

UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON
FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA
DIVISION DE ESTUDIOS DE POSGRADO



EFEECTO DE CORRIENTES ARMONICAS
DE SECUENCIA NEGATIVA EN LA OPERACION
DE MAQUINAS SINCRONAS

TESIS
EN OPCION AL GRADO DE
MAESTRO EN CIENCIAS
DE LA INGENIERIA ELECTRICA CON
ESPECIALIDAD EN POTENCIA

PRESENTA:

JUAN CARLOS ANDRES ESCOBAR MARTINEZ

SAN NICOLAS DE LOS GARZA, N. L. JUNIO DEL 2002

2002

.E4

FIME

2002

.M2

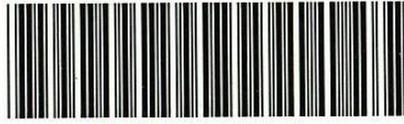
Z5853

TM

EFECTO DE CORRIENTES ARMONICAS DE SECUENCIA

NEGATIVA EN LA OPERACION DE MAQUINAS SINCRONAS

JCAEM



1020148166

UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON
FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA
DIVISION DE ESTUDIOS DE POSGRADO



EFFECTO DE CORRIENTES ARMONICAS
DE SECUENCIA NEGATIVA EN LA OPERACION
DE MAQUINAS SINCRONAS

TESIS
EN OPCION AL GRADO DE
MAESTRO EN CIENCIAS
DE LA INGENIERIA ELECTRICA CON
ESPECIALIDAD EN POTENCIA

PRESENTA:

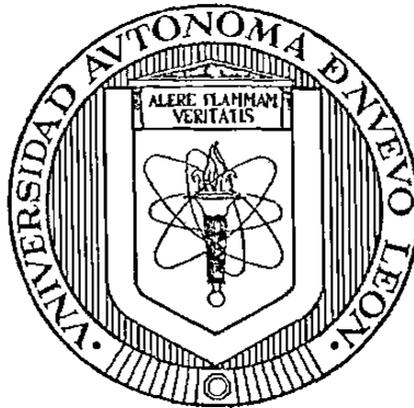
JUAN CARLOS ANDRES ESCOBAR MARTINEZ

SAN NICOLAS DE LOS GARZA, N. L. JUNIO DEL 2002

UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON

FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA

DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO



**EFFECTO DE CORRIENTES ARMÓNICAS DE SECUENCIA NEGATIVA EN LA
OPERACIÓN DE MÁQUINAS SÍNCRONAS**

TESIS

**EN OPCION AL GRADO DE MAESTRO EN CIENCIAS
DE LA INGENIERIA ELECTRICA CON
ESPECIALIDAD EN POTENCIA**

PRESENTA

JUAN CARLOS ANDRES ESCOBAR MARTÍNEZ

SAN NICOLAS DE LOS GARZA, N.L

JUNIO DEL 2002

969736

TH

Z 5853

.M2

FIME

2002

.E4

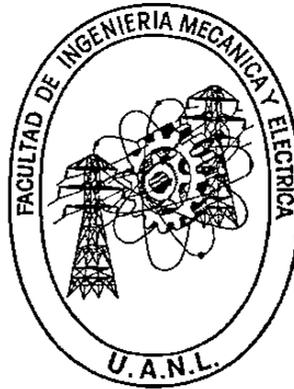


FONDO
TESIS

UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON

FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA

DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO



EFFECTO DE CORRIENTES ARMÓNICAS DE SECUENCIA NEGATIVA EN LA
OPERACIÓN DE MÁQUINAS SÍNCRONAS

TESIS

EN OPCION AL GRADO DE MAESTRO EN CIENCIAS
DE LA INGENIERIA ELECTRICA CON
ESPECIALIDAD EN POTENCIA

PRESENTA

JUAN CARLOS ANDRES ESCOBAR MARTÍNEZ

SAN NICOLAS DE LOS GARZA, N.L

JUNIO DEL 2002

Universidad Autónoma de Nuevo León
Facultad de Ingeniería Mecánica y Eléctrica
Subdirección de Estudios de Posgrado

Los miembros del comité de tesis recomendamos que la tesis **EFFECTO DE CORRIENTES ARMÓNICAS DE SECUENCIA NEGATIVA EN LA OPERACIÓN DE MÁQUINAS SÍNCRONAS**, realizada por el alumno Juan Carlos Andrés Escobar Martínez, matrícula 0809262 sea aceptada para su defensa como opción al grado de Maestro en Ciencias de la Ingeniería Eléctrica con especialidad en Potencia.

El comité de tesis



Asesor

Dr. Francisco de la Rosa Costilla



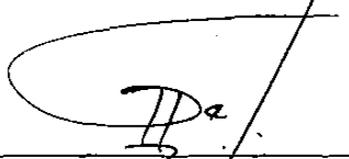
Coasesor

Dr. Ernesto Vázquez Martínez



Coasesor

Dr. Fernando Sánchez Tello



V. Bo.

Dr. Guadalupe Alan Castillo Rodríguez
Subdirector de Estudios de Posgrado

AGRADECIMIENTOS

Quiero agradecer de una manera muy especial a mis padres Juanita Martínez y Gabriel Escobar por su apoyo al inicio y durante mis estudios junto con mis hermanos Jorge Escobar y Mónica Escobar por los buenos momentos vividos.

A mis profesores, compañeros de estudios, y amigos, porque gracias a ellos con su apoyo, he logrado completar mis estudios, y el sólo nombrar a algunos sería injusto

De manera especial, y principalmente quisiera agradecer a mi esposa Claudia Elizabeth Treviño de Escobar, por su gran apoyo, paciencia, dedicación y comprensión, virtudes que durante estos años me alentaron y ayudaron a lograr terminar mis estudios. Sin ella esto no hubiera sido posible.

Esta tesis se la dedico a Claudia con todo mi amor

Gracias

y Gracias a Dios que hace este momento posible

RESÚMEN

Publicación No. _____

Juan Carlos Andrés Escobar Martínez, M.C. en Ingeniería Eléctrica

Universidad Autónoma de Nuevo León, 2002

Profesor Asesor: Dr. Francisco de la Rosa Costilla

En este trabajo de tesis se analizan los efectos creados por las corrientes armónicas sobre máquinas síncronas, haciendo énfasis en los generadores, ya que éstos son los elementos más costosos del sistema eléctrico.

La tesis se centra principalmente en generadores instalados en plantas industriales normalmente operados en esquemas de cogeneración o de abastecimiento propio. Estas unidades son del tipo turbina de gas o vapor.

En la industria se han presentado diversos casos de daños de unidades generadoras por razones de vibración. Aunque es conocido el efecto de una máquina síncrona en un ambiente industrial usualmente muy contaminado por corrientes armónicas, no se tiene un mecanismo claro, o una metodología establecida para este particular problema. En la primera parte de este trabajo de tesis se explica a detalle el fenómeno, así como exponer modelos para reproducir las condiciones en simulación digital. También se exponen técnicas para predecir el efecto de las corrientes armónicas en los pares torsionales de la máquina.

En la segunda parte se reproduce, con un caso de estudio, el caso de un generador en resonancia mecánica causada por armónicas del sistema; utilizando las técnicas tratadas en la primer parte de este trabajo de tesis.

En la segunda parte se hace la propuesta de un método de solución al problema con lo cual se espera establecer un método de análisis y solución para los ingenieros involucrados en este campo.

INDICE

Agradecimientos..... iv.

Resumen..... v

I.- INTRODUCCIÓN

1.1.- Motivación..... 1

1.2.-Revisión histórica..... 2

1.3.-Contenido del trabajo.....3

1.4.-Objetivo..... 4

II.- DISTORSION DE LAS SEÑALES ELECTRICAS DE SUMINISTRO Y SU CONTENIDO ARMONICO

2.1.-Introducción.....5

2.2.-Causas de las corrientes de secuencia negativa en frecuencia fundamental.....6

2.3.-Contribución de las cargas no-lineales a las corrientes de secuencia negativa y positiva.10

2.3.1.-Secuencias de las corrientes armónicas.....10

2.3.2.-Espectros de las cargas no-lineales.....12

2.3.2.1.-Iluminación fluorescente.....12

2.3.2.2.-Convertidores estáticos.....13

2.3.2.3.-Hornos de arco.....14

2.3.2.4.-Compensadores Estáticos de Var's.....15

INDICE (continuación)

III.- FENÓMENO DE LOS PARES TORSIONALES EN ROTORES DE MÁQUINAS SÍNCRONAS, INDUCIDOS POR CORRIENTES ARMÓNICAS.

3.1.-Introducción.....	17
3.2.-Fuerza magnetomotriz de la máquina.....	18
3.3.-Pares eléctricos torsionales producidos por las corrientes del estator en presencia de armónicas de secuencia negativa.	23
3.3.1.-Par inducido.....	24
3.3.2.-El método de la energía.....	25
3.4.- Observaciones generales.....	30

IV.- MODELACIÓN DEL SISTEMA DE GENERACIÓN ALIMENTANDO A CARGAS PRODUCTORAS DE CORRIENTES ARMÓNICAS

4.1.-Introducción.....	32
4.2.-Modelación de la máquina síncrona.....	33
4.2.1.-Ecuaciones de la máquina en componentes de fase.....	33
4.2.2.-Ecuaciones de la máquina en la referencia giratoria (Las ecuaciones de Park).....	38 43
4.2.3.-Obtención de las reactancias a partir de los parámetros de la máquina.....	45
4.2.4.-Modelo máquina rotor liso, considerando devanados amortiguadores y efectos transitorios.....	54
4.2.5.-Efecto de la referencia sincrónica a través de la matriz de Park en la inclusión de armónicas de distinta secuencia.....	55
4.3.-Modelo Mecánico	
4.3.1.-Frecuencias naturales e eigenvectores.....	57
4.3.2.-Ortogonalidad de eigenvectores.....	58

INDICE (continuación)

4.3.3.-Sistema turbina-generador con amortiguamiento y vibración forzada.....	59
4.3.4.-Solución a la ecuación de movimiento para el estado estable con una componente pulsante de excitación.	62
4.4.-Algoritmo de simulación del sistema integrado máquina síncrona y el sistema mecánico Turbina-generador en presencia de armónicas para el estado estable.	67
4.5.-Limitaciones del modelo.....	71
4.6.-Evaluación del amortiguamiento eléctrico.....	72

V.- APLICACIÓN DEL MODELO DESARROLLADO

5.1.-Introducción.....	78
5.2.- Descripción del caso de estudio.....	81
5.2.1.-Característica de la red simplificada de prueba.....	81
5.2.2.-Características del generador síncrono.....	82
5.2.3.-Características del sistema mecánico Turbina - generador.....	83
5.3.-Evaluación de resultados.....	87
5.3.1.-Estudio de flujos armónicos utilizando el programa SPS.....	87
5.3.2 Resultados de la simulación en el tiempo para las variables eléctricas de mayor interés.....	88
5.3.3.-Evaluación mediante simple inspección de una posible coincidencia de las componentes del par eléctrico con las frecuencias naturales.....	91
5.3.4.-Análisis y evaluación de la respuesta del sistema mecánico turbina -generador a una componente de excitación pulsante superpuesta al par eléctrico de entrada,.....	92

INDICE (continuación)

5.3.5 Resultados de la simulación en el tiempo para las variables mecánicas de mayor interés.....	93
5.4.- Discusión de los resultados obtenidos.....	102
 VI.- ALTERNATIVAS DE SOLUCION AL PROBLEMA DE RESONANCIA ARMONICA EN EL GENERADOR	
6.1.- Introducción.....	104
6.1.1 Incremento en el amortiguamiento eléctrico.....	104
6.1.2 Filtros de armónicas.....	106
6.1.3 Filtros Activos.....	108
6.1.4 Modificación de las frecuencias naturales.....	110
6.2.-Propuesta de solución: Modificación de las frecuencias naturales.....	113
6.2.1 Coeficientes de participación.....	114
6.2.2 Análisis de la respuesta en frecuencia del par mecánico en las secciones de flecha para corregir óptimamente la resonancia.....	117
6.3.-Resultados de la Simulación.....	120
 VII.- ASPECTOS RELEVANTES A CONSIDERAR EN LOS ESQUEMAS DE SUMINISTRO ELECTRICO DONDE SE TIENEN ESQUEMAS DE COGENERACIÓN.	
7.1.-Introducción.....	124
7.2.-Descripción del esquema de cogeneración.....	125
7.2.1.-Descripción general.....	125
7.2.2.-Una unidad conectada a la compañía suministradora.....	126
7.2.3.-Varias unidades conectadas a la compañía suministradora.....	127

INDICE (continuación)

7.3.-Descripción de riesgos en una red eléctrica con sistemas de cogeneración.....	128
7.3.1.-Riesgo de inestabilidad vibratoria y térmica al desconectarse el alimentador de la compañía suministradora.....	128
7.3.2.-Inestabilidad para operar en sincronía un grupo de unidades de cogeneración en un ambiente contaminado de distorsión armónica.....	128
VIII.- CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES	
8.1.-Introducción.....	130
8.2.-Conclusiones.....	130
8.3.-Aportaciones.....	131
8.4.-Trabajos futuros.....	131
Bibliografía.....	134
Indice de figuras.....	137
Indice de tablas.....	141

CAPÍTULO I

INTRODUCCIÓN.

1.1 MOTIVACIÓN

El creciente incremento de los niveles de distorsión armónica en la red de distribución y en las redes eléctricas industriales en los últimos años, es debido al incremento de la instalación de cargas no-lineales usadas por la industria, como: iluminación fluorescente o por gas, equipos de control de motores, hornos eléctricos, unidades UPS etcétera. Esto ha creado un sin número de problemas relacionados a este fenómeno, como el calentamiento de conductores, sobrevoltajes, operación incorrecta de protecciones, fallas de aislamiento, deterioro mecánico, disminución de vida útil de los equipos, entre otros.

A raíz de estos problemas nace la importancia de estudiar los efectos relacionados a la distorsión armónica. El análisis de sus causas y efectos es la base para el establecimiento de soluciones duraderas y confiables, que mejoren la calidad y continuidad del servicio, así como aumenten la confiabilidad y durabilidad de los equipos.

Dentro del sistema de potencia, entre los elementos de mayor importancia son las máquinas eléctricas rotatorias, que tienen un uso muy extenso y de una principal importancia ya que estas, son la interfase entre la energía mecánica y la energía eléctrica.

usadas en un sinnúmero de funciones, ya sea como generador o motor. Las máquinas eléctricas rotatorias también son susceptibles a la influencia de las armónicas en su operación normal, provocando en ellas, calentamiento, ruido audible, vibración, fallas de aislamiento, y en casos severos inversión del giro o destrucción de toda la unidad.

Este trabajo se centra en las máquinas síncronas, debido a su extenso uso en la industria, (aunque no de tales dimensiones como el motor de inducción), y principalmente a su uso como generador, dicho sea de paso, el elemento más costoso del sistema.

Es conocido que las corrientes armónicas de secuencia negativa son dañinas para estas unidades, y es necesario hacer estudios a detalle de sus consecuencias y su remedio, principalmente en unidades de uso industrial que son las más expuestas a las cargas no-lineales de manera directa.

Se tiene conocimiento de fallas mecánicas por vibración en unidades generadoras a causa de la contaminación armónica. Aunque no existen registros a disposición pública para su estudio, esta es la motivación principal de este trabajo en donde se establecerán los modelos adecuados para explicar este fenómeno con un enfoque especial a los generadores de plantas industriales; y así buscar una solución viable que proteja al generador de los estragos de abastecer a una carga no-lineal.

1.2 REVISIÓN HISTÓRICA

Existe relativamente poco trabajo en específico sobre el efecto de las corrientes armónicas en las unidades generadoras del tipo industrial ya sean de gas o de vapor; más sin embargo podemos partir del enunciado base de que: las unidades están siendo afectadas por corrientes de frecuencia diferente a la fundamental en su estator, ocasionadas por la carga, el sistema o algún otro agente externo. En base al enunciado anterior, podemos adoptar el concepto utilizado de la resonancia subsíncrona, en

particular el problema de interacción torsional, haciendo una breve reseña histórica este ha sido un problema muy severo aunque no muy común, y no fue previsto hasta que apareció por primera vez en una planta generadora de Mohave en el oeste de Estados Unidos, en donde hubo dos incidentes de falla de la flecha en Diciembre de 1970 y en Octubre de 1971, a partir de allí se identificó el problema el cual se publicó en [1]. Después de esto se estableció en 1977 un modelo base para simulación de resonancia subsíncrona por el IEEE ref. [2], a lo cual siguieron múltiples publicaciones sobre el tema. En el mismo año de 1977 apareció a la luz que existía la posibilidad de interacción torsional con los enlaces de corriente directa (HVDC) conectados a turbogeneradores este artículo se publicó en 1980 por Bahrman y Larsen [3]. I. M. Cannay en 1982 propuso una nueva aproximación sobre el amortiguamiento y la interacción torsional, lo cual trajo nuevas herramientas para analizar el riesgo de resonancia subsíncrona por medio del análisis del amortiguamiento mecánico y eléctrico de la red así como las posibles frecuencias naturales de la máquina en riesgo [4, 5]. Posteriormente se han publicado una gran cantidad de trabajos sobre el tema.

Mas recientemente, en los años noventa se publicaron algunos trabajos sobre turbogeneradores que eran afectados por vibración torsional en su flecha ocasionadas debido a corrientes de frecuencia variable superpuestas en la corriente directa de enlaces de corriente directa (HVDC). Esta condición era de estado estable y amortiguada, sin embargo las corrientes inducían fuerzas magnetomotrices coincidentes con frecuencias naturales del sistema mecánico [6, 7, 8]. A raíz de estas investigaciones se han hecho algunos estudios en ese sentido, sin embargo, no se encontraron en esta búsqueda bibliográfica, referencias sobre el particular en el caso de armónicas y turbogeneradores pequeños.

1.3 CONTENIDO DEL TRABAJO

El trabajo se compone de 7 capítulos; en el capítulo II el lector encontrará un tratado sobre las fuentes de armónicos y de corrientes de secuencia negativa más

comunes que originan el problema; en el capítulo III se explica el fenómeno de las corrientes armónicas en la máquina síncrona; en el capítulo IV se encuentra el modelado de los elementos involucrados en los algoritmos de simulación y predicción utilizados para el estudio del fenómeno; en el capítulo V se propone un caso de estudio para realizar el análisis del problema utilizando las herramientas vistas en el capítulo anterior; en el capítulo VI se hace mención a las alternativas de solución posibles y se llega a una propuesta de solución viable desde la perspectiva de este trabajo; en el capítulo VII se hace una serie de recomendaciones para este tipo de esquemas y se explican otros riesgos de estos esquemas al estar expuestos a condiciones de operación con alto contenido de armónicas, por último en el capítulo VIII se exponen las conclusiones y recomendaciones

1.4 OBJETIVO

El primer objetivo de esta tesis es el de explicar el fenómeno de los pares torsionales inducidos por corrientes armónicas producidas por cargas no-lineales en máquinas síncronas operadas como generador. Con énfasis en unidades de uso típico en la industria, así como también reproducir en una simulación dinámica el comportamiento de las variables de la unidad al estar sometida a éstas condiciones así como estimar los valores de vibración esperados para una condición dada.

Parte primordial del objetivo de este trabajo es exponer los riesgos de falla durante la operación de la unidad en un ambiente contaminado por corrientes armónicas; así como diferenciar en particular, cuáles y en qué condiciones se pueden dar éstos riesgos de falla, revisar alternativas y proponer una solución económicamente viable con una metodología sencilla y práctica que pueda resolver el problema.

Se sientan también las bases para un trabajo futuro, pensando en distorsiones en corriente de valores distintos a los múltiplos de la frecuencia fundamental

(interarmónicas) que provocan cargas de otra índole como hornos de arco, ciclo-conversores etcétera, así como sistemas multimáquina.

CAPÍTULO II

DISTORSIÓN DE LAS SEÑALES ELÉCTRICAS DE SUMINISTRO Y SU CONTENIDO ARMÓNICO

2.1 INTRODUCCIÓN

En el sistema de potencia existen diversas condiciones operativas, configuraciones de la red, tipos de cargas, y configuraciones de las líneas de transmisión y distribución, que propician una condición distinta a la operación en condiciones balanceadas y a frecuencia nominal, puesto de otra manera, en componentes de secuencia positiva solamente y con la 1ª armónica de frecuencia fundamental, veremos la importancia de los anteriores conceptos en el desarrollo de este capítulo.

Normalmente se tienen en la red eléctrica condiciones adversas tales como: redes de transmisión y distribución desbalanceadas, cargas grandes desbalanceadas o no-líneales, etc., estas condiciones provocan severos problemas en las máquinas síncronas operadas como motor o generador, en ambos casos se tienen corrientes de distinta secuencia y frecuencia en los devanados del estator, afectando su funcionamiento. En este capítulo se estudian las causas de éstas corrientes dañinas para el sistema en general, orientando el estudio hacia la máquina síncrona, que es, por mucho, uno de los componentes más importantes en el sistema eléctrico de potencia.

2.2 CAUSAS DE LAS CORRIENTES DE SECUENCIA NEGATIVA EN FRECUENCIA FUNDAMENTAL

En un sistema de tres fasores balanceados, sólo aparecen tres fasores de secuencia positiva en componentes de fase, la única manera en que aparezcan las componentes de secuencia negativa es, cuando nuestro sistema de 3 fasores originales está desbalanceado. Si consideramos que nuestros tres fasores originales son las corrientes que consume una carga, podemos con lógica obtener que si esa carga no está balanceada tendremos la aparición de componentes de secuencia negativa.

Esto quiere decir que cualquier desbalance en la red, o en la carga, originará componentes de secuencia negativa.

Es práctica común que las cargas alimentadas a industrias, comercios y la carga residencial no estén perfectamente balanceadas. En el caso de la carga residencial, por ejemplo, la alimentación es mediante una fase o dos a cada casa y por obviedad el uso de la carga cambia de una a otra vivienda.

A este desbalance se suman aquellos generados por los comercios, los cuales a pesar del balance de carga que se realiza en el diseño de estas, el uso de los equipos es grandemente monofásico provocando el desbalance al no tener encendido el mismo número de equipos por fase; de la misma manera se da en oficinas.

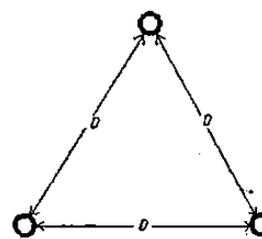
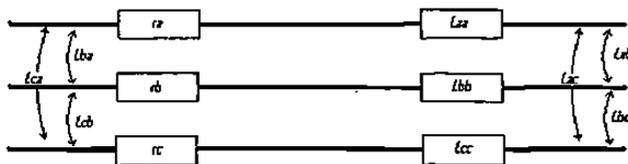
En el caso de la industria, los desbalances se deben, de igual manera, a equipo de alimentación monofásica que prácticamente nunca es utilizado de manera balanceada, aunque por otro lado, en la industria se tienen una mayor cantidad de equipos trifásicos que en los dos casos anteriores, haciendo así un mejor balance de la carga, aún así los equipos poseen un inherente desbalance ya que no existe el equipo balanceado perfecto, éste efecto se ve incrementado por el muy alto nivel de potencia demandado comúnmente por la industria.

Por tanto, la carga siendo desbalanceada, será una fuente de corriente de secuencia negativa variante en el tiempo, sin embargo ésta variación será relativamente lenta.

Otras fuentes de desbalances muy importantes son: las líneas de transmisión y de distribución este desbalance es debido a diferentes factores:

- Falta de transposición en líneas donde la disposición transversal de los conductores no es simétrica.
- Líneas de transmisión o distribución con diferentes circuitos no transpuestos entre sí.

En el primer caso, los parámetros de la línea dependen de las características propias de cada conductor (material, longitud, número de alambres por cable, dimensión, etc.), de aquí obtenemos la impedancia propia del conductor y del arreglo transversal que físicamente éstas tengan en su torre o poste con respecto a los demás conductores (impedancia mutua); ver Figura 2.1.



En una disposición de conductores iguales las inductancias mutuas serán iguales

Figura 2.1 Línea de transmisión con efectos mutuos

Figura 2.2 disposición Simétrica de conductores

Para este caso (Figura 2.1 y 2.2) tendremos que, en suma $L_{aa} = L_{bb} = L_{cc}$ y $L_{ab} = L_{ac} = L_{ba} = L_{ca} = L_{bc} = L_{cb}$ (efectos mutuos), por tanto la línea es balanceada y se puede representar como en la Figura 2.3.

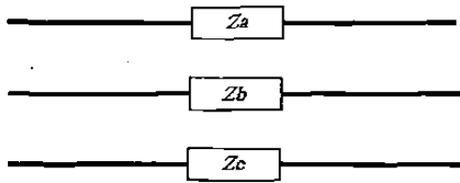


Figura 2.3 Línea de transmisión donde
 $Z_a = Z_b = Z_c$.

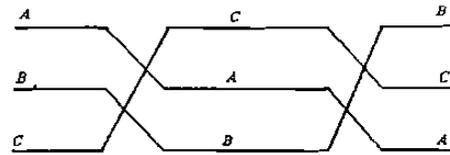


Figura 2.4 Representación de la
transposición de líneas

En el caso en que D (Figura 2.2) sea diferente y la distancia entre los conductores no sea igual, se usa la transposición (Figura 2.4), en esta se asegura la compensación de efectos inducidos a través de dos transposiciones a tramos de línea de igual longitud.

La mayoría de las líneas de distribución y transmisión carecen de una disposición simétrica de los conductores en las torres o postes, es así que se necesita el uso de la transposición para balancear los efectos mutuos; aún así una gran parte de las líneas de transmisión y la gran mayoría de las líneas de distribución carecen de esta transposición en la vida real, por motivos económicos o geográficos, esto nos lleva a trabajar en ambientes con un continuo desbalance debido a las líneas, esto es: $Z_a \neq Z_b \neq Z_c$.

Haciendo referencia al segundo punto de la hoja anterior, las líneas que transportan diferentes circuitos en un mismo poste o estructura, deben transponerse entre circuitos a modo de balancear los efectos de los conductores de todos los circuitos que ahí se encuentren, al igual que en el caso anterior, las inductancias mutuas dependerán del arreglo físico de los conductores. En la práctica común esto rara vez se realiza y será otra fuente de desbalance para nuestra red.

Dado todo lo anterior, se resume que en las líneas se generarán desbalances, que, aunados a los ya existentes en la carga, nos incrementarán el por ciento de desbalance en la red, esto tiene por consecuencia, el aumento significativo de las corrientes de secuencia negativa circulando en generadores y motores síncronos.

La razón de hablar del desbalance y del incremento en la corriente de secuencia negativa en el sistema es debido al grave daño que causan estas corrientes en las máquinas síncronas, ya que estas corrientes originan un campo magnético rotatorio de doble frecuencia que a su vez induce corrientes en el hierro del rotor y en los devanados amortiguadores que circulan en la superficie del rotor y llegan a provocar calentamiento severo, con la posibilidad de llegar a fundir algunos puntos del rotor, en condiciones más críticas pueden provocar vibraciones fuertes en las flechas que den lugar a daño mecánico, el tratamiento analítico de este mecanismo de acción de la secuencia negativa se explica de manera más estricta en la siguiente sección.

En algunos países se han llegado a medir corrientes de secuencia negativa en generadores comerciales desde 1 hasta un 16 %. Existen algunas experiencias en varios países que trabajan con niveles continuos de corriente de secuencia negativa en sus generadores de dos polos, donde han encontrado en algunos de ellos severos daños. Las compañías que trabajan en estas condiciones programan sus chequeos sobre ciertas partes en particular del generador, cuando este es sacado de servicio por la operación de un relevador de secuencia negativa o en sus salidas programadas a mantenimiento. Existen también compañías que ya inician estudios sobre la amplitud de la vibración torsional para prever la disminución de la vida útil de la máquina debido a la fatiga, en cambio otras en E.U.A., permiten la operación sobre los límites, aceptando de antemano ésta pérdida en la vida útil [9].

En la operación, existen técnicas para la reducción de estas corrientes como son: transposición de líneas (visto anteriormente), el incremento de la capacidad de transmisión, y la aplicación de corrientes o voltajes en una o diferentes fases mediante instalaciones especiales en el sistema para compensar este desbalance; así como

también técnicas de protección como el relevador de secuencia negativa en los generadores, en algunos países en donde se permite trabajar sobre los límites permitidos, es solo una alarma y en otros sí se realiza la desconexión de la unidad.

2.3 CONTRIBUCIÓN DE LAS CARGAS NO-LINEALES A LAS CORRIENTES DE SECUENCIA NEGATIVA Y POSITIVA.

Hoy día dado el incremento en el uso de las cargas no-lineales en instalaciones industriales y comerciales, los niveles de contaminación armónica en el sistema han ido en aumento. Este incremento es mayor en las redes industriales, debido al uso de convertidores, hornos de arco, iluminación fluorescente, iluminación de vapor de sodio, aditivos metálicos, equipo de cómputo y otras cargas derivadas de la electrónica. En esta sección presentaremos las cargas más importantes y su espectro armónico en las redes industriales.

Es conocido que las corrientes de secuencia positiva y negativa son las más críticas en máquinas eléctricas trifásicas, (esto se explicará en el siguiente capítulo) es necesario hacer un énfasis en el contenido de éste tipo de componentes dentro del espectro armónico de cada equipo.

2.3.1-SECUENCIAS DE LAS CORRIENTES ARMÓNICAS

En un sistema eléctrico de corriente alterna la componente fundamental del voltaje de suministro usualmente tiene sus tres fases desfasadas 120 grados entre ellas, llevando una secuencia en la cual, la fase B sigue después de 120 grados a la fase A, y la fase C sigue de la fase B 120 grados después, a esta secuencia se le denomina "*secuencia positiva*", la componente fundamental de corriente lleva esta misma secuencia. La secuencia en el orden *A-C-B* el cual es el sentido inverso de rotación es llamada "*secuencia negativa*" (Figura 2.5).

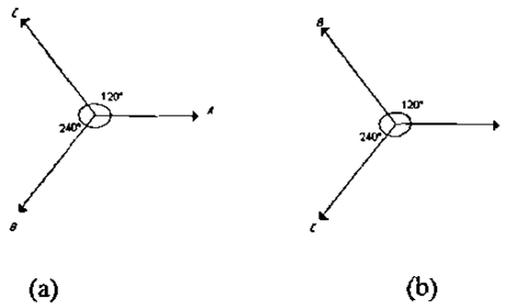


Figura 2.5 Fasores de secuencia positiva (a) y negativa (b).

