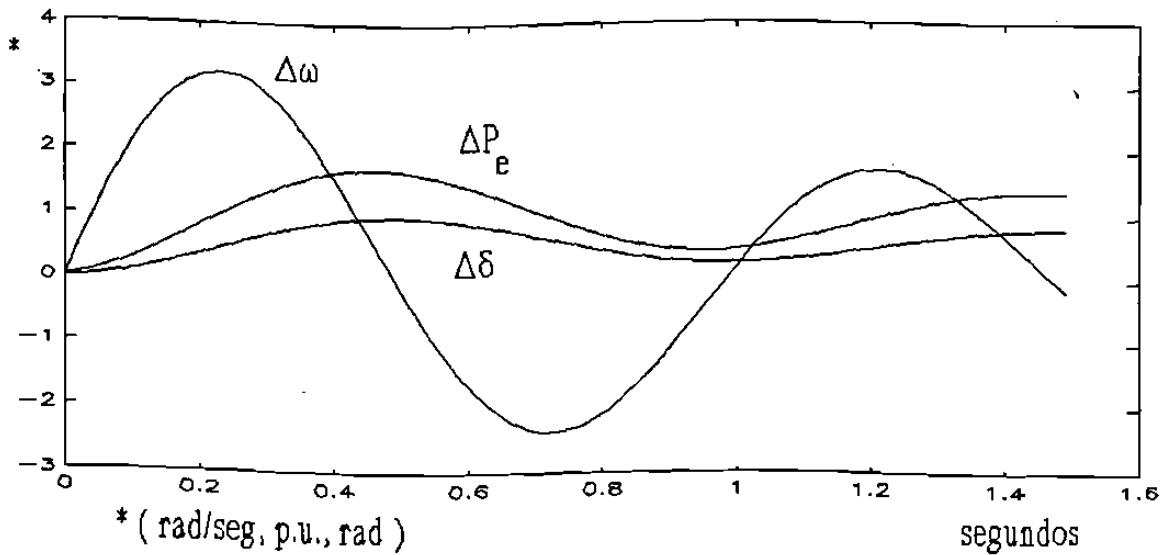


Figura 3.5 Comportamiento en el tiempo para las variables del sistema ante un cambio de la potencia mecánica. Se incluye un par adicional en fase con $\Delta\omega$.

El comportamiento en el tiempo de las variables del sistema se muestra en la Figura 3.5. Debe observarse que el par eléctrico no está exactamente en fase con el ángulo, se ha

desplazado ligeramente hacia la izquierda, más cerca de $\Delta\omega$, y las variaciones del ángulo y la velocidad ahora son menores (ver Figura 3.1). La curva 3 de la Figura 3.2 muestra el plano de fase resultante para ΔP_e vs $\Delta\omega$ incluyendo el par adicional. La trayectoria en espiral del plano de fase eventualmente alcanzará un valor de estado estable, el cual corresponde exactamente a su centro.

Desde el punto de vista mecánico, es factible también desarrollar un par en contrafase con las desviaciones de velocidad y utilizarlo para fines de amortiguamiento. De hecho, las máquinas presentan un amortiguamiento inherente debido a rozamientos entre partes mecánicas, el cual mantiene una característica lineal en función de las variaciones de velocidad del rotor.

De manera general, todos los elementos y controles en el sistema afectan el par desarrollado en cada unidad generadora. Gran parte del análisis de oscilaciones se ocupa en determinar las componentes de par asociadas con estos elementos. En este sentido, es importante conocer las relaciones de fase entre las variables de entrada y salida de cada elemento y su efecto final en el par de la máquina. Componentes en fase con desviaciones de ángulo y velocidad modificarán los pares de sincronización y amortiguamiento respectivamente. El objetivo de este capítulo es analizar la dinámica e impacto de distintos elementos y controles en las oscilaciones del sistema.

3.3 Dinámica del generador síncrono

3.3.1 Representación clásica

Cuando un generador es representado por el modelo clásico y todas las resistencias se desprecian, la representación de un sistema generador-barra infinita corresponde al de la Figura 3.6 [65]. En este diagrama, E' es el voltaje detrás de la reactancia $X'd$, cuya magnitud se supone constante en su valor de predisturbio. El ángulo δ representa la diferencia de fase entre E' y el voltaje E_B de la barra infinita.

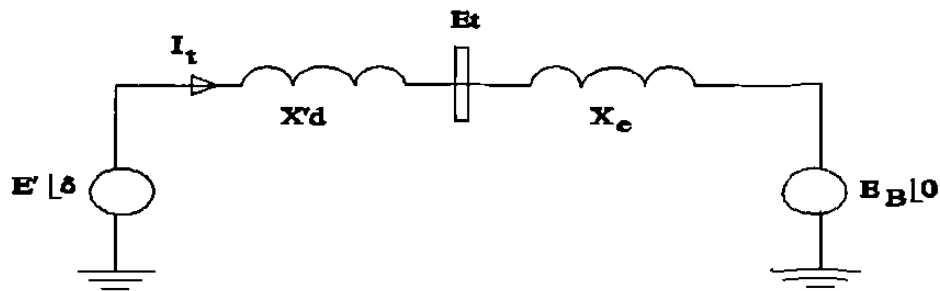


Figura 3.6 Representación de un sistema máquina-barra infinita.

Cuando se desprecia la resistencia del estator, la potencia interna (P_g) es igual a la potencia terminal (P_e). En por unidad, el par es igual a la potencia y se expresa como:

$$T_e = P_e = \frac{E' E_B}{X_T} \sin \delta \quad (3.1)$$

donde $X_T = X'_d + X_e$. Al linealizar la ecuación anterior a partir del punto inicial $\delta = \delta_0$ se obtiene;

$$\Delta T_e = \frac{\partial T_e}{\partial \delta} \Delta \delta = \frac{E' E_B}{X_T} \cos \delta_0 \Delta \delta \quad (3.2)$$

La ecuación de oscilación de la máquina describe la dinámica del rotor sujeta a dos pares internos; un par mecánico (P_m), desarrollado en la turbina, y un par eléctrico, determinado por la ecuación 3.2. Si se substituye la ecuación (3.2) en las ecuaciones dinámicas del rotor, se obtiene la siguiente forma incremental:

$$\begin{aligned} p \Delta \omega &= \frac{1}{2H} (\Delta T_m - K_S \Delta \delta - D \Delta \omega) \\ p \Delta \delta &= \omega_0 \Delta \omega \end{aligned} \quad (3.3)$$

donde $\Delta \omega$ representa las desviaciones de velocidad en por unidad, δ el ángulo del rotor en

radianes eléctricos, ω_o es la velocidad eléctrica del rotor en radianes por segundo y p es el operador diferencial p/dt con t expresado en segundos. D representa el coeficiente de rozamiento mecánico y K_S el coeficiente de sincronización eléctrico expresado como:

$$K_S = \left[\frac{E' E_B}{X_T} \right] \cos \delta_o \quad (3.4)$$

Al expresar la ecuación (3.3) en su forma matricial se obtiene

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ \Delta\delta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{2H} & -\frac{K_S}{2H} \\ \omega_o & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\omega \\ \Delta\delta \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix} \Delta T_m \quad (3.5)$$

Esta ecuación es de la forma $\dot{x} = Ax + bu$. Los valores propios de la ecuación característica de la matriz A determinan el comportamiento dinámico del sistema. La ecuación característica se expresa de la siguiente manera:

$$s^2 + \frac{D}{2H} s + \frac{K_S \omega_o}{2H} = 0 \quad (3.6)$$

cuya forma general es;

$$s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2 = 0 \quad (3.7)$$

De esta ecuación se define la frecuencia natural no amortiguada

$$\omega_n = \sqrt{K_S \frac{\omega_o}{2H}} \quad \text{rad/seg} \quad (3.8)$$

y la relación de amortiguamiento

$$\zeta = \frac{1}{2} \frac{D}{2H\omega_n} = \frac{1}{2} \frac{D}{\sqrt{2HK_S\omega_o}} \quad (3.9)$$

De las ecuaciones anteriores se puede concluir que a medida que el coeficiente de sincronización (K_S) se incrementa, la frecuencia natural se incrementa y la relación de amortiguamiento disminuye. Un incremento en el coeficiente del par de amortiguamiento incrementa la relación de amortiguamiento, mientras que un incremento en la inercia disminuye ambas cantidades (ω_n y ζ).

Es importante observar que el coeficiente K_S varía directamente con el coseno del ángulo δ_0 y en forma inversa con la reactancia X_T . Esto significa que ante condiciones de alta carga y un sistema de transmisión débil, es muy probable observar oscilaciones de baja frecuencia y pares de sincronización reducidos.

La Tabla 3.1 presenta un análisis paramétrico de las variables que afectan el comportamiento dinámico del sistema. Estas variables son la potencia de salida de la unidad (P_e), la reactancia (X_e), la inercia (H) y el coeficiente D . La Tabla 3.1 muestra el impacto de estas variables en la frecuencia natural de oscilación (f_n), el coeficiente de sincronización (K_S) y la relación de amortiguamiento (ζ).

Tabla 3.1 Efecto de P_e , X_e , H y D en modo de oscilación local

P_e	f_n	K_S	X_e	f_n	K_S	H	f_n	K_D	ζ
0.1	0.95	2.19	0.06	1.59	6.2	6	1.07	-3.3	-0.05
0.3	0.93	2.10	0.18	1.27	3.9	8	0.92	-1.3	-0.02
0.5	0.89	1.93	0.30	1.05	2.7	10	0.82	0	0
0.7	0.82	1.64	0.48	0.80	1.5	12	0.75	1.3	0.02
1.0	0.59	0.86	0.60	0.61	0.9	14	0.70	3.3	0.05

Los valores utilizados para obtener los valores de la Tabla 3.1 consideran una unidad de 300

MW con una inercia de 3.83 segundos y una reactancia transitoria $X'd$ de 0.36 p.u.. La reactancia externa representa una línea de 230 KV de aproximadamente 200 Km de longitud. Los parámetros están expresados en base a la potencia de la unidad.

La Tabla 3.1 se divide en cuatro secciones. En cada sección se hace variar el parámetro de la primera columna y se observa su efecto en las variables presentadas en el resto de la sección. En el primer caso, se hace variar la potencia de salida de la máquina y se observa su impacto en la frecuencia natural y el coeficiente de sincronización. De ahí se observa, que la variación en el coeficiente K_S es un fiel reflejo del comportamiento de la frecuencia natural de oscilación, la cual disminuye a medida que la potencia P_e se incrementa.

En su segunda sección, la Tabla 3.1 muestra el fuerte impacto de la reactancia X_e en el par de sincronización de la unidad, el cual disminuye notablemente a medida que X_e se incrementa. La inercia de la unidad impacta en gran medida la frecuencia de oscilación, lo cual se observa en la ecuación (3.8). Pares de sincronización reducidos, generalmente se asocian con líneas de interconexión débiles (valores altos para X_e) y constantes de inercia elevadas. En la última sección de la Tabla se muestra el impacto del coeficiente D , cuyo valor típico es 2 y puede variar en un rango de 1 a 5.

3.3.2 Circuito de campo

En esta sección se describen los efectos de la variaciones del flujo de campo en los pares de amortiguamiento y sincronización de una máquina síncrona. En este análisis no se considera el efecto de devanados amortiguadores y se considera que el voltaje de campo es constante, es decir, un control manual de la excitación.

Para un sistema de una máquina y una barra infinita, la Figura 3.7 muestra la representación lineal del sistema en términos de las llamadas constantes K [6,65] (Apéndice I). De este diagrama, el cambio en el par eléctrico es función de $\Delta\delta$ y $\Delta E'q$ como sigue:

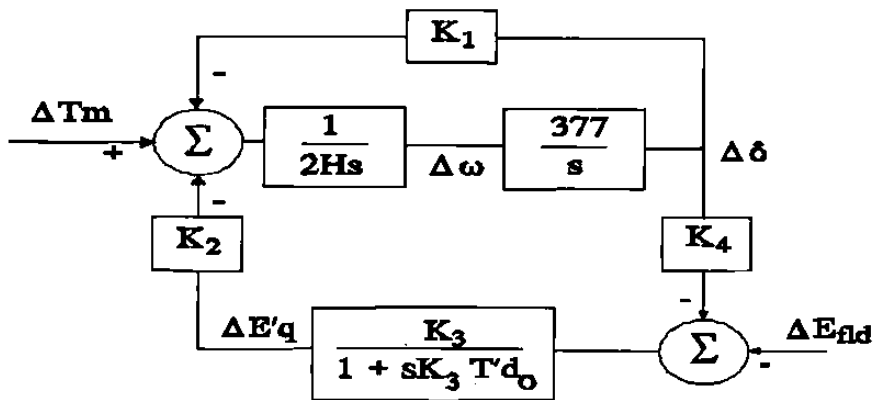


Figura 3.7 Representación lineal máquina-barra infinita con E_{fld} constante.

$$\Delta T_e = K_1 \Delta \delta + K_2 \Delta E'_q \quad (3.10)$$

donde $K_1 = \Delta T_e / \Delta \delta$ con E'_q constante y $K_2 = \Delta T_e / \Delta E'_q$ con δ constante.

El primer término de la ecuación (3.10) se encuentra en fase con $\Delta \delta$ y representa una componente de sincronización. El segundo término de la ecuación (3.10) representa el par resultante de variaciones en los encadenamientos de flujo del circuito de campo, el cual se encuentra en fase con $\Delta E'_q$ e impacta, como se mostrará más adelante, los pares de sincronización y amortiguamiento de la máquina. La variable $\Delta E'_q$ representa el voltaje interno de la máquina en el eje de cuadratura, el cual es función de los encadenamientos de flujo del circuito de campo y cuya variación depende de la ecuación dinámica del circuito de campo:

$$\frac{d}{dt} \Delta E'_q = - \frac{1}{T'_{do}} (\Delta E_{fld} + \Delta E'_q - (x_d - x'_d) I_d)$$

Del diagrama de la Figura 3.2, con voltaje de campo constante, las variaciones de flujo de campo son causadas únicamente por el efecto retroalimentado de $\Delta \delta$ a través del coeficiente K_4 . Esta dinámica representa un efecto desmagnetizante de reacción de armadura. De esta forma, el cambio en el par debido a variaciones del voltaje de campo está dado por,

$$\frac{\Delta T_e(s)}{\Delta \delta(s)} = -\frac{K_2 K_3 K_4}{(1 + s K_3 T'_{do})} \quad (3.11)$$

Si se consideran positivas las constantes K_2 , K_3 y K_4 , la contribución de $\Delta E'_q$ en los pares de sincronización y amortiguamiento depende de la frecuencia de oscilación en la siguiente forma:

- (1) En estado estable, a muy bajas frecuencias ($s = j\omega \approx 0$):

$$\Delta T_e = -K_2 K_3 K_4 \Delta \delta$$

se presenta una componente de sincronización negativa. El sistema será inestable si esta componente excede el valor $K_1 \Delta \delta$, ya que el límite de estabilidad de estado estable está determinado por:

$$K_1 K_2 K_4 = K_1$$

- (2) Para frecuencias mucho mayores que $1/K_3 T'_{do}$:

$$\Delta T_e = \frac{K_2 K_4}{\omega_a T_{do}} j \Delta \delta = \frac{K_2 K_4}{\omega_a^2 T'^2_{do}} \Delta \omega$$

se tiene una componente de par en fase con $\Delta \omega$, es decir, una componente de amortiguamiento positivo.

- (3) A una frecuencia de oscilación ω_a , las contribuciones de sincronización y amortiguamiento están dadas por:

$$\Delta T_S(j\omega_a) = -\frac{K_2 K_3 K_4}{1 + (\omega_a K_3 T'_{do})^2} \Delta \delta = K_S(j\omega_a) \Delta \delta$$

$$\Delta T_D(j\omega_a) = \frac{K_2 K_4 K_3^2 T'^2_{do}}{1 + (\omega_a K_3 T'_{do})^2} \Delta \omega = K_D(j\omega_a) \Delta \omega$$

Si todas las constantes son positivas, el efecto neto es reducir ligeramente el par de sincronización e incrementar la componente de par de amortiguamiento.

Para un sistema máquina-barra infinita, los resultados de la Tabla 3.2 muestran el impacto de la dinámica de los encadenamientos de flujo del circuito de campo en la frecuencia y amortiguamiento del modo local de oscilación. Se consideraron los siguientes parámetros: $x_d=1.6$, $x_q=1.55$, $x'_q=1.0$, $x'_d=0.32$, $H=3.5$, $T'_{do}=6.0$ y $X_e=0.147$.

Tabla 3.2 Efecto de la dinámica del campo.

P_e	K_S	K_D	K_1	K_2	K_4	σ	ω_a	$\Delta E'_q - \Delta\omega$
0.2	-0.0014	0.68	1.05	0.56	1.10	-0.048	7.54	5.18
0.4	-0.0038	1.82	1.23	0.99	1.95	-0.130	8.14	3.65
0.6	-0.0055	2.63	1.40	1.27	2.50	-0.188	8.68	2.66
0.8	-0.0064	3.2	1.53	1.44	2.84	-0.222	9.08	2.12
1.0	-0.0070	3.4	1.63	1.55	3.04	-0.240	9.37	1.82

La Tabla 3.2 muestra el efecto de la dinámica de campo en los coeficientes de sincronización y amortiguamiento de la máquina. De acuerdo al valor del incremento, se observa un impacto mayor en el coeficiente D. El coeficiente K_S se reduce muy ligeramente. La última columna de la Tabla 3.2 muestra la posición fasorial del par debido a $\Delta E'_q$. ($\Delta E'_q - \Delta\omega$) representa la posición relativa, en grados, de este fasor con el fasor velocidad $\Delta\omega$. El fasor de par se encuentra en la misma dirección y en una posición muy cercana a $\Delta\omega$. A medida que P_e se incrementa, la distancia entre ambos fasores se reduce. Por otro lado, también se observa que las constantes de la máquina son positivas e incrementan su valor a medida que P_e se incrementa. Esto hace que se tenga una mayor contribución de amortiguamiento para valores altos de P_e , lo cual es importante ya que los problemas de amortiguamiento generalmente se presentan en condiciones de alta carga.

El coeficiente K_4 es normalmente positivo si la máquina entrega potencia al sistema. De esta forma, el efecto de la variación del flujo de campo debido a la reacción de armadura, considerando E_{fld} constante, es introducir una componente de amortiguamiento positivo. Sin embargo, existen situaciones donde K_4 es negativa. Esto ocurre cuando un generador alimenta de manera parcial una gran carga local y el resto de la carga se satisface de la barra infinita. En tales condiciones, los pares que se producen por las corrientes inducidas en el campo debidas a la reacción de armadura tienen componentes opuestas a la dirección de $\Delta\omega$, produciendo amortiguamiento negativo. Esto es particularmente importante en sistemas eléctricos con características longitudinales, donde este patrón de carga-generación es común. Por otro lado, la robustez de las interconexiones toman un papel preponderante, lo cual se muestra a continuación.

Es ilustrativo analizar la expresión simplificada para K_4 en la ecuación (3.12) [6,65]. El coeficiente K_4 es negativo si el segundo término del numerador es mayor al primero, o el ángulo δ_o es negativo. El primer caso se presenta para valores altos de δ y $(r_a+r_e) > (X_e+X_q)$. En el segundo caso se tiene una carga local varias veces superior a la potencia del generador. Debe notarse el impacto importante de la interconexión, a medida que X_e es mayor el efecto será mayor.

$$K_4 = \frac{E_B (X_d - X'_d) [(X_e + X_q) \text{sen} \delta_o - (r_a + r_e) \text{cos} \delta_o]}{(r_a + r_e)^2 + (X_e + X_q)(X_e + X_d)} \quad (3.12)$$

Para el mismo sistema del ejemplo anterior y considerado $X_e=0.367$, la Tabla 3.3 ilustra el impacto de una carga local en las contribuciones del devanado de campo. En este caso se considera una potencia de generación de 100 MW y se hace variar la carga de 50 a 350 MW.

De la Tabla 3.3 se observa que a medida que la carga se incrementa, los coeficientes K_4 y K_2 disminuyen, modificando proporcionalmente el impacto del devanado de campo de acuerdo a la ecuación (3.11). El ángulo δ disminuye hasta cierto valor de carga donde se incrementa en dirección negativa causando que el coeficiente K_4 cambie de signo. A partir

de este momento la dinámica de campo contribuye con amortiguamiento negativo. El par actuante debido a $\Delta E'_q$ está en dirección opuesta con las variaciones de velocidad de la máquina. Esto se observa en la Tabla 3.3, donde la diferencia de fase ($\Delta E'_q - \Delta \omega$) toma un valor de 176 grados para una potencia de carga de 350 MW.

De la Tabla 3.3 se observa que el coeficiente K_4 no cambia de signo inmediatamente que δ lo hace. Esto se debe a que la ecuación (3.12) desprecia la dinámica de carga, la cual agrega algunos términos. El impacto de estos términos depende de las características de la carga, lo cual se trata en la sección 3.4. En este caso, se considera una representación exponencial de la carga ($P = P_o (V/V_o)^{kp}$, $Q = Q_o (V/V_o)^{kq}$) con $kp = kq = 1$.

Tabla 3.3 Efecto de carga local en la dinámica de campo.

Pc	σ	ω	K_1	K_2	K_4	ΔK_S	ΔK_D	$\Delta E'_q - \Delta \omega$	δ_o
50	-0.16	6.8	0.87	1.02	1.70	-0.0029	2.30	1.17	61.8
100	-0.14	7.1	0.94	1.01	1.57	-0.0024	1.98	1.46	50.1
150	-0.11	7.3	1.01	0.98	1.37	-0.0019	1.55	1.82	36.7
200	-0.07	7.6	1.08	0.92	1.09	-0.0013	1.08	2.21	21.9
250	-0.04	7.9	1.17	0.84	0.73	-0.0007	0.61	2.55	5.51
300	-0.01	8.2	1.25	0.74	0.24	-0.0002	0.17	2.87	-13.70
350	0.03	8.1	1.21	0.64	-0.72	0.0005	-0.44	-176	-45.0

3.3.3 Devanados amortiguadores

Las unidades generadoras hidráulicas incluyen devanados amortiguadores en las caras de los polos del rotor. Generalmente se encuentran en la forma de barras empotradas, las cuales se conectan en corto circuito a través de anillos terminales. Los devanados amortiguadores

se colocan con el propósito de contrarrestar las variaciones de velocidad del rotor de la máquina.

Los generadores impulsados por turbinas de gas y vapor operan a altas velocidades, tienen rotores sólidos y generalmente no cuentan con devanados amortiguadores especiales. Sin embargo, en el rotor existen corrientes de Eddy, las cuales tienen efectos equivalentes a las corrientes en un devanado amortiguador.

En el análisis de una máquina síncrona se utilizan varios circuitos para representar los efectos de devanados amortiguadores. Para propósitos de análisis del sistema, donde son de interés las características de la máquina vista desde sus terminales, se puede considerar un número limitado de circuitos. En estudios de estabilidad, generalmente se consideran dos o tres circuitos.