Las corrientes armónicas, así como la corriente de secuencia fundamental, tienen su propia secuencia, si expresamos a la corriente como una serie de Fourier infinita dada por el sistema de ecuaciones (2-1).

$$\begin{aligned}
 ia &= \sum_{h=1}^{\infty} \sqrt{2} I_h \cos(h\omega t) \\
 ib &= \sum_{h=1}^{\infty} \sqrt{2} I_h \cos\left(h\omega t - h\frac{2\pi}{3}\right) \\
 ic &= \sum_{h=1}^{\infty} \sqrt{2} I_h \cos\left(h\omega t + h\frac{2\pi}{3}\right)
 \end{aligned} \tag{2-1}$$

Donde podemos observar que el ángulo de fase es también, afectado por h que es el número de armónica. De esta manera tenemos que, para $h=2$, el desfaseamiento será $2(0^\circ)$ fase A, $2(-120^\circ)$ fase B, y $2(120^\circ)$ fase C ó 0° , 120° , y 240° respectivamente, se observa que, para la segunda armónica se tiene la secuencia A-C-B la cual es la secuencia negativa. En el caso de $h=3$, tendremos lo mismo, $3(0^\circ)$, $3(-120^\circ)$, y $3(120^\circ)$ el resultado es 360° en los tres casos esta es "la secuencia cero" donde todas las fases giran con cero defasaje entre ellas; en el caso de una 4ª. Armónica ($h=4$) se llegaría de nuevo a la secuencia positiva, este patrón es periódico y para sistemas defasados 120° , esto se representa en la tabla 2.1.

Tabla 2.1 Secuencias de las corrientes armónicas en sistemas balanceados

<i>Armónica</i>	<i>Secuencia</i>	<i>Armónica</i>	<i>Secuencia</i>	<i>Armónica</i>	<i>Secuencia</i>
<i>1</i>	<i>Positiva</i>	<i>6</i>	<i>Cero</i>	<i>11</i>	<i>Negativa</i>
<i>2</i>	<i>Negativa</i>	<i>7</i>	<i>Positiva</i>	<i>12</i>	<i>Cero</i>
<i>3</i>	<i>Cero</i>	<i>8</i>	<i>Negativa</i>	<i>13</i>	<i>Positiva</i>
<i>4</i>	<i>Positiva</i>	<i>9</i>	<i>Cero</i>	<i>14</i>	<i>Negativa</i>
<i>5</i>	<i>Negativa</i>	<i>10</i>	<i>Positiva</i>	<i>15</i>	<i>Cero</i>

2.3.2 ESPECTROS COMUNES DE LAS CARGAS NO-LINEALES

Existen infinidad de cargas no-lineales tan amplias como todo el campo de la electrónica y otros, más sin embargo en la industria es común encontrar ciertos tipos de cargas específicas como lo son:

- Iluminación fluorescente
- Convertidores Estáticos
- Hornos de arco
- Compensadores Estáticos de VAR's (sistemas de potencia)

2.3.2.1 Iluminación fluorescente

La mayor preocupación en cuestión del espectro armónico de la iluminación fluorescente es la tercera armónica la cual se ha introducido de manera considerable en el sistema aumentando la temperatura en los neutros de las instalaciones eléctricas. En la tabla 2.2 (ref. 10) podemos observar el espectro típico para la iluminación fluorescente y resaltar que las armónicas de mayor magnitud son de secuencia cero.

Tabla 2.2 Espectro típico de iluminación fluorescente

Armónica	Amplitud	armónica	Amplitud
1	1.00	6	0.01
2	0.04	7	0.05
3	0.20	8	0.00
4	0.01	9	0.06
5	0.10	10	0.00

2.3.2.2 Convertidores estáticos

Los convertidores estáticos son utilizados para el control de motores ya sea de C.D., de inducción o síncronos, y en diversas aplicaciones como fuentes de poder sin interrupciones (UPS), estos equipos constan principalmente de elementos rectificadores ya sea de 6 o 12 pulsos, los elementos rectificadores son los que dominarán en el comportamiento del espectro armónico.

Los diversos tipos de convertidores son:

- a) Convertidores AC-DC
- b) Convertidores AC-AC
- c) Convertidores DC-DC
- d) Convertidores Inversores DC-AC

La Tabla 2.3 expresa el contenido armónico originado por convertidores estáticos de 6 y 12 pulsos usando la regla de $1/h$ para el cálculo de la amplitud [10].

Tabla 2.3 Contenido Armónico para convertidores de 6 y 12 pulsos

6 PULSOS		12 PULSOS	
ARMONICA	AMP. %	ARMONICA	AMP. %
5	20.00	5	-
7	14.29	7	-
11	9.09	11	9.09
13	7.69	13	7.69
17	5.88	17	-
19	5.26	19	-
23	4.35	23	4.35
25	4.00	25	4.00
29	3.45	29	-
31	3.23	31	-
35	2.86	35	2.86
37	2.70	37	2.70

Existe otro tipo especial de convertidor estático llamado cicloconvertidor, el cual es utilizado en aplicaciones donde se utilizan motores de inducción de alto número de caballos de fuerza y bajas velocidades, éstos equipos generan patrones armónicos muy complejos los cuales generan subarmónicas, armónicas e interarmónicas.

Por ejemplo, un cicloconvertidor de 60 Hz a 25 Hz genera armónicas de frecuencias dadas por (2-2) [11].

$$f_h = \left| 60 \pm n25 \right| \text{ con } n = 1,2,3,\dots \quad (2-2)$$

2.3.2.3 Hornos de arco

El horno de arco eléctrico ya sea de CD o de CA es ampliamente utilizado en la industria siderúrgica, en particular la industria del acero, llegan a utilizar transformadores de hasta 80 MVA. Esta es una carga importante y debe ser considerada en el sistema.

El nivel y el tipo de armónicas de esta carga no es constante dado que depende de su estado operativo, en la tabla 2.4 podemos observar el espectro armónico típico para dos etapas de operación [10]:

Tabla 2.4 Contenido armónico típico de un horno de arco para dos etapas de operación

Armonica	Amplitudes de Inicio de Fusión(%)	Amplitud de Refinado (%)
2	7.7	0.0
3	5.8	2.0
4	2.5	0.0
5	4.2	2.1
7	3.1	0.0

2.3.2.4 Compensadores estáticos de VAR's

Estos equipos son utilizados comúnmente en la red eléctrica del sistema de potencia para efectuar el soporte de voltaje mediante la inyección de potencia reactiva o la absorción de esta según el caso. Estos dispositivos están contruidos también con electrónica de potencia y por consecuencia inyectan corrientes armónicas a la red.

La ecuación que describe el nivel de armónicas presentes en estos dispositivos es la ecuación (2-3), [12]:

$$I_h(\alpha) = \frac{4V}{\pi X_L} \left(\frac{h \operatorname{sen} \alpha \operatorname{cosh} \alpha - \cos \alpha \operatorname{sen} h \alpha}{h(h^2 - 1)} \right) \quad (2-3)$$

Para $h = 2k + 1$, con $k = 1, 2, 3, \dots$

Existen muchos otros componentes más que, a nivel industrial y de potencia contribuyen a la inyección de corrientes armónicas, subarmónicas e interarmónicas a la red las cuales si no son debidamente filtradas, serán capaces de alcanzar el bus de generación y provocar daños o el mal funcionamiento de las unidades reduciendo su

vida útil, o en casos extremos destruyendo las unidades, sin mencionar otros problemas como calentamiento de conductores, sobrevoltajes etc..

La tendencia de toda industria es hacia el incremento de sistemas de control, y equipo cada vez mas sofisticado para mejorar su productividad, y la electrónica de potencia ofrece una buena solución para este fin, así como también la iluminación incandescente es prácticamente obsoleta, el uso de lamparas que usan balastos electrónicos. Por otro lado, el horno de arco ofrece un ahorro en tiempo y gas a diferencia de los antiguos altos hornos de fundición de acero. Los bancos de computadoras se hacen cada vez más comunes así como una amplia gama de equipo de telecomunicaciones. Es así que la tendencia a la alza de las cargas no-lineales es inevitable, y es necesario resolver los problemas ocasionados por la producción de armónicas de estas cargas, el cual es el costo que conlleva obtener los beneficios que todos estos equipos ofrecen [10, 11, 12 y 13].

CAPÍTULO III

FENÓMENO DE LOS PARES TORSIONALES EN ROTORES DE MÁQUINAS SÍNCRONAS, INDUCIDOS POR CORRIENTES ARMÓNICAS.

3.1 INTRODUCCIÓN

Las corrientes armónicas que circulan en el rotor de la máquina síncrona debido a la carga no-lineal que en muchas ocasiones alimentan, inducen componentes de fuerza magnetomotriz (fmm ó \mathcal{F}) de distinta frecuencia a la onda de fmm fundamental producida por la corriente nominal de la carga. Estas fmm inducidas por las corrientes armónicas al interactuar con el rotor producen pares eléctricos no estacionarios, es decir pares eléctricos pulsantes que afectan al tren de la turbina.

Es importante conocer este comportamiento, ya que este es el mecanismo de excitación del problema de las vibraciones torsionales en generadores. En este capítulo estudiaremos el efecto de las corrientes armónicas en la fmm resultante, así como su impacto en el par eléctrico, el cual será calculado mediante dos distintas formulaciones para evaluarlo. La primera será en base al concepto de par inducido mediante la ley de Lenz la cual es la mas adecuada desde el punto de vista conceptual, y la segunda mediante el concepto de Coenergía, del cual parten las ecuaciones más comúnmente utilizadas para el cálculo del par eléctrico

3.2-FUERZA MAGNETOMOTRIZ DE LA MAQUINA

El comportamiento de la máquina síncrona queda determinado por los campos magnéticos que fluyen a través del entrehierro, creados por diversas corrientes en el estator y en el rotor y es, a través de éstos que se realiza la conversión de energía electromecánica.

La fuerza magnetomotriz (*fmm*) es (3-1):

$$\mathcal{F} = H \cdot l = Ni \quad (3-1)$$

Donde *H* es intensidad de campo magnético, *N* número de vueltas, e *i* es la corriente en la espira.

En las máquinas de C.A. se procura crear una onda de *Fmm* de distribución senoidal, a través de la distribución de los devanados en las ranuras (Figura 3.1 (a)), si suponemos un devanado concentrado (Figura 3.1 (b)) de este podemos obtener la componente senoidal fundamental de Fuerza magnetomotriz a partir de su serie de Fourier, a la cual se le aproximará mediante la distribución de devanados de la figura (Figura 3.1 (a)), la componente fundamental de *fmm* es:

$$\mathcal{F} = \frac{2Ni}{\pi} \cos(\theta) \quad (3-2)$$

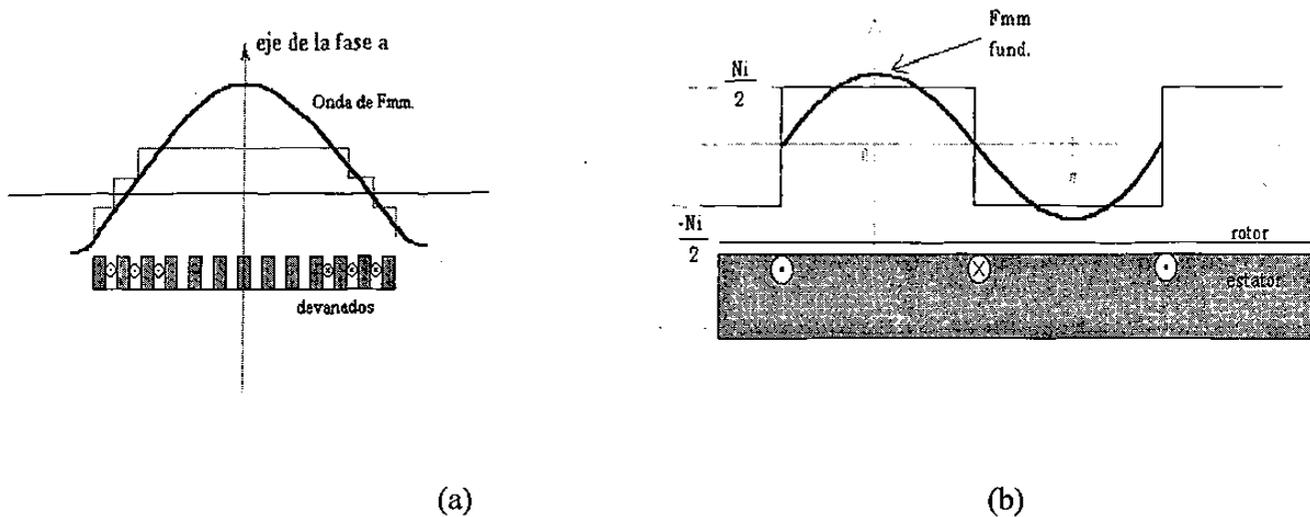


Figura 3.1 Fuerza magnetomotriz a través de los devanados (a) distribuidos, (b) concentrados (ref. [14])

la forma modificada para P polos es:

$$\mathcal{F} = \frac{4}{\pi} k_w \frac{N_f i}{P} \cos(\theta) \quad (3-3)$$

donde N_f es el número de vueltas por fase, y k_w es el factor de devanado distribuido.

En el estator, la corriente i varía senoidalmente, por tanto, si hacemos:

$$i = I_m \cos(\omega t), \quad \text{y} \quad \mathcal{F}_{\max} = \frac{4}{\pi} k_w \frac{N_f}{P} I_m,$$

entonces tendremos (3-4):

$$\mathcal{F} = (\mathcal{F}_{\max} \cos\theta) \cos\omega t \quad (3-4)$$

Mediante esta ecuación tenemos como resultado una distribución espacial de F_{mm} de forma senoidal cuya amplitud varía senoidalmente en el tiempo, aplicando la identidad trigonométrica:

$$(\cos\alpha\cos\beta=1/2\cos(\alpha - \beta)+1/2\cos(\alpha + \beta))$$

tenemos:

$$F_+ = \frac{1}{2}F_{max}\cos(\theta - \omega t) \quad (3-5)$$

$$F_- = \frac{1}{2}F_{max}\cos(\theta + \omega t) \quad (3-6)$$

Esto puede interpretarse como dos ondas senoidales de f_{mm} girando en sentidos opuestos, una en sentido positivo y la otra en sentido negativo, lo cual provoca una F_{mm} no puramente senoidal (Figura 3.2).

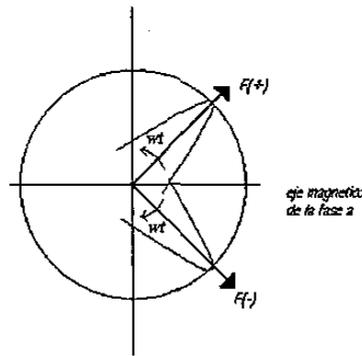


Figura 3.2 Ondas rotatorias de f_{mm} en el estator de un devanado monofásico.

En un estator con devanados trifásicos, uno por cada fase, y con corrientes de frecuencia fundamental de secuencia positiva, las expresiones del f_{mm} para cada fase serán (mediante el mismo método):

$$F_a = \frac{1}{2}F_{max}(\cos(\theta - \omega t) + \cos(\theta + \omega t)) \quad (3-7)$$

$$F_b = \frac{1}{2}F_{max}(\cos(\theta - \omega t) + \cos(\theta + \omega t + 2\pi/3)) \quad (3-8)$$

$$\mathcal{F}_c = \frac{1}{2} F_{max} (\cos(\theta - \omega t) + \cos(\theta + \omega t - 2\pi/3)), \quad (3-9)$$

Como se aprecia en (3-7 a 3-9), las tres tienen sus componentes positiva y negativa de la onda rotatoria de *fmm*. Para obtener la *fmm* resultante se tiene (3-10):

$$\mathcal{F}_{estator} = \mathcal{F}_a + \mathcal{F}_b + \mathcal{F}_c \quad (3-10)$$

$$\mathcal{F}_{estator} = \frac{3}{2} F_{max} \cos(\theta - \omega t) \quad (3-11)$$

Que es una onda rotatoria de *fmm* resultante que gira en el sentido positivo (del rotor) por toda la periferia del estator a velocidad angular nominal.

El mismo análisis es realizado para corrientes de secuencia negativa tales como las de las corrientes armónicas de 2^a, 5^a, 8^a, 11^a, etc., las expresiones de *fmm* para las corrientes de secuencia negativa será:

$$i_a = I_m \cos(h\omega t) \quad (3-12)$$

$$i_b = I_m \cos(h(\omega t + 2\pi/3)) \quad (3-13)$$

$$i_c = I_m \cos(h(\omega t - 2\pi/3)) \quad (3-14)$$

Donde *h* es el orden de la armónica

Como se observa, los ángulos de fase están en secuencia negativa, siguiendo el mismo análisis que para la corriente de frecuencia fundamental tenemos las siguientes expresiones para las *fmm* resultantes debido a la corriente armónica en cada fase:

$$\mathcal{F}_a = \frac{1}{2} F_{max} (\cos(\theta - h\omega t) + \cos(\theta + h\omega t)) \quad (3-15)$$

$$\mathcal{F}_b = \frac{1}{2} F_{max} (\cos(\theta - h\omega t + 2\pi/3) + \cos(\theta + h\omega t)) \quad (3-16)$$

$$\mathcal{F}_c = \frac{1}{2} F_{max} (\cos(\theta - hwt - 2\pi/3) + \cos(\theta + hwt)) \quad (3-17)$$

$$\mathcal{F}_{estator} = \mathcal{F}_a + \mathcal{F}_b + \mathcal{F}_c \quad (3-18)$$

$$\mathcal{F}_{estator} = \frac{3}{2} F_{max} \cos(\theta + hwt) \quad (3-19)$$

Esto es: una onda de *fmm* girando en sentido negativo en contra del giro del rotor y de la onda rotatoria de *fmm* de la componente fundamental (ver Figura 3.2).

El efecto global, será la afectación de la onda rotatoria de *fmm* correspondiente a la frecuencia fundamental por ondas que giran en contra de ella, estas, siendo de frecuencias diferentes a la fundamental, provocarán una distorsión en la amplitud de la *fmm* resultante [14 y 15].

Adicionalmente, tomando como referencia la onda rotatoria fundamental a velocidad w_o , la velocidad angular de las ondas rotatorias producidas por las corrientes de secuencia negativa será $w-hw_o$, que observadas desde la referencia giratoria será w_o+hw_o , esto es, aumentando en $+w_o$ su frecuencia de giro vista desde la referencia sincrónica. Para mayor claridad veremos las figuras 3.3 y 3.4. donde se presenta un ejemplo arbitrario (sin dimensión en el eje y). La resultante en su valor máximo (fmm_{max} con $\theta=0$), es afectada con corrientes de secuencia negativa de 5ª. y 11ª. armónica, y se presenta el espectro armónico de esta *fmm*. resultante.

La fuerza magnetomotriz resultante en la referencia giratoria es:

$$Fmm_{res} = \frac{3}{2} F_{max} + \frac{3}{2} F_{max_{5a.}} \cos(wt + 5wt) + \frac{3}{2} F_{max_{11a.}} \cos(wt + 11wt) \quad (3-20)$$

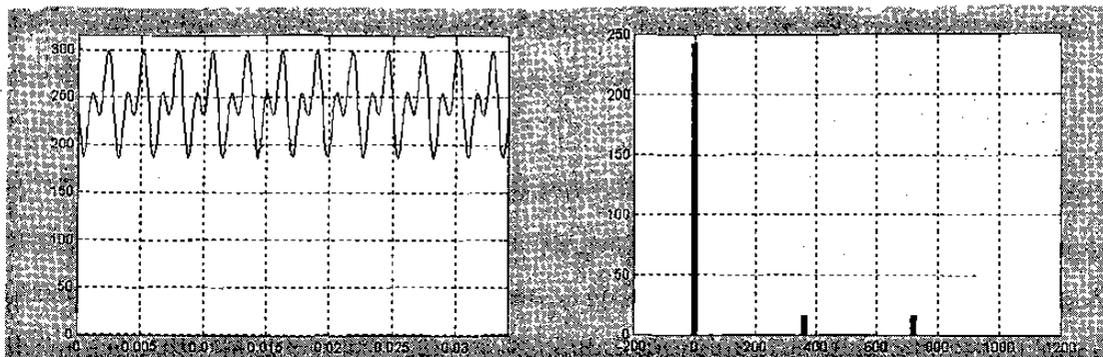


Figura 3.3 Fmm resultante
(eje y adimensional, eje x tiempo)

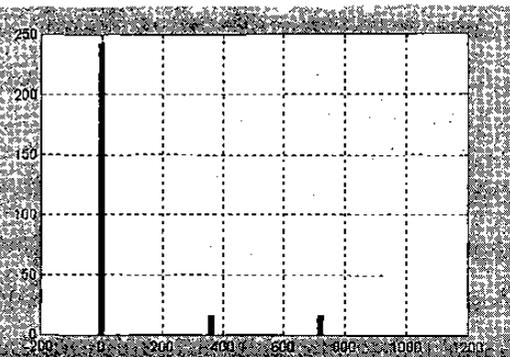


Figura 3.4 Espectro de Fmm resultante
(eje y adimensional, eje x frecuencia)

Como se puede observar en la Figura 3.4 ambas corrientes de secuencia negativa se han trasladado a $h+1$ veces la frecuencia fundamental en la Fuerza magnetomotriz, aspecto muy interesante, las corrientes armónicas de secuencias positivas trasladan sus frecuencias al valor $h-1$ veces la fundamental.

Es necesario agregar que las corrientes de secuencia cero, no contribuyen con componentes de otras frecuencias diferentes a la fundamental a la Fmm resultante, esto se puede demostrar mediante el mismo análisis hecho para el caso de la secuencia positiva y negativa.

3.3 PARES ELÉCTRICOS TORSIONALES PRODUCIDOS POR LAS CORRIENTES DEL ESTATOR EN PRESENCIA DE ARMÓNICAS DE SECUENCIA NEGATIVA

Las máquinas eléctricas rotatorias basan su funcionamiento en los campos magnéticos producidos por sus devanados, de esta manera realizan la transformación de energía eléctrica a mecánica o viceversa. La salida de la máquina en el caso de un motor será el par producido por la alimentación eléctrica, llamado par eléctrico, en un generador el par mecánico de entrada del primo-motor nos entregará potencia eléctrica a la red, sin embargo, en este caso (como en el caso del motor) existen contrapares, en un generador los contrapares son producidos por las corrientes en el estator, que generan un

par en contra de la entrada mecánica del primo-motor, en el caso del motor, en cambio, el contrapar será producido por la carga mecánica conectada a la flecha del rotor.

Las corrientes armónicas se verán reflejadas en ambos modos de operación de la máquina (generador o motor), en el caso del generador estos efectos se observarán en el contrapar eléctrico producido por las corrientes del estator, en el caso del motor, los efectos serán visibles en el par eléctrico de salida del motor a la carga.

Existen diversos métodos en el cálculo del par eléctrico, aquí evaluaremos el cálculo del par mediante la Ley de Lenz, y el cálculo mediante el concepto de la Coenergía,. Serán evaluados los anteriores mencionados métodos en presencia de armónicas, su efecto en el espectro y la distorsión del par.

3.3.1 PAR INDUCIDO

La fuerza inducida en una espira que lleva corriente es:

$$\mathbf{F} = \mathbf{I} \times \mathbf{B} \quad (3-21)$$

Donde F es la fuerza por unidad de longitud, I es la corriente, y B el campo magnético

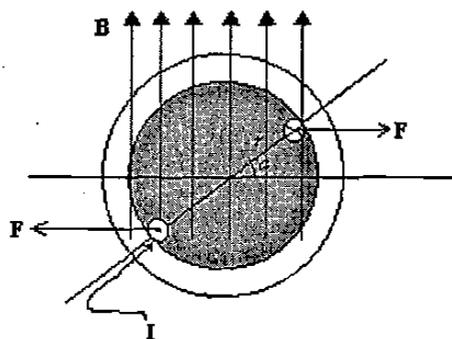


Figura 3.5 Fuerzas ocasionando un par en una espira que lleva corriente

En la Figura 3.5 observamos las fuerzas producidas por la circulación de corriente en una espira a través de un campo magnético estacionario, la expresión para el Par en este caso es [15]:

$$T = 2 r i l B \sin(a) \quad (3-22)$$

Donde T es el par producido en el rotor que produce un giro a favor de las manecillas. En este caso, la componente B es estacionaria y constante; ahora si:

$$B = \mu H \text{ (H es la intensidad de campo magnético)}$$

$$\mathcal{F} = N i = H g \text{ (g es el entrehierro)}$$

Por tanto $B = \mu \mathcal{F}/g$ y :

$$T = \frac{2 r i l \mu}{g} \mathcal{F} \sin a \quad (3-23)$$

Que es el par en función de la fuerza magnetomotriz

De la expresión (3-23) podemos obtener el par de una máquina trifásica con presencia de corrientes armónicas de secuencia negativa o positiva, haciendo algunas consideraciones.

Analizaremos una onda rotatoria de fmm resultante que contiene armónicas de 5ª. y 11ª., de este modo tendremos un solo campo. Tomaremos como referencia el de la onda rotatoria de fmm de secuencia positiva y nominal. El ángulo alfa estará definido por el ángulo entre el voltaje interno de la máquina y el voltaje en terminales.

De tal modo:

$$T = \frac{2 r i l \mu}{g} (F_{mm_{res}}) \sin \alpha \quad (3-24)$$

En la ecuación (3-24) podemos observar la tendencia del par de alinear los campos magnéticos del rotor y estator de la máquina.

En las figuras 3.6 y 3.7 se puede observar el par eléctrico en acción generador (negativo) y el espectro de frecuencias de sus componentes armónicas, en este caso incluimos las mismas armónicas de prueba (5^a. y 11^a.) de secuencia negativa para observar su efecto en el par (sin dimensión en y).

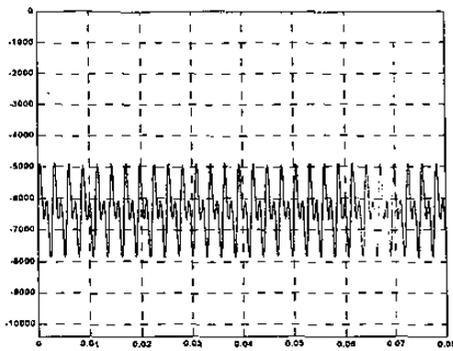


Figura 3.6 Par eléctrico en el tiempo

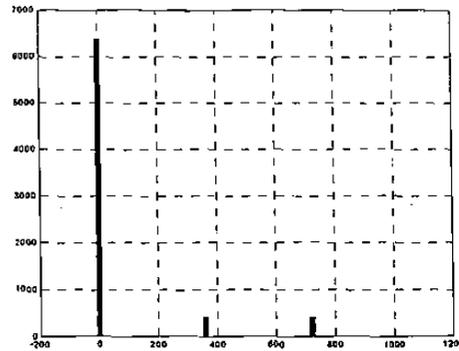


Figura 3.7 espectro del par eléctrico

Podemos notar que las mismas componentes armónicas que afectan a la onda rotatoria de fmm de Fmm fundamental afectan al par por relación directa si observamos la armónica de secuencia negativa que, en corriente, tenía 5 veces la frecuencia fundamental, ahora vemos que tanto en el par como en la Fmm se han vuelto de 6 veces la frecuencia fundamental (Figura 3.7).

En este caso fue para un generador, el efecto de estas armónicas será traducido en pares pulsantes que ocasionarán vibraciones y problemas mecánicos de otra índole a la flecha del generador.

3.3.2 EL MÉTODO DE LA CO-ENERGÍA

Los sistemas electromecánicos hacen la conversión de energía mecánica a eléctrica o viceversa, estos sistemas (el mecánico y el eléctrico) interactúan entre sí a

través de campos electromagnéticos o electrostáticos que son comunes a ambos sistemas, de esta manera los campos realizan las transferencias de energía de un sistema a otro (Figura 3.8).

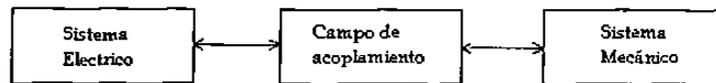


Figura 3.8 Interrelación de los sistemas

La energía de ambos campos se puede expresar como la suma de la energía transferida al campo, más las pérdidas de ese sistema, más la energía almacenada en el.

$$W_E = W_e + W_{eL} + W_{eS} \quad (3-25)$$

$$W_M = W_m + W_{mL} + W_{mS} \quad (3-26)$$

$$W_F = W_f + W_L \quad (3-27)$$

Donde W_E es la energía total suministrada por la fuente y W_M es la energía suministrada por la fuente mecánica, W_F es la energía total transferida al campo de acoplamiento.

Despreciando las pérdidas (W_{eL} , W_{mL} , y W_{fL}) así como la energía almacenada en ambos sistemas y en el campo (W_{eS} , W_{mS} , y W_{fS}) tenemos:

$$W_f = W_e + W_m \quad (3-28)$$

De manera generalizada para sistemas con múltiples entradas:

$$W_f = \sum_{j=1}^J W_{ej} + \sum_{k=1}^K W_{mk} \quad (3-29)$$

La energía total entregada a los campos de acoplamiento es:

$$W_f = \int \sum_{j=1}^J e_{ff} i_j dt - \int \sum_{k=1}^K f_{ek} dx_k \quad (3-30)$$

La energía almacenada en un campo de manera conservativa es función del estado de las variables y no de la manera en la cual las variables llegan a ese estado. Por tanto si $W_{mk} = 0$, entonces:

$$W_f = \int \sum_{j=1}^J e_{ff} i_j dt \quad (3-31)$$

donde si $e_f = d\lambda/dt$ esto queda:

$$W_f = \int i d\lambda \quad (3-32)$$

Esto es, el área bajo la curva $\lambda - i$ estando i en el eje "y" y λ en el eje "x"; el área sobre la curva es llamada la coenergía y para un valor $\lambda - i$ dado, si la relación $\lambda - i$ es lineal (circuito no saturable) entonces tendremos que el valor de la energía y la coenergía son numéricamente iguales, la coenergía se puede definir como:

$$\begin{aligned} W_c &= \int \lambda di \\ W_c &= \lambda i - W_f \end{aligned} \quad (3-33)$$

Para calcular la fuerza electromagnética en un sistema tendremos por definición:

$$\sum_{k=1}^K f_{ek} dx_k = \sum_{j=1}^J e_{ff} i_j dt - dW_f \quad (3-34)$$

Para un sistema electromagnético podemos escribir:

$$\sum_{k=1}^K f_{ek} dx_k = \sum_{j=1}^J i_j d\lambda - dW_f \quad (3-35)$$

Donde a partir de (3-33) esta expresión se puede ver que es claramente igual a dW_c entonces la fuerza es igual a:

$$f_{ek}(i_j, x_k) = \frac{\partial W_c(i_j, x_k)}{\partial x_k} \quad (3-36)$$

Para el cálculo del par en un sistema giratorio basta con sustituir T_{ek} por f_{ek} y θ_k por x_k .

Para una máquina de polos lisos y modelada con devanados amortiguadores en ambos ejes (directo y cuadratura) las ecuaciones para sus voltajes en componentes de fase son [16]:

$$\begin{aligned} \mathbf{v}_{abcs} &= -\mathbf{r}_s \mathbf{i}_{abcs} + \frac{d\lambda_{abcs}}{dt} \\ \mathbf{v}_{qdr} &= \mathbf{r}_r \mathbf{i}_{qdr} + \frac{d\lambda_{qdr}}{dt} \end{aligned} \quad (3-37 \text{ y } 3-38)$$

En el siguiente capítulo se precisará mas sobre estas ecuaciones. Por lo pronto es suficiente para efectos ilustrativos.

Para los encadenamientos de flujo referidos al estator de la máquina tendremos [16]:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{abcs} \\ \lambda_{qdr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{L}_s & \mathbf{L}'_{sr} \\ \frac{3}{2}(\mathbf{L}'_{sr})^T & \mathbf{L}'_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\mathbf{i}_{abcs} \\ \mathbf{i}'_{qdr} \end{bmatrix} \quad (3-39)$$

La expresión para la energía almacenada en este sistema es:

$$W_f = \frac{1}{2}(\mathbf{i}_{abcs})^T (\mathbf{L}_s - L_{ls}\mathbf{I})\mathbf{i}_{abcs} + (\mathbf{i}_{abcs})^T \mathbf{L}'_{sr} \mathbf{i}'_{qdr} + \frac{1}{2} \frac{3}{2} (\mathbf{i}'_{qdr})^T (\mathbf{L}'_r - \mathbf{L}'_{lr}\mathbf{I})\mathbf{i}'_{qdr} \quad (3-40)$$

Podemos calcular el par mediante la ecuación del cálculo de la fuerza que en un sistema giratorio será vista en términos de par (3-36) y tendremos:

$$T_e = \left(\frac{P}{2} \right) \left\{ -\frac{1}{2} (\mathbf{i}_{abcs})^T \frac{\partial}{\partial \theta_r} (\mathbf{L}_s - L_{ls} \mathbf{I}) \mathbf{i}_{abcs} + (\mathbf{i}_{abcs})^T \frac{\partial \mathbf{L}'_{sr}}{\partial \theta_r} \mathbf{i}'_{qdr} \right\} \quad (3-41)$$

El uso de esta ecuación nos lleva al mismo resultado visto en las figuras 3.6 y 3.7 que por el método de par inducido, los saltos en frecuencia se comportan de la misma manera.

3.4 OBSERVACIONES GENERALES

Las Fuerzas Magnetomotrices inducidas por Armónicas de secuencia positiva y negativa, interactúan con la Fuerza Magnetomotriz de frecuencia fundamental creando componentes de par de distinta frecuencia a la frecuencia de la armónica que los origina. Esto se puede resumir en la tabla 3.1

Secuencia Armónica	Frecuencia inducida de Par Eléctrico
Secuencia positiva	$f_{Te} = f_h f_o$
Secuencia negativa	$f_{Te} = f_h + f_o$
Secuencia cero	

Donde f_{Te} es la frecuencia de la componente inducida de Par eléctrico, f_h es la frecuencia de la armónica que está circulando en el estator, f_o es la frecuencia fundamental.

En resumen, podemos observar que las corrientes armónicas de secuencia positiva generarán componentes superpuestas pulsantes en el par eléctrico de una frecuencia menor a la frecuencia armónica que los produce en un valor igual al de la frecuencia nominal (ver tabla 3.1). Las corrientes de secuencia negativa generarán componentes pulsantes en el par eléctrico de una frecuencia mayor al de la armónica que los produce en un valor igual al de la frecuencia nominal, en cambio las componentes de corriente armónica de secuencia cero no producirán componentes pulsantes en el par eléctrico dada su naturaleza de secuencia, éstas componentes son drenadas por el neutro del devanado del estator de la máquina, y dada su característica de secuencia no producen una onda de f_{mm} giratoria en el estator.

Podemos concluir que en el espectro armónico de un bus de generación, las componentes de secuencia positiva y negativa serán los principales objetos de preocupación de nuestro estudio.

CAPÍTULO IV

MODELACIÓN DEL SISTEMA DE GENERACIÓN ALIMENTANDO A CARGAS PRODUCTORAS DE CORRIENTES ARMÓNICAS

4.1 INTRODUCCIÓN

En la sección anterior estudiamos el comportamiento de las corrientes armónicas cuando circulan por el estator de la máquina; estas inducen pares pulsantes superpuestas al par eléctrico que pueden ocasionar fallas y decremento en la vida útil de la flecha del generador debidas a la vibración torsional. Así también las corrientes armónicas que circulan por el estator del generador inducirán corrientes en los devanados del rotor tales como los devanados amortiguadores, el devanado de excitación y en el interior del rotor (corrientes de eddy para rotores lisos), esto producirá calentamiento en devanados y riesgo de fallas tanto eléctricas como mecánicas al interior del generador. Es por esto necesario utilizar modelos adecuados para evaluar la respuesta del generador al abastecer a cargas no-lineales continuas esto es que, el generador operará en un ambiente con distorsión armónica.

En este capítulo se utilizará un modelo dinámico no-lineal para observar la operación del generador en presencia de armónicas, adicionalmente la ecuación de oscilación del rotor del generador es ampliada a un modelo mecánico más completo y detallado del tipo masa-resorte que incluye en mayor detalle al tren turbina-generador. También se

presenta un método para calcular la respuesta del par en cada sección de flecha del sistema mecánico turbina-generador en términos de la frecuencia de una sola componente pulsante superpuesta al par eléctrico, el cual es considerado la entrada del sistema. Se describe brevemente el método para el cálculo de coeficientes de amortiguamiento eléctrico del sistema, que serán las herramientas a utilizar para nuestro análisis.

4.2 MODELACIÓN DE LA MÁQUINA SÍNCRONA

En esta sección revisaremos el modelado en su parte eléctrica del generador, se ha elegido el modelo de generador de rotor liso que incluye los devanados del rotor, dado que el tipo de unidades al cual orientaremos nuestro análisis son de baja capacidad, lo cual nos lleva a unidades de gas o vapor que son de altas revoluciones y utilizan este tipo de rotores.

4.2.1 Ecuaciones de la máquina en componentes de fase

En la figura 4.1 podemos observar los devanados del estator a , b , y c , así como los devanados del rotor fd , el devanado de excitación (o de campo) , kd para el devanado amortiguador en el eje directo, $kq1$ el devanado amortiguador en el eje en cuadratura, y $kq2$ el devanado que representa las corrientes de eddy en el rotor [16].

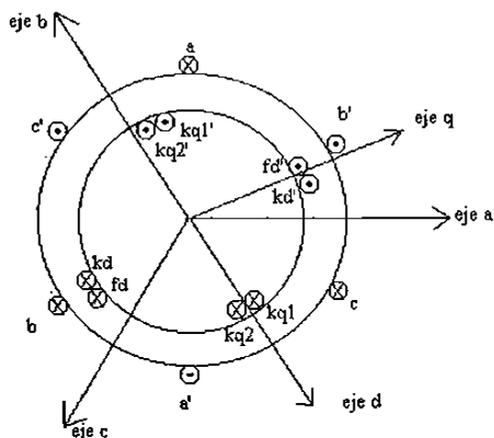


Figura 4.1 Modelo utilizado de la máquina síncrona

Las ecuaciones que representan a la máquina para los voltajes son:

$$\mathbf{v}_{abc} = -\mathbf{r}_s \mathbf{i}_{abc} + \frac{d}{dt} \lambda_{abc} \quad (4-1)$$

$$\mathbf{v}_{qdr} = \mathbf{r}_r \mathbf{i}_{qdr} + \frac{d}{dt} \lambda_{qdr} \quad (4-2)$$

donde \mathbf{v}_{abc} , \mathbf{i}_{abc} , \mathbf{v}_{qdr} , \mathbf{i}_{qdr} están dados de la forma:

$$(\mathbf{f}_{abc})^T = [f_a \quad f_b \quad f_c] \quad (4-3)$$

$$(\mathbf{f}_{qdr})^T = [fkq1 \quad fkq2 \quad ffd \quad fkd] \quad (4-4)$$

donde las matrices de resistencia \mathbf{r} son diagonales.

Para los encadenamientos de flujo tenemos:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{abc} \\ \lambda_{qdr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{L}_s & \mathbf{L}_{sr} \\ (\mathbf{L}_{sr})^T & \mathbf{L}_r \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} -\mathbf{i}_{abc} \\ \mathbf{i}_{qdr} \end{bmatrix} \quad (4-5)$$

Donde la matriz \mathbf{L}_s son las inductancias propias del estator y está dada por:

$$\mathbf{L}_s = \begin{bmatrix} L_{ls} + L_A - L_B \cos 2\theta_r & -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2(\theta_r - \frac{\pi}{3}) & -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2(\theta_r + \frac{\pi}{3}) \\ -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2(\theta_r - \frac{\pi}{3}) & L_{ls} + L_A - L_B \cos 2(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2(\theta_r + \pi) \\ -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2(\theta_r + \frac{\pi}{3}) & -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos 2(\theta_r + \pi) & L_{ls} + L_A - L_B \cos 2(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (4-6)$$

Esta matriz está dada considerando el efecto de los polos salientes al girar el rotor con respecto al estator; para una máquina de polos lisos la inductancia L_B es cero, así como $L_A > L_B$. Para la máquina de polos salientes es necesario despreciar el devanado $kq2$ (de las corrientes de eddy) en la máquina debido a sus laminaciones que disminuyen eficientemente las corrientes parásitas. Para la matriz de inductancias mutuas tenemos:

$$\mathbf{L}_{sr} = \begin{bmatrix} L_{skq1} \cos \theta_r & L_{skq2} \cos \theta_r & L_{sfd} \sin \theta_r & L_{skd} \sin \theta_r \\ L_{skq1} \cos \left(\theta_r - \frac{2\pi}{3} \right) & L_{skq2} \cos \left(\theta_r - \frac{2\pi}{3} \right) & L_{sfd} \sin \left(\theta_r - \frac{2\pi}{3} \right) & L_{skd} \sin \left(\theta_r - \frac{2\pi}{3} \right) \\ L_{skq1} \cos \left(\theta_r + \frac{2\pi}{3} \right) & L_{skq2} \cos \left(\theta_r + \frac{2\pi}{3} \right) & L_{sfd} \sin \left(\theta_r + \frac{2\pi}{3} \right) & L_{skd} \sin \left(\theta_r + \frac{2\pi}{3} \right) \end{bmatrix} \quad (4-7)$$

donde los subíndices indican inductancias mutuas de rotor con estator. Para las inductancias propias tenemos:

$$\mathbf{L}_r = \begin{bmatrix} L_{lkq1} + L_{mkq1} & L_{kq1kq2} & 0 & 0 \\ L_{kq1kq2} & L_{lkq2} + L_{mkq2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & L_{lfd} + L_{mfd} & L_{fdkd} \\ 0 & 0 & L_{fdkd} & L_{lkd} + L_{mkd} \end{bmatrix} \quad (4-8)$$

El subíndice "l" denota inductancia de dispersión, esto para las matrices propias de rotor y estator (\mathbf{L}_r y \mathbf{L}_s).

Podemos definir como las inductancias magnetizantes a:

$$L_{mq} = \frac{3}{2}(L_A - L_B) \quad (4-9)$$

$$L_{md} = \frac{3}{2}(L_A + L_B) \quad (4-10)$$

De acuerdo a [16] se refieren todos los parámetros del rotor al estator, ya que la máquina es un circuito magnético con devanados no conectados entre sí:

$$L_{skq1} = \left(\frac{N_{kq1}}{N_s} \right) \left(\frac{2}{3} \right) L_{mq} \quad (4-11)$$

$$L_{skq2} = \left(\frac{N_{kq2}}{N_s} \right) \left(\frac{2}{3} \right) L_{mq} \quad (4-12)$$

$$L_{sfd} = \left(\frac{N_{fd}}{N_s} \right) \left(\frac{2}{3} \right) L_{md} \quad (4-13)$$

$$L_{skd} = \left(\frac{N_{kd}}{N_s} \right) \left(\frac{2}{3} \right) L_{md} \quad (4-14)$$

$$L_{mkq1} = \left(\frac{N_{kq1}}{N_s} \right)^2 \left(\frac{2}{3} \right) L_{mq} \quad (4-15)$$

$$L_{mkq2} = \left(\frac{N_{kq2}}{N_s} \right)^2 \left(\frac{2}{3} \right) L_{mq} \quad (4-16)$$

$$L_{mfd} = \left(\frac{N_{fd}}{N_s} \right)^2 \left(\frac{2}{3} \right) L_{md} \quad (4-17)$$

$$L_{mkd} = \left(\frac{N_{kd}}{N_s} \right)^2 \left(\frac{2}{3} \right) L_{md} \quad (4-18)$$

$$L_{kq2kq1} = \left(\frac{N_{kq1}}{N_{kq2}} \right) \left(\frac{2}{3} \right) L_{mkq2} \quad (4-19)$$

$$L_{skq1} = \left(\frac{N_{kq1}}{N_s} \right) \left(\frac{2}{3} \right) L_{mq} \quad (4-20)$$

$$L_{skq1} = \left(\frac{N_{kq1}}{N_s} \right) \left(\frac{2}{3} \right) L_{mq} \quad (4-21)$$

$$L_{skq1} = \left(\frac{N_{kq1}}{N_s} \right) \left(\frac{2}{3} \right) L_{mq} \quad (4-22)$$

Es conveniente referir otras variables del rotor al estator de manera que:

$$\dot{i}'_k = \left(\frac{N_k}{N_s} \right) \left(\frac{2}{3} \right) \dot{i}_k \quad (4-23)$$

$$v'_k = \left(\frac{N_s}{N_k} \right) v_k \quad (4-24)$$

$$\lambda'_k = \left(\frac{N_s}{N_k} \right) \lambda_k \quad (4-25)$$

donde el subíndice k denota $kq1$, $kq2$, kd o fd .

Habiendo referido las ecuaciones del rotor a estator tenemos ahora para los encadenamientos de flujos:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{abc} \\ \lambda'_{qdr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{L}_s & \mathbf{L}'_{sr} \\ \frac{2}{3}(\mathbf{L}'_{sr})^T & \mathbf{L}'_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\mathbf{i}_{abc} \\ \mathbf{i}'_{qdr0} \end{bmatrix} \quad (4-26)$$

Donde \mathbf{L}_s no cambia, debido a que son las inductancias propias del estator, sin embargo las demás se modifican siguiendo el proceso de referenciado anterior, es decir, tenemos:

$$\mathbf{L}'_{sr} = \begin{bmatrix} L_{mq} \cos \theta_r & L_{mq} \cos \theta_r & L_{md} \sin \theta_r & L_{md} \sin \theta_r \\ L_{mq} \cos \left(\theta_r - \frac{2\pi}{3} \right) & L_{mq} \cos \left(\theta_r - \frac{2\pi}{3} \right) & L_{md} \sin \left(\theta_r - \frac{2\pi}{3} \right) & L_{md} \sin \left(\theta_r - \frac{2\pi}{3} \right) \\ L_{mq} \cos \left(\theta_r + \frac{2\pi}{3} \right) & L_{mq} \cos \left(\theta_r + \frac{2\pi}{3} \right) & L_{md} \sin \left(\theta_r + \frac{2\pi}{3} \right) & L_{md} \sin \left(\theta_r + \frac{2\pi}{3} \right) \end{bmatrix} \quad (4-27)$$

$$\mathbf{L}'_r = \begin{bmatrix} L'_{lkq1} + L_{mq} & L_{mq} & 0 & 0 \\ L_{mq} & L'_{lkq2} + L_{mq} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & L'_{lfd} + L_{md} & L_{md} \\ 0 & 0 & L_{md} & L'_{lkd} + L_{md} \end{bmatrix} \quad (4-28)$$

Las ecuaciones de voltaje referidas a los devanados de estator pueden ser expresados finalmente como:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{v}_{abc} \\ \mathbf{v}'_{qdr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{r}_s + \frac{d}{dt} \mathbf{L}_s & \frac{d}{dt} \mathbf{L}'_{sr} \\ \frac{2}{3} \frac{d}{dt} (\mathbf{L}'_{sr})^T & \mathbf{r}_r' + \frac{d}{dt} \mathbf{L}_r' \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\mathbf{i}_{abc} \\ \mathbf{i}'_{qdr} \end{bmatrix} \quad (4-29)$$

Estas serían las expresiones adecuadas para un modelado en componentes de fase, sin embargo la máquina comúnmente es modelada en componentes de Park, esto según se explica en el siguiente apartado.

4.2.2 Ecuaciones de la máquina en la referencia giratoria (Transformación de Park)

En la década de los veinte R. H. Park introdujo un nuevo avance en el análisis de la máquina síncrona, formulando un cambio de variables que usaría un marco de referencia giratorio con el rotor. La transformación de Park tiene la propiedad de eliminar las inductancias variantes en el tiempo [16].

La matriz de transformación de Park y su inversa son:

$$\mathbf{P} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) & \cos \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) \\ \sin \theta & \sin \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) & \sin \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad \mathbf{P}^{-1} = \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta & 1 \\ \cos \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) & \sin \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) & 1 \\ \cos \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) & \sin \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) & 1 \end{bmatrix}$$

(4-30)

(4-31)

Ahora, procederemos a cambiar nuestro marco de referencia de *abc* a *qd0* en el estator que son, las nuevas variables en juego, el voltaje y la corriente en estas nuevas variables son:

$$\mathbf{v}_{qd0} = \mathbf{P} \cdot \mathbf{v}_{abc} \quad (4-32)$$

$$\mathbf{i}_{qd0} = \mathbf{P} \cdot \mathbf{i}_{abc} \quad (4-33)$$

Haciendo las respectivas transformaciones para las ecuaciones del voltaje tenemos:

$$\mathbf{v}_{qd0} = -\mathbf{r}_i \mathbf{i}_{qd0} + w \lambda_{dq} + \frac{d}{dt} \lambda_{qd0} \quad (4-34)$$

donde:

$$(\lambda_{dq})^T = [\lambda_d \quad -\lambda_q \quad 0] \quad (4-35)$$

Las ecuaciones del rotor no ofrecen ninguna ventaja en ser transformadas por la matriz de Park, por tanto las ecuaciones estarán en el marco de referencia del rotor, entonces tendremos (sin cambio alguno):

$$\mathbf{v}'_{qdr} = \mathbf{r}'_r \mathbf{i}'_{qdr} + \frac{d}{dt} \lambda'_{qdr} \quad (4-36)$$

Para un sistema lineal, las ecuaciones de transformación para los encadenamientos de flujo en el nuevo marco de referencia, están dadas por:

$$\begin{bmatrix} \lambda_{qd0} \\ \lambda'_{qdr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{P} \mathbf{L}_s \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{P} \mathbf{L}'_{sr} \\ \frac{2}{3} (\mathbf{L}'_{sr})^T \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{L}'_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\mathbf{i}_{qd0} \\ \mathbf{i}'_{qdr0} \end{bmatrix} \quad (4-37)$$

Si, en la matriz de Park referenciamos θ a la referencia del rotor ($\theta = \theta_r$), tendremos una simplificación en las matrices de inductancias mutuas y propias de tal modo que, los valores de inductancias dentro de estas expresiones serán constantes lo cual es la ventaja de esta transformación. Las nuevas matrices de inductancias serán:

$$\mathbf{P} \mathbf{L}_s \mathbf{P}^{-1} = \begin{bmatrix} L_{ls} + L_{mq} & 0 & 0 \\ 0 & L_{ls} + L_{md} & 0 \\ 0 & 0 & L_{ls} \end{bmatrix} \quad (4-38)$$

$$\mathbf{P} \mathbf{L}'_{sr} = \begin{bmatrix} L_{mq} & L_{mq} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & L_{md} & L_{md} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4-39)$$

$$\frac{2}{3}(\mathbf{L}'_{sr})^T(\mathbf{P})^{-1} = \begin{bmatrix} L_{mq} & 0 & 0 \\ L_{mq} & 0 & 0 \\ 0 & L_{md} & 0 \\ 0 & L_{md} & 0 \end{bmatrix} \quad (4-40)$$

De forma expandida, las ecuaciones de los encadenamientos de flujo nos quedarán como:

$$\lambda_q = -L_{ls}i_q + L_{mq}(-i_q + i'_{kq1} + i'_{kq2}) \quad (4-41)$$

$$\lambda'_{kq1} = -L'_{lkq1}i'_{kq1} + L_{mq}(-i_q + i'_{kq1} + i'_{kq2}) \quad (4-44)$$

$$\lambda_d = -L_{ls}i_d + L_{md}(-i_d + i'_{fd} + i'_{kd}) \quad (4-42)$$

$$\lambda'_{kq2} = -L'_{lkq2}i'_{kq2} + L_{mq}(-i_q + i'_{kq1} + i'_{kq2}) \quad (4-45)$$

$$\lambda_0 = -L_{ls}i_0 \quad (4-43)$$

$$\lambda'_{fd} = -L'_{lfd}i'_{fd} + L_{md}(-i_d + i'_{fd} + i'_{kd}) \quad (4-46)$$

$$\lambda'_{kd} = -L'_{lkd}i'_{kd} + L_{md}(-i_d + i'_{fd} + i'_{kd}) \quad (4-47)$$

Es conveniente expresar las ecuaciones en función de reactancias y no de inductancias para esto haremos que:

$$\psi = w_b \lambda \quad (4-48)$$

Donde es fácil apreciar que, al multiplicar los encadenamientos de flujo por la frecuencia base tendremos las inductancias convertidas en reactancias ($wL = X_L$), esto es una convención ya que, en las ecuaciones de voltaje se sustituye esta operación y la ecuación no se altera como veremos mas adelante.

Como podremos notar, la formulación desarrollada hasta el momento no ha sufrido ninguna restricción u otras consideraciones para su simplificación (por ejemplo: estado

estable, frecuencia constante, corrientes balanceadas, u alguna otra) con excepción de la referencia del rotor elegida en la matriz de Park, la cual es solo una referencia ventajosa. Para eliminar la variabilidad de las inductancias que dependen de la posición del rotor, Sin embargo no hemos restringido la forma de las corrientes y voltajes originales en abc del estator o en qdr del rotor a una forma o frecuencia determinada, esto nos permite tener cualquier tipo de señal entrante al campo o a los devanados de estator sin alterar la veracidad del desarrollo anterior.

Para nuestro caso, el hecho de expresar en reactancias a frecuencia fundamental las ecuaciones de encadenamientos de flujo no afecta la inclusión de armónicas en la formulación (usualmente la inclusión de las cuales provoca considerar distintos valores de reactancia para cada frecuencia distinta a la fundamental). Esto se puede observar a partir de las nuevas ecuaciones de los encadenamientos de flujo y de los voltajes donde hacemos la sustitución de la igualdad anterior para evitar la alteración de las ecuaciones. Para las nuevas expresiones de los encadenamientos de flujo tenemos:

$$\psi_q = -X_{ls}i_q + X_{mq}(-i_q + i'_{kq1} + i'_{kq2}) \quad (4-49)$$

$$\psi_d = -X_{ls}i_d + X_{md}(-i_d + i'_{fd} + i'_{kd}) \quad (4-50)$$

$$\psi_0 = -X_{ls}i_0 \quad (4-51)$$

$$\psi'_{kq1} = X'_{lkq1}i'_{kq1} + X_{mq}(-i_q + i'_{kq1} + i'_{kq2}) \quad (4-52)$$

$$\psi'_{kq2} = X'_{lkq2}i'_{kq2} + X_{mq}(-i_q + i'_{kq1} + i'_{kq2}) \quad (4-53)$$

$$\psi'_{fd} = X'_{lfd}i'_{fd} + X_{md}(-i_d + i'_{fd} + i'_{kd}) \quad (4-54)$$

$$\psi'_{kd} = X'_{lkd}i'_{kd} + X_{md}(-i_d + i'_{fd} + i'_{kd}) \quad (4-55)$$

Ahora para los voltajes, sustituyendo $\lambda = (l/wb)\psi$ tenemos:

$$v_q = -r_s i_q + \frac{wr}{wb} \psi_d + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi_q \quad (4-56)$$

$$v_d = -r_s i_d - \frac{wr}{wb} \psi_q + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi_d \quad (4-57)$$

$$v_0 = -r_s i_0 + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi_0 \quad (4-58)$$

$$v'_{kq1} = r'_{kq1} i'_{kq1} + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi'_{kq1} \quad (4-59)$$

$$v'_{kq2} = r'_{kq2} i'_{kq2} + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi'_{kq2} \quad (4-60)$$

$$v'_{fd} = r'_{fd} i'_{fd} + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi'_{fd} \quad (4-61)$$

$$v'_{kd} = r'_{kd} i'_{kd} + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi'_{kd} \quad (4-62)$$

donde el término l/wb evita la alteración de las ecuaciones para los fines de distorsión armónica que nosotros buscamos.

En muchas ocasiones, para otros fines de modelado como lo es el problema de estabilidad los terceros términos a la derecha en el voltaje de eje directo y cuadratura son despreciados debido a su mínima influencia en estudios donde las variaciones en los flujos son relativamente lentas con respecto a la frecuencia fundamental (oscilaciones de potencia por ejemplo). En nuestro caso

este término adquiere importancia debido a que los flujos se verán afectados y tendrán cambios más bruscos causados por la inclusión de corrientes en el estator de frecuencias mas altas a la fundamental.

También será conveniente definir el voltaje de campo como:

$$E_{x'fd} = v'_{fd} \frac{X_{md}}{r'_{fd}} \quad (4-63)$$

Haremos otra convención para simplificar, las reactancias en las ecuaciones de los encadenamientos de flujo las podremos definir como:

$$X_q = X_{ls} + X_{mq} \quad (4-64)$$

$$X_d = X_{ls} + X_{md} \quad (4-65)$$

$$X'_{kq1} = X'_{lkq1} + X_{mq} \quad (4-66)$$

$$X'_{kq2} = X'_{lkq2} + X_{mq} \quad (4-67)$$

$$X'_{fd} = X'_{lfd} + X_{md} \quad (4-68)$$

$$X'_{kd} = X'_{lkd} + X_{md} \quad (4-69)$$

4.2.3 Obtención de las reactancias a partir de los parámetros de la máquina

Los fabricantes proveen los datos de la máquina en forma de reactancias, resistencias, y constantes de tiempo, provenientes de pruebas a la máquina como las pruebas de corto circuito, método de rechazo de carga, etc.

En primera instancia definiremos la reactancia transitoria y subtransitoria de eje directo y cuadratura como:

$$X'_d = X_d - \frac{X_{md}^2}{X'_{fd}} \quad (4-70)$$

$$X'_q = X_q - \frac{X_{mq}^2}{X'_{kq2}} \quad (4-71)$$

$$X''_q = X_{ls} + \frac{X_{mq} X'_{lkq1} X'_{lkq2}}{X_{mq} X'_{lkq1} + X_{mq} X'_{lkq2} + X'_{lkq1} X'_{lkq2}} \quad (4-72)$$

$$X''_d = X_{ls} + \frac{X_{md} X'_{lkd} X'_{lfd}}{X_{md} X'_{lkd} + X_{md} X'_{lfd} + X'_{lkd} X'_{lfd}} \quad (4-73)$$

Las reactancias transitorias dominan la respuesta de la máquina a frecuencias relativamente bajas, y desprecian el efecto de los devanados amortiguadores. Las reactancias subtransitorias dominan el comportamiento de la máquina para muy altas frecuencias o en el instante de una falla en donde se asume que los flujos en el rotor prácticamente no cambian.

En base a estas igualdades nosotros podremos calcular todos los parámetros necesarios para la formulación en base a los datos proporcionados por el fabricante los cuales serán:

$$X_{ls}, X_d, X_q, X'_q, X'_d, X''_q, X''_d$$

Por tanto, las reactancias necesarias serán calculadas de la siguiente manera:

$$X_{mq} = X_q - X_{ls} \quad (4-74)$$

$$X_{md} = X_d - X_{ls} \quad (4-75)$$

$$X'_{lfd} = \frac{X_{md}(X'_d - X_{ls})}{X_{md} - (X'_d - X_{ls})} \quad (4-76)$$

$$X'_{lkq2} = \frac{X_{mq}(X'_q - X_{ls})}{X_{mq} - (X'_q - X_{ls})} \quad (4-77)$$

$$X'_{lkd} = \frac{(X''_d - X_{ls}) X_{md} X'_{lfd}}{X'_{lfd} X_{md} - (X''_d - X_{ls})(X_{md} + X'_{lfd})} \quad (4-78)$$

$$X'_{lkq1} = \frac{(X''_q - X_{ls}) X_{mq} X'_{lkq2}}{X'_{lkq2} X_{mq} - (X''_q - X_{ls})(X_{mq} + X'_{lkq2})} \quad (4-79)$$

De este modo tendremos los valores de reactancias necesarios en la formulación

La resistencia de los devanados de estator es conocida o medible, a partir de las constantes de tiempo estándar para circuito abierto se determinan las resistencias de los circuitos en el rotor que son:

$$\tau'_{qo} = \frac{1}{\omega b \cdot r'_{kq2}} (X'_{lkq2} + X_{mq}) \quad (4-80)$$

$$\tau'_{do} = \frac{1}{\omega b \cdot r'_{fd}} (X'_{lyd} + X_{md}) \quad (4-81)$$

$$\tau''_{qo} = \frac{1}{\omega b \cdot r'_{kq1}} \left(X'_{lkq1} + \frac{X_{mq} X'_{lkq2}}{X_{mq} + X'_{lkq2}} \right) \quad (4-82)$$

$$\tau''_{do} = \frac{1}{\omega b \cdot r'_{kd}} \left(X'_{lkd} + \frac{X_{md} X'_{lyd}}{X_{md} + X'_{lyd}} \right) \quad (4-83)$$

De las anteriores ecuaciones es posible despejar fácilmente las resistencias de cada devanado.

Con esto tenemos los parámetros completos de nuestro modelo, ahora será necesaria la deducción de las ecuaciones necesarias para poder aplicar el modelo y observar en simulación el comportamiento de la máquina.

Para una mejor comprensión hay que aclarar que hasta ahora hemos desarrollado un modelo para la máquina de rotor sólido, debido a que consideramos un devanado para las corrientes parásitas en el eje en cuadratura $kq2$ además de un devanado amortiguador en el mismo eje ($kq1$); en el modelo de la máquina de polos salientes sólo es necesario omitir el devanado $kq2$. El modelo desarrollado hasta ahora incluye los efectos transitorios y subtransitorios de la respuesta de la máquina.