El diagrama de bloques de la Figura 3.8 presenta el modelo linealizado de un sistema máquina-barra infinita (Apéndice II). El modelo de la máquina considera la dinámica del circuito de campo y devanados amortiguadores. Se considera un devanado amortiguador en cada eje de la máquina. El diagrama omite algunos bloques directamente proporcionales a la resistencia de interconexión.

A partir del diagrama de la Figura 3.8 es posible determinar las contribuciones individuales al par eléctrico de los devanados amortiguadores en función de las constantes del modelo y de la frecuencia de oscilación. Así por ejemplo, si se considera $\Delta E'_q = 0$, el cambio en el par debido a devanados amortiguadores se expresa como:

$$\Delta P_e(s) = \left[- \frac{K_{21}K_{44}K_{45}}{1 + s K_{44}T''_{qo}} + \frac{K_{22}K_{43}K_{31}}{1 + s K_{31}T''_{do}} \right] \Delta \delta(s) \quad (3.13)$$

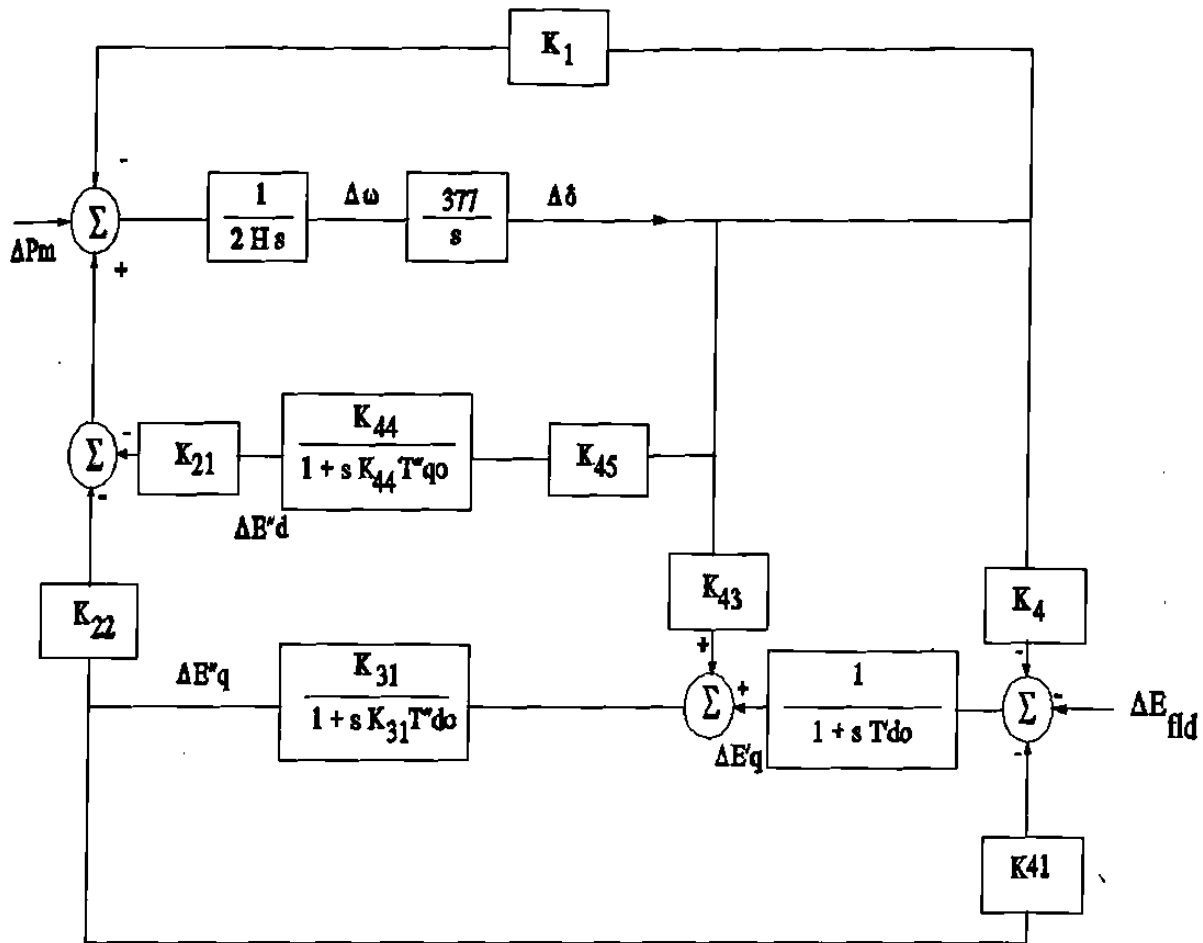


Figura 3.8 Modelo lineal máquina barra infinita. Considera efectos de los devanados de campo y amortiguadores.

De la ecuación anterior se establece que:

(1) A muy bajas frecuencias ($\omega_a \approx 0$), se tiene una componente de sincronización dada por:

$$\Delta P_e = \left[-K_{21}K_{44}K_{45} + K_{22}K_{43}K_{31} \right] \Delta \delta$$

(2) A frecuencias muy altas, $\omega_a > 1/K_{44} T''_{qo}$, $1/K_{31} T''_{do}$, se presenta una componente de amortiguamiento:

$$\Delta P_e = \left[\frac{K_{21}K_{45}}{\omega_a^2 T''_{qo}} - \frac{K_{22}K_{31}}{\omega_a^2 T''_{do}} \right] \Delta \omega$$

A un valor de frecuencia de oscilación ω_a , las componentes de sincronización y amortiguamiento del sistema, con $\Delta E'_q = 0$, se expresan como:

$$\Delta T_S(\omega_a) = \left[K_1 - \frac{K_{21}K_{44}K_{45}}{1+(\omega_a K_{44} T''_{qo})^2} + \frac{K_{22}K_{43}K_{31}}{1+(\omega_a K_{31} T''_{do})^2} \right] \Delta \delta(\omega_a) \quad (3.14)$$

$$\Delta T_D(\omega_a) = \left[\frac{K_{21}K_{44}^2 K_{45} T''_{qo}}{1+(\omega_a K_{44} T''_{qo})^2} - \frac{K_{22}K_{43} K_{31}^2 T''_{do}}{1+(\omega_a K_{31} T''_{do})^2} \right] \Delta \omega(\omega_a) \quad (3.15)$$

Cuando se considera la dinámica de campo ($\Delta E'_q \neq 0$), los componentes del par se modifican de la siguiente manera:

$$\Delta T_S(\omega_a) = \left[K_1 - \frac{K_{21}K_{44}K_{45}}{1 + (K_{44}\omega_a T''_{qo})^2} + \frac{K_{22} [K_{31}(K_{43}-K_4)\beta + \omega_a K_{31} T'_{do} K_{43} \alpha]}{\beta^2 + \alpha^2} \right] \Delta \delta(\omega_a) \quad (3.16)$$

$$\Delta T_D(\omega_a) = \left[\frac{K_{21}K_{44}^2 K_{45} T''_{qo}}{1 + (K_{44}\omega_a T''_{qo})^2} + \frac{K_{22}}{\omega_a} \left[\frac{\omega_a K_{31} T'_{do} K_{43} \beta - K_{31}(K_{43}-K_4)\alpha}{\beta^2 + \alpha^2} \right] \right] \Delta \omega(\omega_a) \quad (3.17)$$

donde $\alpha = \omega_a (T'_{do} + K_{31} T''_{do})$ y $\beta = 1 - T'_{do} K_{31} T''_{do} \omega_a^2 + K_{31} K_{41}$.

De acuerdo a las ecuaciones anteriores, la contribución positiva o negativa en los pares de sincronización y amortiguamiento depende del signo de las constantes involucradas. Se analizan inicialmente las ecuaciones (3.14) y (3.15). Las constantes K_{31} y K_{44} son siempre

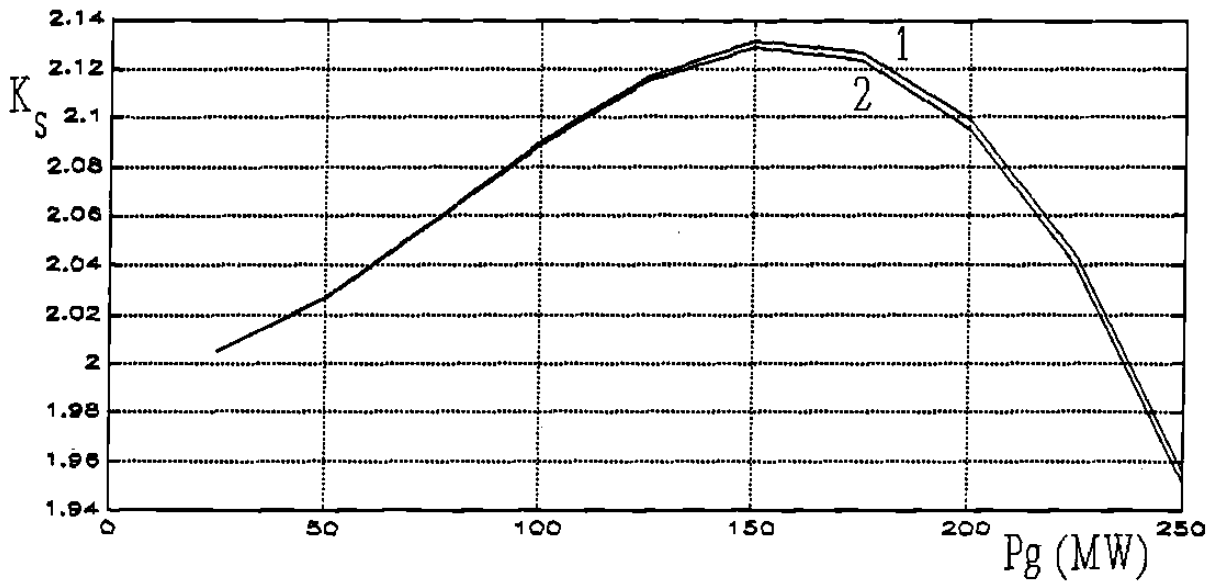


Figura 3.9 Impacto de devanados amortiguadores en K_S .

positivas y dependen de valores de reactancias y resistencias en la red (Apéndice II). Las constantes K_{21} y K_{45} mantienen ambas un mismo signo, ya sea positivo o negativo, de forma que el primer término de la ecuación (3.15) es siempre positivo, y el segundo término de la ecuación (3.14) es negativo. La constante K_{22} es generalmente positiva (sección 3.3), tal que el signo de los últimos términos de las ecuaciones (3.14) y (3.15) es el mismo de la constante K_{43} , la cual puede ser positiva o negativa dependiendo de la condición de carga local de la máquina.

Considere un sistema máquina y barra infinita con los siguientes datos; 231 MVA, $H=3.4$, $T''_{q0}=0.06$, $T'_{d0}=8$, $T''_{d0}=0.03$, $x_q=0.69$, $x'_q=0.27$, $x_d=0.93$, $x'_d=0.302$, $x''_d=0.245$, $X_e=0.63$, $R_e=0$. Las Figuras 3.9 y 3.10 muestran los coeficientes de sincronización y amortiguamiento de la máquina cuando se hace variar la potencia de salida del generador sin carga local. La curva 1 representa los efectos combinados del devanado de campo y devanados amortiguadores. La curva 2 sólo incluye los efectos de devanados amortiguadores. De esta forma, los devanados amortiguadores reducen ligeramente el par de sincronización e incrementan el par de amortiguamiento.

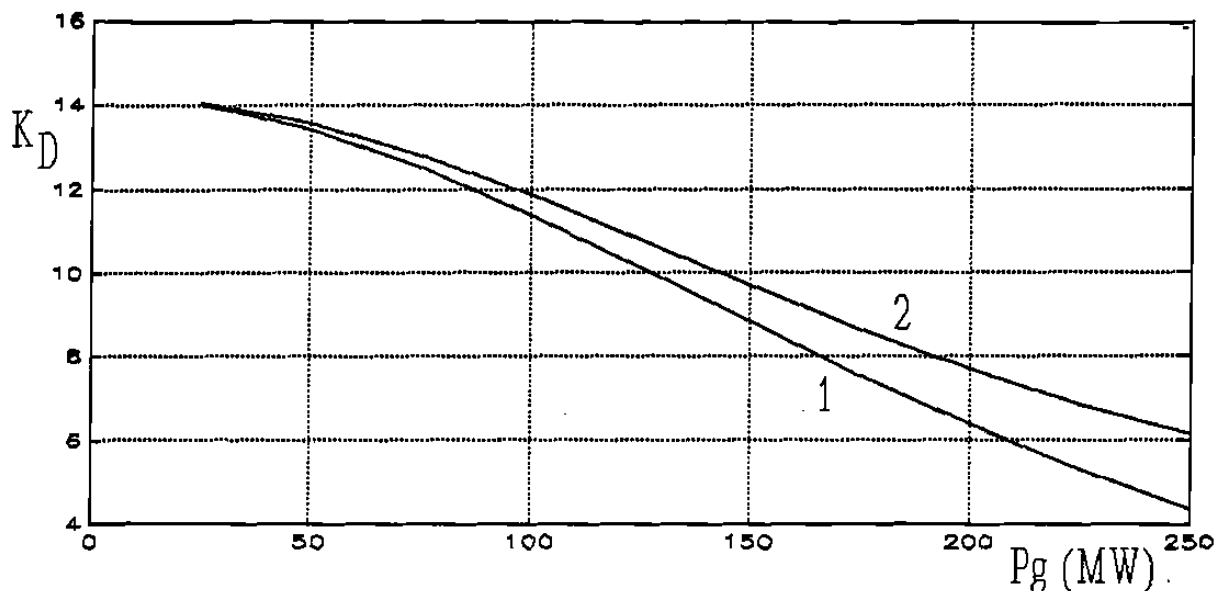


Figura 3.10 Impacto de devanados amortiguadores en K_D .

El comportamiento de K_S y K_D en las Figura 3.9 y 3.10 se explica por la variación de las constantes K_{21} y K_{22} . La constante K_{22} se incrementa a medida que aumenta la generación, por el contrario, K_{21} se reduce casi en la misma proporción. Por otro lado, los términos asociados a la constante K_{21} son dominantes en las ecuaciones (3.16) y (3.17). En la Figura 3.10, la diferencia entre curvas se debe a la contribución positiva de amortiguamiento de la dinámica del campo, la cual se incrementa a medida que la potencia de salida crece. La Figura 3.11 presenta la variación de los coeficientes del modelo del sistema de la Figura 3.8.

Cuando no se cuenta con elementos adicionales de amortiguamiento, los devanados amortiguadores son la primer línea de defensa contra las variaciones de velocidad del rotor. Esto es particularmente importante en condiciones potencialmente riesgosas, como la analizada en la sección anterior donde se alimenta una gran carga local. Considere ahora, por ejemplo, que una carga en terminales de la unidad se hace variar de 50 a 250 MW ($X_e=0.96$ p.u.).

Para este caso, la Figura 3.12 muestra la variación de las constantes K , y la Figura 3.13 su

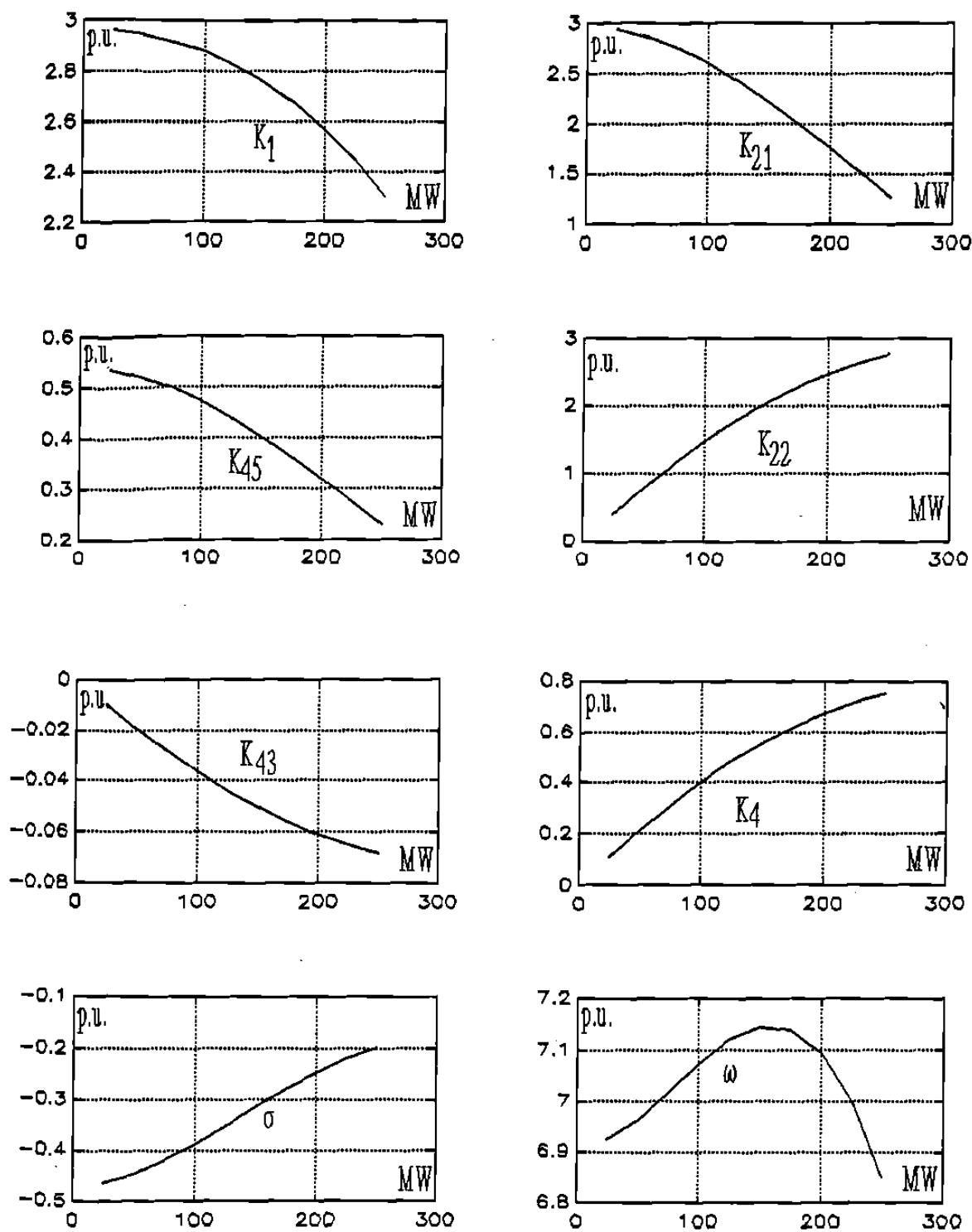


Figura 3.11 Variación de las constantes cuando la potencia del generador cambia de 25 a 250 MW.

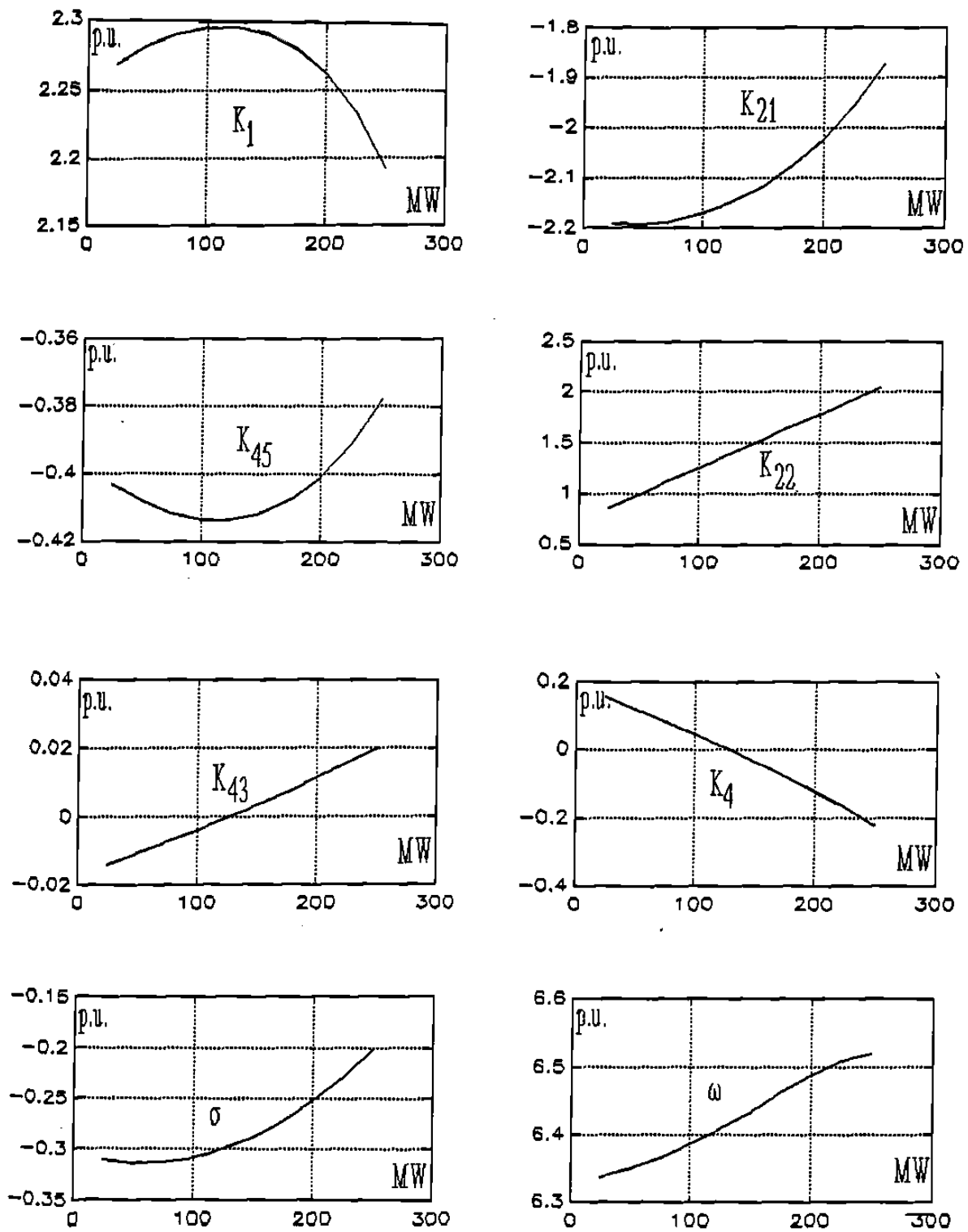


Figura 3.12 Variación de constantes con carga local (0-300 MW).