4.2.4 Modelo máquina rotor liso, considerando devanados amortiguadores y efectos transitorios.

Partiremos de las ecuaciones (4-49 a 55) y sustituyendo en base a las igualdades de (4-64 a 69) [17]:

$$\Psi_q = -X_q i_q + X_{mq} (i'_{kq1} + i'_{kq2}) \quad (4-84)$$

$$\Psi'_{kq1} = X'_{kq1} i'_{kq1} + X_{mq} (-i_q + i'_{kq2}) \quad (4-87)$$

$$\Psi_d = -X_d i_d + X_{md} (i'_{fd} + i'_{kd}) \quad (4-85)$$

$$\Psi_0 = -X_{ls} i_0 \quad (4-86)$$

$$\psi'_{kq2} = X'_{kq2} i'_{kq2} + X_{mq} (-i_q + i'_{kq1}) \quad (4-88)$$

$$\psi'_{fd} = X'_{fd} i'_{fd} + X_{md} (-i_d + i'_{kd}) \quad (4-89)$$

$$\psi'_{kd} = X'_{kd} i'_{kd} + X_{md} (-i_d + i'_{fd}) \quad (4-90)$$

Para los voltajes, tenemos las mismas ecuaciones que en (4-56-62)

$$v_q = -r_s i_q + \frac{wr}{wb} \psi_d + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi_q \quad (4-91)$$

$$v'_{kq1} = r'_{kq1} i'_{kq1} + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi'_{kq1} \quad (4-94)$$

$$v_d = -r_s i_d - \frac{wr}{wb} \psi_q + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi_d \quad (4-92)$$

$$v'_{kq2} = r'_{kq2} i'_{kq2} + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi'_{kq2} \quad (4-95)$$

$$v_0 = -r_s i_0 + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi_0 \quad (4-93)$$

$$v'_{fd} = r'_{fd} i'_{fd} + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi'_{fd} \quad (4-96)$$

$$v'_{kd} = r'_{kd} i'_{kd} + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi'_{kd} \quad (4-97)$$

De estas ecuaciones cabe notar que, a excepción de v'_{fd} los voltajes en el rotor son cero, ya que éstos están en cortocircuito. Los devanados amortiguadores que son en realidad barras cortocircuitadas en el rotor de la máquina (kd y $kq1$), y el devanado concentrado, que simula el efecto de las corrientes de eddy ($kq2$) circulantes en el núcleo del rotor liso el cual está fabricado en una sola pieza, está por consiguiente, en corto circuito. Por tanto:

$$\text{Esto es: } v'_{kq1} = v'_{kq2} = v'_{kd} = 0$$

desarrollando ahora las ecuaciones para su aplicación.

A partir de (4-89) despejando i'_{fd} tenemos:

$$i'_{fd} = \frac{1}{X'_{fd}} (\psi'_{fd} + X_{md} \cdot i_d - X_{md} i'_{kd}) \quad (4-98)$$

Sustituyendo (4-98) en la ecuación (4-90):

$$\psi'_{kd} = X'_{kd} i'_{kd} + X_{md} \left(-i_d + \left(\frac{1}{X'_{fd}} (\psi'_{fd} + X_{md} i_d - X_{md} i'_{kd}) \right) \right) \quad (4-99)$$

Reagrupando términos tenemos:

$$\psi'_{kd} = i_d \left(\frac{X_{md}^2}{X'_{fd}} - X_{md} \right) + i'_{kd} \left(X'_{kd} - \frac{X_{md}^2}{X'_{fd}} \right) + \psi'_{fd} \left(\frac{X_{md}}{X'_{fd}} \right) \quad (4-100)$$

definimos nuevos términos auxiliares:

$$x'_{md} = \frac{X_{md}^2}{X'_{fd}} - X_{md} \quad (4-101)$$

$$xp_{kd} = X'_{kd} - \frac{X_{md}^2}{X'_{fd}} \quad (4-102)$$

sustituyendo:

$$\psi'_{kd} = i_d x'_{md} + i'_{kd} xp_{kd} + \psi'_{fd} \left(\frac{X_{md}}{X'_{fd}} \right) \quad (4-103)$$

despejando i'_{kd}

$$i'_{kd} = \frac{1}{xp_{kd}} \left(\psi'_{kd} - i_d x'_{md} - \psi'_{fd} \frac{X_{md}}{X'_{fd}} \right) \quad (4-104)$$

Ahora para el eje en cuadratura partiendo de (4-88) despejamos i'_{kq2}

$$i'_{kq2} = \frac{1}{X'_{kq2}} (\psi'_{kq2} + i_q X_{mq} - i'_{kq1} X_{mq}) \quad (4-105)$$

Sustituyendo en la ecuación (4-87)

$$\Psi'_{kq1} = X'_{kq1} i'_{kq1} + X_{mq} \left(-i_q + \frac{1}{X'_{kq2}} (\Psi'_{kq2} + i_q X_{mq} - i'_{kq1} X_{mq}) \right) \quad (4-106)$$

reagrupando términos

$$\Psi'_{kq1} = i_q \left(\frac{X_{mq}^2}{X'_{kq2}} - X_{mq} \right) + i'_{kq1} \left(X'_{kq1} - \frac{X_{mq}^2}{X'_{kq2}} \right) + \Psi'_{kq2} \left(\frac{X_{mq}}{X'_{kq2}} \right) \quad (4-107)$$

definiendo términos auxiliares:

$$x'_{mq} = \frac{X_{mq}^2}{X'_{kq2}} - X_{mq} \quad (4-108)$$

$$xpkq1 = X'_{kq1} - \frac{X_{mq}^2}{X'_{kq2}} \quad (4-109)$$

sustituyendo

$$\Psi'_{kq1} = i_q x'_{mq} + i'_{kq1} xpkq1 + \Psi'_{kq2} \left(\frac{X_{mq}}{X'_{kq2}} \right) \quad (4-110)$$

despejando i'_{kq1} tenemos:

$$i'_{kq1} = \frac{1}{xpkq1} \left(\Psi'_{kq1} - i_q x'_{mq} - \Psi'_{kq2} \frac{X_{mq}}{X'_{kq2}} \right) \quad (4-111)$$

Ahora para los flujos de eje directo y cuadratura (ψ_d , ψ_q) empezando por el encadenamiento de flujo en el eje directo de la ecuación (4-85) y sustituyendo i'_{fd} de (4-98) tenemos:

$$\Psi_d = -X_d i_d + X_{md} \left(\left(\frac{1}{X'_{fd}} (\psi'_{fd} + X_{md} \cdot i_d - X_{md} \cdot i'_{kd}) \right) + i'_{kd} \right) \quad (4-112)$$

reagrupando términos

$$\Psi_d = i_d \left(\frac{X_{md}^2}{X'_{fd}} - X_d \right) + i'_{kd} \left(X_{md} - \frac{X_{md}^2}{X'_{fd}} \right) + \psi'_{fd} \left(\frac{X_{md}}{X'_{fd}} \right) \quad (4-113)$$

De la misma manera definiendo términos auxiliares:

$$xpd = \frac{X_{md}^2}{X'_{fd}} - X_d \quad (4-114)$$

Cabe notar que el segundo término en (4-113) es $-x'_{md}$, por tanto,

$$\Psi_d = i_d xpd - i'_{kd} x'_{md} + \psi'_{fd} \left(\frac{X_{md}}{X'_{fd}} \right) \quad (4-115)$$

Ahora sustituiremos en la ecuación anterior la corriente i'_{kd} de la ecuación (4-104) buscando dejar la ecuación (4-115) en términos de los encadenamientos de flujo ψ'_{fd} y ψ'_{kd} .

$$\Psi_d = i_d xpd - \left(\frac{1}{xpkd} \left(\psi'_{kd} - i_d x'_{md} - \psi'_{fd} \frac{X_{md}}{X'_{fd}} \right) \right) x'_{md} + \psi'_{fd} \left(\frac{X_{md}}{X'_{fd}} \right) \quad (4-116)$$

reagrupando términos

$$\Psi_d = i_d \left(xpd + \frac{x'_{md}^2}{xpkd} \right) - \psi'_{kd} \left(\frac{x'_{md}}{xpkd} \right) + \psi'_{fd} \frac{X_{md}}{X'_{fd}} \left(1 + \frac{x'_{md}}{xpkd} \right) \quad (4-117)$$

y definiendo un nuevo término auxiliar,

$$xppd = xpd + \frac{x'md^2}{xpkd} \quad (4-118)$$

tenemos:

$$\Psi_d = i_d xppd - \psi'_{kd} \left(\frac{x'md}{xpkd} \right) + \psi'_{fd} \frac{X_{md}}{X'_{fd}} \left(1 + \frac{x'md}{xpkd} \right) \quad (4-119)$$

Continuando ahora para ψ_q de la ecuación (4-91), y sustituyendo en ella la corriente i'_{kq2} de (4-102) tenemos:

$$\Psi_q = -X_q i_q + X_{mq} \left(i'_{kq1} + \left(\frac{1}{X'_{kq2}} (\psi'_{kq2} + i_q X_{mq} - i'_{kq1} X_{mq}) \right) \right) \quad (4-120)$$

reagrupando términos:

$$\Psi_q = i_q \left(\frac{X^2_{mq}}{X'_{kq2}} - X_q \right) + i'_{kq1} \left(X_{mq} - \frac{X^2_{mq}}{X'_{kq2}} \right) + \psi'_{kq2} \left(\frac{X_{mq}}{X'_{kq2}} \right) \quad (4-121)$$

De la misma manera definiendo términos auxiliares:

$$xpq = \frac{X^2_{mq}}{X'_{kq2}} - X_q \quad (4-122)$$

Cabe notar que el segundo término es $-x'mq$, por tanto,

$$\Psi_q = i_q xpq - i'_{kq1} x'mq + \psi'_{kq2} \left(\frac{X_{mq}}{X'_{kq2}} \right) \quad (4-123)$$

Ahora sustituiremos en la ecuación anterior la corriente i'_{kq1} de la ecuación (4-111) buscando dejar la ecuación (4-123) en términos de los encadenamientos de flujo ψ'_{kq1} y ψ'_{kq2} .

$$\psi_q = i_q x_{pq} - \left(\frac{1}{x_{pkq1}} \left(\psi'_{kq1} - i_q x'_{mq} - \psi'_{kq2} \frac{X_{mq}}{X'_{kq2}} \right) \right) x'_{mq} + \psi'_{kq2} \left(\frac{X_{mq}}{X'_{kq2}} \right) \quad (4-124)$$

reagrupando términos

$$\psi_q = i_q \left(x_{pq} + \frac{x'_{mq^2}}{x_{pkq1}} \right) - \psi'_{kq1} \left(\frac{x'_{mq}}{x_{pkq1}} \right) + \psi'_{kq2} \frac{X_{mq}}{X'_{kq2}} \left(1 + \frac{x'_{mq}}{x_{pkq1}} \right) \quad (4-125)$$

y definiendo un nuevo término auxiliar

$$x_{ppq} = x_{pq} + \frac{x'_{mq^2}}{x_{pkq1}} \quad (4-126)$$

tenemos:

$$\psi_q = i_q x_{ppq} - \psi'_{kq1} \left(\frac{x'_{mq}}{x_{pkq1}} \right) + \psi'_{kq2} \frac{X_{mq}}{X'_{kq2}} \left(1 + \frac{x'_{mq}}{x_{pkq1}} \right) \quad (4-126)$$

Como sabemos, las ecuaciones (4-98) y (4-105) no están en función de los encadenamientos de flujo y las corrientes de estator solamente, sino que existe una corriente de rotor de su propia referencia en cada una de estas ecuaciones. A continuación procederemos a dejarlas solo en función de los encadenamientos de flujo y de la corriente de estator.

De este modo que, sustituyendo la ecuación de i'_{kd} (4-100) en (4-98) que es i'_{fd} tenemos:

$$i'_{fd} = \frac{1}{X'_{fd}} \left(\psi'_{fd} + X_{md} \cdot i_d - X_{md} \cdot \left(\frac{1}{x_{pkd}} \left(\psi'_{kd} - i_d x'_{md} - \psi'_{fd} \frac{X_{md}}{X'_{fd}} \right) \right) \right) \quad (4-127)$$

reacomodando términos:

$$i'_{fd} = \frac{1}{X'_{fd}} \left(\psi'_{fd} \left(1 + \frac{X_{md}^2}{xpkd \cdot X'_{fd}} \right) + i_d \left(X_{md} + \frac{x'_{md} \cdot X_{md}}{xpkd} \right) - \psi'_{kd} \left(\frac{X_{md}}{xpkd} \right) \right) \quad (4-128)$$

Ahora sustituyendo i'_{kq1} (4-70) en la ecuación de i'_{kq2} (4-105)

$$i'_{kq2} = \frac{1}{X'_{kq2}} \left(\psi'_{kq2} + i_q X_{mq} - \left(\frac{1}{xpkq1} \left(\psi'_{kq1} - i_q x'_{mq} - \psi'_{kq2} \frac{X_{mq}}{X'_{kq2}} \right) \right) X_{mq} \right) \quad (4-129)$$

reacomodando las ecuaciones:

$$i'_{kq2} = \frac{1}{X'_{kq2}} \left(\psi'_{kq2} \left(1 + \frac{X_{mq}^2}{X'_{kq2} \cdot xpkq1} \right) + i_q \left(X_{mq} + \frac{x'_{mq} \cdot X_{mq}}{xpkq1} \right) - \psi'_{kq1} \left(\frac{X_{mq}}{xpkq1} \right) \right) \quad (4-130)$$

Ahora definiremos las ecuaciones a resolver de los encadenamientos de flujo.

A partir de la ecuación (4-41)

$$0 = r'_{kd} i'_{kd} + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi'_{kd} \quad (4-131)$$

$$\frac{d}{dt} \psi'_{kd} = -wb r'_{kd} i'_{kd} \quad (4-132)$$

sustituyendo i'_{kd} de la ecuación (4-67)

$$\frac{d}{dt} \psi'_{kd} = \frac{-wb r'_{kd}}{xpkd} \left(\psi'_{kd} - i_d x'_{md} - \psi'_{fd} \frac{X_{md}}{X'_{fd}} \right) \quad (4-133)$$

A partir de la ecuación (4-38)

$$0 = r'_{kq1} i'_{kq1} + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi'_{kq1} \quad (4-134)$$

$$\frac{d}{dt} \Psi'_{kq1} = -w_b r'_{kq1} i'_{kq1} \quad (4-135)$$

sustituyendo i'_{kq1} de la ecuación (4-70)

$$\frac{d}{dt} \Psi'_{kq1} = \frac{-w_b r'_{kq1}}{x_{pkq1}} \left(\Psi'_{kq1} - i_q x'_{mq} - \Psi'_{kq2} \frac{X_{mq}}{X'_{kq2}} \right) \quad (4-136)$$

A partir de la ecuación (4-39)

$$0 = r'_{kq2} i'_{kq2} + \frac{1}{w_b} \frac{d}{dt} \Psi'_{kq2} \quad (4-137)$$

$$\frac{d}{dt} \Psi'_{kq2} = -w_b r'_{kq2} i'_{kq2} \quad (4-138)$$

sustituyendo i'_{kq2} de la ecuación (4-76)

$$\frac{d}{dt} \Psi'_{kq2} = \frac{-w_b r'_{kq2}}{X'_{kq2}} \left(\Psi'_{kq2} \left(1 + \frac{X_{mq}^2}{X'_{kq2} \cdot x_{pkq1}} \right) + i_q \left(X_{mq} + \frac{x'_{mq} \cdot X_{mq}}{x_{pkq1}} \right) - \Psi'_{kq1} \left(\frac{X_{mq}}{x_{pkq1}} \right) \right) \quad (4-139)$$

A partir de la ecuación (4-40)

$$v'_{fd} = r'_{fd} i'_{fd} + \frac{1}{w_b} \frac{d}{dt} \Psi'_{fd} \quad (4-140)$$

$$\frac{d}{dt} \Psi'_{fd} = w_b v'_{fd} - w_b r'_{fd} i'_{fd} \quad (4-141)$$

Sustituyendo i'_{fd} de la ecuación (4-75) y v'_{fd} de la ecuación (4-42) tenemos:

$$\frac{d}{dt} \psi'_{fd} = \frac{w_b r'_{fd} E_{x'fd}}{X_{md}} - \frac{w_b r'_{fd}}{X'_{fd}} \left(\psi'_{fd} \left(1 + \frac{X_{md}^2}{x_{p'kd} \cdot X'_{fd}} \right) + i_d \left(X_{md} + \frac{x'_{md} \cdot X_{md}}{x_{p'kd}} \right) - \psi'_{kd} \left(\frac{X_{md}}{x_{p'kd}} \right) \right) \quad (4-142)$$

En resumen, resolveremos las ecuaciones diferenciales de los encadenamientos de flujo del rotor y después calcularemos las demás variables en base a estos resultados, ya que las demás ecuaciones están en función de los encadenamientos de flujo del rotor. El grupo de ecuaciones para simulación se encuentran contenidas en la sección 4.4.

4.2.5 Efecto de la referencia sincrónica a través de la matriz de Park en la inclusión de armónicas de distinta secuencia

Es necesario estudiar el efecto de la transformación de Park (ecuación 4-11) en la inclusión de armónicas de distintas secuencias en la corriente del estator de la máquina, debido a que nos hará (aparentemente) cambios en frecuencia de la función de corriente de entrada.

Recordemos en la sección 2.3 la onda de fuerza magnetomotriz giratoria en el estator observada desde la referencia de la velocidad angular sincrónica, y tomemos por ejemplo el caso de la fuerza magnetomotriz de frecuencia fundamental, la cual no se moverá con respecto a la referencia sincrónica ya que se mueven a la misma velocidad angular, por tanto, su velocidad relativa a la referencia sincrónica es cero; de la misma manera tendríamos que, la onda de fuerza magnetomotriz producida por una armónica de secuencia negativa, giraría contra el movimiento de la referencia sincrónica y, esto haría un incremento en la velocidad angular relativa a esta referencia, esto es: $-\omega_h$ -

$$\omega_{sincrónica} = \omega_{h+1}.$$

En la transformación de Park sucede lo mismo, ya que estamos referenciando la transformación a la velocidad angular del rotor todas las variables, esto se realiza haciendo $\theta = \theta_r$ en la matriz de Park, y las armónicas sufren el mismo efecto al que nos hemos referido en sus secuencias (+), (-) y (0). Cabe señalar que ahora la referencia no

es la velocidad angular sincrónica sino la velocidad angular del rotor, que en estado estable es la sincrónica y en ambientes armónicos sufre pequeñas variaciones, por tanto no es un valor constante.

4.3 MODELO MECÁNICO

El par eléctrico contaminado desarrollado en el generador, impacta directamente en el sistema mecánico, produciendo vibraciones y esfuerzos torsionales peligrosos en casos cercanos a la resonancia o en la resonancia mecánica de la flecha, además de los problemas a largo plazo ocasionados por la fatiga.

Para su análisis es necesario modelar el sistema mecánico turbina-generador. Partiremos del modelado simplificado del sistema donde supondremos que éste está compuesto por diversas masas puestas sobre una flecha, la cual es considerada como de peso y masa despreciable. Los elementos que ejemplifican a la turbina y al generador son considerados como elementos concentrados como se puede observar en la Figura 4.2 y 4.3.

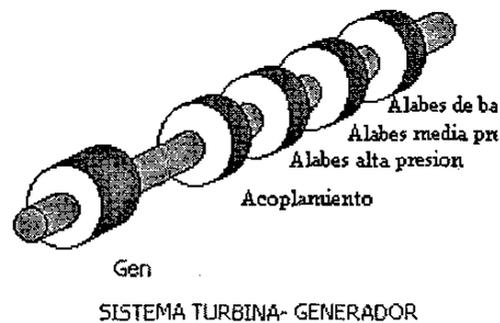


Figura 4.2 Esquema simplificado del sistema turbina generador con 5 masas

La variable independiente a considerar son los desplazamientos angulares que se generan a la torsión. En el modelo (como podemos observar en la figura 4.3) consideramos sólo la parte elástica de la flecha y su amortiguamiento.

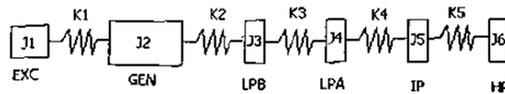


Figura 4.3 Modelo del sistema turbina generador con 6 masas

La ecuación de movimiento partiendo de la segunda ley de Newton para el movimiento angular en este caso es:

$$\mathbf{J}\ddot{\theta} + \mathbf{D}\dot{\theta} + \mathbf{K}\theta = \mathbf{T} \quad (4-143)$$

Donde \mathbf{J} es el momento angular de inercia, \mathbf{D} es la constante de amortiguamiento, \mathbf{K} es la constante elástica, \mathbf{T} es el momento o torsión y θ es el desplazamiento angular.

El caso que analizamos aquí, es un sistema de múltiples grados de libertad esto significa que tenemos un ángulo para cada elemento en nuestro sistema, esto nos hace un sistema de múltiples ecuaciones diferenciales acopladas donde las matrices de \mathbf{J} , \mathbf{D} , y \mathbf{K} están formadas de la siguiente manera.

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} J_1 & 0 & \dots \\ 0 & J_2 & \dots \\ \vdots & \vdots & J_n \end{bmatrix} \quad (4-144)$$

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} k_{12} & -k_{12} & 0 & 0 & \dots \\ -k_{21} & k_{12} + k_{23} & -k_{23} & 0 & \dots \\ 0 & -k_{32} & k_{23} + k_{34} & -k_{34} & \dots \\ 0 & 0 & \dots & \ddots & \dots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \dots & k_{nn} \end{bmatrix} \quad (4-145)$$

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} d_{12} + d_{10} & -d_{12} & 0 & 0 & \dots \\ -d_{21} & d_{12} + d_{23} + d_{20} & -d_{23} & 0 & \dots \\ 0 & -d_{32} & \ddots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & \dots & \ddots & \dots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \dots & d_{nn} \end{bmatrix} \quad (4-146)$$

Las matrices \mathbf{J} (4-144), \mathbf{K} (4-145), y \mathbf{D} (4-146) corresponden a la matriz de inercias, de constantes elásticas a la torsión y de amortiguamiento de la ecuación (4-143).

4.3.1 Frecuencias naturales y eigenvectores

Uno de los aspectos más importantes en el análisis del problema mecánico ocasionado por el par contaminado periódico, son las frecuencias naturales, que son las frecuencias resonantes del sistema mecánico, las cuales, si son excitadas por un par oscilatorio forzante, generarán amplitudes muy altas en los ángulos de desplazamiento de los componentes de la flecha. Esto es, el sistema turbina-generador entra en resonancia mecánica la cual es la condición más peligrosa para la flecha del sistema turbina-generador. Por tanto, es necesario en primera instancia obtener éstas frecuencias naturales haciendo uso del análisis modal.

Ya que las frecuencias naturales de oscilación están asociadas al sistema en sí y no a la función forzante ni al amortiguamiento del sistema, nuestra ecuación de movimiento puede reducirse a la ecuación de movimiento libre no amortiguado.

$$\mathbf{J}\ddot{\theta} + \mathbf{K}\theta = 0 \quad (4-147)$$

Manipulando la ecuación anterior tenemos:

$$\ddot{\theta} = -\mathbf{J}^{-1}\mathbf{K}\theta \quad (4-148)$$

ó

$$\ddot{\theta} = -\lambda\theta \quad (4-149)$$

por tanto:

$$\mathbf{J}^{-1}\mathbf{K}\theta = \lambda\theta \quad (4-150)$$

$$[\mathbf{J}^{-1}\mathbf{K} - \lambda\mathbf{I}]\theta = 0 \quad (4-151)$$

La ecuación característica del sistema es el determinante de la matriz $[\mathbf{J}^{-1}\mathbf{K} - \lambda\mathbf{I}]$ igualado a cero. Las raíces, λ , de la ecuación característica son conocidos como

eigenvalores los cuales equivalen al cuadrado de las frecuencias naturales o modales del sistema.

$$\lambda_i = \omega_{mi}^2 \quad (4-152)$$

donde $i = 1, 2, 3, \dots, n$

Los eigenvectores derechos pueden ser calculados a partir de :

$$[\mathbf{J}^{-1}\mathbf{K} - \lambda_i\mathbf{I}]\bar{\mathbf{X}}_i = 0 \quad (4-153)$$

donde $i = 1, 2, 3, \dots, n$

sustituyendo en la ecuación cada eigenvalor (λ) para cada modo (i) podemos obtener los eigenvectores derechos los cuales nos proporcionan información importante del modo de oscilación.

4.3.2 Ortogonalidad de los eigenvectores

A partir de (4-153), tenemos [18] y [19]:

$$\lambda_i\mathbf{J}\mathbf{X}_i = \mathbf{K}\mathbf{X}_i \quad (4-154)$$

y para otro eigenvalor (j):

$$\lambda_j\mathbf{J}\mathbf{X}_j = \mathbf{K}\mathbf{X}_j \quad (4-155)$$

Haciendo una manipulación de las ecuaciones anteriores llegamos a:

$$(\lambda_i - \lambda_j)\mathbf{X}_j^T\mathbf{J}\mathbf{X}_i = 0 \quad (4-156)$$

y si:

$$\begin{aligned}
 \mathbf{X}_j^T \mathbf{J} \mathbf{X}_i &= 0 \\
 \mathbf{X}_j^T \mathbf{K} \mathbf{X}_i &= 0 \\
 \mathbf{X}_i^T \mathbf{J} \mathbf{X}_i &= J_{ii} \\
 \mathbf{X}_i^T \mathbf{K} \mathbf{X}_i &= K_{ii}
 \end{aligned}
 \tag{4-157}$$

Por tanto se puede concluir que la matriz de eigenvectores derechos y la matriz de eigenvectores derechos transpuestos diagonaliza las matrices de momento de inercia y constante elástica de nuestro sistema como:

$$\mathbf{X}^T \mathbf{J} \mathbf{X} = \begin{bmatrix} \ddots & 0 & 0 \\ 0 & J & 0 \\ 0 & 0 & \ddots \end{bmatrix} = \text{diag} \mathbf{J}
 \tag{4-158}$$

$$\mathbf{X}^T \mathbf{K} \mathbf{X} = \begin{bmatrix} \ddots & 0 & 0 \\ 0 & K & 0 \\ 0 & 0 & \ddots \end{bmatrix} = \text{diag} \mathbf{K}
 \tag{4-159}$$

Esto será muy útil para resolver el sistema de ecuaciones diferenciales.

4.3.3 Sistema Turbina-Generador con amortiguamiento y vibración forzada

Ahora, analizaremos nuestro sistema con amortiguamiento y con la entrada de pares forzantes generados en cada una de las etapas de la turbina por el vapor o los gases, cualquiera que sea el caso, y por el par eléctrico producido por el generador.

Por ejemplo, el vector de pares de entrada puede estar conformado por:

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} T_{HP} \\ T_{IP} \\ T_{LPA} \\ T_{LPB} \\ -T_E \end{bmatrix} \quad (4-160)$$

Regresando a la ecuación de movimiento original (4-143) y como vimos al principio, nuestro sistema tiene n ecuaciones diferenciales conforme masas y ángulos tenemos en nuestro sistema mecánico. Estas ecuaciones están acopladas, además una matriz de amortiguamiento puede ser diagonalizada mediante la matriz de eigenvectores derechos como vimos anteriormente, de tal modo que la matriz de amortiguamiento está compuesta por:

$$\mathbf{D} = \alpha\mathbf{J} + \beta\mathbf{K} \quad (4-161)$$

Donde α y β son coeficientes que dimensionan la matriz de amortiguamiento. Por tanto sustituyendo en la ecuación de movimiento:

$$\mathbf{J}\ddot{\theta} + [\alpha\mathbf{J} + \beta\mathbf{K}]\dot{\theta} + \mathbf{K}\theta = \mathbf{T} \quad (4-162)$$

si sustituimos

$$\theta = \mathbf{X} \mathbf{q} \quad (4-163)$$

entonces tenemos:

$$\mathbf{J}\mathbf{X}\ddot{\mathbf{q}} + [\alpha\mathbf{J} + \beta\mathbf{K}]\mathbf{X}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{K}\mathbf{X}\mathbf{q} = \mathbf{T} \quad (4-164)$$

premultiplicando por \mathbf{X}^T (matriz de vectores derechos transpuestos) toda la ecuación, tenemos:

$$\mathbf{X}^T \mathbf{J} \mathbf{X} \ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{X}^T [\alpha \mathbf{J} + \beta \mathbf{K}] \mathbf{X} \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{X}^T \mathbf{K} \mathbf{X} \mathbf{q} = \mathbf{X}^T \mathbf{T} \quad (4-165)$$

Aplicando la ecuación de ortogonalidad:

$$(\text{diag} \mathbf{J}) \ddot{\mathbf{q}} + [\alpha (\text{diag} \mathbf{J}) + \beta (\text{diag} \mathbf{K})] \dot{\mathbf{q}} + (\text{diag} \mathbf{K}) \mathbf{q} = \mathbf{X}^T \mathbf{T} \quad (4-166)$$

Multiplicando las ecuaciones por $\text{diag} \mathbf{J}^{-1}$ tenemos:

$$\ddot{\mathbf{q}} + [\alpha \mathbf{I} + \beta \Lambda] \dot{\mathbf{q}} + \Lambda \mathbf{q} = \mathbf{Q}_0 \quad (4-167)$$

Donde Λ = la matriz diagonal de eigenvalores (frecuencias al cuadrado ω^2) y,

$$\mathbf{Q}_0 = \text{diag} \mathbf{J}^{-1} \mathbf{X}^T \mathbf{T} \quad (4-168)$$

Ahora definiendo para el amortiguamiento:

$$\alpha + \beta \omega_i^2 = \alpha + \beta \lambda_i = 2 \zeta_i \omega_i \quad (4-169)$$

Donde ζ_i es el rango de amortiguamiento para el i ceavo modo, esto puede ser reescrito de manera desacoplada como:

$$\ddot{q}_i + 2\omega_i \zeta_i \dot{q}_i + \omega_i^2 q_i = Q_{0i} \quad (4-170)$$

De tal modo, nos quedan n ecuaciones diferenciales de segundo orden desacopladas entre sí y que pueden ser resueltas para q y evaluadas en la variable “real” de la siguiente manera:

$$\boldsymbol{\theta} = \mathbf{X} \mathbf{q} \quad (4-171)$$

Estas ecuaciones diferenciales pueden ser integradas y obtener su respuesta en el tiempo la cual es evaluada en una simulación en el tiempo incluyendo el modelo de la máquina síncrona.

4.3.4 Solución a la ecuación de movimiento para el estado estable con una componente de excitación

En este sistema turbina-generador, los pares de entrada en estado estable son todos constantes con excepción del par eléctrico en presencia de corrientes armónicas de secuencia negativa o positiva, el vector de pares de entrada a nuestro sistema puede estar dado de la sig. manera:

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} T_{HP} \\ T_{IP} \\ T_{LPA} \\ T_{LPB} \\ -T_E + T_h \text{sen}(bw_o t) \end{bmatrix} \quad (4-172)$$

Donde suponemos un solo par armónico inducido y los demás valores se suponen constantes, el siguiente análisis lo realizaremos para un solo par inducido.

Para analizar el comportamiento del sistema ante esta perturbación que se da en estado estable, es necesario tomar una de las ecuaciones desacopladas para iniciar el análisis.

$$\ddot{q}_i + 2\omega_i \zeta_i \dot{q}_i + \omega_i^2 q_i = Q_{o_i} \quad (4-173)$$

Donde Q_{o_i} es la función forzante de ésta ecuación diferencial desacoplada la cual podemos analizar como si fuera un sistema mecánico independiente.

Recordando que:

$$\mathbf{Q}_0 = \text{diag} \mathbf{J}^{-1} \mathbf{X}^T \mathbf{T} \quad (4-174)$$

Esto significa que el vector \mathbf{Q}_0 estará compuesto de la siguiente manera:

$$\mathbf{Q}_0 = \begin{bmatrix} K1_1 + K2_1 \text{sen}(bw_o t) \\ K1_2 + K2_2 \text{sen}(bw_o t) \\ \vdots \\ \vdots \\ K1_n + K2_n \text{sen}(bw_o t) \end{bmatrix} \quad (4-175)$$

donde $K1_n$ y $K2_n$ son constantes

Sustituyendo en la ecuación diferencial tenemos:

$$\ddot{q}_i + 2\omega_i \zeta_i \dot{q} + \omega_i^2 q = K1_i + K2_i \text{sen}(bw_o t) \quad (4-176)$$

La solución de la ecuación en el tiempo es:

$$\begin{aligned}
& \frac{K1}{w_i^2} - \frac{K1de(-dwit)\text{sen}(\sqrt{1-d^2}wit)}{w_i^2\sqrt{1-d^2}} - \frac{K1e(-dwit)\cos(\sqrt{1-d^2}wit)}{w_i^2} \\
& + \frac{K2w_i^2\text{sen}(bwot)}{A} - \frac{K2bw_o^2\text{sen}(bwot)}{A} - 2\frac{K2bw_0dw_i\cos(bwot)}{A} \\
& + 4\frac{K2bw_0d2wiBC}{A\sqrt{-1+d^2}} - \frac{K2bw_0wiBC}{A\sqrt{-1+d^2}} + \frac{K2bw_0^3wiBC}{A\sqrt{-1+d^2}wi} - 8\frac{K2bw_0^3d4wi3BC}{A^2\sqrt{-1+d^2}} \\
& - 2\frac{K2bw_0d2wi5BC}{A^2\sqrt{-1+d^2}} + 4\frac{K2bw_0^3d2wi3BC}{A^2\sqrt{-1+d^2}} - 2\frac{K2bw_0^5d2wiBC}{A^2\sqrt{-1+d^2}} \\
& + 2\frac{K2bw_0dw_iB\cosh(\sqrt{-1+d^2}wit)}{A} + \frac{q_0de(-dwit)\text{sen}(\sqrt{1-d^2}wit)}{\sqrt{1-d^2}} \\
& + q_0e(-dwit)\cos(\sqrt{1-d^2}wit) + \frac{q_{poe}(-dwit)\text{sen}(\sqrt{1-d^2}wit)}{\sqrt{1-d^2}wi}
\end{aligned}$$

$$A = 4d^2w_i^2bw_o^2 + w_i^4 - 2w_i^2bw_o^2 + bw_o^4$$

$$B = e^{\left(\frac{(-4d^3w_i^3bw_o^2 - w_i^5d + 2w_i^3bw_o^2d - bw_o^4dw_i)t}{A}\right)}$$

$$C = \text{senh}(\sqrt{-1+d^2}wit) \quad (4-177)$$

donde $d=\zeta_i$ y $bw_o = bw_o$. Donde, si observamos sólo los términos de estado estable y eliminando los términos del estado transitorio nos quedan:

$$q(t) = \frac{K1}{w_i^2} + \frac{K2wi2\text{sen}(bwot)}{A} - \frac{K2(bw_o)^2\text{sen}(bwot)}{A} - \frac{2 * K2bw_o\zeta_iwi\cos(bwot)}{A} \quad (4-178)$$

Podemos observar que el comportamiento es el de una componente oscilatoria montada sobre una componente constante.

Si analizamos la componente oscilatoria, que es la que determinará físicamente la vibración del sistema turbina-generador ante esta perturbación constante, tendremos una función con las siguientes características.

$$q(t) = \frac{K1}{w_i^2} + C \text{sen}(bw_o t) + E \cos(bw_o t) \quad (4-189)$$

Que puede ser rescrita como:

$$q(t) = \frac{K1}{w_i^2} + |\bar{q}| \text{sen}(bw_o t - \varphi) \quad (4-190)$$

Donde la magnitud del fasor giratorio estará dada por:

$$\bar{q} = \sqrt{C^2 + E^2} \quad (4-191)$$

$$\bar{q} = \frac{K2}{w_i^2 \sqrt{\left(1 - \frac{(bw_o)^2}{w_i^2}\right)^2 + \left(2\zeta_i \frac{bw_o}{w_i}\right)^2}} \quad (4-192)$$

y el ángulo de fase φ es:

$$\varphi = \arctan \left(\frac{2\zeta_i \frac{bw_o}{w_i}}{\left(1 - \frac{(bw_o)^2}{w_i^2}\right)} \right) \quad (4-193)$$

De esta manera podemos obtener el comportamiento de estado estable de la variable q , y podemos analizarla [20]. Para realizar este análisis el desplazamiento q debe ser normalizado multiplicando el valor de la magnitud del fasor por $(w_i^2/K2)$; de este modo obtenemos un fasor unitario y podremos ver su comportamiento más claramente con

respecto a dos variables importantes: el amortiguamiento y la frecuencia de excitación de la fuente (Q_0) senoidal.

Una de las implicaciones más importantes, es el hecho de que, si la excitación tiene una frecuencia cercana o igual a la frecuencia natural (o resonante) su amplitud dependerá fuertemente del amortiguamiento del sistema para ese modo. Usualmente en los sistemas mecánicos de este tipo el amortiguamiento es bajo, de tal modo que las amplitudes reales de vibración que se registrarán, serán considerablemente altas y peligrosas.

Nos interesa encontrar la característica en frecuencia de las amplitudes de vibración reales para cada variable θ (recordando la igualdad $\theta = Xq$) de este modo para el ángulo θ_1 tenemos por ejemplo:

$$\theta_1 = X_{11}q_1 + X_{12}q_2 + X_{13}q_3 + X_{14}q_4 + X_{15}q_5 + X_{16}q_6 + X_{17}q_7 \quad (4-194)$$

Donde, recordando:

$$q_i(t) = \frac{K1_i}{w_i^2} + |\bar{q}_i| \text{sen}(bw_0 t - \phi_i) \quad (4-195)$$

Por tanto, resolviendo para cada θ en cada frecuencia (bw_0) tendremos una ecuación similar a:

$$\theta(t) = K + K3 \text{sen}(bw_0 t - \phi) \quad (4-196)$$

donde lo importante es obtener $K3$ el cual será la amplitud máxima de vibración para esa frecuencia dada (bw_0) y para el ángulo (θ) en cuestión, ahora la amplitud real de la vibración será desde $K3$ a $-K3$ por tanto la amplitud real de la vibración será $2 * K3$.

Habiendo obtenido el ángulo (θ), es posible calcular el par mecánico que se desarrolla entre dos secciones de flecha mediante la ecuación:

$$T_m = K_{(i,i+1)} (\theta_{i+1} - \theta_i) \quad (4-197)$$

4.4 ALGORITMO DE SIMULACIÓN DEL SISTEMA INTEGRADO MÁQUINA SÍNCRONA Y EL SISTEMA MECÁNICO TURBINA-GENERADOR EN PRESENCIA DE ARMONICAS PARA EL ESTADO ESTABLE.

El algoritmo de simulación de la máquina síncrona está basado en el esquema de inyección de corrientes, Figura 4.4, en el cual se le inyecta al generador la corriente de carga en componentes de fase y las corrientes armónicas del espectro calculado en un estudio de flujos armónicos en cada una de las fases.

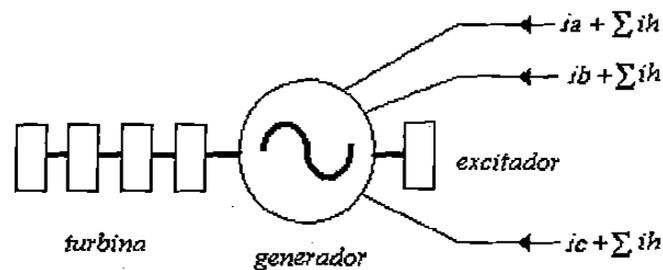


Figura 4.4 Modelo incluido en el algoritmo de simulación

En este esquema es posible simular los niveles de corrientes armónicas deseados y la magnitud de las mismas, así como la invariabilidad de la carga base, la cual es constante ya que nuestro interés son los efectos de estado estable y operación normal, sólo que bajo los efectos de las corrientes armónicas.

Debemos evitar perder de vista el objetivo, observar, analizar y predecir las corrientes en los devanados del rotor, las cuales nos arrojarán información importante para el par eléctrico, así como para los efectos de calentamiento del propio rotor. Existen de antemano otras variables de interés como el voltaje interno de la máquina, los voltajes en terminales y la potencia eléctrica entre otros.

Como vimos en la sección anterior las principales ecuaciones a resolver son:

$$\frac{d}{dt}\psi'_{kd} = \frac{-w_b r'_{kd}}{xpkd} \left(\psi'_{kd} - i_d x'_{md} - \psi'_{fd} \frac{X_{md}}{X'_{fd}} \right) \quad (4-198)$$

$$\frac{d}{dt}\psi'_{kq1} = \frac{-w_b r'_{kq1}}{xpqk1} \left(\psi'_{kq1} - i_q x'_{mq} - \psi'_{kq2} \frac{X_{mq}}{X'_{kq2}} \right) \quad (4-199)$$

$$\frac{d}{dt}\psi'_{kq2} = \frac{-w_b r'_{kq2}}{X'_{kq2}} \left(\psi'_{kq2} \left(1 + \frac{X_{mq}^2}{X'_{kq2} \cdot xpqk1} \right) + i_q \left(X_{mq} + \frac{x'_{mq} \cdot X_{mq}}{xpqk1} \right) - \psi'_{kq1} \left(\frac{X_{mq}}{xpqk1} \right) \right) \quad (4-200)$$

$$\frac{d}{dt}\psi'_{fd} = \frac{w_b r'_{fd} E_{x'fd}}{X_{md}} - \frac{w_b r'_{fd}}{X'_{fd}} \left(\psi'_{fd} \left(1 + \frac{X_{md}^2}{xpkd \cdot X'_{fd}} \right) + i_d \left(X_{md} + \frac{x'_{md} \cdot X_{md}}{xpkd} \right) - \psi'_{kd} \left(\frac{X_{md}}{xpkd} \right) \right) \quad (4-201)$$

Las corrientes del rotor:

$$i'_{fd} = \frac{1}{X'_{fd}} \left(\psi'_{fd} \left(1 + \frac{X_{md}^2}{xpkd \cdot X'_{fd}} \right) + i_d \left(X_{md} + \frac{x'_{md} \cdot X_{md}}{xpkd} \right) - \psi'_{kd} \left(\frac{X_{md}}{xpkd} \right) \right) \quad (4-202)$$

$$i'_{kq2} = \frac{1}{X'_{kq2}} \left(\psi'_{kq2} \left(1 + \frac{X_{mq}^2}{X'_{kq2} \cdot xpqk1} \right) + i_q \left(X_{mq} + \frac{x'_{mq} \cdot X_{mq}}{xpqk1} \right) - \psi'_{kq1} \left(\frac{X_{mq}}{xpqk1} \right) \right) \quad (4-203)$$

$$i'_{kd} = \frac{1}{xpkd} \left(\psi'_{kd} - i_d x'_{md} - \psi'_{fd} \frac{X_{md}}{X'_{fd}} \right) \quad (4-204)$$

$$i'_{kq1} = \frac{1}{xpqk1} \left(\psi'_{kq1} - i_q x'_{mq} - \psi'_{kq2} \frac{X_{mq}}{X'_{kq2}} \right) \quad (4-205)$$

Para los encadenamientos de flujo en el eje directo y cuadratura:

$$\psi_q = i_q x_{ppq} - \psi'_{kq1} \left(\frac{x'_{mq}}{x_{pkq1}} \right) + \psi'_{kq2} \frac{X_{mq}}{X'_{kq2}} \left(1 + \frac{x'_{mq}}{x_{pkq1}} \right) \quad (4-206)$$

$$\psi_d = i_d x_{ppd} - \psi'_{kd} \left(\frac{x'_{md}}{x_{pkd}} \right) + \psi'_{fd} \frac{X_{md}}{X'_{fd}} \left(1 + \frac{x'_{md}}{x_{pkd}} \right) \quad (4-207)$$

Para los voltajes en terminales de estator:

$$v_q = -r_s i_q + \frac{wr}{wb} \psi_d + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi_q \quad (4-208)$$

$$v_d = -r_s i_d - \frac{wr}{wb} \psi_q + \frac{1}{wb} \frac{d}{dt} \psi_d \quad (4-209)$$

La potencia eléctrica

$$Pe = v_q i_q + v_d i_d \quad (4-210)$$

Las ecuaciones desacopladas del sistema turbina-generator están en base a la ecuación de movimiento y son resueltas en (4-143).

$$\frac{d^2 q_n}{dt^2} = Q_n - 2\zeta_n \omega_n \frac{dq_n}{dt} - \omega_n^2 q_n \quad (4-211)$$

donde n es 1,2,3....hasta la n frecuencia natural del sistema y ésta ecuación es acoplada mediante (4-163)

Estas son básicamente las ecuaciones contenidas en el algoritmo de simulación donde se integran las ecuaciones (4-198) a (4-201) y las ecuaciones desacopladas (4-211) como un sistema de ecuaciones de oscilación.

Es necesario calcular la condición de estado estable inicial ó la condición de estado estable con armónicas inicial para el inicio del algoritmo, debido al uso de integración numérica.

El algoritmo es esquematizado en la Figura 4.5, donde en primer lugar, se calculan las condiciones iniciales de la máquina para el estado estable y se obtienen los valores iniciales de voltajes, potencia, corriente, encadenamientos de flujo para el tiempo $t = 0$. Después entramos en el ciclo externo que es el que lleva el paso del tiempo ($t = t + dt$) es decir este ciclo realiza una iteración para cada paso de integración, al inicio de cada iteración de este ciclo es especificado el valor de corriente en *abc* entrante (que ya puede incluir armónicas) que dependen estrictamente en función del tiempo. El segundo ciclo realiza sus iteraciones en cada paso de integración o sea para un solo tiempo t hasta encontrar convergencia; éste ciclo existe en principio por el hecho de que, en las ecuaciones (4-198) a (4-201) y (4-211) que son las ecuaciones a integrar, la solución depende de la misma variable a resolver. Por ejemplo en (4-198) la variable a integrar es ψ'_{kd} pero observamos que la ecuación está en función también de ψ'_{kd} , así que es necesario recalculan éstos valores hasta converger a un error mínimo. Dentro de este ciclo se calculan todas las variables dependientes de estas cuatro integraciones así como la integración de las ecuaciones de oscilación, el ciclo interno se mantiene hasta que el valor del error de potencia y voltaje convergen.

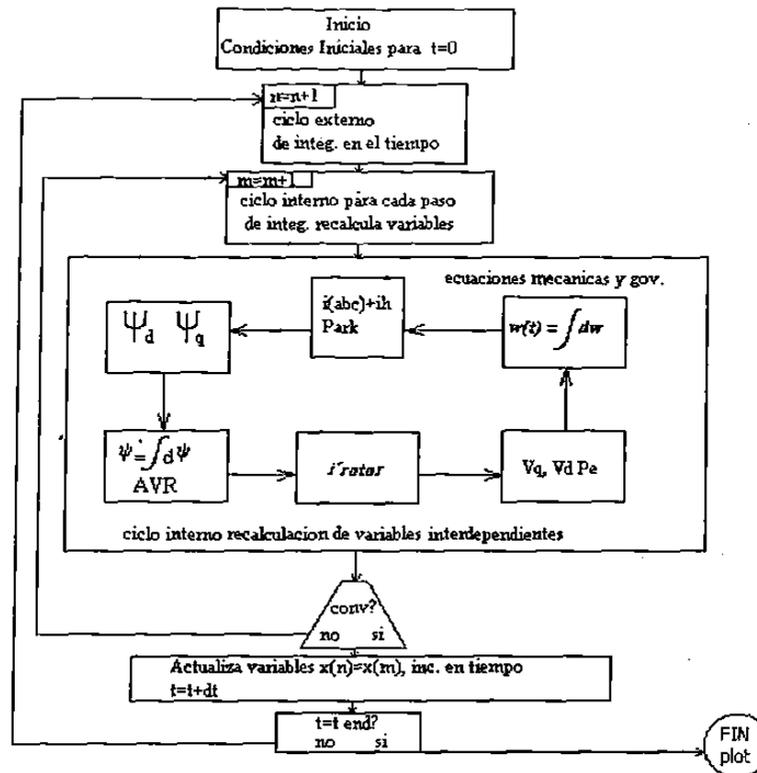


Figura 4.5 Algoritmo de simulación de la máquina

Cuando el ciclo interno converge, actualiza las variables en el ciclo externo con el valor correcto para ese paso de integración, incrementa el tiempo y regresa para el inicio de la siguiente iteración del ciclo externo y repetir el proceso. Al final del algoritmo se grafican todas las variables.

4.5 LIMITACIONES DEL MODELO

El modelo de simulación tiene diversas limitaciones. Entre ellas, el modelo de simulación está diseñado solo para trabajar con las inyecciones de corriente dadas por el estudio de flujos armónicos, esto es, que la red y la dinámica que la misma puede incluir, no está modelada. El algoritmo de simulación está hecho para simular el comportamiento de una máquina más no de un sistema multi-máquina; aún así es posible adaptar el algoritmo a funcionar bajo estas condiciones y obtener resultados más cercanos a la situación real.

Otra de las limitaciones pero en el ámbito computacional, se refiere al tiempo de simulación y a la capacidad de memoria. El algoritmo es ejecutado usando el software MATLAB ®. La integración numérica se realiza mediante el método trapezoidal; con un paso de integración muy pequeño (del orden de 1×10^{-6} segundos) debido a las componentes de más alta frecuencia contenidas en los espectros de corriente utilizados para las simulaciones, y los problemas numéricos que se presentan, que provocan inestabilidades y respuestas erróneas si se sigue estrictamente el teorema de Nyquist en la elección del paso de integración.

4.6 EVALUACIÓN DEL AMORTIGUAMIENTO ELÉCTRICO

Es necesario saber en qué nivel de amortiguamiento se encuentra el sistema eléctrico en sí. Esto es, si para una oscilación de la corriente distinta de su frecuencia fundamental el sistema es estable y amortiguado. Para este efecto, es necesario explicar la interacción del sistema eléctrico con el sistema mecánico [4].

El desarrollo completo de las ecuaciones se encuentra en la ref. [4] y [21] aquí solo nos avocaremos a lo más importante.

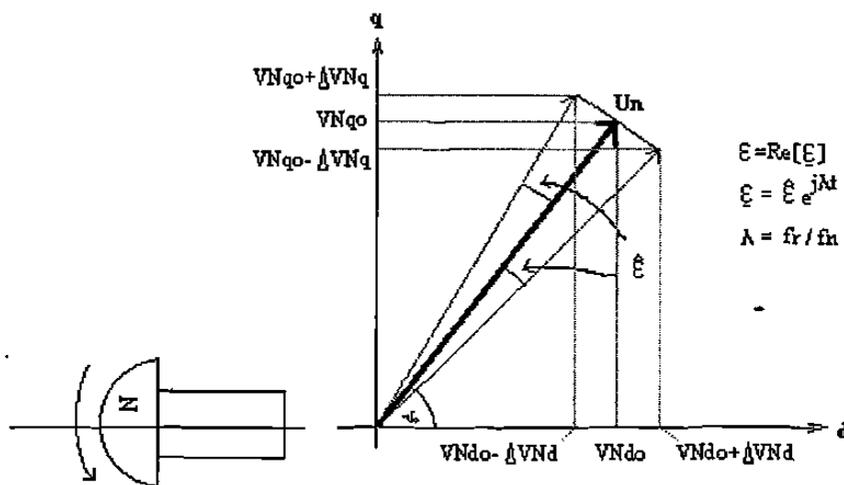


Figura 4.6 Representación esquemática de la oscilación del rotor

Cuando el rotor oscila, éstas variaciones se ven reflejadas en los voltajes, como podemos observar en la Figura 4.6, el voltaje está oscilando un ángulo ϵ alrededor del ángulo de fasor de voltaje V_n con una frecuencia λf_n , donde f_n es la frecuencia fundamental. Visto desde la referencia giratoria el ángulo oscilará a una frecuencia λ .

Partiendo de un sistema de la figura 4.7:

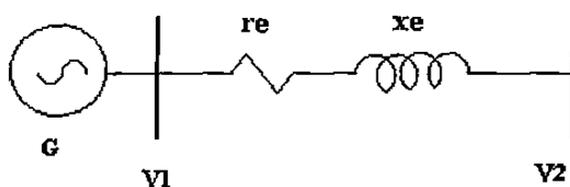


Figura 4.7 Modelo a considerar

Se encontrará el modelo linealizado mediante las siguientes ecuaciones:

Las ecuaciones de la máquina en términos de Laplace son: (ver ref. [4] y [5])

$$\Delta Vd(s) = \psi_{qo} s \epsilon - r_a \Delta id(s) + \Delta \psi q(s) - s \Delta \psi d(s) \quad (4-212)$$

$$\Delta Vd(s) = -\psi_{do} s \epsilon - r_a \Delta iq(s) - \Delta \psi d(s) - s \Delta \psi q(s) \quad (4-213)$$

donde :

$$\Delta \psi d(s) = Xd(s) \Delta id(s) - G(s) \Delta u_f \quad (4-214)$$

y

$$\Delta \psi q(s) = Xq(s) \Delta iq(s) \quad (4-215)$$

donde sustituyendo:

$$\begin{bmatrix} \Delta Vd \\ \Delta Vq \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \psi_{qo} \\ \psi_{do} \end{bmatrix} s \epsilon + \begin{bmatrix} s \\ 1 \end{bmatrix} G(s) \Delta u_f - \begin{bmatrix} zd(s) & -Xq(s) \\ Xd(s) & zq(s) \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} \Delta id \\ \Delta iq \end{bmatrix} \quad (4-216)$$

$z_d(s)$ y $z_q(s)$ se definen en [1]

$$\Delta u_f = g(s)\varepsilon \quad (4-217)$$

Donde $g(s)$ proviene del sistema de control de voltaje ver ref. [23]

$$g(s) = \left(\frac{1}{1+0.05s} \right) \left(\frac{3.3}{1.03625s} \right) \quad (4-218)$$

Para la diferencia de voltajes en el nodo 1 y 2 de la figura 2 tenemos:

$$\begin{bmatrix} \Delta V_d - V_{qo}\varepsilon \\ \Delta V_q + V_{do}\varepsilon \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \Delta V_d2 - V_{qo}2\varepsilon \\ \Delta V_q2 + V_{do}2\varepsilon \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} z_e(s) & -x_e(s) \\ x_e(s) & z_e(s) \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} \Delta id - iqo\varepsilon \\ \Delta iq + ido\varepsilon \end{bmatrix} \quad (4-219)$$

$z_e(s)$ y $x_e(s)$ se definen en [4]

Uniendo las dos últimas ecuaciones (4-218 y 4-219) tendremos:

$$\begin{bmatrix} \Delta id \\ \Delta iq \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_{qo} \\ -i_{do} \end{bmatrix} \varepsilon + \begin{bmatrix} z_{de}(s) & -x_{qe}(s) \\ x_{de}(s) & z_{qe}(s) \end{bmatrix}^{-1} * \begin{bmatrix} s & -1 \\ 1 & s \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} \psi_{deo} \\ \psi_{qeo} \end{bmatrix} \varepsilon \quad (4-220)$$

Tomando la ecuación del par eléctrico:

$$T_e = \psi_q id - \psi_d iq \quad (4-221)$$

Linealizando y sustituyendo [4]:

$$\Delta T_e = (\psi_{qo} - iqoX_d(s))\Delta id - (\psi_{do} - idoX_q(s))\Delta iq \quad (4-222)$$

La ecuación anterior queda de la forma:

$$\Delta T_e = ke(j\lambda)\underline{\varepsilon} \quad (4-223)$$

donde ke es llamado el coeficiente complejo del par eléctrico y está compuesto:

$$ke(j\lambda) = K_e + j\lambda D_e \quad (4-224)$$

Donde K_e es el coeficiente de sincronización y D_e es el coeficiente de amortiguamiento. Ambos nos indican operaciones estables o inestables ya sea por par de sincronización negativo (pérdida de sincronismo) o por par de amortiguamiento negativo (oscilaciones de la máquina amortiguadas negativamente que tienden a aumentar incrementándose en amplitud idealmente sin límite) y sus positivos nos indican que el sincronismo se mantiene además de tener oscilaciones que se amortiguan con el tiempo.

La interacción de éste par eléctrico con el sistema mecánico turbina-generator se esquematiza en la siguiente figura 4.8.

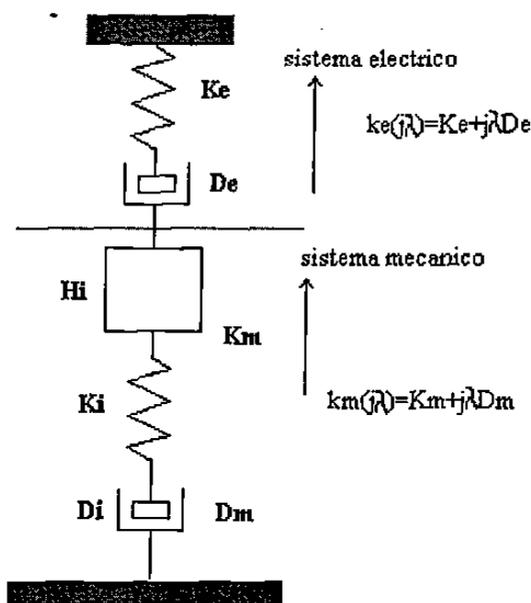


Figura 4.8 Modelo en respuesta a la frecuencia visto desde el rotor del generador.

En la figura 4.8 podemos observar que el coeficiente de par eléctrico $ke(j\lambda)$ es la entrada a nuestro sistema mecánico, $km(j\lambda)$ es análogo al coeficiente complejo de par eléctrico, y es nombrado como coeficiente complejo del sistema mecánico, el cual contiene la respuesta a la frecuencia que caracteriza todo el comportamiento de la dinámica del sistema mecánico turbina – generador. Este es calculado a partir de la ecuación del movimiento según [3].

Recordando la ecuación del movimiento para el sistema mecánico (4-143), donde J es la matriz de inercias, D la matriz de amortiguamiento y K la de constantes elásticas.

$$\mathbf{J}\ddot{\theta} + \mathbf{D}\dot{\theta} + \mathbf{K}\theta = \mathbf{T} \quad (4-143)$$

Definiendo ahora:

$$S_i = \frac{\dot{\theta}_i - \dot{\theta}_o}{\dot{\theta}_o} \quad (4-225)$$

Sustituyendo esto en la ecuación del movimiento, haciendo cero las contribuciones de potencia de la turbina (T_m), y linealizando tenemos un equivalente pasivo análogo a un circuito eléctrico donde [23]:

$2H$ es análogo a la capacitancia

ΔS es análogo al voltaje

ΔT es análogo a la corriente

K es análogo al recíproco de la inductancia

D es análogo al recíproco de la resistencia

Es importante recordar, que el punto principal de esto es la evaluación del amortiguamiento eléctrico, así que para simplificar las ecuaciones del coeficiente mecánico despreciaremos el amortiguamiento mecánico. El sistema nos queda como se puede ver en la figura 4.9.

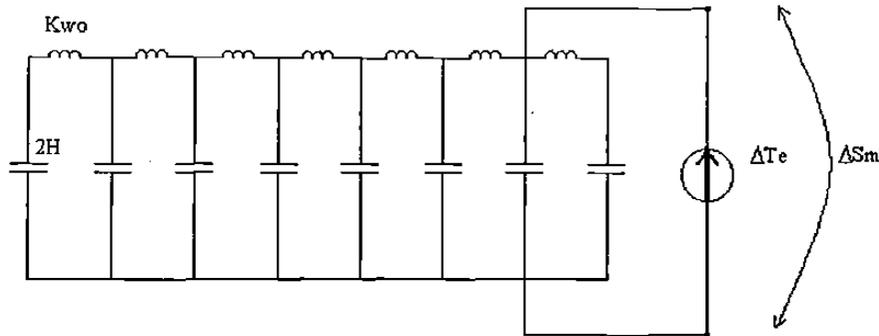


Figura 4.9 Equivalente pasivo del sistema mecánico

Para obtener finalmente los valores de amortiguamiento introducidos por el sistema eléctrico en términos reales tendremos:

$$H_i = -\frac{1}{4\lambda_i} \left(\frac{dkm}{d\omega} \right) \quad (4-226)$$

Donde H_i es el valor de inercia modal, i es el número de modo o el número de frecuencia natural, y ω es la frecuencia en radianes.

La constante de decremento (τ) nos indicará el nivel de amortiguamiento del sistema cuando es aplicada una excitación de frecuencia ω_i al sistema.

$$\tau_i = \frac{4H_i}{Dm + De} \quad (4-227)$$

Evaluando estos resultados podemos obtener los valores de amortiguamiento para cada frecuencia que coincide con las naturales, esto es, para cada excitación de oscilaciones con frecuencias coincidentes con las naturales del sistema mecánico, podemos obtener el amortiguamiento que ejerce la máquina y la red mediante medios eléctricos.

CAPÍTULO V

APLICACIÓN DEL MODELO DESARROLLADO A UN CASO DE ESTUDIO

5.1 INTRODUCCIÓN

El incremento en el uso de cargas no-lineales en instalaciones industriales, está provocando que los generadores se vean envueltos en ambientes cada vez más contaminados. Es por esto la necesidad de evaluar, para un caso de estudio, cuáles serán las reacciones del generador ante la operación bajo éstas condiciones y la posible condición de resonancia donde son esperadas las más altas vibraciones.

Los sistemas de generación que se encuentran en riesgo de sufrir grandes amplitudes de vibración o entrar en una condición de resonancia mecánica a causa de las corrientes armónicas en su devanado de estator, tienden a ser de bajas capacidades, las cuales son usualmente turbinas de gas o vapor de capacidades que oscilan en los 10 MVA o menores. Este tipo de unidades es utilizado mayormente en instalaciones industriales bajo esquemas de co-generación o de autoabastecimiento.