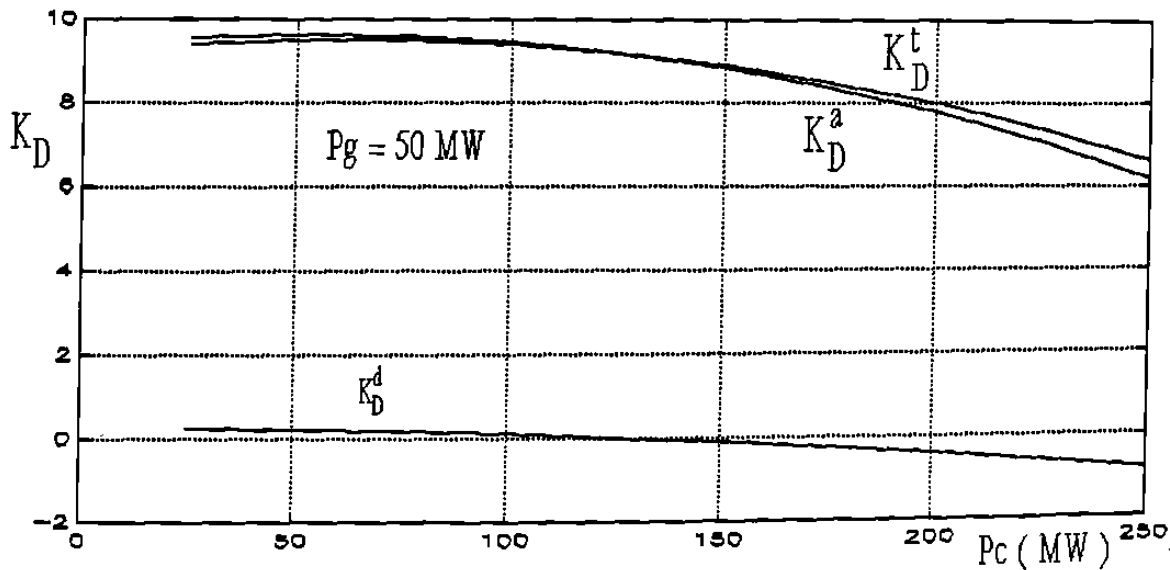


Figura 3.13 Efecto de carga local en coeficiente de amortiguamiento K_D .

impacto en el coeficiente de amortiguamiento de la máquina. En esta figura se presenta la variación del coeficiente de amortiguamiento total K_D^t , el cual incluye el coeficiente de amortiguamiento K_D^a debido a la acción de devanados amortiguadores y el coeficiente K_D^d asociado a corrientes en otros devanados.

Se observa que la acción de devanados amortiguadores representa un porcentaje importante del par de amortiguamiento total. De acuerdo a los valores de las constantes K en la Figura 3.12, el valor del coeficiente K_D^d se debe en gran medida a la dinámica del devanado de campo. El sistema presentará amortiguamiento negativo para valores de carga superiores a 125 MW en ausencia de devanados amortiguadores. Es importante mencionar que este tipo de situaciones son frecuentes en sistemas del tipo longitudinal, donde es común tener áreas deficitarias de generación y enlaces de interconexión débiles.

3.4 Cargas

El comportamiento de las cargas ante variaciones del voltaje y la frecuencia es un tema al cual se le ha prestado recientemente considerable atención, sin embargo, aún es de los menos conocidos en el análisis de la estabilidad dinámica.

Las características no lineales de la carga pueden ser muy diferentes entre sistemas y la información obtenida de estudios experimentales está limitada a pequeñas desviaciones a partir de los valores nominales de voltaje y frecuencia. Esto la hace inadecuada para estudios de estabilidad transitoria, pero muy apropiada para estudios de estabilidad dinámica ante pequeñas perturbaciones. Estas características son normalmente expresadas como las derivadas parciales $\partial P/\partial V$, $\partial P/\partial f$, $\partial Q/\partial V$, y $\partial Q/\partial f$, sin embargo, la información relativa a la dependencia de frecuencia es muy escasa y es poco utilizada en simulaciones.

Una representación utilizada considera la potencia activa y reactiva variando exponencialmente como una función del voltaje. El rango de los exponentes variará para representar diversos modelos de carga. Usualmente una combinación de estos coeficientes es adecuada para representar la mayoría de situaciones reales.

A partir de estos coeficientes, se puede analizar el impacto en el amortiguamiento de oscilaciones. Con este fin, se considera inicialmente el sistema máquina barra infinita mostrado en la Figura 3.14 ($r_e = 0$). En este caso, la máquina se representa por el modelo clásico y se considera una carga real de la forma $P = k_o |V|^{kp}$.

La potencia eléctrica de salida del generador puede expresarse como la suma de la potencia de la carga y el flujo en la línea de interconexión:

$$P_e = P_{ij} + P_c = \frac{V_t E_2}{X_e} \sin \theta_{12} + k_o |V_t|^{kp} \quad (3.18)$$

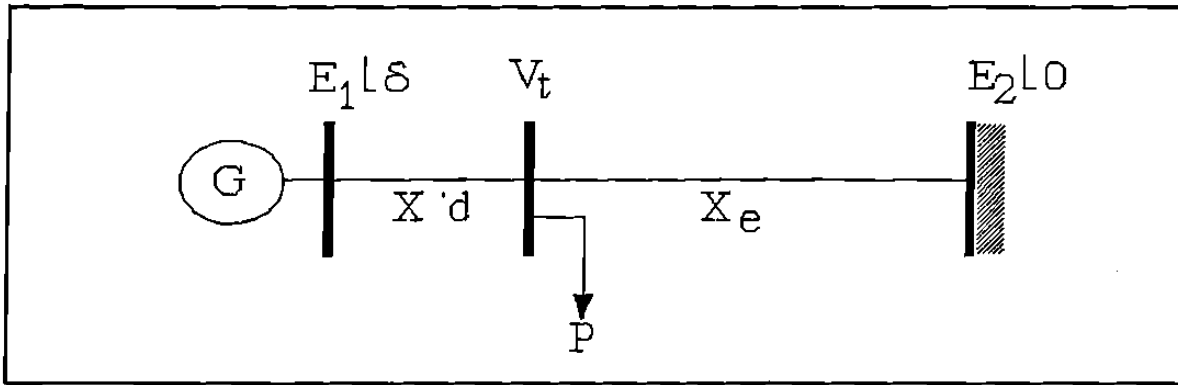


Figura 3.14 Sistema de prueba máquina-barra infinita

La ecuación (3.18) expresada en su forma incremental es de la forma,

$$\Delta P_e = \left[\left[\frac{V_t E_2 \cos \theta_{12}^0}{X_e} \right] \Delta \theta_{12} + \left[\frac{E_2 \text{sen} \theta_{12}^0}{X_e} \right] \Delta |V_t| \right] + k_p k_o |V_t^0|^{k_p - 1} \Delta |V_t| \quad (3.19)$$

$$\Delta P_e = k_{1\theta} \Delta \theta_{12} + k_{1v} \Delta |V_t| + k_{2v} \Delta |V_t|$$

En forma individual, los incrementos de ángulo y magnitud de voltaje del nodo terminal se expresan a su vez como:

$$\Delta |V_t| = \left[\frac{E_1 E_2 x'_d x_e \text{sen} \delta_o}{k^2 |V_t^0|} \right] \Delta \delta = k_v \Delta \delta$$

$$\Delta \theta_{12} = \left[\frac{E_1 \cos \delta_o - k_v \text{sen} \theta_{12}^0}{|V_t^0| \cos \theta_{12}^0} \right] \Delta \delta = k_\theta \Delta \delta \quad (3.20)$$

$$k = [x'_d + x_e + x'_d x_e k_o]^2$$

Al incluir las expresiones anteriores en la ecuación (3.19) se tiene,

$$\Delta P_e = (k_{1\theta} k_\theta + k_{1v} k_v + k_{2v} k_v) \Delta \delta \quad (3.21)$$

Cada una de las componentes en la ecuación anterior, incluyendo la de la carga, se encuentran en fase ($k > 0$) con las desviaciones angulares ($\Delta\delta$). Debido a esto, cada componente aporta exclusivamente una componente de sincronización.

La aportación de la carga en los coeficientes de sincronización o amortiguamiento, depende directamente de la característica de fase de la magnitud del voltaje nodal. Si ésta se encuentra en fase con $\Delta\delta$, como en el caso anterior, se tendrá una componente de sincronización. Por otro lado, si se encuentra en fase con las desviaciones de velocidad $\Delta\omega$, se tendrá una componente de amortiguamiento.

De acuerdo a la representación utilizada para la máquina en el ejemplo de la Figura 3.14, la magnitud del voltaje varía en función de las desviaciones angulares. En una representación más general, las variaciones del voltaje dependerán de las distintas variables del sistema. De esta forma, las variaciones para $|V_t|$ no coincidirán necesariamente con $\Delta\delta$ o $\Delta\omega$, y existirán componentes de sincronización y amortiguamiento simultáneamente. Por otro lado, la condición de la red y el nivel de generación y carga son factores importantes en el comportamiento del voltaje y en el comportamiento dinámico de la carga. El análisis que se presenta a continuación ilustra estos conceptos.

Un sistema similar al de la Figura 3.14 será utilizado en el estudio. La representación de la máquina considera las variaciones de encadenamientos de flujos en el devanado de campo e incluye el control del voltaje de campo mediante un excitador estático. La representación para la potencia de carga real y reactiva es respectivamente, $P = P_0 |V|^{k_p}$ y $Q = Q_0 |V|^{k_q}$. Se tiene una máquina de 350 MVA ($H=3.4$, $T'_{do}=6$, $X'_d=0.317$, $X_q=1.92$, $X_d=1.95$) y una línea de transmisión de 230 kV y 200 Km de longitud ($X_e=0.07$). Los datos del excitador son $K_E = 100$ y $T_E = 0.01$.

La representación incremental del sistema en el dominio de la frecuencia es similar al diagrama de bloques de la Figura 2.10. En este caso, las constantes K_{1-6} consideran la representación exponencial de las cargas. Inicialmente se analizará la variación de los

exponentes k_p y k_q en las constantes K_{1-6} y de aquí su impacto en el amortiguamiento del sistema.

Del diagrama de la Figura 2.10, las expresiones para los coeficientes de amortiguamiento (K_D) y sincronización (K_S) se expresan, a la frecuencia de oscilación actual ω_a , como:

$$K_S(\omega_a) = K_1 - \frac{K_2 K_5}{K_6 [1 + (\omega_a t_{eq})^2]} \quad (3.22)$$

$$K_D(\omega_a) = \frac{t_{eq} K_2 K_5}{K_6 [1 + (\omega_a t_{eq})^2]} \quad (3.23)$$

donde $t_{eq} = T'_{do}/(K_a K_6)$, $\gamma = \tan^{-1}(\omega_a t_{eq})$, $K_a K_6 \gg 1/K_3$.

En las ecuaciones (3.22) y (3.23) se desprecia el lazo de control asociado a K_4 .

3.4.1 Análisis del coeficiente k_p

El coeficiente k_p de la carga impacta de manera importante al coeficiente K_2 , el cual relaciona los cambios del par eléctrico con respecto a los cambios de los encadenamientos de flujo del campo. El efecto más notorio se presenta cuando la potencia de salida de la máquina es varias veces menor que la carga. Las gráficas en la Figura 3.15 muestran el comportamiento para los coeficientes de sincronización y amortiguamiento y la constante K_2 para dos condiciones extremas. En la condición A, se tiene una potencia de carga de 350 MW y 105 MVAR con una potencia generada de 50 MW. Para la condición B se considera una carga de 100 MW y 30 MVAR con una generación de 275 MW. En ambas situaciones, k_q tiene un valor de 2, y k_p se hace variar de 0 a 2.

Para la condición A, el efecto de k_p es determinante en el coeficiente K_D , el cual es

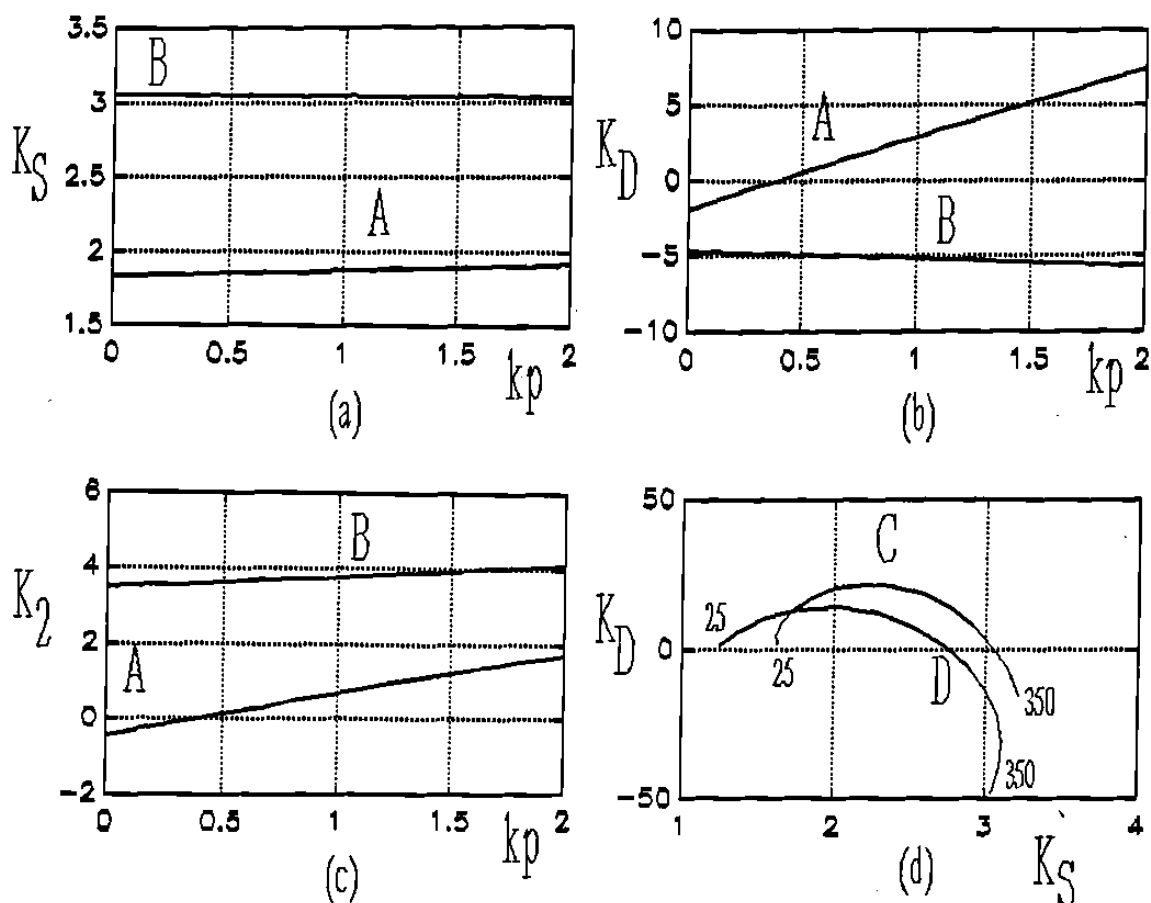


Figura 3.15 Efecto del coeficiente kp en los pares de sincronización y amortiguamiento.

proporcional a la relación $(K_2 K_5 / K_6)$ cuando no se tiene presente un estabilizador de potencia. Las constantes K_5 y K_6 varían muy poco con respecto a kp . Sin embargo, K_2 varía significativamente, de hecho casi proporcionalmente. En la Figura 3.15b, K_2 cambia de -0.45 ($kp=0$) a 1.72 ($kp=2$) causando una variación para K_D de -1.86 a 7.39. Debe observarse de la Figura 3.15b, que para valores inferiores para kp de 0.5 la constante K_2 es negativa y de acuerdo a la ecuación (3.23) el par de amortiguamiento también es negativo, ya que para esta condición K_5 es positivo, el coeficiente K_D tendrá el mismo signo que K_2 . En esta situación, la acción de un estabilizador de potencia es crítica, debido a que su contribución también es proporcional a K_2 (ver Figura 2.10). La combinación de valores críticos para kp

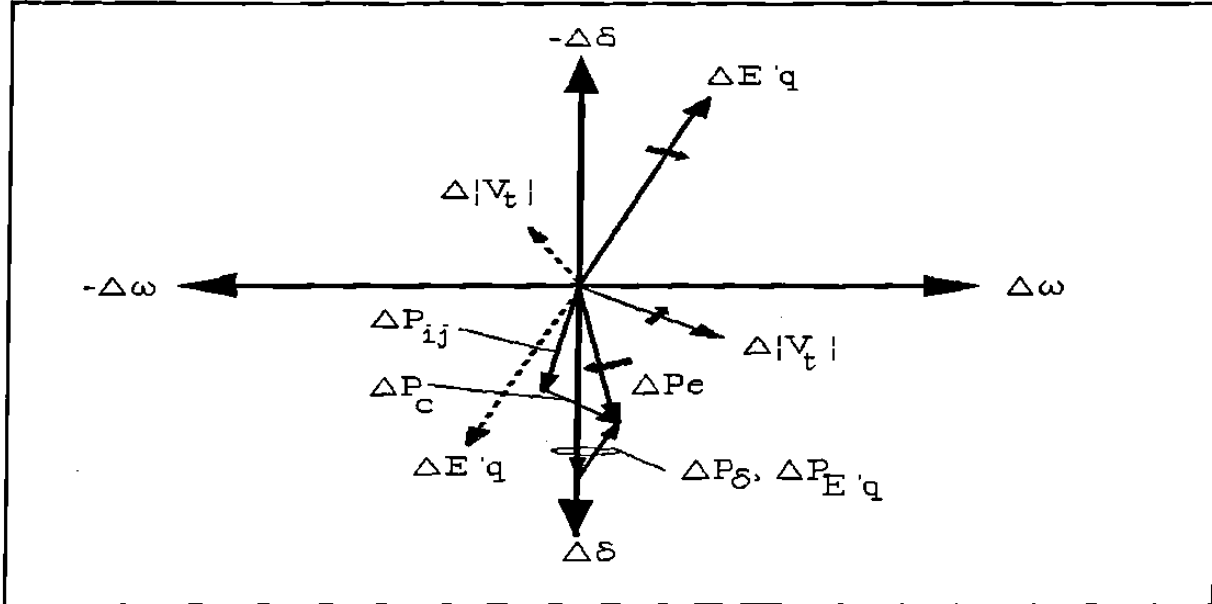


Figura 3.16 Componentes del par eléctrico.

y kq deberán determinarse para cada sistema y tomar las medidas preventivas correspondientes.

El impacto del exponente kp sobre el coeficiente K_S es mucho menor. En la Figura 3.15a, el coeficiente K_S prácticamente no se modifica. La diferencia en valor para ambos casos se explica principalmente de los valores respectivos para K_2 y K_5 . Cuando se tienen niveles de generación más altos que la carga y líneas de interconexión de gran longitud, K_5 es negativo. Esto hace que K_S se incremente.

Una consecuencia importante del signo de K_5 en la condición B, es que impacta directamente el signo de K_D . Por otro lado, la variación para K_2 con kp es mínima en esta condición. De esta forma K_D es una imagen directa de K_5 , el cual crece negativamente a medida que la potencia de salida del generador se incrementa.

El diagrama fasorial de la Figura 3.16 permite explicar la acción de las cargas en las dos condiciones A y B de la Figura 3.15. El trazo continuo de los fasores corresponde a la

condición A, y el no continuo a la B. El par eléctrico total puede obtenerse de dos maneras alternas. La primera es considerar al par con dos componentes; una en fase con las desviaciones de ángulo $\Delta\delta$, y otra en fase con las desviaciones del voltaje interno $\Delta E'_q$ de acuerdo a la siguiente relación:

$$\Delta P_e = K_1 \Delta\delta + K_2 \Delta E'_q = \Delta P_\delta + \Delta P_{E'_q} \quad (3.24)$$

Una segunda alternativa es obtener el par a partir de la ecuación 3.18, donde se tiene también dos componentes; la primera asociada al intercambio de potencia de la máquina y la barra infinita (ΔP_{ij}), y la segunda a la acción de la carga (ΔP_c).

Cuando las constantes K_2 y K_5 son positivas, los fasores para $\Delta |V_t|$ y $\Delta E'_q$ se ubican en el lado derecho del diagrama fasorial. $\Delta E'_q$ normalmente está restringido al primer cuadrante, no así $\Delta |V_t|$, siendo éste el caso para la condición A. Del diagrama 3.16, se observa que las componentes de par en estas mismas direcciones proporcionarán un amortiguamiento positivo. Es decir, que estos vectores tienen proyecciones en la dirección positiva del vector $\Delta\omega$.

En la condición B, la constante K_5 es negativa, esto provoca que los fasores para $\Delta |V_t|$ y $\Delta E'_q$ se ubiquen del lado izquierdo del diagrama, el cual corresponde a la dirección negativa para $\Delta\omega$, y así se tenga una contribución de amortiguamiento negativa.