Dada su construcción, este tipo de unidades presenta usualmente algunas frecuencias naturales mecánicas mayores a la frecuencia nominal de operación de la máquina lo cual las hace vulnerables a los pares producidos por las corrientes armónicas. El impacto en vibración torsional es mayor debido a que, en ocasiones los pares

que, en base a los datos del generador y los datos de la red de prueba, podemos realizar el estudio de flujos armónicos que nos dará las condiciones iniciales de operación y por tanto, la información para los estudios subsecuentes. Inicialmente se calculan los flujos armónicos para la red de prueba. Esta información es utilizada para el análisis del comportamiento dinámico de la máquina y para la evaluación de los pares mecánicos en las secciones de flecha esperados en estado estable para una componente de excitación. En el primero se utiliza toda la información del espectro de corriente y en el segundo se utiliza el ancho de banda del contenido armónico para establecer el ancho de banda del estudio.

El espectro de corriente resultante del estudio de flujos armónicos es inyectado como excitación al modelo dinámico del generador cuyo modelado se presenta en el capítulo 4. Esta simulación nos proveerá información sobre el comportamiento de las variables eléctricas y mecánicas en el tiempo; aunque por otro lado la dinámica de la red está siendo despreciada desde el momento que se inyecta el espectro de corriente de una manera constante y no se está resolviendo flujos a frecuencia nominal y flujos armónicos en la misma simulación (ver secciones 4.4 y 4.5).

El espectro resultante del par eléctrico entregado por la simulación en el tiempo es utilizado para la evaluación de los pares mecánicos en las secciones de flecha esperados en el estado estable para una componente de excitación (cuya magnitud se selecciona mediante el criterio de revisar cuál componente del par eléctrico es más peligrosa). El estudio se centra en las regiones cercanas a la resonancia mecánica en cuestión.

En el caso de estudio que se presenta a continuación, se simula un sistema donde existe una resonancia mecánica producida por una componente pulsante de par eléctrico que coincide con una frecuencia natural del sistema mecánico turbina-generador. En éste capítulo se evaluarán las variables eléctricas y mecánicas del generador.

5.2 DESCRIPCION DEL CASO DE ESTUDIO

Se ha elegido una red simplificada de un sistema industrial de tipo co-generación tomado de [22], su generador tiene como primo-motor una turbina de gas de 5 MVA éste ha sido ligeramente modificado de su versión original para evaluar la peor condición de operación: la aparición de una resonancia mecánica. El sistema se encuentra desconectado de la compañía suministradora y supe una carga lineal y una carga no-lineal.

5.2.1 Características de la red simplificada de prueba

El modelo simplificado de la red (ver Figura 5.2) ha sido modificado del esquema original mostrado en [22] para incluir una carga no-lineal. Esta carga contiene convertidores de 6 pulsos que suman 0.8 MW y una carga lineal que consiste en 4.2 MVA a un factor de potencia de 0.98 las especificaciones de los elementos de la red se muestran en la tabla 5.2. Esto se acerca a la capacidad máxima de 5 MVA del generador,

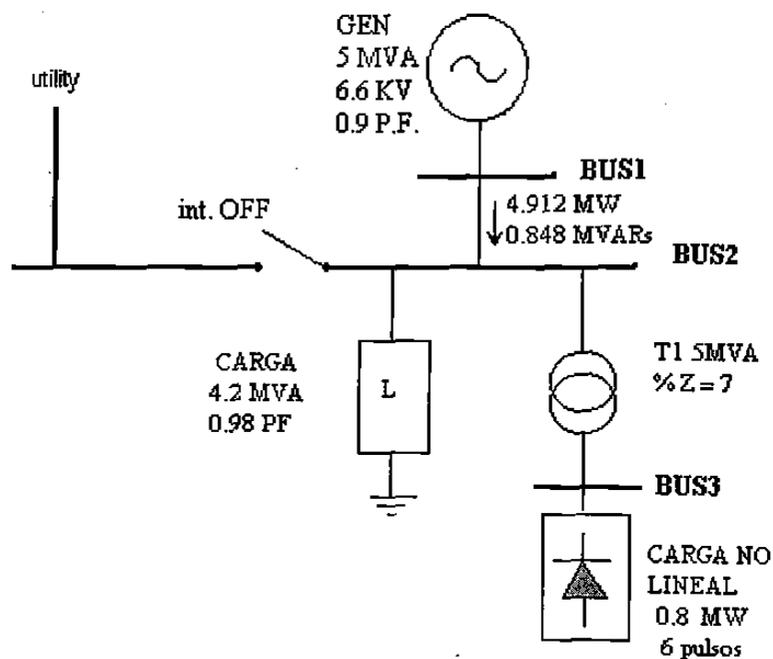


Figura 5.2. Modelo simplificado de red

5.2.2 Características del generador síncrono

Se utiliza un modelo dinámico no-lineal del generador que incluye los devanados amortiguadores en el eje directo y cuadratura, así como el devanado que representa las corrientes de eddy para un generador de rotor liso (ver ref. [18] y figura 4.1). Los parámetros han sido ligeramente modificados del modelo original obtenido de [22] para efectos de simulación, éstos son mostrados en la tabla 5.1, donde $xq=x_d$, $xq''=x_d''$ y $Tqo''=Tdo''$. El diagrama del sistema de excitación es mostrado en la figura 5.3. La constante de tiempo del gobernador ha sido sintonizada para obtener una operación estable (ver figura 5.4). Este generador se utilizará en la simulación en el tiempo usando los algoritmos presentados en la sección 4.4.

Tabla 5.1 Especificaciones eléctricas del generador

Especificación	Valor
Frecuencia	50Hz
Capacidad	5 MVA
Voltaje	6.6 KV
Resistencia	0.0064 p.u.
Reactancia de dispersión	0.0937 p.u.
Reactancia de eje directo	2.027 p.u.
Reactancia transitoria de eje directo	0.210 p.u.
Reactancia subtransitoria de eje directo	0.173 p.u.
Constante de tiempo eje directo transitoria	3.1 s
Constante de tiempo eje directo subtransitoria	0.0387 s
Reactancia de eje cuadratura	0.291102
Reactancia transitoria de eje cuadratura	0.3765

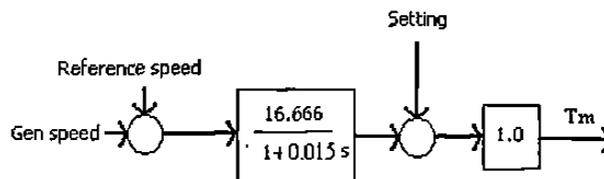


Figura.5.3 Gobernador

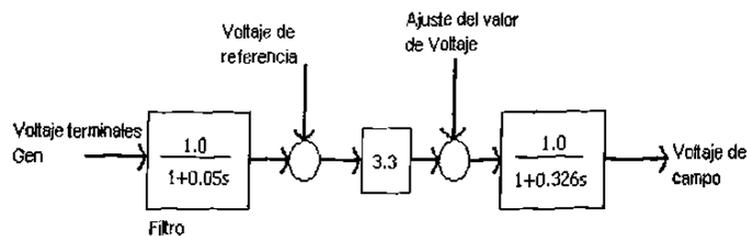


Figura 5.4 Sistema de excitación

Tabla 5.2 Especificaciones de los elementos de la red

ELEMENTO	CARACTERÍSTICAS	
Cable de Bus1 a Bus2	R = 0.00105	X=0.00119
Transformador	%Z= 7	6.6 KV/400 V
Carga lineal	4.2 MVA	0.98 fp
Carga no-lineal	0.8 MW puente rectificador 6 pulsos	

5.2.3 Características del sistema mecánico Turbina-generator

El modelo de la figura 5.5 representa a la flecha del sistema turbina-generator (ref: [18] y [19]), donde a es el ángulo de cada elemento, J es el momento de inercia y K la constante de elasticidad a la torsión y sus constantes se muestran en la tabla 5.3.

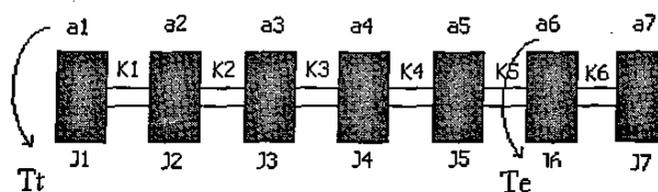
Figura 5.5 Modelo masa-resorte donde T_t es el par de la turbina y T_e es el par eléctrico

Tabla 5.3 Constantes de Inercia y ctes. elásticas

Cte. de inercia	Descripción	(MW-s/MVA)
J1	Compresor	0.744
J2	Turbina Baja presión	0.306
J3	Turbina Media presión	0.01004
J4	Turbina Alta presión	0.00155

J5	Acoplamiento mecánico	0.00155
J6	Generador	0.1990
J7	Excitador	0.002731
Cte. elástica		(p.u. Torque/rad)
K1	Constante elástica	123.39
K2	Constante elástica	534.1
K3	Constante elástica	225.27
K4	Constante elástica	118.9
K5	Constante elástica	25.5
K6	Constante elástica	19.5

Recordando la ecuación de movimiento (4-143), el sistema también contiene amortiguamiento, que se ha considerado de tipo viscoso y que será, como se vió en la sección 4.3.3, proporcional a las matrices de inercia (**J**) y de constantes elásticas (**K**), esto quiere decir que el sistema de ecuaciones será desacoplado y se podrá resolver. Los valores de amortiguamiento se pueden expresar en: (ζ) llamado coeficiente de amortiguamiento, (σ) factor de decaimiento, y (τ) tiempo de decaimiento. El coeficiente de amortiguamiento se describe en la sección 4.3.3 y sus relación con los otros coeficientes es: (5-1) y (5-2).

$$\zeta = \frac{\sigma}{\omega_i} \quad (5-1)$$

$$\tau = \frac{1}{\sigma} \quad (5-2)$$

donde ω_i es la frecuencia natural correspondiente

El factor de decremento mecánico (σ) utilizado como medida del amortiguamiento del sistema, ha sido supuesto basándose en el hecho de que el amortiguamiento que es aportado por medios mecánicos es usualmente bajo [24]; del mismo modo tomamos en cuenta factores de decremento mecánico observados en otras unidades para hacer esta suposición [6], dadas las dificultades técnicas que se tienen para calcularlo por la complejidad de las turbinas.

Los coeficientes de amortiguamiento y las frecuencias naturales se muestran en la tabla 5.4.

Tabla 5.4 Frecuencias naturales y coeficientes de amortiguamiento para cada modo

Frecuencias naturales (w_{mi})	Amortiguamiento ($\zeta = \sigma/w_{mi}$)
(1) 0.0	0.0
(2) 20.08 Hz	3.98×10^{-4}
(3) 117.26 Hz	6.8×10^{-5}
(4) 169.75 Hz	4.688×10^{-5}
(5) 430.015 Hz	1.86×10^{-5}
(6) 600.02 Hz	1.32×10^{-5}
(7) 1038.71 Hz	7.66×10^{-6}

El amortiguamiento eléctrico ha sido despreciado con base en dos consideraciones: en la primera, se busca la condición más crítica, en la segunda, la aportación al amortiguamiento del sistema eléctrico para las frecuencias naturales más altas es mínima. El amortiguamiento eléctrico fue calculado con el método expuesto en la sección 4.6 de este trabajo y a continuación se presentan los resultados:

Partiendo de la ecuación (4-227) observamos que la constante de tiempo del amortiguamiento eléctrico depende del valor de H_i que es la inercia modal; ésta es calculada en base a (4-226). La gráfica de km (coeficiente mecánico) es mostrada en la Figura 5.6 de donde se obtendrán los valores de H_i . En la figura 5.7 podemos observar el comportamiento de los coeficientes de sincronización (K_e) y amortiguamiento (D_e) eléctricos de la red de estudio, calculados con la formulación tratada en la sección 4.6. En la tabla 5.5 se resumen estos resultados y podemos observar que las frecuencias altas tienen un coeficiente de amortiguamiento despreciable o, en su defecto una constante de tiempo de decaimiento muy grande; esto avala la suposición de despreciar el amortiguamiento introducido por la red eléctrica.

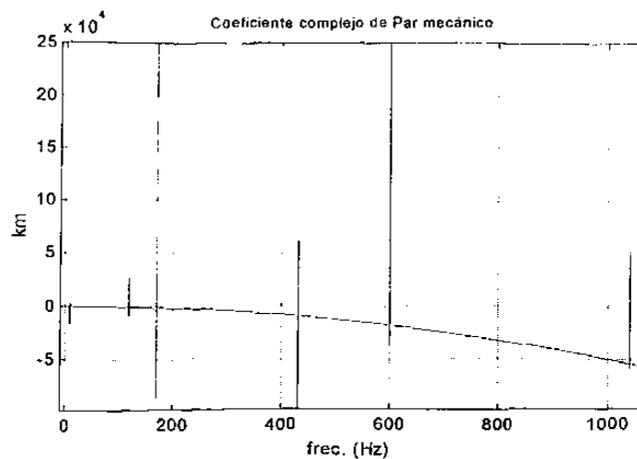


Figura 5.6 Coeficiente complejo de sistema mecánico

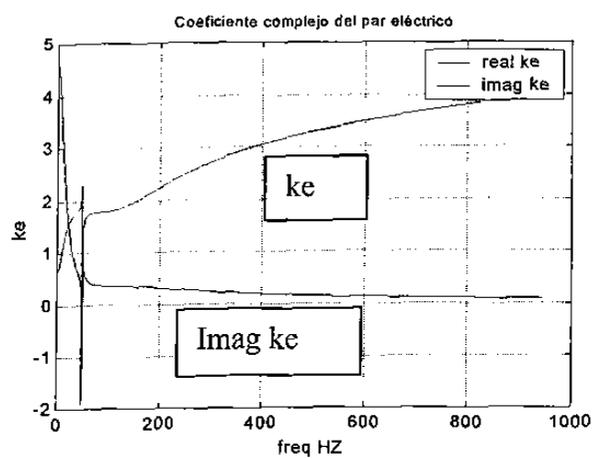
Figura 5.7 Coeficientes Ke y De del $ke(j\lambda)$

Tabla 5.5 Valores de amortiguamiento eléctrico

Frec. Natural (Hz)	Valor de De	Valor de Hi	τ (seg) cte. de tiempo decaimiento	ζ coeficiente de amortiguamiento
20.08	1.7117	0.264163	0.61731152	0.0128
117.26	0.3629	47.50	523.56	2.5924×10^{-6}
169.75	0.3441	14.65	170.3	5.5054×10^{-6}
430.015	0.1793	411.7527858	9185.78	4.0293×10^{-8}
600.02	0.1320	2210.43324	66982.825	3.9600×10^{-9}
1038.71	0.8700	73145.248	3363000.00	4.5592×10^{-11}

5.3 EVALUACION DE RESULTADOS

Es necesario ahora estudiar el comportamiento del sistema ante la condición propuesta. Primero se encontrarán los niveles de distorsión armónica esperados en el bus de generación, después se observará su impacto en las variables eléctricas del generador en la simulación en el tiempo. Enseguida se introducen los resultados del espectro de par eléctrico y el ancho de banda de interés en el estudio y utilizando la solución a la ecuación de movimiento para el estado estable con una componente de excitación observaremos las amplitudes de vibración torsional esperadas para el estado estable, así también se observará su comportamiento en las variables mecánicas en el tiempo, todo esto se llevará a cabo con las herramientas propuestas en la sección 4.6.

5.3.1 Estudio de flujos armónicos utilizando el programa SPS®

La inyección de armónicos en el sistema es realizada mediante la carga no-lineal representada por el convertidor de 6 pulsos de 0.8 MW, el cual inyecta un espectro en corriente similar al visto en 2.3.2.2

Es importante conocer el nivel de contaminación armónica en el bus de generación cuando se conecta el convertidor, los datos obtenidos se muestran en la tabla 5.6.

Tabla 5.6 Espectro armónico de corriente del Bus1 al Bus2 en
Porcentaje de la corriente fundamental (%)

Arm. Orden	%	Arm. Orden	%
1	100	31	0.301
5	2.247	35	0.266
7	1.492	37	0.252
11	0.890	41	0.227
13	0.742	43	0.216
17	0.558	47	0.198
19	0.497	49	0.190
23	0.408	53	0.175
25	0.375	55	0.169
29	0.322		

El porcentaje de distorsión armónica en corriente (THDI) es de 3.17% en la rama del Bus1 al Bus 2, en voltaje, su porcentaje de distorsión armónica en voltaje (THDV) es de 7% según se indica en la tabla 5.7

Tabla 5.7 Espectro armónico de voltaje en (%) de la fundamental

Arm. Orden	%	Arm. Orden	%
1	100	31	1.45
5	1.74	35	1.44
7	1.63	37	1.45
11	1.52	41	1.44
13	1.50	43	1.44
17	1.47	47	1.44
19	1.47	49	1.45
23	1.46	53	1.44
25	1.46		
29	1.45		

El valor de distorsión armónica en corriente se encuentra dentro de la especificación de la norma IEEE-519-1992, el cual es 5% máximo, sin embargo los niveles en voltaje están un poco por encima del máximo recomendado. En general, el generador estará operando en un ambiente contaminado, aparentemente poco agresivo. Sin embargo, es necesario analizar con mayor detenimiento el comportamiento del generador.

5.3.2 Resultados de la simulación en el tiempo para las variables eléctricas de mayor interés.

Es importante observar el comportamiento de las variables eléctricas en la simulación para analizar en qué condiciones está operando el generador. En las figuras (5.8 y 5.9) se observan las formas de onda del voltaje en terminales de la fase A, y la corriente en terminales de la unidad generadora respectivamente.

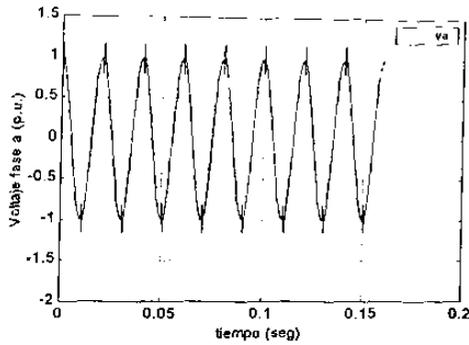


Figura 5.8 Voltaje fase a

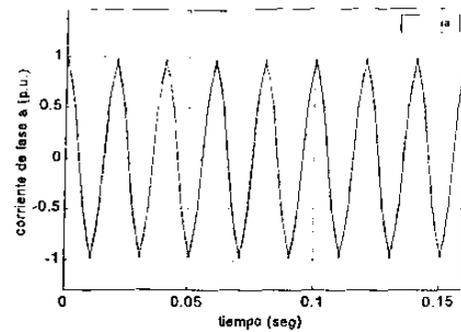
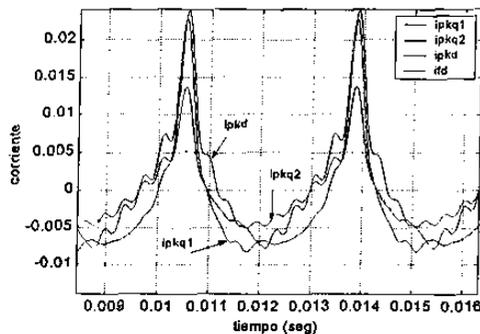
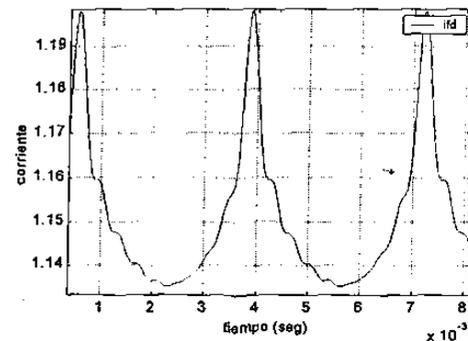
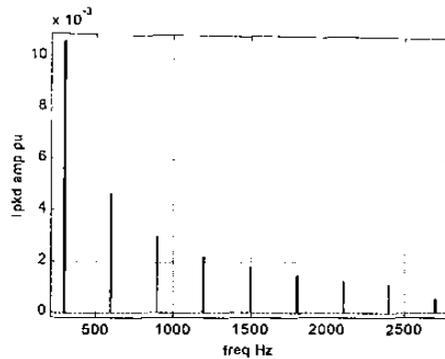
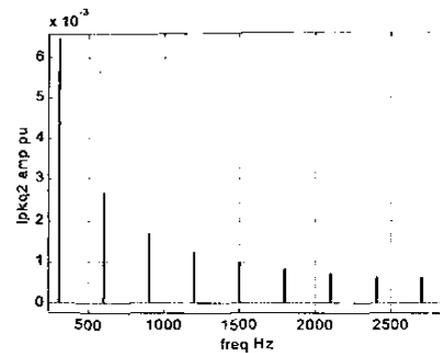
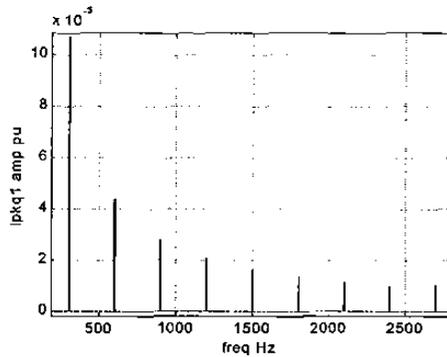
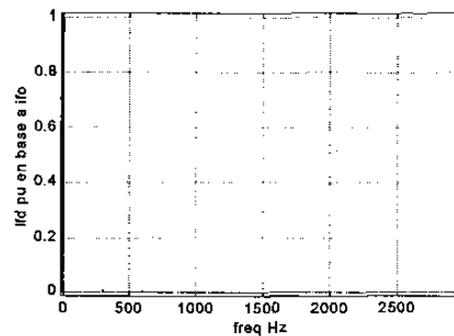


Figura 5.9 Corriente fase a

Los devanados de estator deben estar debidamente diseñados para soportar el calentamiento y los esfuerzos que producen las corrientes armónicas, así como también de una manera muy importante, las barras amortiguadoras, y el circuito de excitación. También se debe considerar que las corrientes de eddy jugarán un factor importante de diseño en el caso de los equipos de rotor liso. En las figuras (5.10 y 5.11) se observan las corrientes de los devanados amortiguadores y las corrientes de eddy inducidas por las corrientes armónicas en el estator, los espectros de las 4 corrientes se muestran en las figuras (5.12, 5.13, 5.14, y 5.15).

Figura 5.10 i'_{kd} , i'_{kq1} , e i'_{kq2} en p.u.Figura 5.11 i'_{fd} en p.u.

Donde i'_{kd} es la corriente en el devanado amortiguador de eje directo, i'_{kq1} es la corriente en el devanado amortiguador de eje cuadratura, i'_{kq2} es la corriente correspondiente a las corrientes de eddy, y i'_{fd} es la corriente en el devanado de excitación.

Figura 5.12 Espectro de $i'kd$ Figura 5.14 Espectro de $i'kq2$ Figura 5.13 Espectro de $i'kq1$ Figura 5.15 Espectro de $i'fd$ en base a $i'fd_0$

Podemos resumir que existirán corrientes armónicas en los devanados del rotor que se encontrarán circulando de manera continua lo cual producirá calentamiento, para este caso en particular los niveles de corriente no son muy altos, sin embargo son constantes. Observando las figuras 5.12 a 5.15 podremos observar que las componentes de corriente inducidas son de secuencia cero pero estas son provocadas por el efecto previsto en los capítulos 3 y 4 debido a la referencia de la onda magnetomotriz giratoria. Esto es, las corrientes armónicas de secuencia negativa inducen una componente de secuencia negativa de la frecuencia armónica original más la nominal ($f_h + f_o$) y las componentes de secuencia positiva inducen componentes de secuencia positiva de ($f_h - f_o$) de frecuencia, mientras que las corrientes armónicas de secuencia cero que circulan en el estator no inducen corrientes en el rotor.

En la Figura 5.16 y en la Tabla 5.8 podemos observar el espectro del par eléctrico contaminado por pares pulsantes inducidos por las corrientes armónicas de secuencia positiva o negativa.

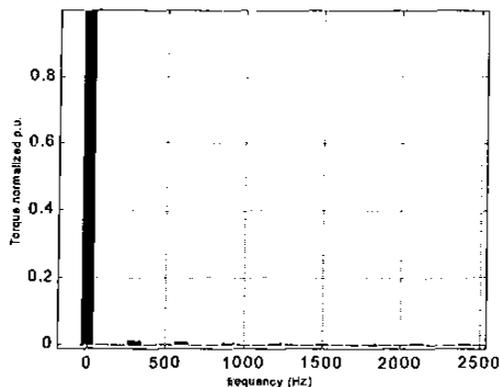


Figura 5.16 Espectro del par eléctrico

Tabla 5.8 resumen de los valores expuestos en el espectro anterior.

Frec. (Hz)	Amplitud (% fundamental)	Frec. (Hz)	Amplitud (% fund.)
0	100	1800	0.2624
300	1.162	2100	0.2234
600	0.8137	2400	0.1925
900	0.524	2700	0.089
1200	0.39		
1500	0.313		

Las componentes pulsantes de par eléctrico son pequeñas en amplitud y aparentemente poco considerables sin embargo, no se pueden despreciar y es necesario estudiar la influencia de éstas en el sistema mecánico turbina-generator.

5.3.3 Evaluación mediante simple inspección de una posible coincidencia de las componentes del par eléctrico con las frecuencias naturales

Tomando como referencia el espectro del par eléctrico y observando sus componentes pulsantes inducidas, podemos prever mediante simple inspección si es posible que se presente una coincidencia de una de las componentes pulsantes de par eléctrico con una frecuencia natural a la torsión del sistema mecánico turbina-generator.

Tabla 5.9 Comparación de frecuencias naturales y de par eléctrico

Frecuencias Naturales (Hz) Sistema T-G	Múltiplo de la frecuencia nominal Para las frec. Nat del sistema T-G (50 Hz)	Orden de la Armónica de corriente	Orden de la componente de par Eléctrico inducido
20.08	0.4016	1	0
117.26	2.3452	5	6
169.75	3.3950	7	
430.015	8.6003	11	12
600.02	12.004	13	
1038.71	20.7742	17	18
		19	
		23	24
		25	
		29	30

Por simple inspección en la tabla 5.9 podemos esperar una resonancia en la frecuencia natural de 600 Hz causada por las corrientes armónicas 11^a y 13^a de secuencia negativa y positiva respectivamente, a través de la componente de par eléctrico inducido de 12^o orden en el espectro del par. Esto se observa si comparamos la frecuencia de la 12ava componente de par eléctrico con la frecuencia natural de 600.02 Hz vista en la tabla 5.4.

5.3.4 Análisis y evaluación de la respuesta del sistema mecánico turbina-generador a una componente de excitación pulsante superpuesta al par eléctrico de entrada,

Considerando lo mencionado en la sección anterior, es necesario analizar las formas de modo de oscilación para esta resonancia, esto es, usando análisis modal evaluar el comportamiento del modo o la forma de oscilación cuando el sistema entra en resonancia a esa frecuencia natural.

Esto significa que las masas del sistema turbina-generator oscilarán en diferente forma una con respecto a la otra al oscilar en el modo de 600.02 Hz.

Las formas del modo de oscilación de 600.02 Hz. se obtienen partiendo de la ecuación (4-153) y sustituyendo el valor adecuado de λ (ω^2) para el valor de el modo de oscilación natural de 600.02 Hz. Se calcula el correspondiente eigenvector X de donde obtenemos los valores del eje "y" de la figura 5.17 y para cada valor del eigenvector corresponde una de las masas las cuales graficamos en el eje "x".

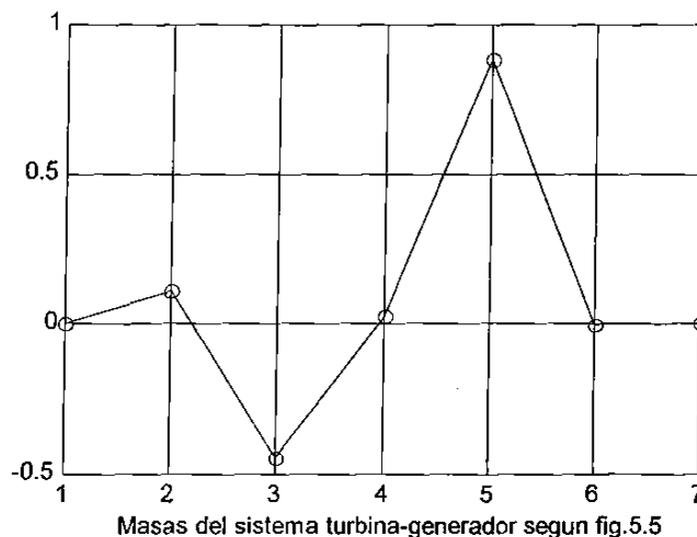


Figura 5.17-Formas del modo esperadas para el modo de 600 Hz (eje y adimensional)

Los eigenvectores nos brindan información de la forma de vibración de las diferentes masas. En la Figura 5.17 podemos observar como no existe diferencia entre las masas 7 y 6 esto indicando que casi no habrá vibración de una con respecto a la otra, sin embargo para las masas 5 y 6 se espera vibración, ya que existe una diferencia entre estos puntos. De manera similar se observa en la sección 2-3, que incluso sus constantes difieren de signo lo cual significa que una masa girará en sentido contrario de la otra, lo cual provocará un par mecánico más elevado; de la misma manera se observan los comportamientos en 1-2, 3-4, 4-5.

Utilizando la formulación presentada en la sección 4.3.4, para el sistema turbina-generator del caso de estudio (figura 5.5) la ecuación del movimiento para el sistema es

la presentada en la ecuación (4-143), para las 7 masas involucradas en la ecuación.

$$\mathbf{J}\ddot{\theta} + \mathbf{D}\dot{\theta} + \mathbf{K}\theta = \mathbf{T} \quad (4-143)$$

La ecuación (4-143) se desacopla en un sistema de 7 ecuaciones diferenciales de segundo orden que se muestran en la ecuación (5-3).

$$\ddot{q}_n + 2\zeta_n\omega_n\dot{q}_n + \omega_n^2q = Q_n, \quad n=1,2,\dots,7 \quad (5-3)$$

Como vimos en la sección anterior de este capítulo, se espera que la componente de 12° orden del par eléctrico, dada la coincidencia con una frecuencia natural (o modo de oscilación natural), ejerza la mayor influencia sobre las amplitudes de vibración torsional; por tanto, para este estudio en particular despreciaremos las demás componentes en el par eléctrico y utilizaremos sólo la de 600 Hz. y tomaremos como base la amplitud de la misma (ver tabla 5.8). Utilizaremos la amplitud de esta componente como base para realizar el estudio, la cual consideraremos como la única componente pulsante del par eléctrico que excitará al sistema (ver la ecuación 5-4). Esta variará su frecuencia en un ancho de banda igual a los anchos de banda involucrados en el espectro de par eléctrico de entrada (figura 5.16) y las frecuencias naturales del sistema mecánico turbina-generador. Por tanto:

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} T_t \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ T_e + T_h \text{sen}(wt) \\ 0 \end{bmatrix} \quad (5-4)$$

Donde w varía desde 10 hasta 1040 Hz., T_t es el par aplicado por la turbina, T_e es el par eléctrico de estado estable que se desarrolla por la carga lineal, y T_h es la amplitud seleccionada de la componente de par eléctrico pulsante.