A medida que la potencia de salida del generador se incrementa respecto a una carga fija, los fasores $\Delta |V_t|$ y $\Delta E'_q$ se desplazan - en las direcciones indicadas en el diagrama 3.16 - hasta un punto donde K_5 se hace negativo e invierte 180 grados su dirección. El efecto de este comportamiento se refleja en los valores de los coeficientes de amortiguamiento y sincronización del sistema, lo cual se muestra en la Figura 3.15d. Se presentan dos casos; el caso C considera una carga de 200 MW y el caso D no tiene carga. En ambos casos, la potencia de salida de la máquina se hace variar desde 25 a 350 MW. En la Figura 3.15d se observa un incremento claro en la estabilidad del sistema cuando está presente la carga. Por un lado, se consiguen valores mayores de sincronización y amortiguamiento y, por otro lado,

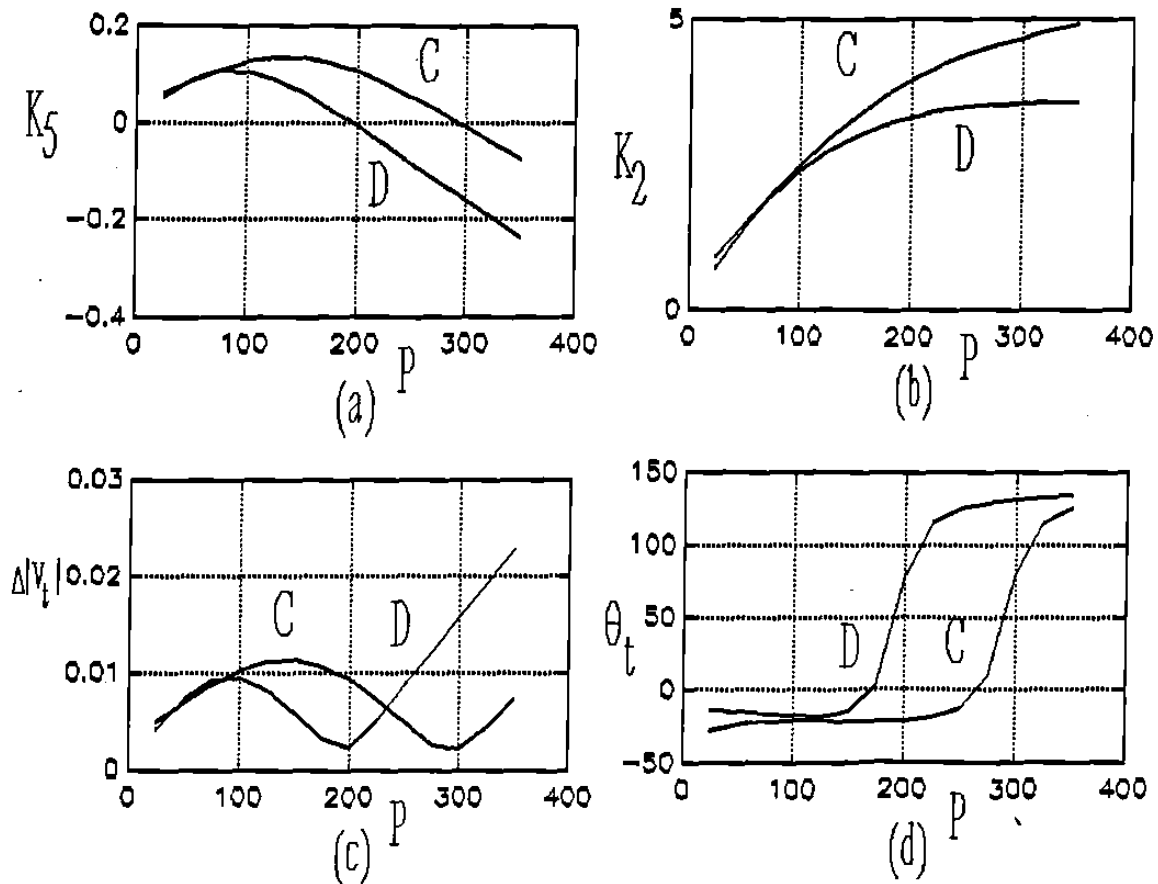


Figura 3.17 Efecto de la potencia de salida en K_5 , K_2 y V_t .

permite operar de manera estable en un rango más amplio de potencia de salida del generador. Las curvas de la Figura 3.17 y la ecuación 3.23 permiten entender mejor este comportamiento.

Para los casos C y D, las Figuras 3.17a-d presentan la dinámica de la constante K_5 , K_2 y la magnitud y fase del voltaje terminal. La diferencia entre las curvas C y D en la Figura 3.15d está gobernada en parte por K_2 y en otra parte por K_5 . La constante K_2 determina básicamente el desplazamiento hacia arriba de la curva C con respecto de la curva D. La diferencia entre curvas mantiene una proporción similar a la que se observa entre valores

para K_2 en ambos casos.

Por otro lado, la constante K_5 parece modular la curva. Las pendientes de las curvas para K_5 (Figura 3.17a) y K_D (Figura 3.15d) mantienen el mismo signo todo el tiempo. El comportamiento de K_5 es en parte un reflejo de la dinámica de $\Delta | V_t |$ la cual se presenta en la Figura 3.17c. Los valores para K_D en la Figura 3.15d siguen un patrón similar a $\Delta | V_t |$. El signo para K_D está determinado en ambos casos por el signo de K_5 en la Figura 3.17a. El signo de K_5 a su vez, está determinado por la ubicación del fasor para $\Delta | V_t |$. De acuerdo al diagrama fasorial de la Figura 3.16, mientras el fasor $\Delta | V_t |$ se encuentre ± 90 respecto a $\Delta \omega$, K_5 será positiva y se tendrá una aportación de amortiguamiento positivo por parte de la carga, siempre y cuando K_2 sea también positiva.

3.4.2 Análisis del coeficiente kq

A continuación se analiza el impacto del coeficiente kq . La Figura 3.18 muestra el efecto de kq en los coeficientes de sincronización y amortiguamiento, así como en las constantes K_5 y K_2 . Con los mismos datos del caso anterior, se analiza una condición de $P_c = 350$ MW y $P_g = 50$ MW. En este caso, se hace variar kq de 0 a 5 para distintos valores de kp .

De la Figura 3.18 se observa que el efecto más notorio del coeficiente kq se presenta en la constante K_2 . En este caso su comportamiento es variable. Para valores de kp inferiores a 1 la constante K_2 se incrementa. Para valores superiores a este valor disminuye. Debe notarse que las variaciones de K_2 con kq son pequeñas si se comparan a las que se tienen con variaciones en kp . Estas pequeñas variaciones se manifiestan en mayor medida en el coeficiente de amortiguamiento K_D , y en una proporción mucho menor en K_5 .

Aunque no se presentan los resultados, cuando se tiene una condición de $P_g = 350$ y $P_c=50$, la sensibilidad de K_5 y K_D con kq es apreciablemente menor que en el caso anterior. También es importante señalar, que las constantes K_5 y K_6 disminuyen a medida que el exponente kq se incrementa. Esto conduce a establecer que, en general, la estabilidad del

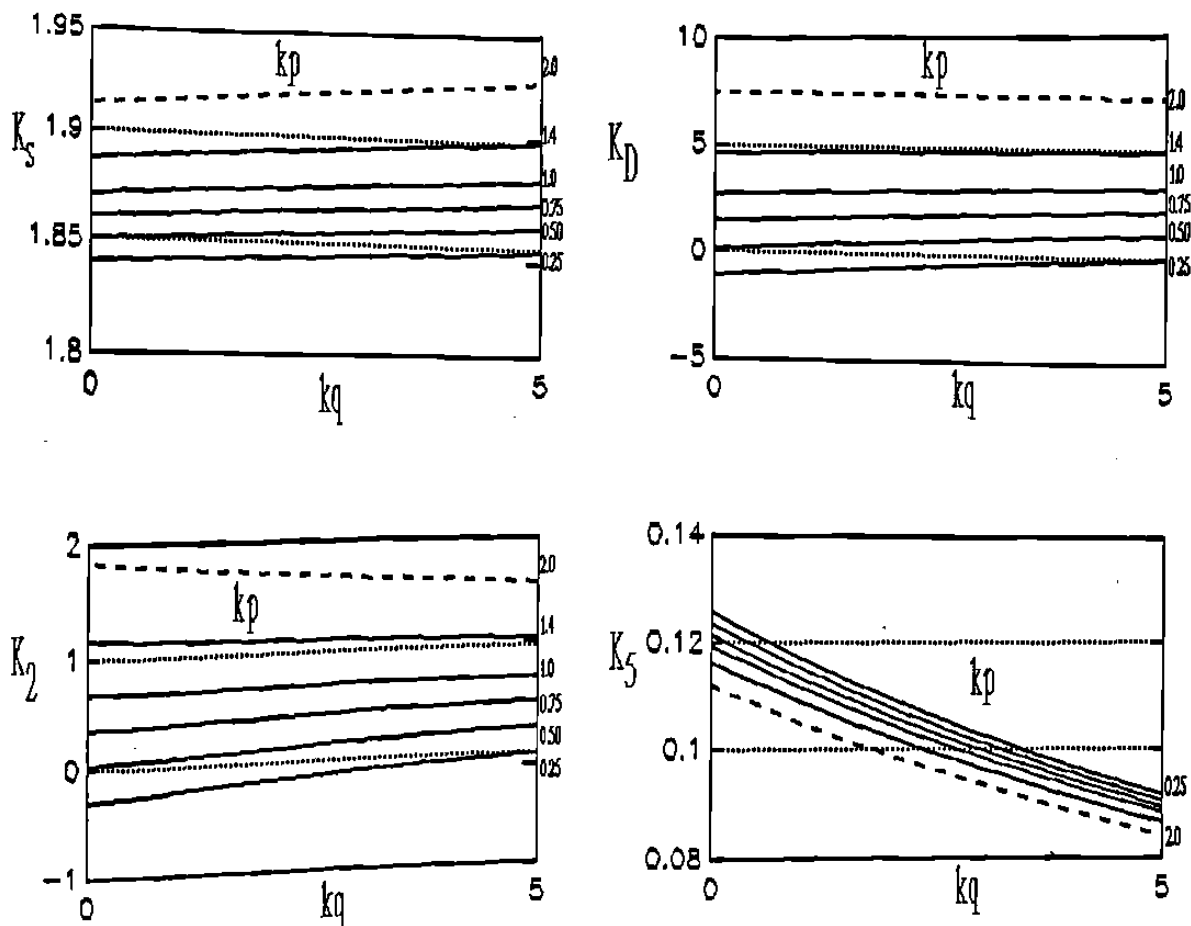


Figura 3.18 Sensibilidad de K_S y K_D con k_q .

sistema disminuye con valores altos de k_q . Es importante considerar, sin embargo, situaciones críticas como la que se presenta en la Figura 3.15c, donde K_2 es negativa para valores de k_p inferiores a 0.5.

Resumiendo, las variaciones de la carga como función del voltaje tienen un impacto en los pares de sincronización y amortiguamiento del sistema. El impacto mayor se presenta en el par de amortiguamiento, el cual incrementa su sensibilidad a medida que la carga también se incrementa. El factor determinante es la constante K_2 , la cual se incrementa de manera proporcional con k_p . Cualquier señal adicional de estabilización se beneficiará de este hecho, ya que su acción también está en proporción directa con K_2 . Por otro lado, la

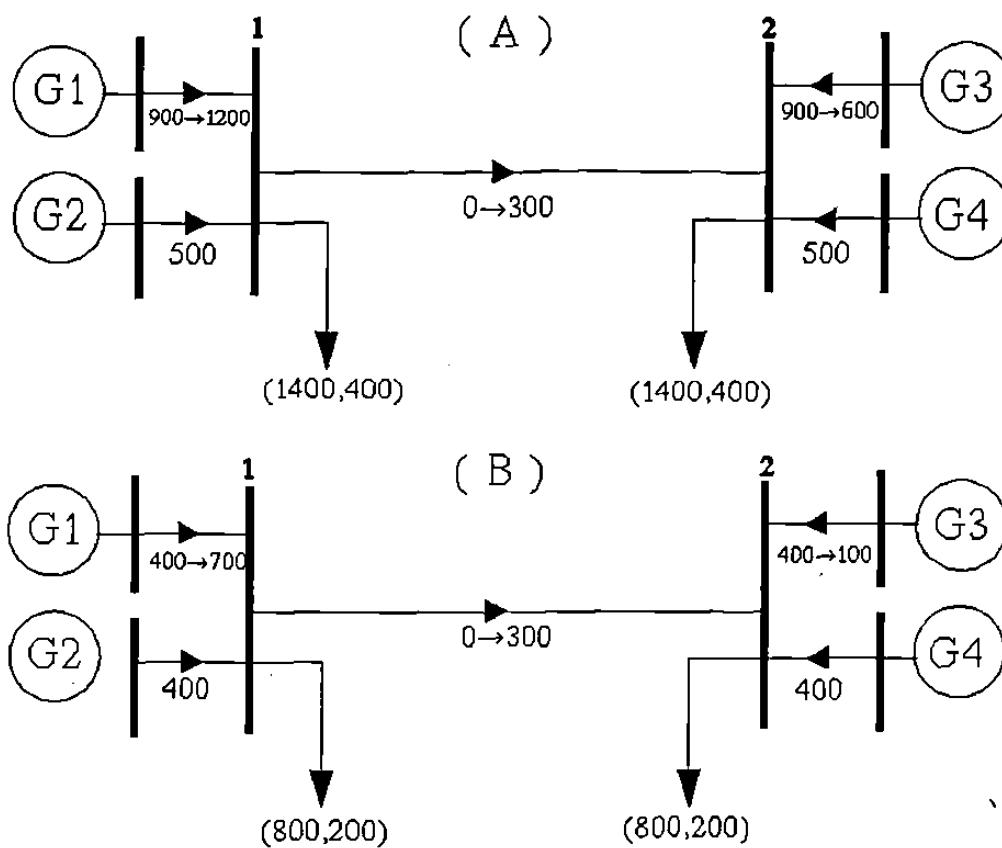


Figura 3.19 Sistema multimáquina de cuatro máquinas y dos áreas.

estabilidad del sistema se incrementará al aumentar kp pero no necesariamente con kq . Esto dependerá de la combinación de sus valores arriba o abajo de ciertos valores críticos para cada sistema.

3.4.3 Dinámica de la carga en sistemas multimáquina

En un ambiente multimáquina, el comportamiento dinámico de las cargas toma un papel relevante, particularmente en los modos de oscilación entre áreas. A continuación se ilustra este efecto utilizando el sistema de dos áreas y cuatro máquinas mostrado en la Figura 3.19.

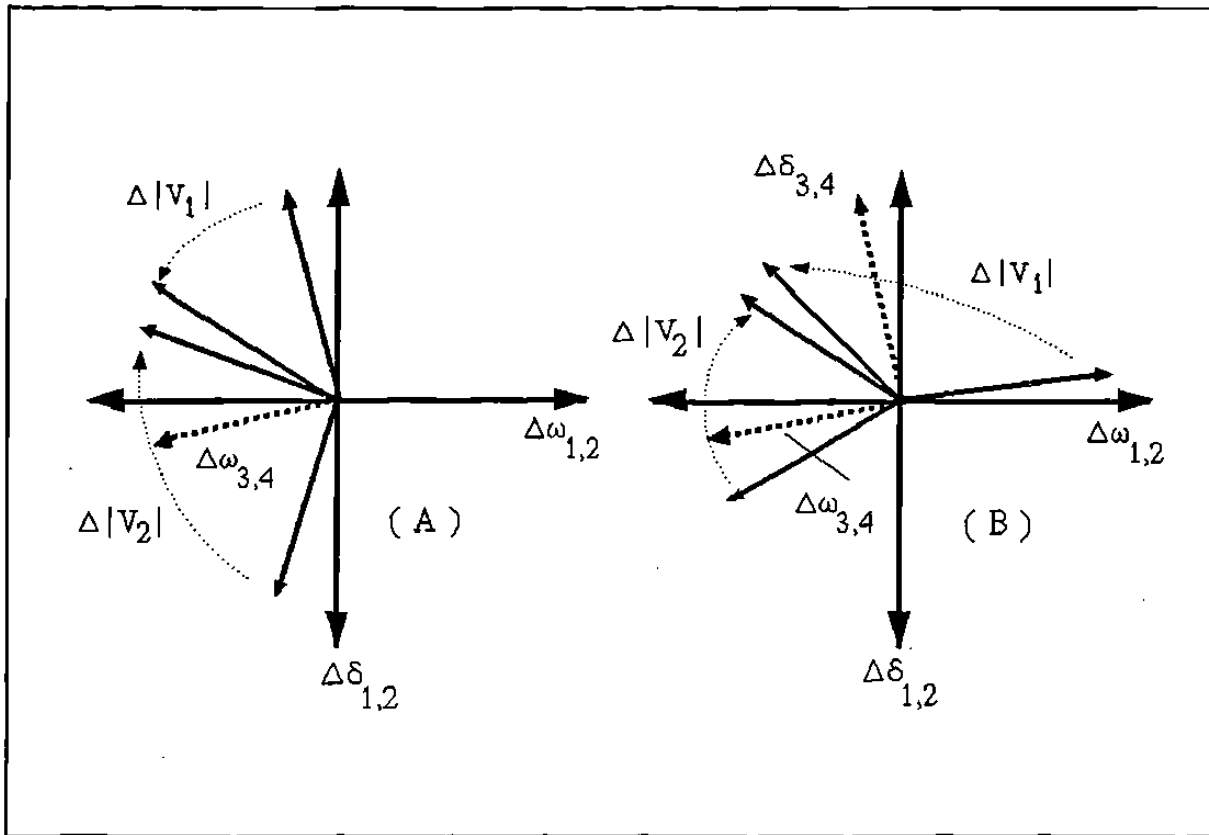


Figura 3.20 Relaciones fasoriales para $\Delta |V_i|$, $\Delta\delta$ y $\Delta\omega$ en modo de oscilación entre áreas.

Para dos condiciones de demanda (A,B), se hace variar el nivel de flujo en la línea de interconexión desde 0 hasta 300 MW y se grafican los vectores $\Delta |V_i|$, $\Delta\delta$ y $\Delta\omega$ en el modo de oscilación entre áreas (Figura 3.20). El análisis de las fases de estos vectores permite establecer las aportaciones al amortiguamiento y la sincronización de las máquinas de cada área. Con propósitos de comparación, el nivel de potencia de carga se mantiene constante en cada condición de demanda. La variación del flujo en la interconexión se efectúa variando las potencias de generación de las máquinas.

La representación de la carga es con los exponentes kp y kq igual a 2. El modelo de cada máquina desprecia los efectos de amortiguadores e incluye los efectos de un sistema de excitación estático.

Observando los vectores $\Delta\omega_i$ en la Figura 3.20, se observa que las máquinas en el área exportadora (1,2) oscilan en oposición ($\sim 173^\circ$) con las máquinas en el área importadora (3,4) y que la diferencia angular entre máquinas de la misma área es mínima. Lo anterior permite analizar cualitativamente cada área como una máquina equivalente y evaluar su incremento de potencia con dos componentes; una debida a la carga y la otra al flujo de interconexión. El incremento de potencia en la carga estará en fase con los variaciones nodales $\Delta | V_i |$ correspondientes. De esta forma, para la condición A, el vector para $\Delta | V_2 |$ mantiene en todo momento el mismo sentido que $\Delta\omega_{3,4}$, por lo cual siempre tiene una componente positiva en fase con $\Delta\omega_{3,4}$ que incrementa el amortiguamiento de las máquinas del área importadora. El caso contrario ocurre con las máquinas del área exportadora, donde $\Delta | V_1 |$ siempre presenta una componente negativa en fase con $\Delta\omega_{1,2}$, disminuyendo el amortiguamiento de las máquinas en el área exportadora. Se debe observar que estos efectos se hacen mas notorios a medida que el flujo en la línea de interconexión se incrementa. El incremento de flujo en la interconexión se indica por el sentido de las flechas que indican el movimiento de los vectores.

Para el caso B, donde el nivel de demanda es menor, las cargas contribuyen positivamente al amortiguamiento en un gran porcentaje de las condiciones analizadas. Esto se debe básicamente a la condición operativa, la cual impone diferencias menores entre ángulos internos. Es importante aclarar aquí que la dinámica del voltaje está determinada por la condición operativa y la robustez de la red. Por otro lado, la sensibilidad del amortiguamiento debido a la carga se modifica con la condición operativa y la composición de la carga.

De esta forma, si para el caso A) el coeficiente k_p de la carga ubicada en la barra 2 se modifica de 2 a 1, se estará reduciendo la contribución de la carga al amortiguamiento en el área importadora. Inicialmente, con $k_p = k_q = 2$, el valor característico del modo entre áreas es $0.0201 \pm j2.519$, al reducir el valor de k_p se modifica a $0.0421 \pm j2.508$. De acuerdo al análisis presentado para el caso máquina barra infinita, las condiciones del área importadora en la Figura 3.19 suponen una sensibilidad del amortiguamiento directamente

proporcional con el valor de k_p . De la misma forma, al reducir k_p en la carga del area exportadora, se reduce su aportación de amortiguamiento. Si la condición de flujo en la interconexión es tal que hace que $\Delta |V_2|$ rebase en $\pm 90^\circ$ la posición para $\Delta\omega_{1,2}$ se contribuye positivamente al amortiguamiento.

En general, el amortiguamiento de un modo de oscilación crítico entre áreas no es una función simple de las características de la carga; depende también de la condición de operación y de la localización de la carga. Esto implica que la práctica común de usar un modelo de carga *conservativo* es riesgosa. Por lo que es necesario verificar, con algunas pruebas de sensibilidad, que cierto modelo de carga es necesariamente conservativo.

A continuación se propone una estrategia de control discreta a través de la conmutación de potencia de carga. La estrategia establece la conmutación en los puntos de máxima aceleración de acuerdo a;

$$\begin{aligned} \text{si } P_{a+}^{\max} &\Rightarrow \text{incrementar carga} \\ \text{si } P_{a-}^{\max} &\Rightarrow \text{reducir carga} \end{aligned}$$

Es decir, cuando se presenta una situación de máxima aceleración positiva, la orden sería incrementar la carga. En el caso de máxima aceleración negativa, la carga se reduciría. La Figura 3.21 ilustra esta estrategia y su impacto en la atenuación de la oscilación.

Considere el sistema máquina barra infinita de la Figura 3.14. La característica potencia-ángulo del la máquina puede representarse por una curva senoidal desplazada del origen por una cantidad P_c de acuerdo a la ecuación 3.18. De esta representación, parece factible modificar discretamente la carga para desplazar la característica senoidal a conveniencia de manera de proporcionar amortiguamiento positivo a la oscilación.

La Figura 3.21 muestra el detalle de la estrategia de control propuesta. Se supone una perturbación inicial de carga que desplaza la característica seno de la posición 1 a la 2. Si

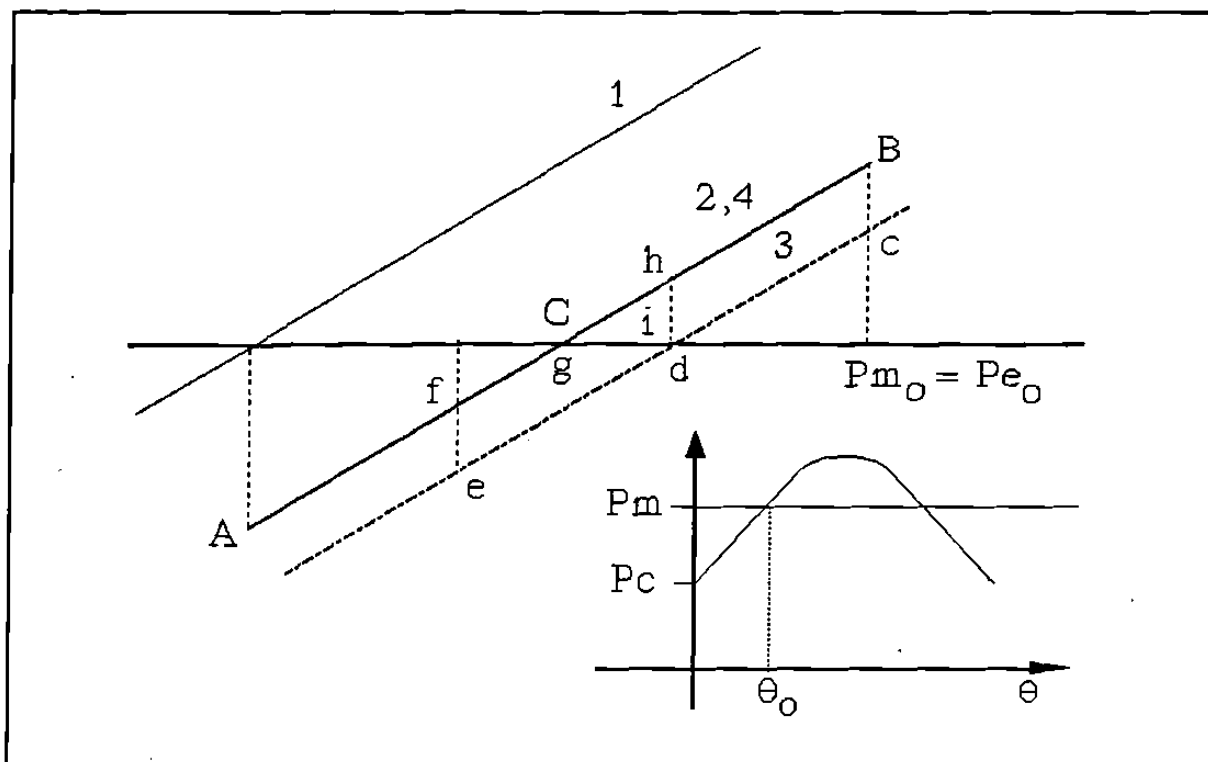


Figura 3.21 Conmutación de carga para control de oscilaciones.

no se cuenta con algún elemento de amortiguamiento, se establecería una oscilación permanente entre los puntos A y B.

En la estrategia propuesta, cierta cantidad de la potencia de carga se conmuta para reducir los desplazamientos angulares máximos y de esta manera alcanzar un nuevo punto de estado estable. Así, la acción de control se inicia en el punto B, donde se tiene un corte de carga tal que la característica seno se desplaza a la posición 3. Esta acción reduce el área de desaceleración, forzando el desplazamiento angular en la trayectoria B-c-d-e. En el punto e, se incrementa la carga de tal manera que ahora se reduzca el área acelerante. Esto desplaza la característica seno a la posición 4, la cual coincide con la 2, ya que se incrementa la misma cantidad de carga que se cortó en el punto B. La trayectoria angular ahora es e-f-g-h, donde la estrategia de control nuevamente corta cierta cantidad de carga y así sucesivamente. Note que en este caso, después del último corte de carga se llega a un punto de aceleración cero.

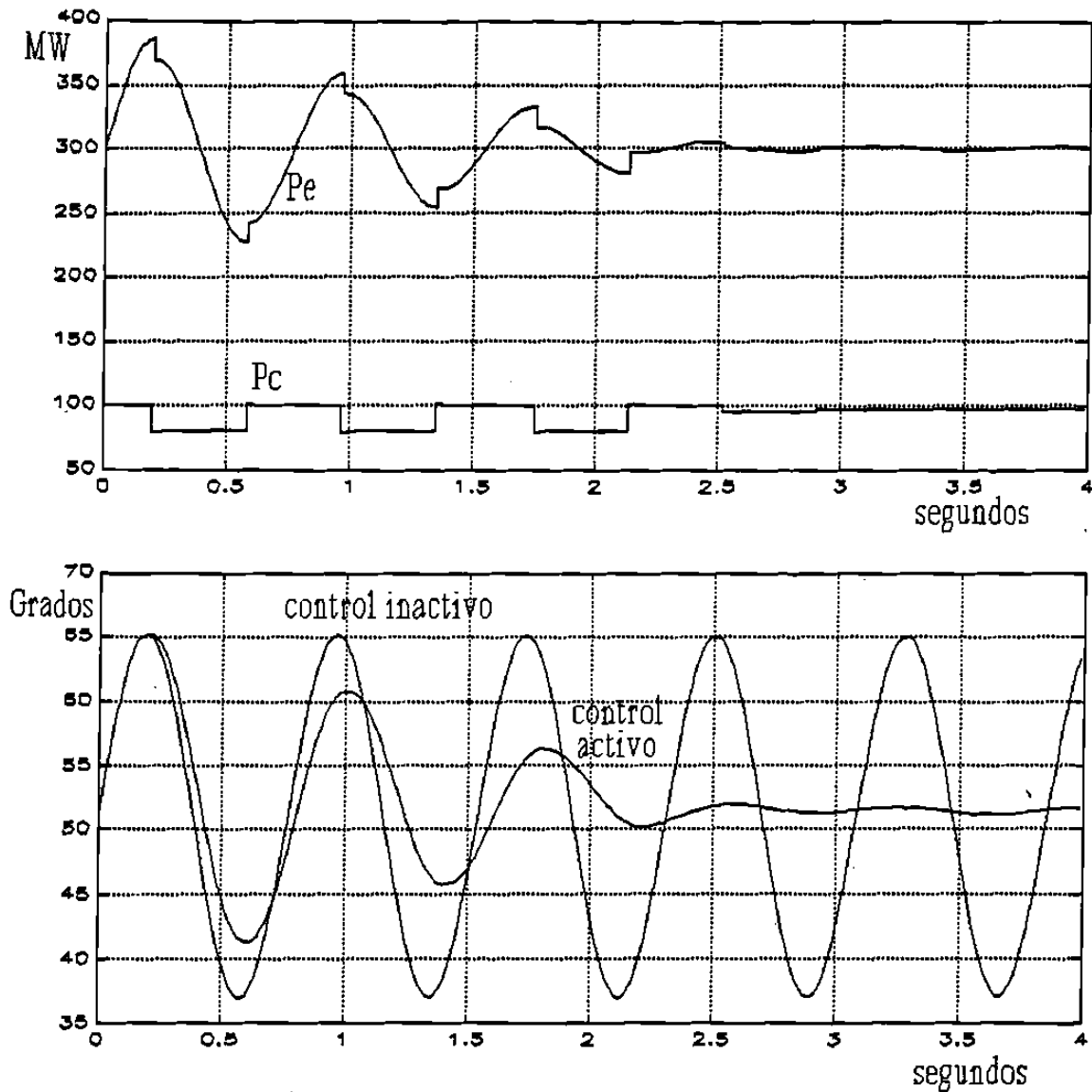


Figura 3.22 Efecto de la conmutación de carga en el amortiguamiento de oscilaciones.

La estrategia de control inicialmente determina el porcentaje de carga a conmutar. En su operación, la lógica de control evalúa la potencia acelerante máxima y la compara con la cantidad de carga seleccionada. Si la potencia acelerante es mayor, la carga conmutada es igual al total de dicho porcentaje. Si es menor, se conmuta una cantidad igual a dicha potencia acelerante.

Como ejemplo, la estrategia de control se aplica al sistema utilizado en el análisis anterior. Es decir, se tiene una máquina en la cual se modelan las variaciones de encadenamientos de campo y se incluye la acción de un excitador. La condición de operación es tal ($P_g = 300$, $P_c = 100$) que no se tiene amortiguamiento.

La Figura 3.22 muestra el comportamiento del ángulo δ de la máquina antes y después de aplicar la estrategia de control propuesta. La Figura 3.22 presenta también la dinámica de la potencia de salida de la máquina y de la carga con la acción de control activa. En este caso, inicialmente se consideró un 20 % de la carga disponible para propósitos de conmutación. Este porcentaje representa menos del 10 % de la generación de la unidad. El control se consigue en tres ciclos completos de la oscilación y con 9 acciones de control (conmutación de carga).

3.5 Condición operativa

Los efectos de la condición operativa de una máquina síncrona en su amortiguamiento son analizados en base al diagrama de la Figura 2.23, donde se tiene un modelo simplificado de un sistema máquina-barra infinita que considera los efectos del sistema de excitación. Se evalúa el cambio de los parámetros K_1 a K_6 que describen el sistema para diferentes valores de carga y factor de potencia. A partir de esto se obtienen conclusiones generales sobre su impacto en el amortiguamiento. Los parámetros K_1 a K_6 son función de las impedancias de la máquina y del sistema así como de su punto de operación (Apéndice I).

F.P. de Mello y Concordia establecieron los conceptos básicos de estabilidad dinámica de una máquina síncrona basados en estas constantes debido a su influencia directa en los pares de sincronización y amortiguamiento [6].

Para el caso máquina-barra infinita sin carga local y $r_e \ll X_e$, a medida que se incrementa P y Q , siempre que $\delta < 90^\circ$, todos los parámetros son positivos excepto K_5 . El signo de K_5

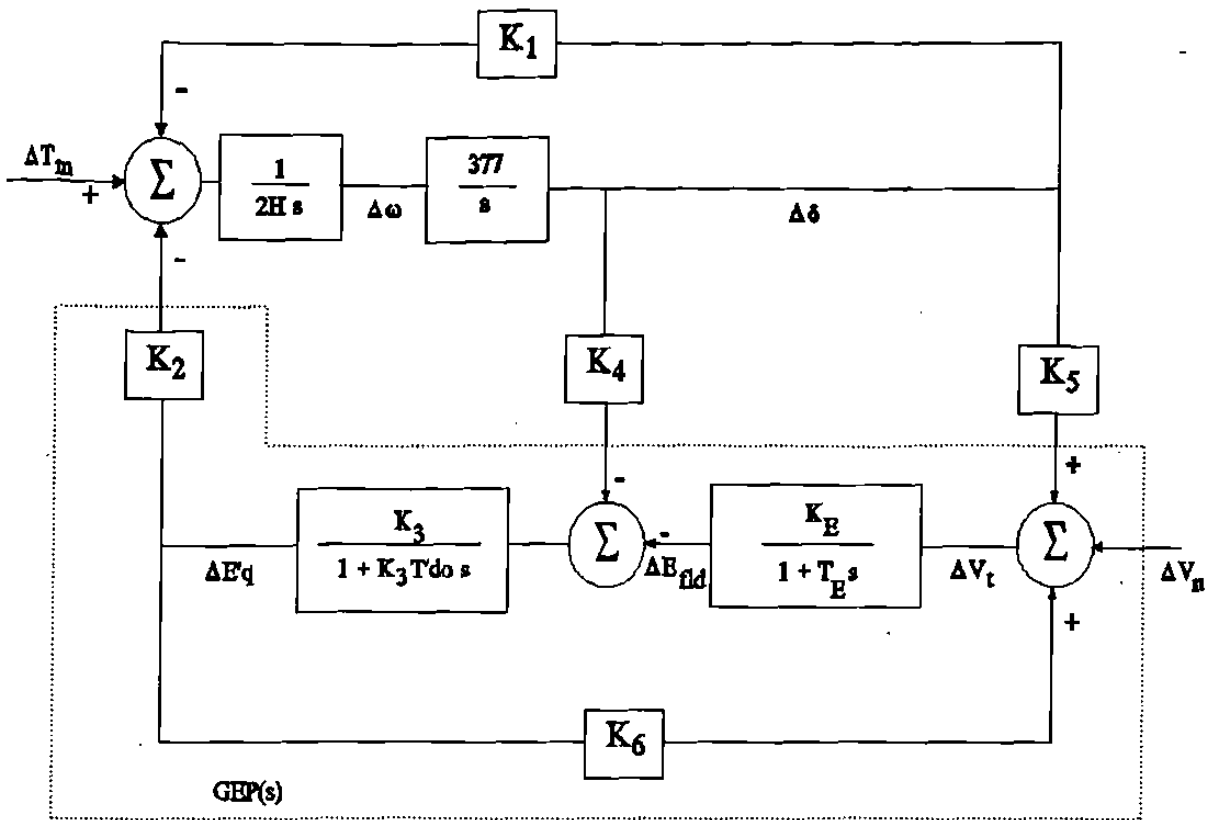


Figura 3.23 Modelo lineal simplificado de un sistema máquina-barra infinita.

cambia con valores altos de P y factor de potencia pequeño como se muestra en la Figura 3.24.

Cuando se tiene una carga local donde $r_e > X_e$, el ángulo δ del par puede variar entre -90° y 90° [10]. En este caso, K_2 , K_5 y K_6 son siempre positivas. K_1 y K_4 pueden cambiar sus signos de positivo a negativo a medida que Q se incrementa y/o el factor de potencia disminuye.

La constante K_1 relaciona las variaciones del ángulo interno de la máquina con el par eléctrico. Para una máquina no regulada con encadenamientos de campo constantes, K_1 representa la fuerza que mantiene unida la máquina al sistema, estableciendo así, los desplazamientos angulares máximos ante perturbaciones. La constante K_1 y la inercia de la

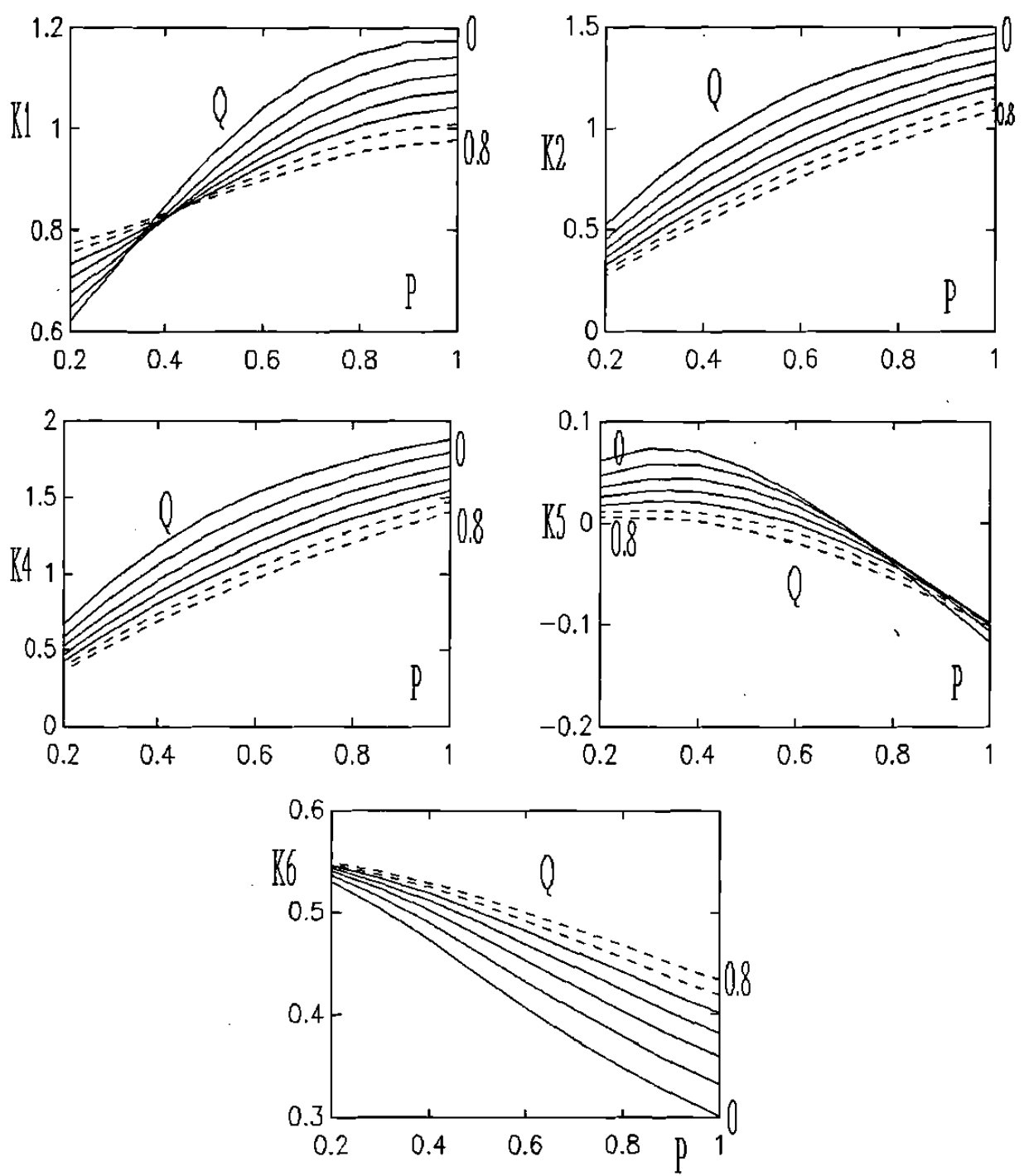


Figura 3.24 Variación de K_1 - K_6 con P y Q .

máquina determinan la frecuencia natural de oscilación de acuerdo a la ecuación (3.4). El valor para K_1 se incrementa con el par de salida de la unidad, incrementando a su vez la frecuencia de oscilación. La excepción a este comportamiento se presenta en condiciones de alta carga local y factor de potencia reducido, donde tiende a disminuir a medida que la potencia del generador se incrementa [67]. Los factores que afectan el valor para K_1 son el ángulo interno de la máquina y la robustez de la red externa.

La constante K_2 relaciona las variaciones en el par eléctrico con los cambios en los encadenamientos de flujo del devanado de campo. El valor de esta constante varía directamente con el ángulo interno del generador e inversamente con la robustez de la red. Los valores más altos se presentan en condiciones de alta carga e impedancias pequeñas. K_2 generalmente es positiva, sin embargo, en situaciones muy especiales de carga local elevada puede tomar valores negativos [68]. Los valores negativos para K_2 están asociados con la composición de la carga. En el modelo de la Figura 3.23, la constante K_2 afecta directamente la acción del devanado de campo en los pares eléctricos de sincronización y amortiguamiento de la máquina. La constante K_2 impacta cualquier acción de control a través del devanado de campo y de aquí su contribución a los pares de sincronización y amortiguamiento de la máquina. Esto se observa directamente de las ecuaciones (3.22) y (3.23).

La constante K_3 es función de impedancias de la máquina y la red. En sistemas robustos, observa sus valores más pequeños. A medida que el valor de K_3 es menor, se reduce la constante de tiempo efectiva del devanado de campo ($K_3 T'_{do}$). Así se consigue una mayor sensibilidad entre las variaciones del voltaje de campo (ΔE_{fld}) y los encadenamientos de flujo del devanado de campo de la máquina.

En la sección 3.2.2, se presentó la dinámica individual del devanado de campo, en la cual la constante K_4 toma un papel principal. Para valores positivos de esta constante, la dinámica de campo, debida a la acción de armadura, proporciona amortiguamiento positivo y reduce el par de sincronización de la máquina. Lo opuesto ocurre cuando se presentan

valores negativos. Su contribución es generalmente pequeña. Es particularmente importante cuando no se cuenta con fuentes de amortiguamiento positivo alternas. Este caso se analiza a detalle en la sección 3.2.3.

La constante K_5 impacta la acción del sistema de excitación sobre el par eléctrico de la máquina. Afecta especialmente la contribución de amortiguamiento en condiciones de alta carga y debilidad de la red. La sección 3.5 analiza a detalle estas situaciones.

La constante K_6 por su parte, relaciona las variaciones de los encadenamientos de flujo de campo con las variaciones del voltaje terminal del generador. Su valor generalmente disminuye a medida que la potencia de la máquina se incrementa. Depende fuertemente de los valores de impedancias de la red y el generador. Presenta sus valores más pequeños para sistemas robustos e impacta la ganancia del lazo abierto del regulador de voltaje. En sistemas débiles, K_6 provoca una reducción de ganancia y fase para el lazo de control de voltaje [66]. Esto afecta cualquier acción de control a través de la modulación de la excitación.

En la Figura 3.23, las constantes K_1 a K_6 gobiernan la dinámica del sistema. Estas dependen exclusivamente de los parámetros del sistema y de su condición operativa, no de sus controles. Cualquier acción de control estará sujeta a la variación de estos parámetros, los cuales establecen la dinámica fundamental de las distintas variables del sistema. La acción del control solo modifica este comportamiento fundamental. El conocimiento pleno de este comportamiento representa la estructura fundamental que permite encarar con seguridad el diseño de controles con propósitos específicos.

3.6 Sistema de excitación

Es bien conocido que las acciones de control de los sistemas de excitación tienen el potencial de reducir el amortiguamiento del sistema, lo cual puede causar oscilaciones dinámicas no amortiguadas. Una evidencia directa de esto es que algunas oscilaciones

sostenidas han sido eliminadas al operar en manual los reguladores automáticos de voltaje [36].

La función principal del regulador de voltaje es ajustar continuamente el nivel de excitación del generador en respuesta a cambios en el voltaje terminal. El regulador actúa para mantener un nivel de voltaje del generador y cambiar la excitación en respuesta a cambios en el sistema. El mayor atraso de fase en el lazo de control de voltaje se tiene en los encadenamientos de flujo del circuito de campo de la máquina ($E'q$) ante una variación del voltaje de campo (E_{fld}). Esto es debido a la constante de tiempo del devanado de campo del generador. Para un generador típico, la constante está en el rango de 2 a 3 segundos.

El efecto del sistema de excitación se puede analizar mediante los pares de sincronización y amortiguamiento de la máquina, que para el caso de la Figura 3.23, estos pares se obtienen de la parte real e imaginaria de la ecuación (3.25) respectivamente.

$$\Delta T_e(s) = \left[K_1 - \frac{K_2 K_3 K_4}{1 + K_3 T'_{do}s} + \frac{K_2 K_3 G(s)}{1 + K_3 T'_{do}s} \right] \Delta \delta \quad (3.25)$$

donde

$$G(s) = \frac{\Delta E_{fld}(s)}{\Delta \delta(s)}$$

De esta forma, para frecuencias de oscilación muy pequeñas ($s \rightarrow 0$) y valores altos de ganancia en el sistema de excitación, la ecuación (3.25) se transforma en:

$$\Delta T_e(\omega_a = 0) = \left[K_1 - \frac{K_2 K_5}{K_6} \right] \Delta \delta \quad (3.26)$$

La ecuación (3.26) muestra que a bajas frecuencias sólo existe componente de sincronización, la cual depende de las constantes de la máquina. En este caso un posible problema de estabilidad se puede presentar por falta de fuerzas restauradoras de sincronización, condición que sólo es factible con valores de K_5 positivos. Sin embargo, estos

valores de K_5 se tienen cuando la conexión con el sistema externo es muy robusta, o bien para condiciones de carga moderada, en estos casos se espera que el valor de K_1 sea grande y domine el coeficiente de sincronización total.

En situaciones críticas, como una conexión débil con el sistema externo, o bien una carga alta, el sistema de excitación ayudará en la componente de sincronización ($K_5 < 0$), ya que en estas situaciones K_1 tiende a ser pequeño.