Podemos observar en la figura 5.18 el comportamiento de las variables desacopladas q en el dominio de la frecuencia y observamos cómo la ecuación correspondiente al modo de oscilación (o frecuencia natural) de cada una, aumenta su amplitud de respuesta al llegar a su respectiva frecuencia natural provocando una resonancia cuando la excitación llega a cada frecuencia natural (tabla 5.4). Las magnitudes de las amplitudes de la vibración de los ángulos de referencia de cada máquina (θ) serán calculados en base a la ecuación (4-171) y las amplitudes de los pares torsionales en cada sección de flecha debido a la vibración se calculan conforme a la ecuación (4-197).

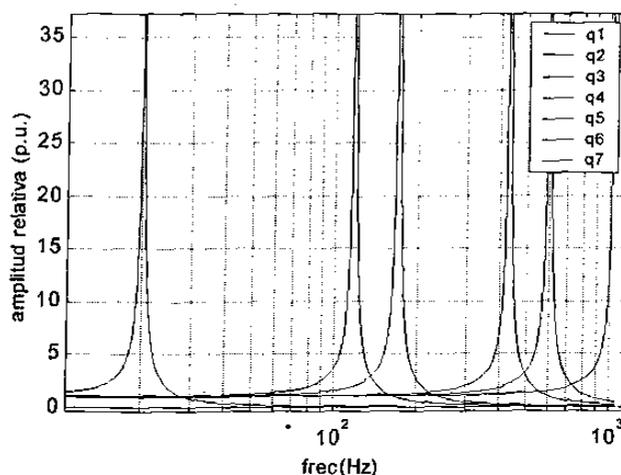


Figura 5.18 Amplitudes relativas de cada variable q correspondiente a la excitación de frecuencia variable.

En la figura 5.19 se puede ver la respuesta de los pares mecánicos desarrollados en las secciones de flecha en el dominio de la frecuencia a la incidencia de una componente de par eléctrico pulsante variante en frecuencia. En este caso tomaremos la amplitud de par eléctrico de la componente de 600 Hz, entrando como excitación y variando su frecuencia para estudiar la respuesta del sistema (ecuación 5-4).

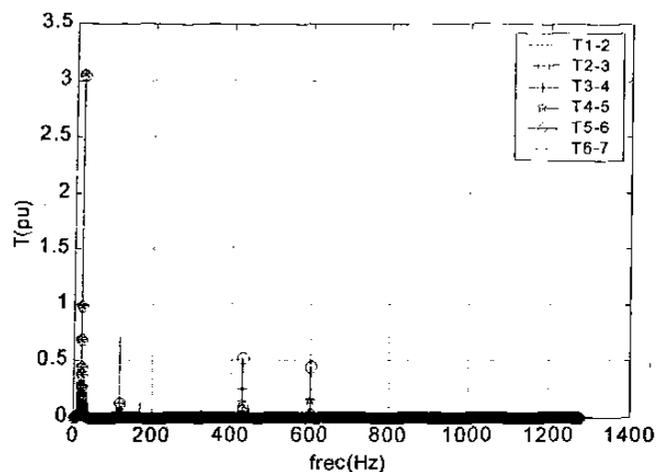


Figura 5.19 Respuesta del par mecánico en cada sección de flecha del sistema t-g en el dominio de la frecuencia.

Haciendo un acercamiento hacia las amplitudes de la zona de interés (600 Hz) donde esperamos mayores amplitudes de vibración, podemos observar en la figura 5.20 que las amplitudes de par en cada sección de flecha debidas a la vibración en 600 Hz será muy grande. Cabe recordar que las amplitudes de las demás componentes pulsantes de par eléctrico generadas por el espectro de corriente en el generador no están siendo consideradas en este estudio.

Los valores esperados de los pares mecánicos en la flecha son mostrados en la figura 5.20 y en la tabla 5.10

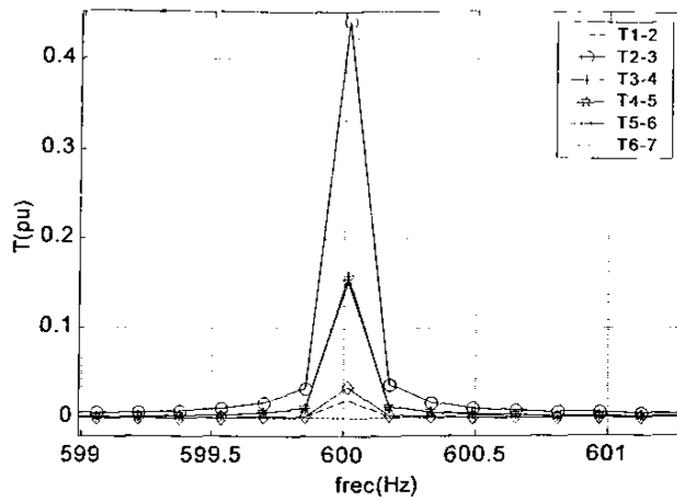


Figura 5.20 Amplitudes esperadas de los Pares Mecánicos en la flecha

Tabla 5.10 Valores esperados en estado estable de par mecánico en cada sección de flecha

Sección de flecha	Torque p.u.
1-2	0.019
2-3	0.411
3-4	0.145
4-5	0.14
5-6	0.031
5-7	1.4×10^{-5}

Se puede hacer una comparación de resultados con la ecuación utilizada en la ref. [6] para encontrar estos valores exclusivamente en una condición de resonancia; los resultados se exponen en la tabla 5.11 y son similares a los obtenidos con el algoritmo propuesto en la sección 4.3.4

Tabla 5.11 Pares esperados para la condición resonante en 600 Hz.usando la ecuación de la referencia [10]

Sección de flecha	Par p.u.
1-2	0.01647203864634
2-3	0.35353870930428
3-4	0.12645448660531
4-5	0.12096235893041
5-6	0.02650609211694
6-7	$3.100397800924 \times 10^{-5}$

5.3.5 Resultados de la simulación en el tiempo para las variables mecánicas de mayor interés.

La simulación en el tiempo está realizada para 0.16 segundos debido a las limitaciones computacionales. Se utilizan las condiciones iniciales de operación lineal que se muestran en la tabla 5.12. En el instante $t_0 + \Delta t$ se inyecta el contenido armónico a la corriente de operación del generador como se ilustra en la figura 4.4 del capítulo anterior. El contenido armónico inyectado se muestra en la tabla 5.6.

La integración numérica es resuelta mediante el método trapezoidal y se requieren iteraciones internas dentro de cada paso de integración para la convergencia de la solución (figura 4.5). Se incluye la dinámica del excitador y del gobernador de la máquina.

Tabla 5.12 Condiciones iniciales de la simulación en el tiempo

Variable	Valor
ω base	314.1593 rad/seg
S base	5.5555 MVA
P carga	0.8841 p.u.
Q carga	0.1528 p.u.
V terminales	$1 \angle 0^\circ$ p.u.
I terminales	$0.8841 - 0.1528i$ p.u.
Angulo del rotor "delta"	53.7°
I eje directo	0.803 p. u.
I eje cuadratura	0.4002 p.u.
Efo voltaje de campo	2.222 p.u.
Ifo corriente de campo	1.1494 p.u.
Ψ_{do} flujo eje cuadratura	-0.8112 p.u.
Ψ_{qo} flujo eje directo	0.5944 p.u.
Ψ_{kq1o} flujo en el devanado kq1	-0.773 p.u.
Ψ_{kq2o} flujo en el devanado kq2	-0.773 p.u.
Ψ_{kdo} flujo en el devanado kd	0.6697 p.u.
Ψ_{fdo} flujo en el devanado kfd	0.8119 p.u.

En las figuras 5.21 y 5.22, se puede observar el comportamiento dinámico de todas las variables desacopladas "q" que son resueltas en la integración del algoritmo, y su comportamiento considerando la influencia de todas las corrientes en el espectro armónico. En la figura 5.21 se puede observar una clara combinación de todos los modos de oscilación en las respuestas y algunos comportamientos transitorios, la variable "q2" que corresponde a la ecuación diferencial del modo de oscilación de 600.02 Hz. se puede ampliar para su estudio en la figura 5.22 donde podemos observar cómo se desarrolla la resonancia en la respuesta en el tiempo de la variable q2 al incrementarse considerablemente la oscilación de 600 Hz.

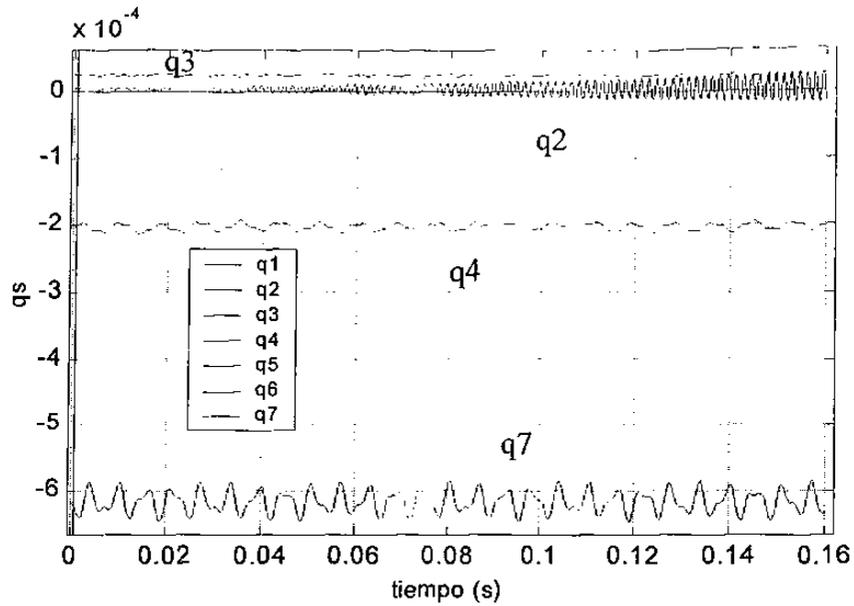


Figura 5.21 Comportamiento dinámico de algunas variables desacopladas "q"

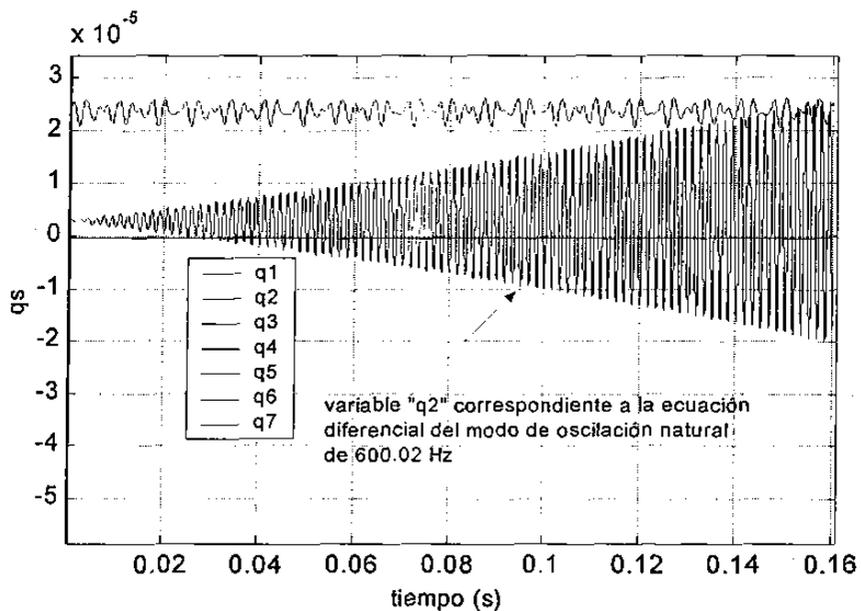


Figura 5.22 Comportamiento dinámico de "q2" se observa el incremento en la amplitud a la frecuencia de 600 Hz.

El comportamiento de estas variables se reflejará directamente en los valores de par mecánico de vibración de las secciones de flecha del sistema turbina-generador mediante la ecuación (4-197).

En las figuras 5.23, a 5.28 se muestra el par mecánico en p.u., desarrollado en cada sección de la flecha, se puede observar la resonancia mecánica como la oscilación de alta frecuencia siendo la más dañina para la mayoría de las secciones involucradas.

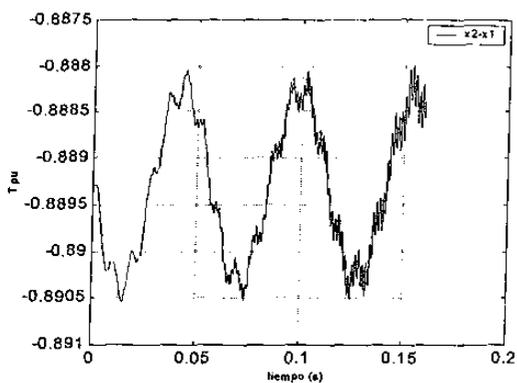


Figura 5.23 Par mecánico para la sección 1-2

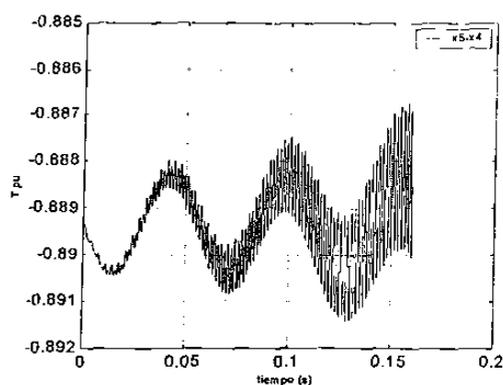


Figura 5.26 Par mecánico para la sección 4-5

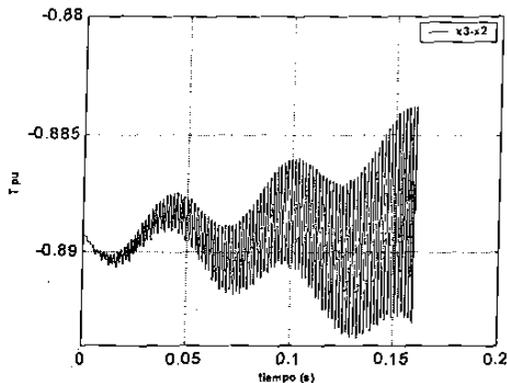


Figura 5.24 Par mecánico para la sección 2-3

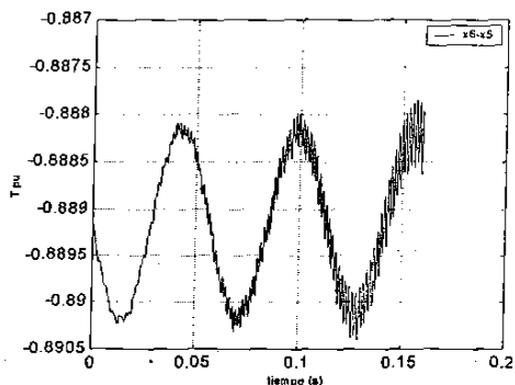


Figure 5.27 Par mecánico para la sección 5-6

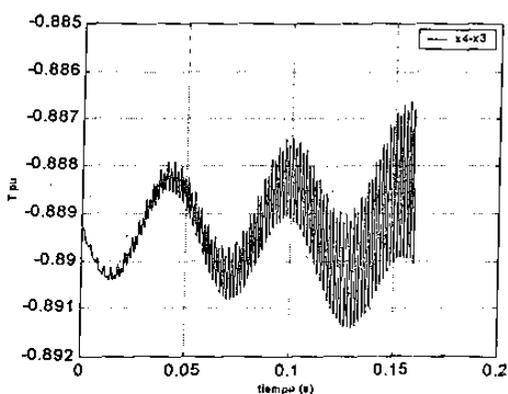


Figura 5.25 Par mecánico para la sección 3-4

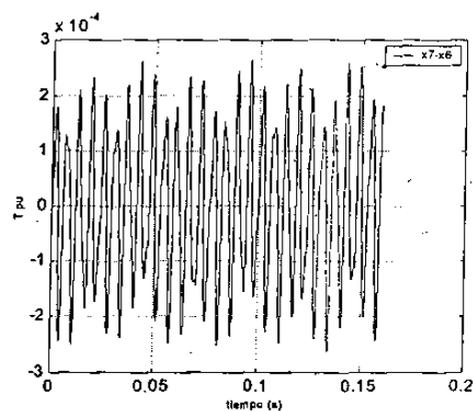


Figure 5.28 Par mecánico para la sección 6-7

Como se puede apreciar, se presenta una oscilación de alta frecuencia con excepción de la figura 5.28. La oscilación de baja frecuencia es ocasionada por la acción del gobernador de la turbina, esa oscilación tiende a amortiguarse y no se ve presente en la figura 5.28 ya que es la sección del generador al excitador y no se ve implicada entre las componentes principales de par mecánico y par eléctrico.

Se observa la condición de resonancia principalmente en las figuras 5.24, 5.25, y 5.26 donde la oscilación de alta frecuencia de 600 Hz, provoca un gran esfuerzo de fatiga a la flecha en estas secciones. El comportamiento del par de alta frecuencia para el conjunto es muy coherente con el análisis de las formas de modo visto anteriormente, como se demostrará de manera más consistente en la siguiente sección.

5.4 DISCUSIÓN DE LOS RESULTADOS OBTENIDOS

El comportamiento de la simulación en el tiempo de las secciones de flecha es el mismo que podemos observar en las amplitudes de estado estable calculadas en las tablas 5.10 y 5.11 y en la figura 5.17; por ejemplo, la vibración máxima ha sido encontrada en la sección 2-3 de acuerdo a lo visto en las tablas y figuras mencionadas coincidiendo con el comportamiento de la simulación, así mismo el valor de la vibración es casi nulo en la sección de flecha 6-7, lo cual se corrobora en la simulación en el tiempo.

Los valores esperados de par en las secciones de la turbina son muy altos debidos a la resonancia, a pesar de que la condición de distorsión armónica en corriente es menor a los valores recomendados.

El comportamiento de la amplitud de la oscilación de alta frecuencia tiene un comportamiento exponencial mostrado en la ecuación (5.5).

$$T_{\max}(\%) = (1 - e^{-(\sigma)t})100 \quad (5.5)$$

La ecuación (5.5) nos dice que la vibración llegará a un 63.2 % de su valor final en 20 segundos para este caso ($1/\sigma$ ver tabla 5.4).

Es necesario notar, que el nivel máximo de vibración se alcanzará en poco tiempo, esto sin contar los efectos transitorios de la conexión de la carga no lineal. Los niveles de par mecánico en las secciones de flecha son muy altos, y alcanzan casi la mitad del par proporcionado por la potencia desarrollada en la turbina. El daño en la flecha causará un envejecimiento acelerado por los ciclos de fatiga a los que está sometida. Considerando que la frecuencia de oscilación es de 600 Hz., es de esperar que la vida útil de la flecha podrá acortarse significativamente, existiendo también el riesgo de fallas y de daños severos de la unidad.

Es necesario notar algunos aspectos importantes en el caso de estudio:

El THDI es de 3.17% en el Bus de Generación el cual es menor al valor recomendado por IEEE-519-1992, lo que significa que operando en una condición aparentemente dentro de norma y recomendada, sin embargo el problema puede llegar a ser muy severo tal, que los valores de par llegan hasta 0.4 p.u..

La carga No-Lineal no representa ni el 50% de la carga total en este caso de estudio pero, en determinadas instalaciones industriales puede llegar incluso a representar el 90 % de la carga total.

El amortiguamiento eléctrico es despreciado, debido a que este valor es muy bajo en el caso de estudio para oscilaciones de alta frecuencia, lo cual nos indica que no podemos hacer mucho para mejorar este valor.

El amortiguamiento mecánico es usualmente bajo y depende del diseño mecánico y de la condición operativa.

CAPÍTULO VI

ALTERNATIVAS DE SOLUCION AL PROBLEMA DE RESONANCIA EN EL GENERADOR

6.1 INTRODUCCIÓN

Es necesario adoptar una estrategia de solución al problema de resonancia mecánica en la unidad generadora (elemento más costoso del sistema) de una manera definitiva y al menor costo posible; al respecto se tienen diversas estrategias a seguir como las siguientes:

- Incremento en el amortiguamiento eléctrico.
- Filtros pasivos de armónicas.
- Filtros activos de armónicas.
- Modificación de las frecuencias naturales del sistema T-G.
 - a) Cambio en la inercia de elementos en el sistema T-G.
 - b) Adición de sección de flecha (incremento de masa) entre Generador y Turbina.

6.1.1 Incremento en el amortiguamiento eléctrico

El incremento en el amortiguamiento eléctrico es una posible solución ya que, al incrementarlo, se disminuyen las amplitudes de vibración aún en estados de resonancia.

Usando las ecuaciones y el modelado de la sección 4.6, podemos observar que al aumentar el amortiguamiento eléctrico (ζ) (el cual se suma al amortiguamiento introducido por el sistema mecánico), se disminuyen los valores de amplitud de vibración, efecto que se observa en la ecuación (4-192).

Esta solución es utilizada en estudios de resonancia subsíncrona para disminuir los efectos de la misma o para intentar hacer positivo el amortiguamiento en caso de que no lo sea, así también en sistemas de gran capacidad donde los problemas de resonancia se pueden dar en frecuencias bajas y continuas. Sin embargo para el caso de nuestro trabajo, las condiciones son distintas, ya que, nuestro estudio se centra en frecuencias mayores a la frecuencia fundamental y es necesario tener distintos aspectos en consideración: Las frecuencias de excitación (armónicas) en las cuales se sitúa nuestro caso de estudio, son mayores a la frecuencia síncrona y el amortiguamiento eléctrico es menor a medida que crece la frecuencia y se cumplen algunas otras condiciones. Esto no se demuestra en este estudio pero se puede observar la gráfica 5.7 variable ke , dados los niveles de frecuencia de nuestro estudio es imposible utilizar elementos como el estabilizador de potencia para mejorar el amortiguamiento, ya que éste equipo está diseñado para operar a bajas frecuencias y contiene filtros de frecuencias altas, incluso otros controles como el gobernador, el de excitación, o sistemas con valores de sus circuitos L-C inapropiados pueden introducir amortiguamiento negativo, ya que, estos sistemas no fueron diseñados para trabajar en ambientes de corrientes armónicas.

Existe otro aspecto muy importante el cual define la influencia del amortiguamiento eléctrico sobre el sistema turbina-generator; si analizamos la ecuación (4-227) el valor de la cte. de decremento es directamente proporcional al valor de la inercia modal (H_i) el cual, a su vez, es directamente proporcional a la derivada del coeficiente complejo mecánico (k_m) del sistema con respecto a la frecuencia (4-226). El valor de esta derivada tiende a ser mayor para las frecuencias naturales más altas del conjunto de frecuencias naturales del sistema turbina-generator (lo cual no se demuestra en este trabajo). Esto significa que (τ) será mayor a medida que se evalúe para las frecuencias naturales más altas y el valor de amortiguamiento eléctrico tendrá menor

efecto en el sistema. En la tabla 6.1 observamos los valores de (dkm/dw) y podemos observar cómo la tendencia es a incrementar el valor absoluto de esta derivada conforme aumenta el valor de la frecuencia natural con excepción de la frecuencia natural de 169.75 Hz.

Tabla 6.1 Valores de (dkm/dw) para el cruce por cero en las frecuencias naturales

Frecuencia natural (Hz)	Valor de (dkm/dw)
20.08	-1.68×10^4
117.26	-1.03×10^8
169.75	-6.66×10^7
430.015	-1.20×10^{10}
600.02	-1.25×10^{11}
1038.71	-1.24×10^{13}

Es posible mejorar el amortiguamiento eléctrico modificando algún parámetro en la red o modificando el sistema de excitación u otros componentes. Si el problema de resonancia debida a las corrientes armónicas inyectadas por cargas no-lineales, se presenta, coincidiendo con una frecuencia natural de las más bajas de todo el conjunto de frecuencias naturales del sistema T-G, es posible mitigar las amplitudes mediante la mejora de el valor de amortiguamiento eléctrico. Para nuestro caso de estudio esta posibilidad queda descartada dado que, en nuestro caso, el amortiguamiento eléctrico es despreciable, además de ser una red industrial.

6.1.2 Filtros de armónicas (LC):

Son filtros para componentes de frecuencias mayores a la fundamental que están sintonizados a una frecuencia de resonancia eléctrica. De tal forma que se crean puntos de baja impedancia que absorban las corrientes armónicas (ver la figura 6.1).

El filtrado es recomendable para reducir los niveles armónicos cuando éstos se encuentran en niveles altos y producen problemas en la red tales como sobrevoltajes, calentamiento, disparo de protecciones etcétera. Si tenemos vibración torsional sin estar en una coincidencia con una frecuencia natural del sistema mecánico (resonancia) es importante reducir los niveles de distorsión armónica que entran al bus de generación a través de este método convencional; más sin embargo son inefectivos para controlar una resonancia mecánica ya que, para esto sería necesario eliminar totalmente las corrientes armónicas que son causa del problema y las características de los filtros no son del todo perfectas. Esto quiere decir que lograr el punto de impedancia cero en el mundo real es casi imposible y aún cuando se lograra la total eliminación de la armónica en cuestión el envejecimiento de los equipos y los cambios de topología de las redes industriales (los cuales son muy frecuentes) provocarían una pérdida de sintonía del filtro desplazando la característica de impedancia cero en la frecuencia de la armónica que se está tratando, y evitaría una sintonización perfecta. Como hemos observado en el capítulo 5 el valor de las corrientes armónicas causantes de la resonancia son pequeños con respecto a IEEE-519-1992 por tanto no sería, en términos prácticos una solución.

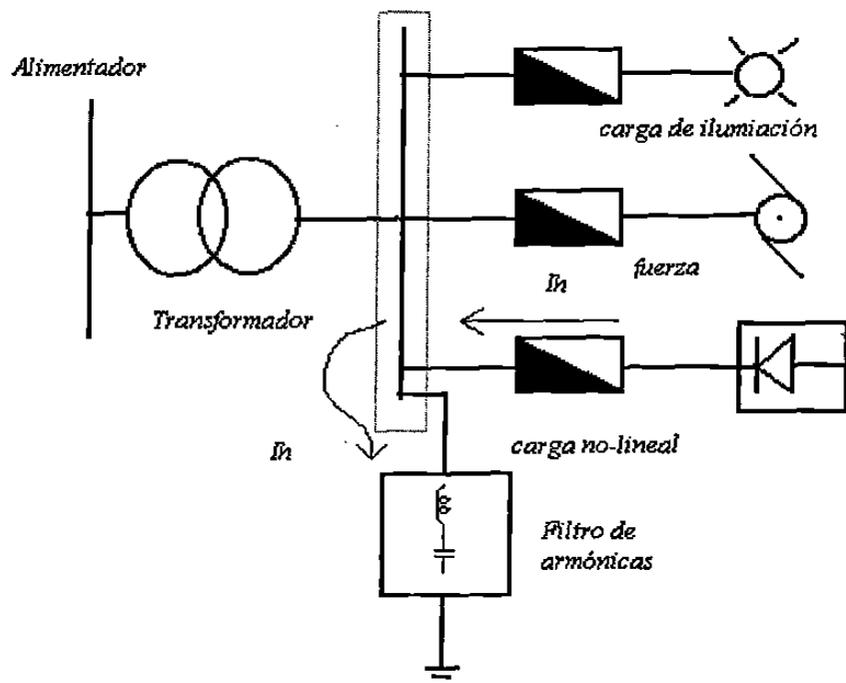


Figura 6.1 Esquema básico del funcionamiento de los filtros sintonizados LC. Las corrientes armónicas encuentran una baja impedancia hacia tierra por el filtro

6.1.3 Filtros activos

Es un equipo que su función es detectar las componentes armónicas, de voltaje, no deseadas y genera una señal en el bus en el cual se desea la cancelación de estas componentes. La cancelación de estas componentes se realiza mediante la inyección de corrientes de igual frecuencia que las componentes no deseadas, pero con 180° de defasamiento, lo cual produce su cancelación.

Es un equipo altamente eficiente, más sin embargo limitado a ciertas capacidades de potencia, y con un costo relativamente alto en comparación con los filtros convencionales. Para nuestro caso de estudio, el filtro activo no es la mejor opción dado que no es ideal, y en nuestro caso necesitamos eliminar completamente las componentes que están resultando dañinas. Además, el uso del filtro activo no sería económicamente justificable con distorsiones armónicas en corriente dentro de la norma IEEE-519. En la tabla 6.2 y en las figuras 6.2 y 6.3 podemos observar un caso de distorsión armónica en un bus propuesto por el fabricante AIM Energy Inc [25]. A modo de ejemplificar la respuesta de su filtro, es necesario resaltar que las componentes no son llevadas al cero ideal incluso tampoco por debajo del 0.5 %. En casi todos los casos del espectro, en términos de eliminación armónica y calidad de energía, esta respuesta es excelente; más sin embargo, conocemos que las componentes pequeñas pueden provocar grandes amplitudes de vibración en condiciones de resonancia. Por tal motivo no podemos adoptar esta medida como una corrección confiable y definitiva.