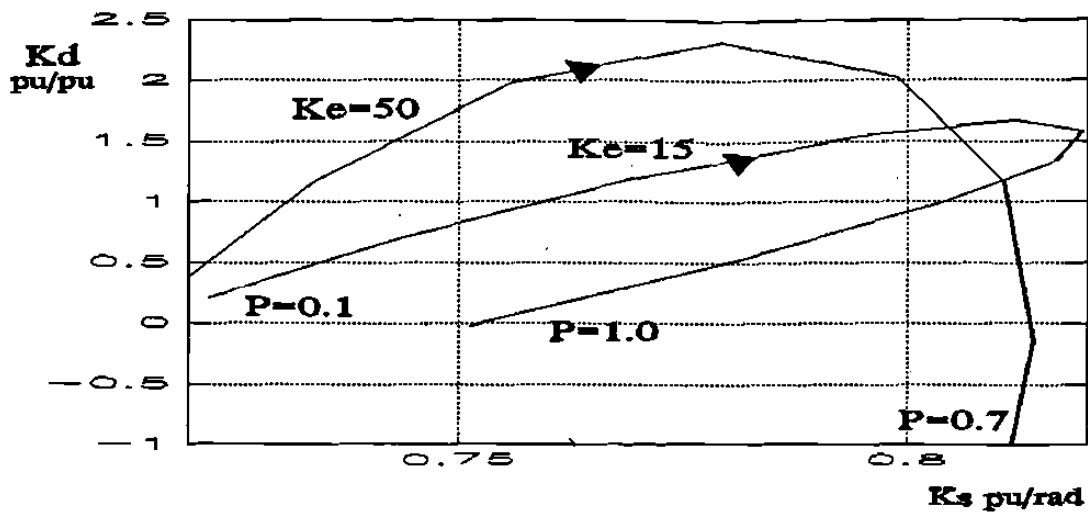


Figura 3.25 Efecto del sistema de excitación en los pares de sincronización y amortiguamiento para $K_E=15$ y $K_E=50$.

$$\Delta T_D(\omega_a) = \frac{K_2 K_3 K_5 K_E (T_E + T' do K_3)}{(1 + K_6 K_3 K_E - \omega_a^2 T' do K_3 T_E)^2 + (T_E + K_3 T' do)^2 \omega_a^2} \quad (3.27a)$$

$$K_5 = \left[\frac{X_q}{X_e + X_q} \right] \left[\frac{e_{do}}{e_{to}} \right] E_o \cos \delta_o - \left[\frac{X_d}{X_e + X_d} \right] \left[\frac{e_{qo}}{e_{to}} \right] E_o \sin \delta \quad (3.27b)$$

Si se desprecia el lazo de control asociado a K_4 en la Figura 3.25, el incremento de par de amortiguamiento debido a la acción del sistema de excitación se expresa por la ecuación

(3.27a). En esta ecuación, el signo del par de amortiguamiento está directamente relacionado con el signo de la constante K_5 , ya que el resto de constantes son generalmente positivas. Cuando K_5 es negativo se tiene una componente de amortiguamiento negativo. Este efecto se magnifica con valores altos de ganancias y constantes de tiempo del sistema de excitación.

Cuando se tiene una máquina débilmente conectada a un gran sistema, es probable que exista un problema de estabilidad por falta de amortiguamiento, especialmente si se cuenta con un sistema de excitación con ganancia alta y una constante de tiempo total ($T_E + K_3 T_{do}$) grande. Aún cuando el valor de T_E sea pequeño, la constante de tiempo efectiva del circuito de campo de la máquina es grande.

Para un sistema máquina barra infinita, la Figura 3.25 muestra el efecto del sistema de excitación en los pares de sincronización y amortiguamiento para diferentes niveles de carga en el sistema (de 0.1 a 1.0 pu).

Es interesante distinguir en la Figura 3.23 tres regiones de comportamiento distinto a medida que la potencia de la máquina se incrementa. Con potencias de generación pequeñas, se incrementan simultáneamente ambos pares de la máquina. Posteriormente, el par de amortiguamiento se incrementa hasta alcanzar un valor máximo, después del cual comienza a disminuir. El par de sincronización, por otro lado, continúa incrementándose hasta alcanzar también su valor máximo, después del cual ambos pares se reducen. Es importante notar un comportamiento similar en ambos casos ($K_E = 15, 50$). Las constantes K_{1-6} son las mismas en los dos casos. La presencia del sistema de excitación parece sólo amplificar este comportamiento. Por una parte, se incrementan significativamente los valores de amortiguamiento positivo y negativo máximos, y por otra parte, el par de sincronización se incrementa con valores altos de potencia (K_5 negativa), mientras que con valores pequeños se reduce (K_5 positiva).

El análisis de las relaciones fasoriales entre variables permite entender mejor las curvas de

Tabla 3.4 Relaciones de fase entre variables con respecto a la velocidad del rotor.

Pe	$\angle E'_q$	$\angle P_e$	$\angle V_t $	K_D	K_S	δ_o
0.1	29.7	-89.7	-38.4	0.34	0.022	11
0.2	27.7	-89.2	-38.9	1.17	0.037	21
0.3	25.5	-88.7	-38.6	1.99	0.041	31
0.4	24.4	-88.5	-34.9	2.37	0.034	39
0.5	25.9	-88.7	-18.7	2.11	0.018	47
0.6	35.3	-89.2	47.9	1.23	-0.004	53
0.7	103.5	-90.1	91.9	-0.17	-0.030	59
0.8	172.8	-91.1	103.1	-1.95	-0.058	64
0.9	175.3	-92.1	107.8	-3.99	-0.088	69
1.0	169.6	-93.4	110.7	-6.18	-0.118	73

la Figura 3.25. La Tabla 3.4 presenta el cambio de fase para las variaciones de par eléctrico, voltaje terminal, ángulo interno δ y encadenamiento del flujo de campo $\Delta E'_q$ cuando K_E toma un valor de 50. Todos los ángulos se miden con respecto a las variaciones de velocidad del rotor. Se presenta también el coeficiente K_S y el coeficiente de amortiguamiento K_D .

Es interesante observar el comportamiento de la constante K_S , la cual se hace negativa para valores superiores a 0.5 p.u.. También se debe observar el ángulo de fase de $\Delta E'_q$, el cual rebasa los 90 grados cuando K_D cambia de signo. Si la diferencia de fase entre vectores se reduce, el amortiguamiento se incrementa y viceversa. A su vez, $\Delta |V_t|$ rebasa los 90 grados en forma simultánea con $\Delta E'_q$, lo cual ocurre para un ángulo δ_o de 50 grados.

Es evidente de la ecuación (3.27b) que la estabilidad del generador es críticamente dependiente del ángulo de carga δ_o y de la reactancia de la línea (X_e). A medida que el

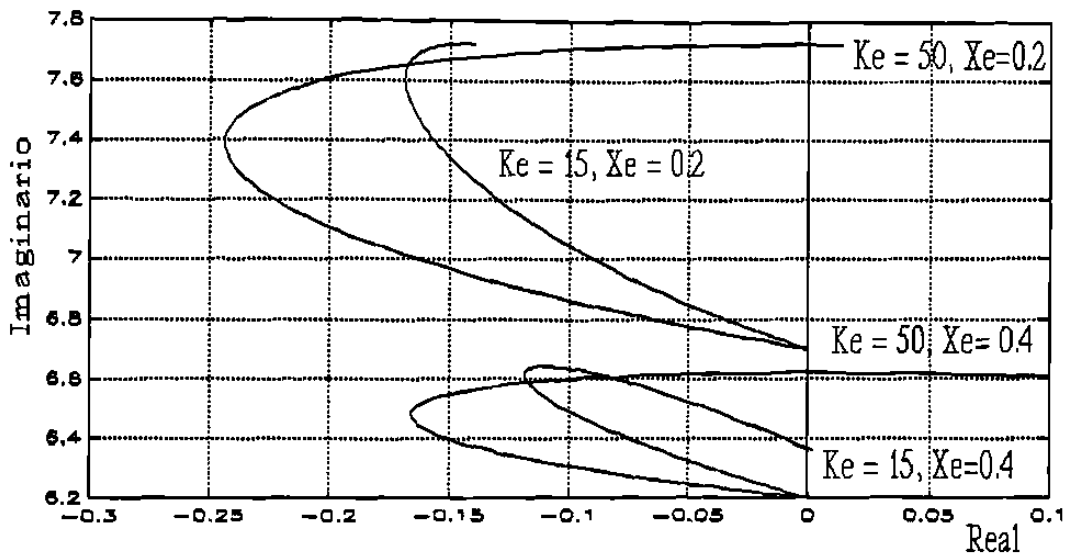


Figura 3.26 Características de la oscilación en el plano complejo.

ángulo de la máquina se incrementa, el segundo término de la ecuación es dominante e invierte el signo de la constante K_5 . Por otro lado, a medida que la impedancia externa crece, el valor de ángulo donde K_5 se hace negativo disminuye. La contribución de amortiguamiento desde el sistema de excitación es directamente proporcional a la constante K_5 .

En la ecuación (3.27b) no se considera la resistencia en la red de transmisión ni la acción de una carga local [6]. La Figura 3.26 resume conceptualmente el desplazamiento de la frecuencia y amortiguamiento al combinar el efecto de la carga, la ganancia del sistema de excitación y la reactancia del sistema de transmisión.

El análisis de estos casos específicos conduce a las siguientes conclusiones:

- Al tener un sistema de transmisión con cargas altas se reduce el amortiguamiento y la frecuencia de oscilación.
- Si se aumenta la ganancia del sistema de excitación hay una tendencia a reducir el

amortiguamiento del sistema y además hay un cambio en la frecuencia de oscilación.

- Al tener un sistema de transmisión más débil se reduce el coeficiente de sincronización y por lo tanto la frecuencia de oscilación.
- El caso más crítico, posiblemente inestable, es tener carga alta en un sistema de transmisión débil combinado con una ganancia alta del sistema de excitación.

3.7 Estabilizador del sistema de potencia.

Una condición necesaria para la transmisión e intercambio de potencia en un sistema de potencia es que todos los generadores operen en sincronismo. El concepto de estabilidad en sistemas de potencia está relacionado con la habilidad de los generadores en el sistema para mantener sincronismo y retornar a un punto de operación de estado estable después de una perturbación.

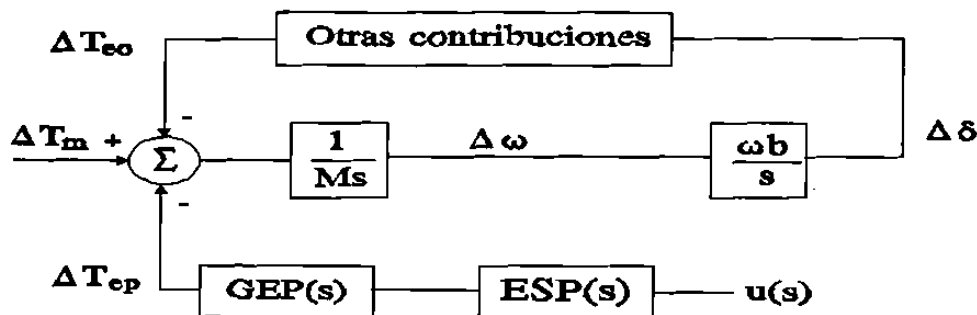


Figura 3.27 Componentes del Par Eléctrico

La función básica de un estabilizador de sistemas de potencia (ESP) es incrementar la estabilidad (transitoria y dinámica) del generador modulando su excitación de tal manera que proporcione amortiguamiento a las frecuencias de oscilación de los rotores. Para lograr lo anterior, el ESP debe producir una componente de par eléctrico en fase con las variaciones de velocidad.

El diagrama de bloques de la Figura 3.27 ilustra las relaciones entre los pares aplicados en la flecha del grupo generador-turbina, la velocidad (ω) y el desplazamiento angular del rotor (δ). Se considera al par eléctrico con dos componentes, uno desarrollado por el ESP a través del sistema de excitación del generador, ΔT_{ep} , y el otro que resulta de todas las otras contribuciones, ΔT_{eo} . Para un ESP que emplea la velocidad del generador como señal de entrada, la contribución de par debida al ESP está dada por

$$\Delta T_{ep}(s) = ESP(s) GEP(s) \Delta\omega(s) = P(s) \Delta\omega(s) \quad (3.28)$$

Para desarrollar un par en fase con la velocidad se requiere un ángulo de fase neto de cero grados en la función $P(s)$, es decir:

$$\theta_{esp} + \theta_{gep} = 0 \quad (3.29)$$

donde θ_{esp} y θ_{gep} son los ángulos de fase de las funciones $ESP(s)$ y $GEP(s)$ evaluados a una frecuencia de oscilación específica ($s=j\omega$).

Desde el punto de vista de diseño, es básico conocer las características dinámicas de la función $GEP(s)$, las cuales determinan los parámetros de la función $ESP(s)$ que satisfacen la relación (3.29). Del análisis de la Figura 3.23, la función $GEP(s)$ corresponde a la función de transferencia entre el voltaje de referencia del excitador y el par eléctrico del generador cuando la velocidad del generador es constante ($\Delta\omega = 0$). Como se observa en la Figura 3.23, esta función es dependiente del generador, el sistema de excitación y el sistema de potencia. En particular, es función de las constantes K_2 , K_3 y K_6 , cuyo comportamiento hace que la ganancia y el atraso fase para $GEP(s)$ se incrementen con la carga del generador y la robustez del sistema de transmisión.

También puede observarse que la función $GEP(s)$ muestra características de fase similares a las de regulación de voltaje de lazo cerrado, de esta forma;

$$GEP(s) \cong \left[\frac{K_2}{K_6} \right] \frac{\Delta V_t(s)}{\Delta V_{ref}(s)} \quad (3.30)$$

Esta relación determina la base de los procedimientos de sintonización del ESP, donde se involucra la medición de la característica de lazo cerrado del regulador de voltaje para determinar la compensación de fase requerida en el estabilizador.

El ángulo θ_{gep} puede medirse aplicando una señal de prueba en la entrada del regulador de voltaje (V_{ref}) y observando la señal de salida de V_t . De esta manera, el ángulo requerido (θ_{esp}), a la frecuencia ω , se determina de la gráfica de Bode para $\Delta V_t/\Delta V_{ref}$. Por ejemplo, si la medición indica que la respuesta del voltaje terminal de la máquina está atrasada 90° con respecto a la señal de entrada del regulador, el ESP deberá proporcionar un adelanto de fase de 90° .

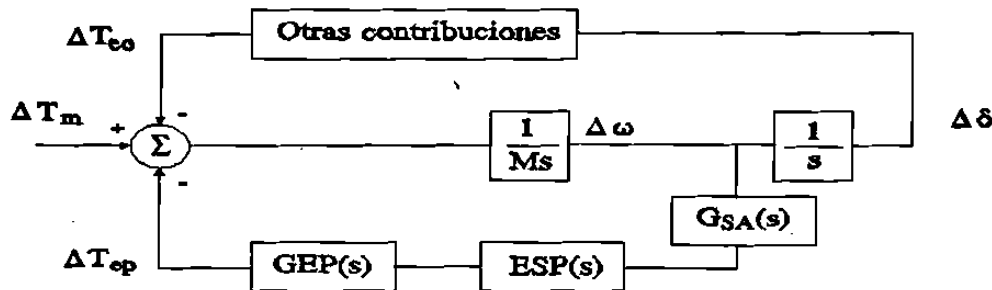


Figura 3.28 Representación del ESP considerando una señal de entrada diferente a $\Delta\omega$.

La característica de fase de $P(s)$ determina si una o ambas componentes del par se modifican. Una característica de fase positiva reduce la componente de sincronización y una característica negativa la incrementa. La característica de fase cero produce una componente de amortiguamiento positiva sin afectar el par de sincronización.

$$\Delta T_{ep}(\omega_a) = P(\omega_a)\Delta\omega(\omega_a) = (p_r + jp_i)\Delta\omega(\omega_a) = p_r\Delta\omega(\omega_a) - p_i\omega_a\Delta\delta(\omega_a) \quad (3.31)$$

En el caso general, donde se tiene una señal de entrada diferente a la velocidad del rotor,

su representación es posible a través de una función de transferencia adicional $G_{SA}(s)$, que relaciona la señal de entrada con la velocidad, como lo muestra la Figura 3.28.

Si la señal de entrada es la potencia acelerante, la característica de fase del ESP deberá satisfacer la relación (3.32). La potencia acelerante está adelantada 90 grados de la señal de velocidad ($s \Delta\omega = \Delta P_a$). De esta forma, la fase del estabilizador necesita considerar este ángulo para lograr que la fase de $P(s) = GEP(S) ESP(S) G_{SA}(s)$ sea de cero grados.

$$\theta_{esp} + \theta_{gep} = -90 \quad (3.32)$$

Es importante notar que las relaciones (3.32) y (3.29) se establecen para una frecuencia de oscilación, la cual se modifica continuamente con la condición del sistema. Si los parámetros de la función $ESP(s)$ son fijos, dichas relaciones se satisfacen aproximadamente en un rango de valores de frecuencia. El diseño de estabilizadores convencionales, de parámetros fijos, requiere determinar la frecuencia o frecuencias críticas del sistema, y en función de éstas, seleccionar los parámetros para $ESP(s)$ que mejor se ajusten a las características de fase establecidas por relaciones similares a (3.29) y (3.32), dependiendo del tipo y características de la señal de entrada utilizada.

3.8 Sistema de gobernación de velocidad

La Figura 3.29 presenta un diagrama esquemático que muestra la interrelación de componentes para la producción de par mecánico en respuesta a desviaciones de velocidad.

La variable de entrada al control es la velocidad del rotor y cada elemento tendrá una dinámica que depende de sus propias características.

Si se considera un sistema máquina-barra infinita, y la máquina se modela en forma clásica (voltaje constante detrás de una reactancia transitoria), la ecuación dinámica que incluye los efectos del sistema de gobernación de velocidad-turbina se expresa como:

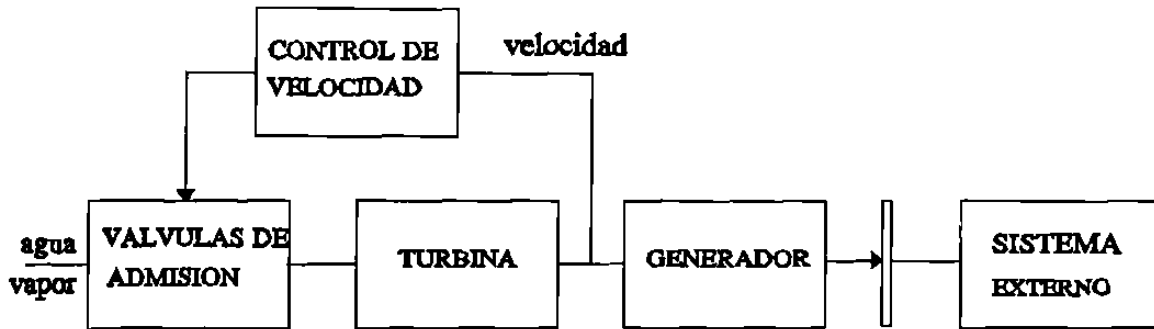


Figura 3.29 Diagrama esquemático del control de potencia mecánica.

$$\frac{2H}{\omega_o} s^2 \Delta\delta(s) - G_g(s) s \Delta\delta(s) + K_s^e \Delta\delta(s) = 0 \quad (3.33)$$

donde $G_g(s) = \Delta P_m(s)/\Delta\omega(s)$ representa la función de transferencia del control de potencia mecánica.

Desde el punto de vista de amortiguamiento, la característica de fase de la función $G_g(s)$ es importante. Si a una frecuencia de oscilación ω_a actual $G_g(j\omega_a)$ tiene una característica de fase de 180 grados, se tendrá una aportación positiva al amortiguamiento. En el caso general, $G_g(j\omega_a)$ es un número complejo y modifica los pares de sincronización y amortiguamiento en cada unidad.

3.8.1 Unidades hidráulicas

El diagrama de bloques de la Figura 3.30 presenta el modelo incremental del control de potencia mecánica en una unidad hidráulica.

Es interesante conceptualizar algunos parámetros importantes en el diagrama. T_ω se conoce como la constante de tiempo del agua, representa el tiempo para acelerar el agua en las tuberías de presión. El valor de T_ω varía con la carga, a plena carga tiene valores de 0.5 a 4 segundos.

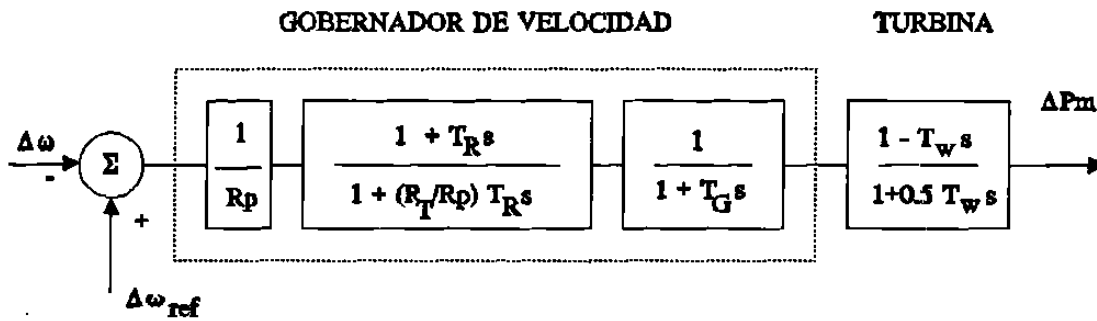


Figura 3.30 Control de potencia mecánica en unidades hidráulicas.

Una característica importante en estas unidades es que el cambio inicial de potencia es opuesto al cambio en la posición de la compuerta. Cuando la compuerta se abre repentinamente, el flujo de agua no cambia inmediatamente debido a la inercia del agua, sin embargo, la presión en la turbina se reduce, causando que la potencia baje. Con una respuesta determinada por T_w , el agua se acelera hasta que el flujo alcanza un nuevo valor de estado estable, el cual establece la nueva potencia de salida.

Debido a las características especiales de las turbinas hidráulicas, es necesario contar con un esquema de compensación transitorio que asegure una operación estable. Este bloque retarda o limita el movimiento de la compuerta hasta que el flujo de agua y la potencia de salida tienen tiempo de alcanzarla. El bloque de compensación contiene la característica de regulación transitoria (R_T) y la constante de tiempo de restablecimiento (T_R). De esta forma, el gobernador se comporta con baja ganancia para desviaciones rápidas de velocidad y con alta ganancia para las variaciones normales de velocidad. En el diagrama, R_p representa la característica de regulación en estado estable.

Existen dos consideraciones importantes al seleccionar los parámetros del gobernador:

- i) Asegurar la operación correcta durante condiciones de segregación del sistema.

- ii) Obtener una velocidad de respuesta aceptable en condiciones de variación de carga normales.

En condiciones de operación aislada, la selección óptima para la regulación transitoria y tiempo de restablecimiento está relacionada con la constante de tiempo del agua y la inercia de la unidad ($T_M = 2 \text{ H}$) de la siguiente forma [62]:

$$R_T = [2.3 - (T_\omega - 1.0)) 0.15] \frac{T_\omega}{T_M}$$

$$T_R = [5.0 - (T_\omega - 1.0) 0.5] T_\omega$$

Estos parámetros aseguran estabilidad cuando la unidad a plena carga alimenta una carga aislada, lo cual, desde el punto de vista de desviación de frecuencia, representa la condición más severa. De esta forma se asegura una operación estable para todas las situaciones de segregación del sistema.

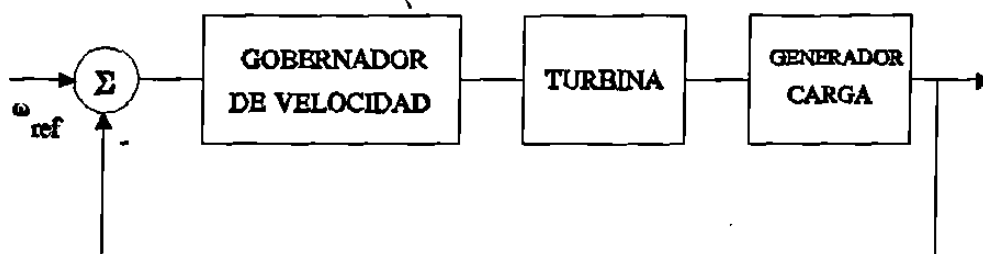


Figura 3.31 Lazo de control de velocidad, sistema carga-generador.

En condiciones normales, los ajustes anteriores provocan una respuesta muy lenta del control. Para lograr respuestas más rápidas, la constante de tiempo de restablecimiento debería tener valores mas pequeños.

La Figura 3.32 presenta las características de respuesta a la frecuencia en lazo abierto para una unidad hidráulica (1152 MW-seg) alimentando una carga aislada ($D = 1$), como lo

Tabla 3.5 Parámetros del grupo gobernador-turbina

Parámetro	R_p (pu)	T_R (seg)	T_G (seg)	T_ω (seg)	R_T (pu)
Base	0.05	9	0.5	2	0.19
Rango	0.01-0.2	1-12	0.1-2.0	0.4-5.0	0.01-0.6
$\lambda_{base} = -0.0005 \pm j 6.02$					

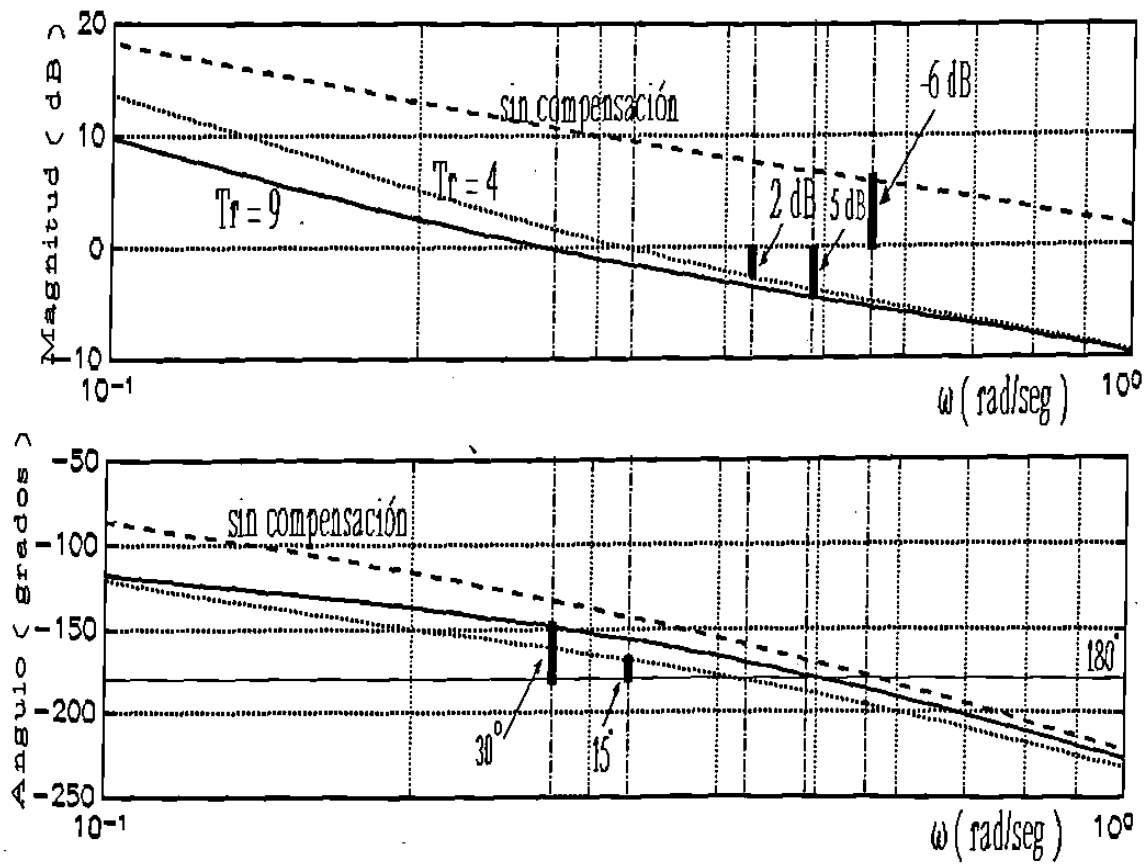


Figura 3.32 Respuesta a la frecuencia de lazo abierto del control de velocidad.

muestra el diagrama de bloques de la Figura 3.31. Los parámetros utilizados se listan en la Tabla 3.5.

La Tabla 3.6 resume la información sobre la estabilidad del sistema que se extrae de la Figura 3.32. Se analizan tres situaciones distintas, en la primera no se tiene un esquema de compensación transitorio y el sistema es inestable (margen de fase igual a -6 dB). En la segunda situación, se incluye un bloque de compensación transitoria ($T_R=9$, $R_T = 0.19$) el cual estabiliza el sistema. También se considera un cambio al valor de T_R de 9 a 4 segundos, el efecto de este cambio es un incremento en la frecuencia de cruce por cero y una disminución en los márgenes de estabilidad. De esta forma, se tiene una respuesta más oscilatoria pero el sistema de control actua con mayor rapidez.

Tabla 3.6 Condiciones de estabilidad

	Margen de Ganancia (dB)	Margen de fase (grados)
Sin compensación transitoria	-6	-50
$T_R = 9$, $R_T = 0.19$	5	30
$T_R = 4$, $R_T = 0.19$	2	15

Para un sistema máquina barra infinita, las gráficas de la Figura 3.33 muestran un análisis paramétrico del control de potencia mecánica y su impacto en el modo de oscilación local de la máquina. La máquina se representa con el modelo clásico ($H = 11.52$, $x'_d = 0.12$, $X_e=0.33$ p.u., $MVA_B = 100$). Los parámetros base y los rangos de variación utilizados se presentan en la Tabla 3.5. En los casos presentados en la Figura 3.33 el control de velocidad contribuye con amortiguamiento negativo a la frecuencia de oscilación del rotor. Sin embargo se debe observar en la Figura 3.33 que la variación de algunos parámetros mejora el amortiguamiento del modo de oscilación, siendo el caso más notorio el de R_T , la característica de regulación transitoria.

Aunque en la mayoría de los casos se tiene una contribución negativa del control de velocidad, generalmente es pequeña, por otro lado las componentes positivas de amortiguamiento en la máquina síncrona y el sistema de excitación son mayores a la contribución negativa.

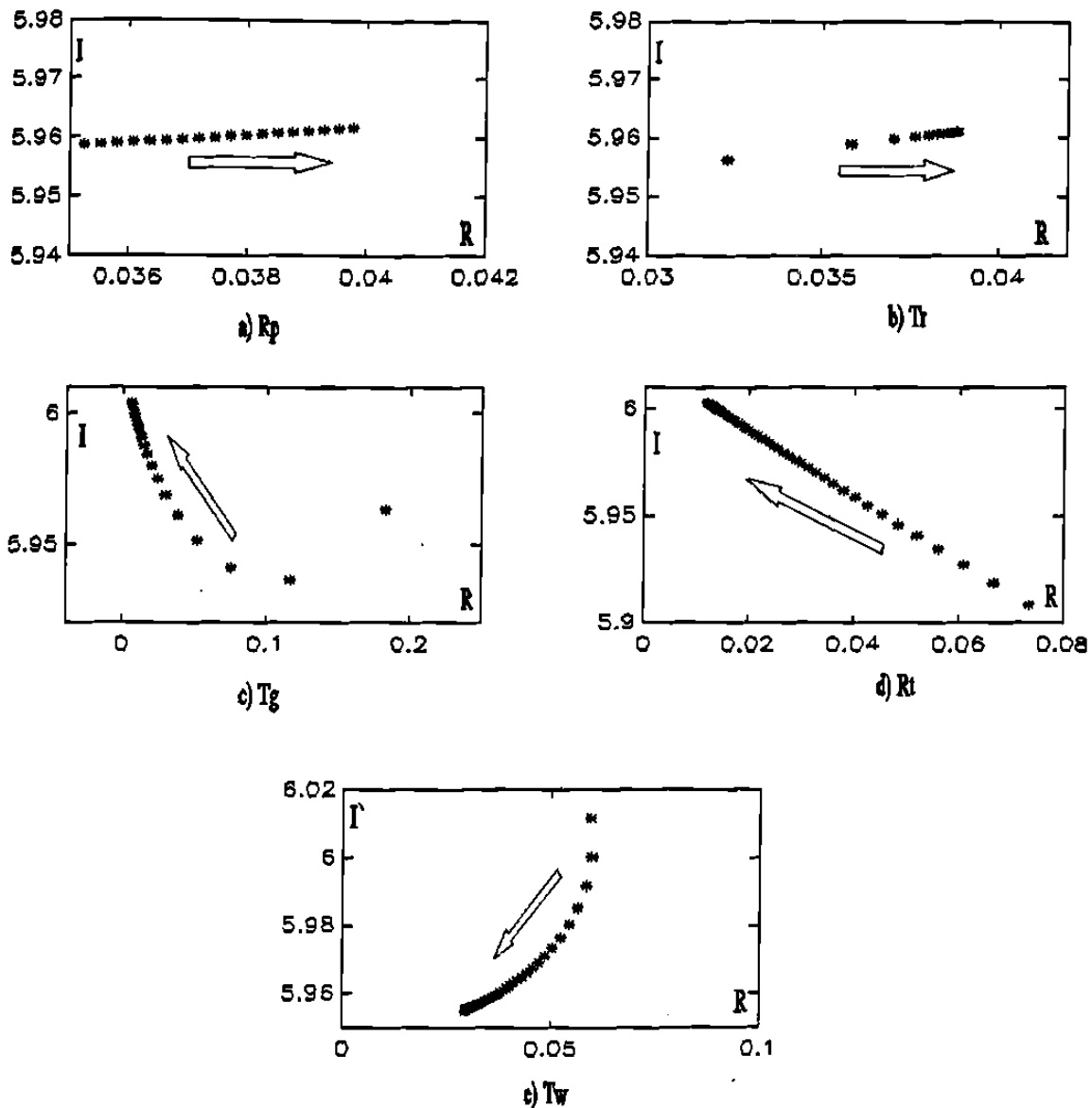


Figura 3.33 Variación de parámetros del grupo gobernador-turbina y su impacto en el amortiguamiento del rotor.

Los parámetros del gobernador que pueden ajustarse para mejorar el comportamiento dinámico son el tiempo de restablecimiento del dashpot (T_R) y la regulación transitoria (R_T). De los resultados obtenidos, la mejor combinación parece ser con valores de R_T donde se tenga un nivel de amortiguamiento mínimo requerido, y con valores de T_R , donde se obtenga la mayor rapidez de respuesta sin afectar el amortiguamiento mínimo.

3.8.1.1 Pares de Sincronización y Amortiguamiento

Considere un sistema como el de la Figura 3.31, y un modelo de control de potencia mecánica similar al mostrado por la Figura 3.30. Para este sistema la relación entre el cambio de par mecánico (ΔT_m) y la desviación de velocidad se establece como;

$$\Delta T_m(s) = - \frac{K_R (1 + T_R s) (1 - T_\omega s)}{(1 + (R_T/R_p)T_R s) (1 + T_G s) (1 + 0.5T_\omega s)} \Delta \omega(s) \quad (3.34)$$

De la ecuación (3.34) se observa que en estado estable la relación par-velocidad depende exclusivamente de la ganancia de regulación K_R ($1/R_p$).

$$\Delta T_m(\omega_a=0) = - K_R \Delta \omega$$

Evaluando la ecuación (3.34) para $s = j\omega_a$, e identificando separadamente las componentes en fase con las desviaciones de velocidad ($\Delta \omega$) y ángulo ($\Delta \delta$), se obtienen las expresiones para los coeficientes de sincronización y amortiguamiento producidos por el control del par mecánico como;

$$K_S^m(\omega_a) = \frac{K_R \omega_a (\alpha \varphi - \gamma \beta)}{\alpha^2 + \beta^2} \quad (3.35a)$$

$$K_D^m(\omega_a) = \frac{-K_R (\gamma \alpha + \varphi \beta)}{\alpha^2 + \beta^2} \quad (3.35b)$$

donde

$$\begin{aligned}
\alpha &= 1 - \omega_a^2 (T_G T_B + 0.5 T_\omega (T_B + T_G)) \\
\beta &= \omega_a (T_B + T_G + 0.5 T_\omega (1 - T_G T_B \omega_a^2)) \\
\gamma &= (T_R T_\omega \omega_a^2 + 1) \\
\varphi &= (T_R - T_\omega) \omega_a \quad y \quad T_B = R_T T_R K_R
\end{aligned} \tag{3.36}$$

Para que exista amortiguamiento positivo, se requiere que el término entre paréntesis del numerador de la ecuación (3.35b) sea positivo. Para que esto suceda es necesario que todos los coeficientes sean positivos o que la suma de los productos sea positiva.

El coeficiente γ es siempre positivo. El coeficiente φ será positivo siempre que $T_R > T_\omega$. Por otro lado, para que los coeficientes α y β sean positivos se requiere que ω_a sea menor que

$$\sqrt{\frac{1}{T_B T_G + 0.5 T_\omega (T_B + T_G)}} \quad y \quad \sqrt{\frac{T_B + T_G + 0.5 T_\omega}{0.5 T_\omega T_G T_B}}$$

respectivamente. La diferencia entre los dos términos anteriores sugiere que para ciertos valores de frecuencia es posible tener contribuciones de amortiguamiento positivo. Esto es porque los valores individuales de $\gamma\alpha$ y $\varphi\beta$ alcanzan valores negativos para distintos valores de ω_a . Considerando el rango de valores para los parámetros típicos de gobernadores, generalmente se obtienen valores de amortiguamiento positivo para frecuencias menores a 0.2 Hz. De esta forma, en un sistema multimáquina, el control de potencia mecánica de un generador, visto desde el punto de vista de amortiguamiento, impacta más los modos de oscilación de más baja frecuencia. Para las frecuencias de los modos de oscilación locales generalmente se tiene una contribución pequeña de amortiguamiento negativo. Lo anterior se verifica en las curvas de la Figura 3.33.

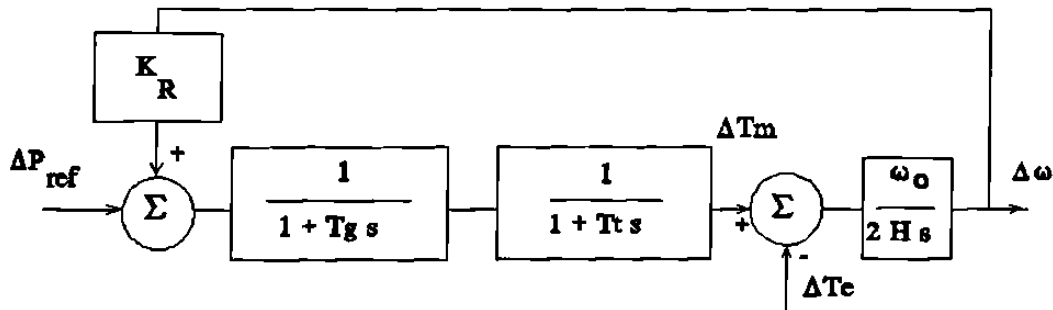


Figura 3.34 Diagrama de bloques del sistema de control de velocidad-par mecánico en una unidad térmica.

3.8.2 Unidades térmicas

Considere el sistema de control de velocidad-par mecánico mostrado en la Figura 3.34. El diagrama de bloques de la Figura 3.34 representa el sistema de regulación de velocidad para una unidad térmica sin recalentamiento, K_R es la ganancia del sistema de regulación de velocidad, T_g es la constante de tiempo equivalente del gobernador y válvulas de admisión, y T_t es la constante de tiempo de la turbina. No se incluye en detalle ningún efecto en el par eléctrico.

De esta forma, la relación entre el cambio en el par mecánico (ΔT_m) y la desviación de velocidad ($\Delta \omega$), considerando $\Delta P_{REF} = 0$, se establece como,

$$\Delta T_m(s) = - \frac{K_R}{(1 + s T_g)(1 + s T_t)} \Delta \omega(s) \quad (3.37)$$

Observando la ecuación (3.37) se tiene que en estado estable la relación par-velocidad depende directamente de la ganancia de regulación K_R .

Para frecuencias de oscilación altas se tendrá una componente de amortiguamiento negativo,

pero su magnitud será pequeña debido al valor de la frecuencia de oscilación.

$$\Delta T_m(\omega_a) = \frac{K_R}{T_g T_t \omega_a^2} \Delta \omega$$

A una frecuencia de oscilación $s = j\omega_a$, la ecuación (3.37) proporciona las expresiones para los coeficientes de sincronización y amortiguamiento asociados al control del par mecánico como;

$$K_s^m = \frac{K_R \omega_a^2 (T_t + T_g)}{\beta} \quad (3.38)$$

$$K_D^m = \frac{K_R (1 - T_t T_g \omega_a^2)}{\beta} \quad (3.39)$$

donde

$$\beta = \left(1 - T_t T_g \omega_a^2\right)^2 + \left[\omega_a (T_t + T_g)\right]^2$$

La ecuación (3.38) indica que siempre se tendrá un coeficiente de sincronización positivo. Sin embargo, a medida que la frecuencia de oscilación crece el coeficiente tiende a cero.

De la ecuación (3.39) se observa que a medida que las constantes de tiempo crecen es menos probable que se tenga una contribución positiva al amortiguamiento. Para tener un amortiguamiento positivo se requiere que

$$\omega_a < \sqrt{\frac{1}{T_g T_t}}$$

Es importante notar el impacto de K_R , el cual crece a medida que el control se hace más sensible a las desviaciones de velocidad. Cuando la unidad se encuentra limitada no se tiene ninguna contribución.

Tabla 3.7 Impacto del control de velocidad en modo local

sin gobernador	$\pm j 5.278$
$K_R = 20, T_t = 0.3, T_g = 0.2$	$0.041 \pm j 5.43$
$K_R = 20, T_t = 0.2, T_g = 0.1$	$-0.06 \pm j 5.54$
$K_R = 20, T_t = 0.2, T_g = 4.0$	$0.009 \pm j 5.28$
$K_R = 10, T_t = 0.3, T_g = 0.2$	$0.02 \pm j 5.35$

Los resultados que se presentan en la Tabla 3.7 muestran claramente el impacto de la ganancia y constantes de tiempo del control de velocidad. Para tener contribuciones positivas de amortiguamiento, las constantes de tiempo deberían tener valores muy pequeños, lo cual es difícil encontrar en la práctica.

3.9 Compensador estático de VAR's

La necesidad de controlar el voltaje y minimizar el flujo de potencia reactiva ha estimulado el uso de compensadores estáticos de potencia reactiva (CEV's). Estos dispositivos pueden modificar considerablemente la condición del sistema en tiempos muy reducidos.

Los compensadores estáticos de vars normalmente se utilizan como dispositivos de control de voltaje. De hecho, es bien conocida la capacidad de un CEV para incrementar los límites de transmisión en estado estable. Por otro lado, el control de voltaje y consecuentemente la modulación de potencia en las cargas del sistema puede emplearse para controlar las oscilaciones incrementando su amortiguamiento. Debido a esto, la estrategia de control de voltaje de un CEV no parece ser la más adecuada desde el punto de vista de amortiguamiento de oscilaciones.

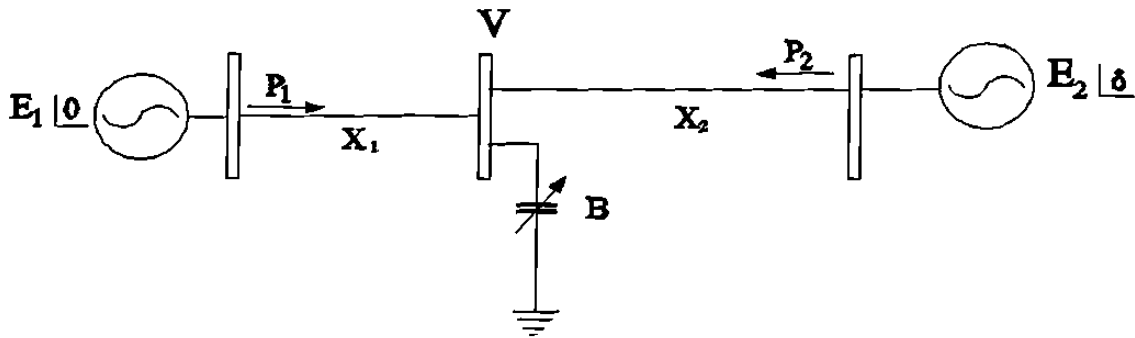


Figura 3.35 Sistema de potencia de dos máquinas y un CEV

Considere el sistema de la Figura 3.35, donde se tiene dos máquinas conectadas por una red. En un nodo intermedio de esta red se conecta una susceptancia variable en derivación. Las máquinas son representadas por su modelo clásico y no se considera ningún otro control. La susceptancia variable B representa el CEV. De esta representación, cualquier variable de la red puede expresarse en función de las variables $\Delta\delta$ y ΔB . La expresión linealizada para la potencia en cada máquina se puede expresar en la forma siguiente

$$\Delta P_i(t) = K_\delta^i \Delta\delta(t) + K_B^i \Delta B(t), \quad (3.40)$$

donde K_δ^i y K_B^i representan las derivadas parciales de ΔP_i con respecto a $\Delta\delta$ y ΔB , evaluadas en el punto de operación actual.

Las expresiones para las máquinas son las siguientes

$$\begin{aligned} \Delta P_1(t) &= K_\delta^1 \Delta\delta(t) + K_B^1 \Delta B(t) \\ \Delta P_2(t) &= K_\delta^2 \Delta\delta(t) + K_B^2 \Delta B(t), \end{aligned} \quad (3.41)$$

la aceleración relativa entre máquinas en su forma incremental se expresa mediante:

$$\Delta\ddot{\delta}_2(t) - \Delta\ddot{\delta}_1(t) = -\frac{\omega_o}{2} \left[\frac{\Delta P_2(t)}{H_2} - \frac{\Delta P_1(t)}{H_1} \right] \quad (3.42)$$

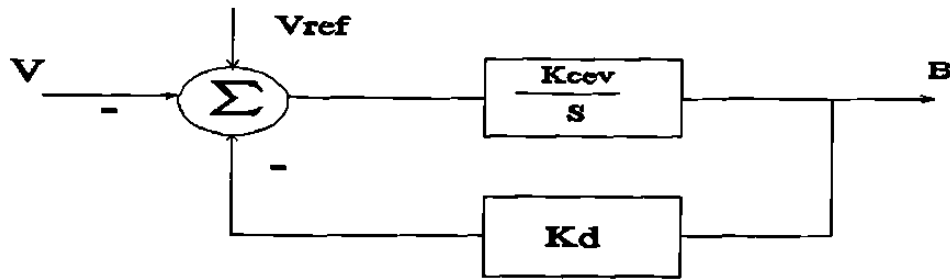


Figura 3.36 Control de voltaje integral

$$\Delta\ddot{\delta}_{21}(t) = \Delta\ddot{\delta}(t) = -\frac{\omega_o}{2} \left[\left[\frac{K_\delta^2}{H_2} - \frac{K_\delta^1}{H_1} \right] \Delta\delta(t) + \left[\frac{K_B^2}{H_2} - \frac{K_B^1}{H_1} \right] \Delta B(t) \right] \quad (3.43)$$

La ecuación (3.42) resulta de combinar las ecuaciones dinámicas de los rotores para cada máquina. En ausencia de variaciones para la susceptancia B , la magnitud del primer término de la ecuación (3.43) es igual al cuadrado de la frecuencia natural de oscilación del sistema (ω_{no}). El segundo término representa el efecto de un cambio en la susceptancia del CEV en la aceleración de las máquinas y se denomina K_B . Entonces,

$$\Delta\ddot{\delta}(t) = -\omega_{no}^2 \Delta\delta(t) - K_B \Delta B(t) \quad (3.44)$$

En esta ecuación la magnitud de K_B proporciona una indicación del impacto del CEV en la oscilación de los rotores. En un sistema de segundo orden, el amortiguamiento está siempre asociado con una señal proporcional a la velocidad, no a la posición. Para el caso de la Figura 3.35, sin embargo, no se tiene disponible ninguna señal dependiente de la velocidad, entonces será necesario desarrollar un término a través del CEV.

El esquema de control comunmente usado en los CEV's varía la susceptancia en proporción a la integral de la desviación de voltaje, como se muestra en la Figura 3.36. El voltaje en el

nodo terminal del CEV en la Figura 3.35 se expresa como,

$$Ve^{j\theta} = \frac{1}{X_e} (x_1 E_1 + x_2 E_2 e^{j\delta}) \quad (3.45)$$

donde $X_e = x_1 + x_2 - B x_1 x_2$. De la ecuación (3.45) se tiene que

$$|V| = \frac{1}{X_e} \sqrt{x_1^2 E_1^2 + x_2^2 E_2^2 + 2x_1 x_2 E_1 E_2 \cos\delta} \quad (3.46)$$

A partir de la ecuación (3.46) se puede expresar la variación de la magnitud del voltaje como función del ángulo entre máquinas y de la susceptancia B.

$$\Delta|V|(t) = - \frac{x_1 x_2 E_1 E_2 \text{sen}\delta_o}{X_e^2 |V_o|} \Delta\delta(t) + \frac{|V_o| x_1 x_2}{X_e} \Delta B(t) = K_\delta^V \Delta\delta(t) + K_B^V \Delta B(t) \quad (3.47)$$

Las ecuaciones (3.44) y (3.47), junto con el diagrama de la Figura 3.36 permiten construir el diagrama de la Figura 3.37, el cual ilustra el control del voltaje en el sistema. Las características importantes del sistema pueden ilustrarse a partir de la Figura 3.36. Considere inicialmente al CEV fuera de servicio, en esta condición, cualquier perturbación origina un desbalance de energía entre máquinas, el cual, a su vez, ocasiona una oscilación de potencia en la línea de interconexión ($X_e = x_1 + x_2$):

$$\Delta P(t) = \frac{E_1 E_2}{X_e} \cos\delta_o \Delta\delta(t) \quad (3.48)$$

Esta oscilación de potencia es vista en el nodo intermedio como una oscilación de voltaje:

$$\Delta V(t) = - \frac{E_1 E_2 x_1 x_2}{|V_o| X_e^2} \text{sen}\delta_o \Delta\delta(t) \quad (3.49)$$

En estudios de amortiguamiento son muy importantes las relaciones fasoriales entre variables. Se observa en (3.49) que las oscilaciones de voltaje están en oposición de fase con las variaciones de potencia en la interconexión y el ángulo relativo entre rotores. Esto indica que un incremento del ángulo produce una caída del voltaje a lo largo de la línea de

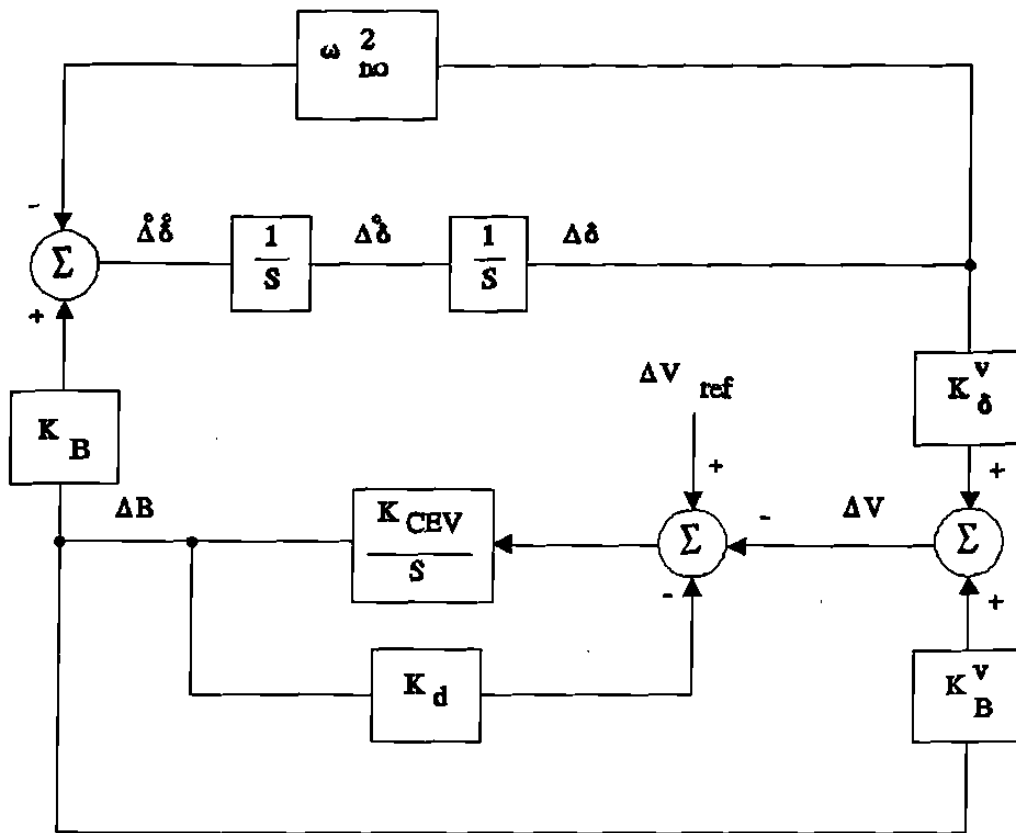


Figura 3.37 Control de voltaje en el sistema.

interconexión. La amplitud de la oscilación del voltaje disminuye a medida que el nodo intermedio se ubica más cerca de cualquiera de los nodos internos de máquinas, los cuales son constantes. El producto $x_1 x_2$ pesa la distancia del nodo intermedio a cada máquina y presenta su valor máximo cuando $x_1 = x_2$.

Una forma simplificada para estudiar las relaciones de fase entre variables del sistema puede derivarse de la ecuación de balance electromecánico (3.44). Las oscilaciones de potencia pueden ser consideradas como energía oscilatoria que tiende a acelerar una máquina contra otra. Es decir, variaciones positivas de ángulo tienden a reducir la energía acelerante, mientras que variaciones negativas tienden a incrementar la aceleración. Esto sugiere una estrategia para aumentar el amortiguamiento a través de la modulación del flujo de potencia en la línea de interconexión.

De esta manera, la estrategia de control es brindar un soporte adecuado de voltaje que incremente la potencia transmitida cuando las máquinas incrementen su velocidad. Similarmente, cuando las máquinas disminuyan su velocidad, reducir el voltaje y así la potencia transmitida.

La ecuación (3.50) establece la relación par-ángulo debida al CEV en el diagrama de la Figura 3.37 ($K_d = 0$).

$$\Delta P(s) = -\frac{K_\delta^\nu K_{cev} K_B}{s + K_{cev} K_B^\nu} \Delta \delta(s) \quad (3.50)$$

De esta expresión es posible evaluar, para cierto valor de frecuencia de oscilación ω_a , los pares de sincronización y amortiguamiento del sistema debido al CEV.

$$K_s(\omega_a) = -\frac{K_{cev}^2 K_\delta^\nu K_B^\nu K_B}{K_{cev}^2 K_B^\nu + \omega_a^2} \quad (3.51)$$

$$K_D(\omega_a) = \frac{K_{cev} K_\delta^\nu K_B}{K_B^\nu K_{cev}^2 + \omega_a^2} \quad (3.52)$$

Un caso ilustrativo es considerar una respuesta del CEV extremadamente rápida, de tal forma que mantiene constante su voltaje terminal. Para esta condición se tiene

$$P = -\frac{E_1 V}{x_1} \text{sen} \theta = \frac{V E_2}{x_2} \text{sen} \delta \quad (3.53)$$

El par de sincronización se expresa entonces como,

$$K_s = \frac{E_1 E_2}{X_e} \cos \delta_o + \left[\frac{E_1 E_2 \text{sen} \delta_o}{X_e} \right]^2 \frac{x_1 x_2}{|V_o|^2 X_e} \quad (3.54)$$

La expresión anterior se obtiene de la ecuación (3.51) al considerar para K_{cev} un valor muy alto. Este incremento de par de sincronización modifica consecuentemente la frecuencia de

oscilación en función de ΔK_s .

$$\Delta K_s = \frac{x_1 x_2}{X_e} \left[\frac{P_o}{|V_o|} \right]^2 \quad (3.55)$$

En la ecuación anterior y para una condición de operación dada, el valor máximo para ΔK_s ocurre cuando la ubicación del CEV es tal que $x_1 = x_2$. Por otro lado, su efecto es también importante cuando se tiene flujos de potencia altos en la interconexión y consecuentemente valores pequeños para $|V_o|$. Para valores prácticos de K_{cev} , las aportaciones están determinadas por las expresiones (3.51) y (3.52).

Considere ahora el siguiente caso hipotético; el CEV en servicio con $K_d = 0$ y las variaciones del voltaje determinadas por la ecuación (3.49) ($K_B^v = 0$). De acuerdo a la ecuación (3.50), sólo se tendrá una componente de amortiguamiento determinada por

$$K_D(\omega_a) = \frac{K_{cev} K_\delta^v K_B}{\omega_a} \quad (3.56)$$

Esta condición representaría la mejor opción de amortiguamiento disponible a través del CEV, ya que las variaciones de susceptancia estarían directamente en fase con las desviaciones de velocidad. De este análisis preliminar parecería que el término K_B^v representa un índice de calidad de la señal de entrada. La calidad de la señal de entrada se degrada a medida que el valor para K_B^v se incrementa. Desde el punto de vista de control, la trayectoria y ubicación de los polos y ceros del sistema permite analizar la dinámica del voltaje y su impacto en la oscilación de los rotores. Es interesante evaluar la función de transferencia entre ΔV y ΔV_{ref} , la cual es de la forma $K_{cev} G(s)/(1+K_{cev} G(s))$, donde

$$G(s) = \frac{K_{B'}^v \left[s^2 + \omega_{no}^2 + K_B K_\delta^v / K_{B'}^v \right]}{s \left(s^2 + \omega_{no}^2 \right)} \quad (3.57)$$

$$y \quad K_{B'}^v = K_B^v + K_d$$

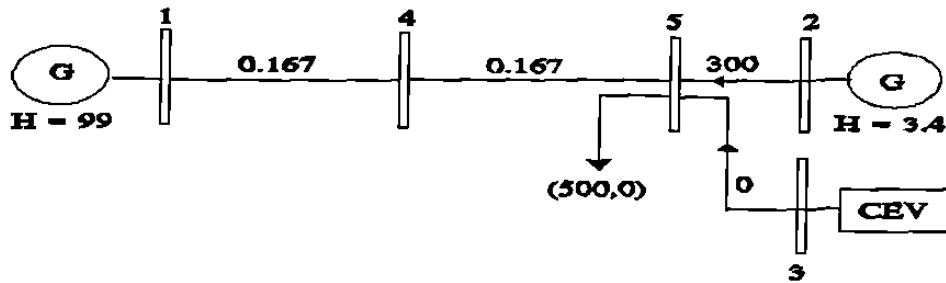


Figura 3.38 Sistema de prueba de dos máquinas

Esta función tiene un polo en cero y un par de polos complejos en $\pm j\omega_{no}$. Tiene también un par de ceros que se acercan a los polos complejos para valores pequeños de K_{δ}^y y K_B o valores grandes de K_B^y . La trayectoria de los polos en el plano complejo está determinada por la ubicación de los ceros del sistema. A medida que la ganancia del sistema se incrementa, el desplazamiento del polo es función de la distancia con su cero respectivo. De esta forma, la controlabilidad de los modos de oscilación puede estar limitada, acotando los valores máximos de amortiguamiento posibles. Esto se ilustra en la Figura 3.39, donde se hace variar la ganancia K_{cev} para el sistema de la Figura 3.38.

Si se supone un amortiguamiento pequeño ($\omega_{no} = \omega_a$), es posible encontrar la expresión para la relación de amortiguamiento ζ del polo complejo en la ecuación (3.44). Al diferenciar con respecto a K_{cev} se obtiene que

$$K_{cev}(OPT) = \omega_{no} / K_B^y \quad (3.58)$$

para la cual

$$\zeta_{max} = (1/4 \omega_{no}^2) K_B K_{\delta}^y / K_B^y \quad (3.59)$$

donde ζ_{max} representa la relación de amortiguamiento máximo posible para los polos complejos.

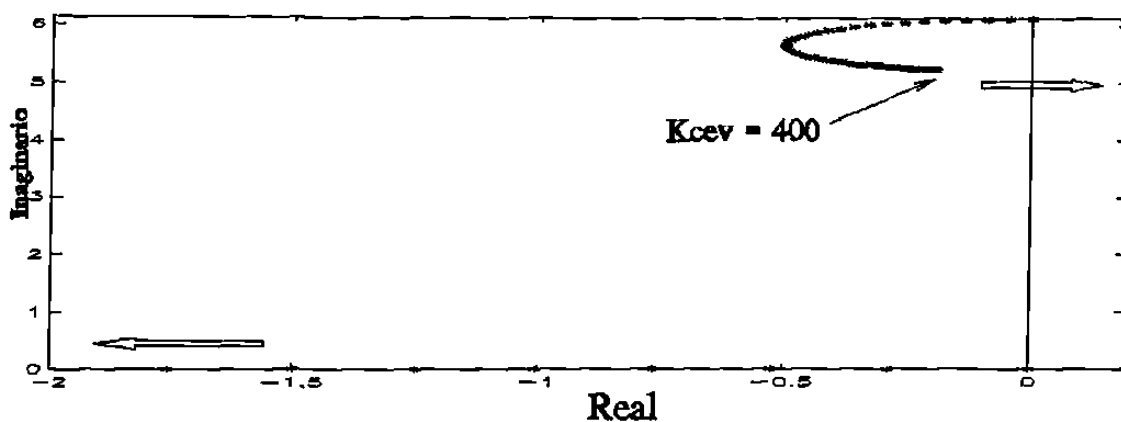


Figura 3.39 Lugar de las raíces para un control de voltaje integral variando la ganancia K_{cev} . $\omega_{n0} = 6.14$, $K_5 = 0.088$, $K_6 = 0.067$, $K_d = 0$.

La ecuación (3.59) puede interpretarse de la siguiente manera. Con referencia a la Figura 3.36, el término K_δ^v representa la sensibilidad de la variación del voltaje local a un cambio del ángulo del rotor. La relación de amortiguamiento es proporcional a este valor en la ecuación (3.59). El término K_B^v representa la proporción en la cual una variación en la susceptancia del CEV degrada su propia señal de entrada. El término K_B^v de retroalimentación interna, domina el comportamiento de lazo cerrado cuando K_{cev} es grande. La trayectoria del par de polos parece adecuada para valores bajos de K_{cev} , pero empeora drásticamente para ganancias mayores. El análisis de la ecuación (3.57) confirma esto y explica la Figura (3.39). Cuando los polos y los ceros del sistema están muy cerca, de acuerdo al lugar de las raíces, cualquier mejora en amortiguamiento será limitada, independientemente de la forma del control utilizada.

La magnitud del término $K_B K_\delta^v / K_B^v$ es un indicador del nivel de amortiguamiento a obtener. El término K_B representa la proporción en la cual una variación en la susceptancia del CEV afecta la potencia eléctrica de la red. El cociente K_δ^v / K_B^v mide la facilidad con que

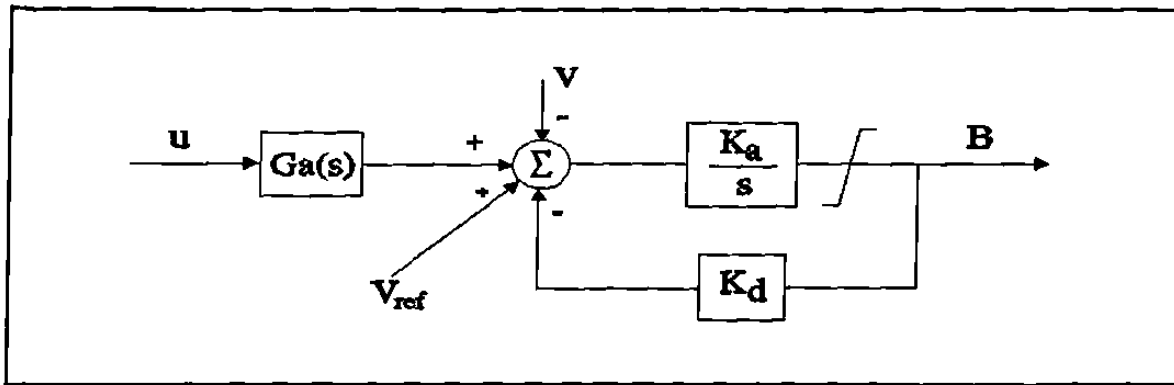


Figura 3.40 Control de voltaje integral con una señal adicional de amortiguamiento

un cambio en el ángulo del rotor es provocado por un cambio en el voltaje del CEV.

Del análisis anterior es claro que la estrategia de control del CEV para modular la susceptancia es crucial para introducir amortiguamiento. En este sentido, una estrategia ideal es modificar la susceptancia en proporción a las variaciones de velocidad relativa entre rotores.

La estrategia de control práctica de un CEV puede utilizar circuitos adicionales que miden las oscilaciones del ángulo relativo entre máquinas a partir de la señal de potencia en líneas. Los parámetros de control se seleccionan tratando de compensar los atrasos de fase introducidos por el regulador de voltaje del CEV y la señal de entrada.

Para una señal adicional u , es posible calcular los valores de $K_{\delta}^u = \partial u / \partial \delta$ y $K_B^u = \partial u / \partial B$. De esta forma, la mejor señal será aquella para la cual el cociente K_{δ}^u / K_B^u sea mayor, y donde el efecto del término de retroalimentación interno es minimizado. Las señales locales disponibles pueden ser el ángulo nodal, el flujo de potencia activa y reactiva y la frecuencia del sistema.

Considere el esquema de control mostrado en la Figura 3.40, el cual incluye una señal

adicional en el punto de suma de un control de voltaje integral. De esta forma, se tiene un lazo principal de control de voltaje y un lazo adicional para propósitos de amortiguamiento a través de la señal u . La estructura de la función $Ga(s)$ generalmente incluye uno o varios bloques de adelanto-atraso para proporcionar la compensación de fase requerida por la señal de entrada utilizada. La representación del sistema en diagrama de bloques en este caso es similar el de la Figura 3.28, donde se tiene para el ESP una señal de entrada distinta de las variaciones de velocidad del rotor.

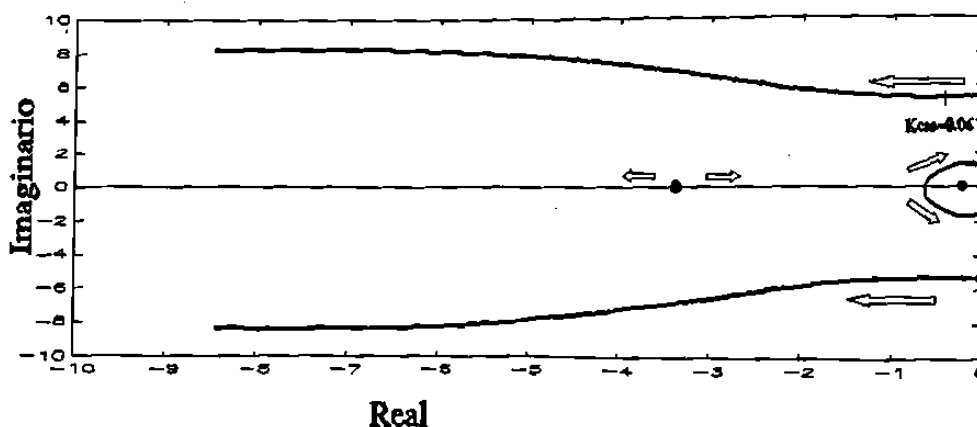


Figura 3.41 Lugar de las raíces resultante de variar la ganancia K_{cepv} con una señal adicional de potencia.

Si se emplea una señal de flujo de potencia, por ejemplo, se deberá proporcionar una compensación de fase de 90° entre las variaciones de potencia y susceptancia a la frecuencia de oscilación electromecánica ω_{no} .

Debe recordarse que para valores altos de K_{cepv} , la constante K_B^u domina la respuesta de lazo cerrado, de esta forma el bloque principal del CEV no presenta prácticamente un atraso de fase a considerar. Por otro lado, las variaciones del flujo de potencia son de la forma $\Delta P = k \Delta \delta$. De manera que para obtener una componente de par en fase con la velocidad se requiere un adelanto de fase de aproximadamente 90 grados en la función $Ga(s)$. La compensación, de atraso o adelanto, depende de la dirección del flujo de potencia sentido. La Figura 3.41 muestra el efecto una señal adicional en la ubicación de los polos

y ceros del sistema de la Figura 3.38. Se considera $K_d=0.05$ y

$$G_a(s) = \left[\frac{0.075s + 1}{0.3s + 1} \right]^2 \frac{20s}{20s + 1}$$

Para finalizar, es importante hacer notar la importancia del factor K_δ^u en la contribución de amortiguamiento del CEV. El coeficiente de amortiguamiento depende directamente de este factor en la ecuación (3.52). En este sentido, no sólo su magnitud es importante, lo es también particularmente su signo. El punto interesante aquí es determinar las condiciones donde se presentan contribuciones positivas de amortiguamiento.