Tabla 6.2 Resultados típicos de la atenuación desde la 2ª Hasta la 51ª armónica con el equipo AIM durante la operación en paralelo con un variador de frecuencia ver ref. [25]

Fuente sin el equipo AIM						Fuente con el equipo AIM					
Espectro de corriente de carga						Espectro de corriente de carga					
Amperes de la fundamental: 134.8 rms						Amperes de la fundamental: 107.6 rms					
Frecuencia fundamental: 60 Hz						Frecuencia fundamental: 60 Hz					
Arm	%	Fase	Arm	%	Fase	Arm	%	Fase	Arm	%	
Fund	100.0%	-40°	2a	1.6%	30°	Fund	100%	-14°	2a	0.7%	
3a	2.2%	88°	4a	0.5%	-60°	3a	1.5%	50°	4a		
5a	63.9%	-23°	6a	1.0%	70°	5a	2.2%	-8°	6a	0.1%	
7a	40.8%	76°	8a	0.2%	156°	7a	1.6%	84°	8a	0.1%	
9a	1.5%	171°	10a	0.5%	-166°	9a	0.4%	-11°	10a	0.2%	
11a	1.1%	171°	10a	0.5%	-166°	11a	0.6%	-73°	12a	0.3%	
13a	7.1%	22°	14a	0.4%	99°	13a	0.8%	44°	14a	0.2%	
15a	0.6%	125°	16a	0/1%	122°	15a	0.2%	107°	16a	0.1%	
17a	3.6%	29°	18a	0.2%	-107°	17a	0.3%	-26°	18a	0.2%	
19a	0.7%	20°	20a	0.2%	45°	19a	0.4%	138°	20a		
21st	0.3%	74°	22nd			21st	0.1%	73°	22nd	0.2%	
23a	2.9%	-22°	24a	0.2%	152°	23a	0.4%	-2°	24a	0.1%	
25a	1.8%	65°	26a	0.1%	-48°	25a	0.4%	121°	26a		
TCD 76.4%						TCD 3.7%					
Corriente Armónica: 103 A rms						Corriente Armónica: 4 A rms					
Corriente total: 170 A rms						Corriente Total: 107.7 A rms					
Factor de Potencia (P.f.): 0.766						Factor de Potencia (P.f.): 0.970					

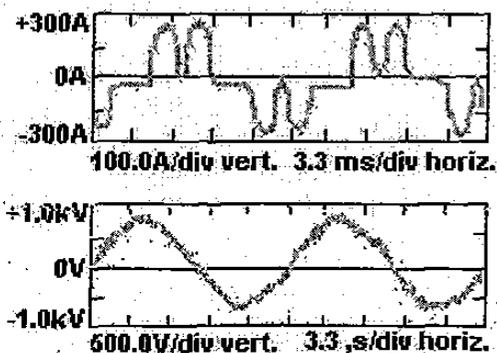


Figura 6.2 Corriente y Voltaje antes del filtrado

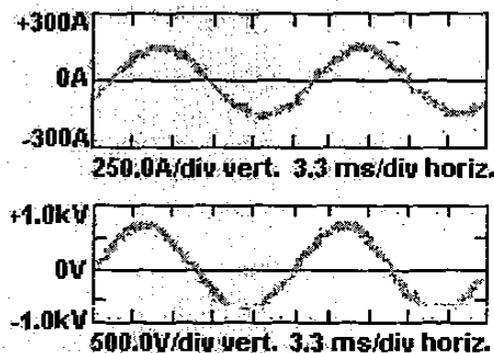


Figura 6.3 Corriente y Voltaje después del filtrado

6.1.4 Modificación de las frecuencias naturales

Es de todos conocido que un cambio así en ocasiones es impensable, debido a la complejidad del diseño de las turbinas de gas y de vapor. Para llevar a cabo una solución de esta naturaleza es necesario considerar 3 factores: el primero, qué frecuencias se encuentran involucradas en la problemática de nuestro sistema. Si estamos por debajo de la frecuencia nominal (problemas de subarmónicas u oscilaciones transitorias) entonces no es recomendable pensar en esta solución dado que no existe una certeza de cuáles serán los valores de frecuencia que, en un momento dado, pueden estar involucrados; ya si son oscilaciones transitorias, por ejemplo, un simple cambio de la configuración de la red puede cambiar una frecuencia de oscilación. Existen otros métodos para controlar este tipo de oscilaciones según la literatura de resonancia subsíncrona; el segundo factor son, las interarmónicas que producen el mismo efecto de incertidumbre del lugar en el que aparecerán en un momento dado y esto dependerá de la carga; el problema de interarmónicas es un problema nuevo y que hoy en día se estudia. Finalmente, si nuestro problema de vibraciones es causado por armónicas, éstas son perfectamente caracterizables y se encuentran en lugares fijos en el espectro de frecuencia (múltiplos de la frecuencia fundamental). Aquí, es posible aplicar una solución duradera e independiente de los cambios futuros de la red o la carga siempre y cuando no nos encontremos con los dos problemas anteriores.

Debido a la compleja construcción del sistema turbina-generador, es necesario modelar todos los componentes del sistema mecánico como el acoplamiento turbina-generador y otros acoplamientos con equipos auxiliares los cuales pueden ofrecer grandes ventajas para modificar las frecuencias naturales de todo el sistema.

Recordando la ecuación (4-151) donde calculamos las frecuencias naturales podemos observar que éstas dependen de la constante de inercia (J), y los valores constante elástica a la torsión (K).

La constante elástica a la torsión (K) está compuesta como se muestra en la siguiente ecuación:

$$K = \frac{GF}{l} \quad (6-1)$$

donde G es el módulo de rigidez del material, F es un factor de forma que se define por las características geométricas, y l es la longitud de la flecha.

En términos prácticos sería imposible cambiar éste parámetro en el sistema dado que habría que cambiar literalmente toda la flecha de la turbina que está construida en un solo elemento.

La constante de inercia (J) está compuesta de la siguiente ecuación:

$$J = \int r^2 dm \quad (6-2)$$

Que es el momento de inercia de un cuerpo rígido de masa m con respecto a un eje definido y r es la distancia desde el centro de ese eje.

Esto nos indica que es posible cambiar la masa de alguno de los elementos para tener un cambio en el valor de inercia y, por tanto, en los valores de las frecuencias naturales; en términos prácticos la acción comprende agregar o quitar peso. Es importante recordar que no todos los elementos serán posibles de modificar y ésa es la razón por la cual se incluyen en la modelación elementos pasivos en el funcionamiento motriz y eléctrico del sistema (acoplamiento turbina generador).

Esto se puede realizar mediante la adición o sustracción de masa a un elemento como el acoplamiento (figura 6.4) o mediante la adición de una sección de flecha (figura 6.5)

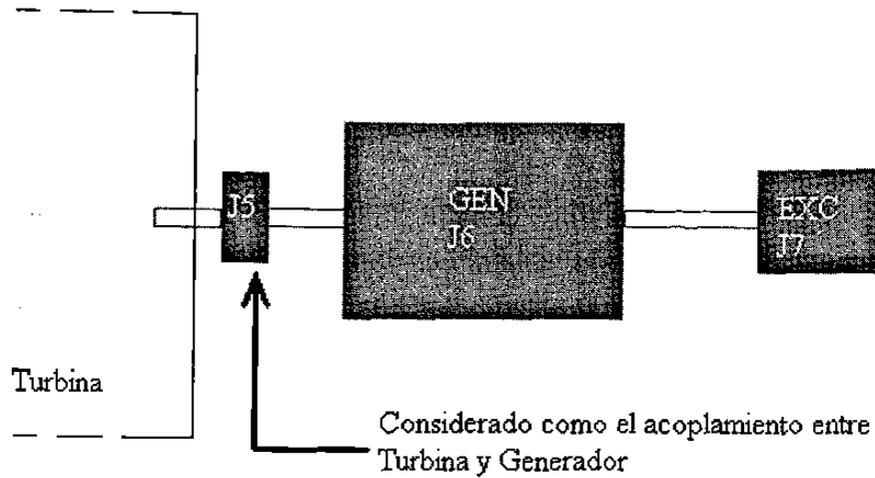


Figura. 6.4 Acoplamiento del sistema T-G.

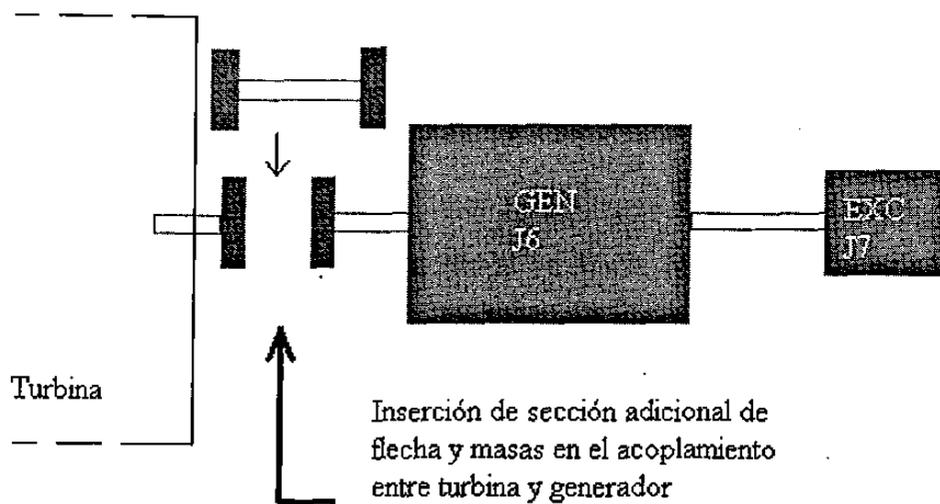


Figura 6.5 Inserción de sección de flecha con dos acoplamientos

Existe una seria desventaja y complejidad en la última opción de la figura 6.5. En el aspecto teórico se necesita definir un criterio diferente al criterio de diseño mecánico convencional que se basa en el esfuerzo; este criterio es el valor apropiado de K y el de las inercias de los dos extremos de los acoplamientos óptimos desde el punto de vista de vibración torsional y frecuencias naturales. El jugar con ambas variables nos da un margen más amplio para modificar con los valores de las frecuencias naturales; sin embargo, el adicionar una sección de flecha puede afectar de alguna manera la respuesta

de estabilidad de sincronismo dado que ahora el ángulo de referencia pudiese tomar mayores valores. Desde el punto de vista práctico pensando en que nuestro generador está en operación en alguna planta, el adicionar una sección de flecha nos obligaría a modificar todo su montaje lo cual pudiese resultar en costos muy altos ya que se necesitaría remover la turbina o el generador de sus soportes para construir y modificar adecuadamente la base del equipo adecuada a las nuevas dimensiones longitudinales.

6.2 Propuesta de solución: Modificación de las frecuencias naturales

En este capítulo nos avocaremos a analizar el procedimiento para modificar las frecuencias naturales y evitar la resonancia mecánica principalmente, así como también establecer un criterio para la disminución de la vibración.

6.2.1 Coeficientes de participación

A partir del análisis modal podemos calcular los coeficientes de participación. Estos son calculados utilizando la ecuación (6-3) para el modo de resonancia, éstos coeficientes nos indican qué tanto participa cada elemento de la turbina en cada modo de oscilación. La tabla 6.3 muestra la matriz de participación modal , y en la tabla 6.4 el modo de oscilación de interés (600.02 Hz.). Basándonos en los coeficientes de participación del modo (tabla 6.4), podemos seleccionar aquellas masas que tienen una mayor aportación al modo que está en resonancia. Estas son en este caso las masas 2, 3, y 5. Las masas 2 y 3 se encuentran en el cuerpo de la turbina, sin embargo, la masa 5 la consideramos como el acoplamiento entre generador y turbina, el cual tiene una facilidad mayor de hacer un cambio en su inercia mediante una adición de masa.

$$p_{(i,t)} = (X^{-1})_{(i,t)}^T \cdot X_{(i,t)} \quad (6-3)$$

Tabla 6.3 Matriz de participación

Elem.	Frec.	1038.7Hz	600.02Hz	430Hz	117.3Hz	0.00	20.1Hz	169.8Hz
J1		0.0000	0.0000	0.0001	0.0409	0.7518	0.2072	0.0000
J2		0.0010	0.1073	0.1982	0.6612	0.0309	0.0013	0.0000
J3		0.0693	0.5503	0.1332	0.2368	0.0102	0.0002	0.0000
J4		0.7851	0.0003	0.1801	0.0329	0.0016	0.0000	0.0000
J5		0.1445	0.3419	0.4880	0.0237	0.0016	0.0002	0.0000
J6		0.0000	0.0001	0.0005	0.0043	0.2012	0.7800	0.0139
J7		0.0000	0.0000	0.0000	0.0002	0.0028	0.0110	0.9860

Tabla 6.4 Coeficientes de participación de los elementos del sistema al modo de 600.02 Hz

Constantes de Inercia	Coeficientes de Participación
J1	0.00000879737284
J2	0.10730491762084
J3	0.55030746806731
J4	0.00034513214929
J5	0.34194543122812
J6	0.00008824466828
J7	0.00000000889333

Una vez identificado el elemento al cual se le va a modificar su masa, es necesario observar los cambios en el conjunto de frecuencias naturales del sistema para verificar que no exista alguna otra coincidencia; esto se observa en las figuras 6.6 a 6.10. En la figura 6.11 podemos ver cuánto se tiene que cambiar la inercia de este elemento para trasladar la frecuencia natural de 600.02 Hz. a una frecuencia segura.

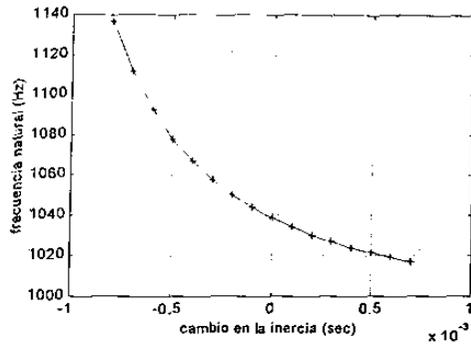


Figura 6.6 Cambio en la inercia de J5 vs cambio en la frecuencia natural de 1038.71 Hz.

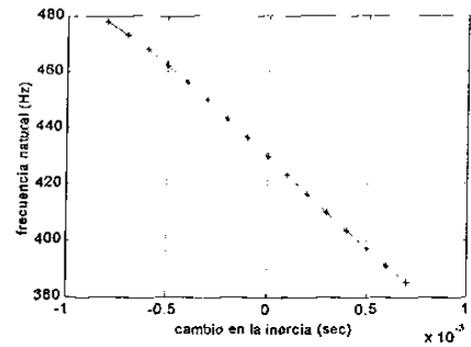


Figura 6.7 Cambio en la inercia de J5 vs cambio en la frecuencia natural de 430.015 Hz.

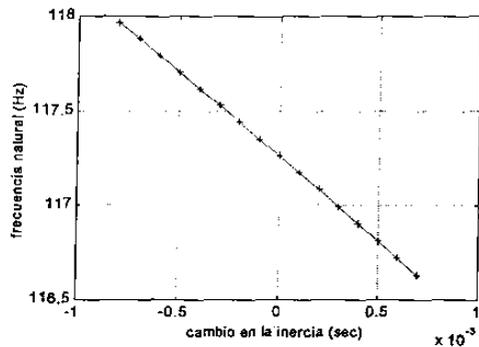


Figura 6.8 Cambio en la inercia de J5 vs cambio en la frecuencia natural de 117.26 Hz.

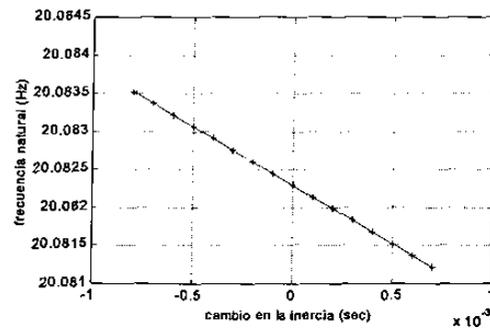


Figura 6.9 Cambio en la inercia de J5 vs cambio en la frecuencia natural de 20.08 Hz.

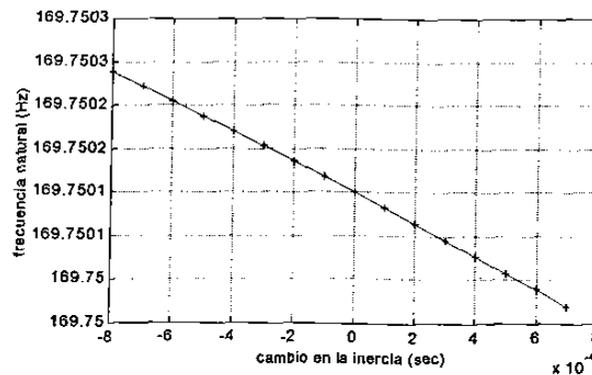


Figura 6.10 Cambio en la inercia de J5 vs cambio en la frecuencia natural de 169.75 Hz.

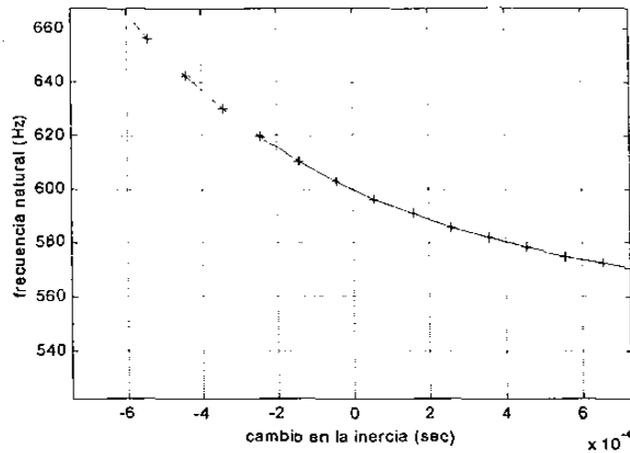


Figura 6.11 Cambio en la inercia de J5 contra el cambio en la frecuencia natural de 600.02 Hz.

Se observa en la figura 6.11 que un cambio en la inercia relativamente pequeño nos producirá un cambio considerable en la frecuencia natural y esto se logra quitando o sumando masa al elemento escogido, se recomienda sumar masa ya que esto nos traerá mejores características de respuesta, lo que significa que la vibración residual tenderá a ser menor después de agregar masa y mayor si se disminuye el valor de inercia. En términos prácticos es más sencillo añadir masa para aumentar la inercia.

6.2.3 Análisis de la respuesta en frecuencia del par mecánico en las secciones de flecha para corregir óptimamente la resonancia.

Hemos dicho que moviendo la frecuencia natural podemos alejar a nuestro sistema mecánico de la resonancia, y se ha encontrado cómo identificar el elemento al cual modificar su inercia sin alterar el funcionamiento de la turbina y modificando la frecuencia natural resonante con la menor adición de inercia posible. Es muy importante también conocer la cantidad que debemos modificar esa inercia para que el generador opere de forma segura, tenga la menor vibración torsional residual y la menor modificación a su estructura.

A continuación se presenta un análisis para comprender los conceptos necesarios para tomar la decisión de cuánto debemos mover la frecuencia natural y hacia dónde la debemos mover.

Recordando lo visto en la sección 4.3.4, la respuesta del sistema presentada en la figura 5.19 está compuesta por una combinación lineal dada por la ecuación (4-170) de cada una de las respuestas correspondientes a cada una de las ecuaciones diferenciales desacopladas; las respuestas independientes se muestran en la figura 6.12.

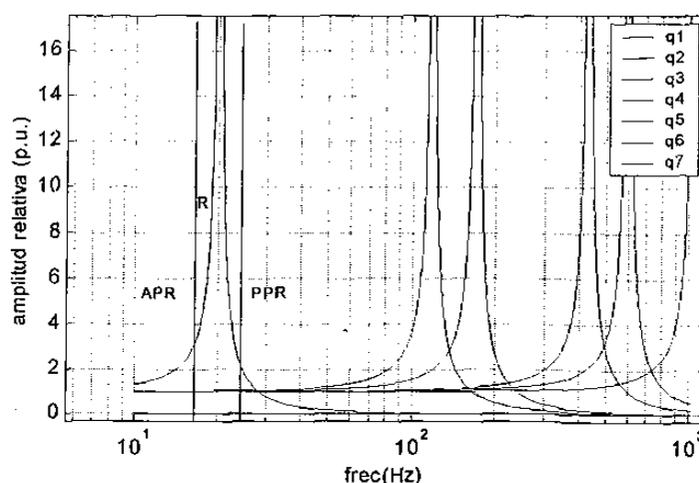


Figura 6.12 respuestas de las ecuaciones desacopladas para el caso de estudio

Analizando la figura 6.12 observamos que cada una de las respuestas de las ecuaciones desacopladas del sistema turbina-generator presentan 3 secciones en el dominio de la frecuencia a las que llamaremos APR, R, y PPR que se encuentran representadas en cada una de las respuestas a manera ilustrativa. La sección anterior al punto de resonancia (APR) tiene como respuesta aproximadamente la misma magnitud que la fuente de excitación, y la sección posterior a la resonancia (PPR) tiene una amplitud que tiende a cero a medida que aumenta la frecuencia de la excitación. Es de esperar que la combinación lineal de estas respuestas nos lleven a encontrar que, las amplitudes de vibración de las zonas de las frecuencias naturales mas bajas, sean mucho mayores que en las zonas de frecuencias naturales mas altas debido a la aportación de las demás componentes. Si observamos la figura 6.13 podemos observar cómo ésta

combinación de las respuestas se refleja en menores amplitudes del par aún en los puntos de resonancia de las frecuencias altas del sistema mecánico.

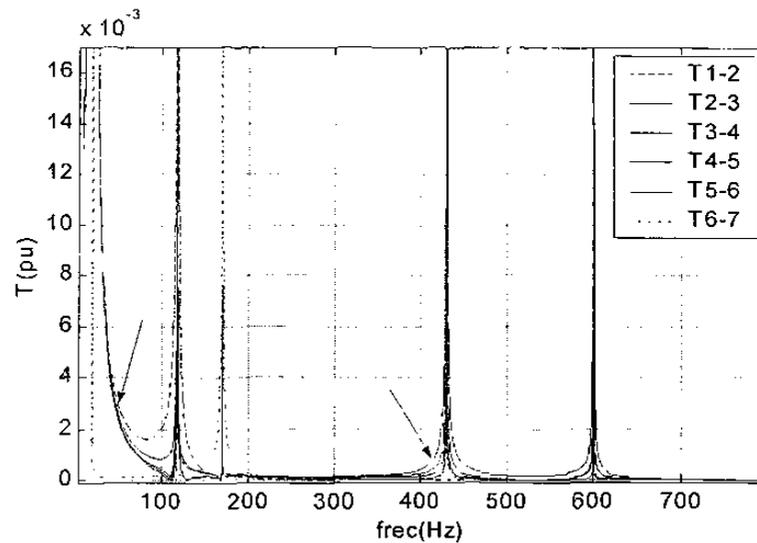


Figura 6.13 Efecto de la combinación de respuestas dando mayores niveles de vibración en vecindades de las frecuencias naturales más bajas (señaladas con flecha)

Podemos observar que en las vecindades de las frecuencias naturales más bajas se registran amplitudes de vibración bastante altas en comparación con las vecindades de las frecuencias naturales más altas, esto quiere decir que, las frecuencias naturales más altas de un sistema tienen un ancho de banda de influencia más localizado que en las frecuencias más bajas. En base a esto, el primer criterio de selección es mover la frecuencia natural que se encuentra en resonancia hacia un valor más bajo, esto es, agregando inercia al elemento elegido (agregando masa al elemento) y así la frecuencia de la excitación (la componente de par pulsante) quedaría en la zona de más baja vibración residual (ver fig. 6.14).

El segundo criterio de selección será mover la frecuencia natural y observar la respuesta hasta que se encuentre la zona con menor vibración residual y con la menor adición de masa posible al elemento elegido. Esto es, tratar de dejar la respuesta en frecuencia de la componente de excitación con los valores más bajos de amplitud posibles y con la menor adición de masa (la adición de masa tiene como resultado un aumento en la inercia).

En la figura 6.14 se puede observar la nueva condición de la respuesta del sistema mecánico en frecuencia si se le añaden 2×10^{-4} segundos de inercia al elemento J5; podemos observar que el corrimiento en frecuencia es de 11.32 Hertz.

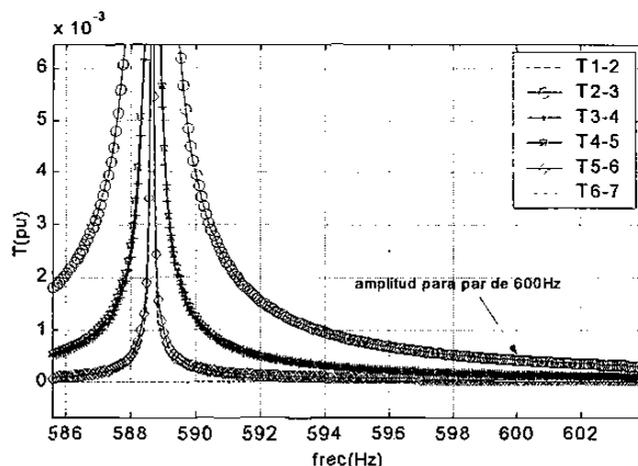


figura 6.14 Amplitudes esperadas de par en las secciones de flechas con la adición de inercia en el elemento J5

Podemos observar que existe una disminución grande para este pequeño movimiento en la inercia de J5 y como se observa, el valor máximo esperado de par en la sección de flecha más crítica se ha reducido de 0.4 p.u. a aproximadamente 0.5×10^{-3} p.u., (lo cual equivale a 800 veces menos) lo cual es un nivel mas aceptable y de menor riesgo.

6.3 Resultados de la simulación

La simulación en el tiempo está realizada de la misma manera que en el capítulo 5, para 0.16 segundos debido a las limitaciones computacionales; se utilizan las condiciones iniciales de operación lineal que se muestran en la tabla 5.12. En el instante $t_0 + \Delta t$ se inyecta el contenido armónico a la corriente de operación del generador como se indica en la figura 4.4; el contenido armónico inyectado se muestra en la tabla 5.6.

La integración numérica se resuelve mediante el método trapezoidal y se requieren iteraciones internas dentro de cada paso de integración para la convergencia de la solución (figura 4.5); se incluye la dinámica del excitador y del gobernador de la máquina.

Se aplicará la solución propuesta mediante la adición de 2×10^{-4} segundos de inercia al elemento J5 o el acoplamiento, esto se realiza mediante la adición de la cantidad de inercia propuesta en la matriz de inercias **J**.

En las figuras 6.15 y 6.16, se puede observar el comportamiento dinámico de algunas variables desacopladas “q” que son resueltas en la integración del algoritmo, y su comportamiento considerando la participación de todas las corrientes del espectro armónico de la tabla 5.6. En la figura 6.15 se puede observar una clara combinación de todos los modos de oscilación en las respuestas y algunos comportamientos transitorios al igual que en la primera simulación del capítulo 5, sin embargo ese comportamiento será diferente al anterior dado que las frecuencias naturales de la máquina han cambiado. La variable “q2” que corresponde a la ecuación diferencial del modo de oscilación de 600.02 Hz. se amplía para su estudio en la figura 6.16 donde podemos observar cómo ya no se desarrolla la resonancia en la respuesta en el tiempo de la variable q2 y se observa un transitorio. Sin embargo se puede ver un comportamiento que no se amplifica y tiende a mantenerse.

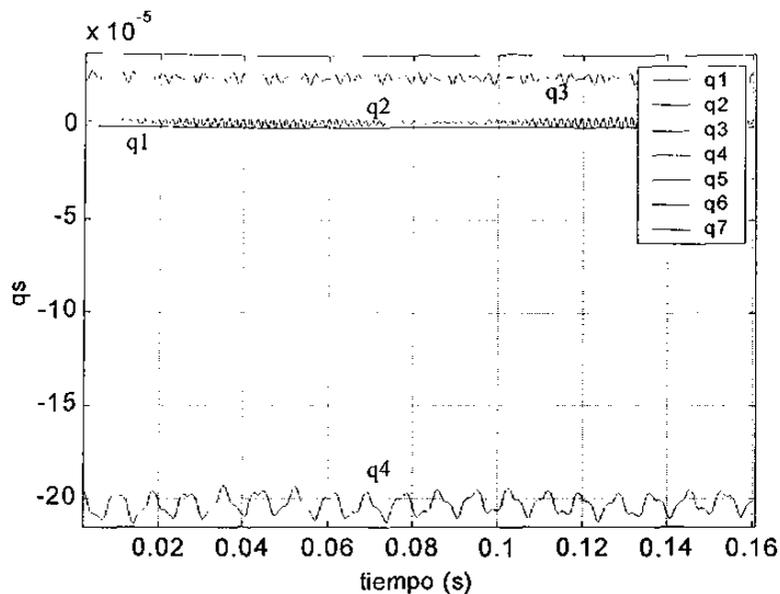


Figura 6.15 Comportamiento dinámico de algunas variables desacopladas "q" después de la adición de masa al elemento J5

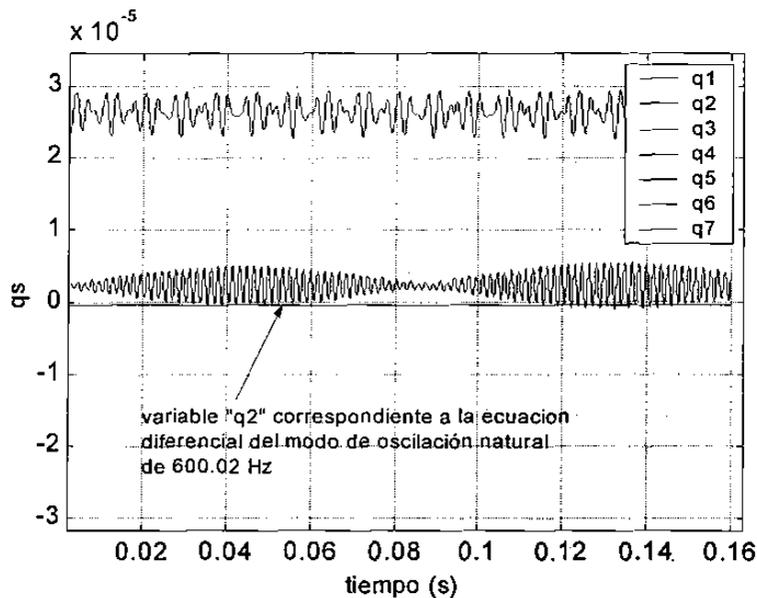


Figura 6.16 Comportamiento dinámico de "q2" donde ya no se observa el incremento en la amplitud a la frecuencia de 600 Hz.

En las figuras 6.17 a la 6.22, se presentan los pares mecánicos en la secciones de flecha de la simulación en el tiempo para el mismo sistema, sólo que con la adición de 2×10^{-4} seg. de inercia al elemento J5.

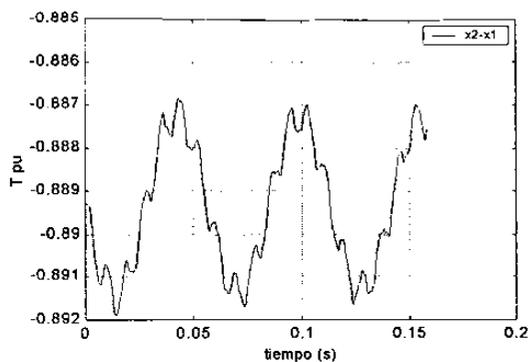


Fig. 6.17 Par en la sección 1-2

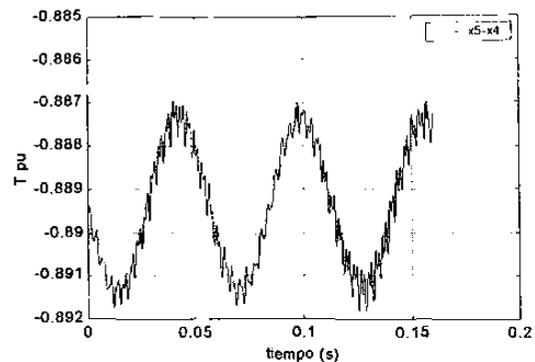


Fig. 6.20 Par en la sección 5-6

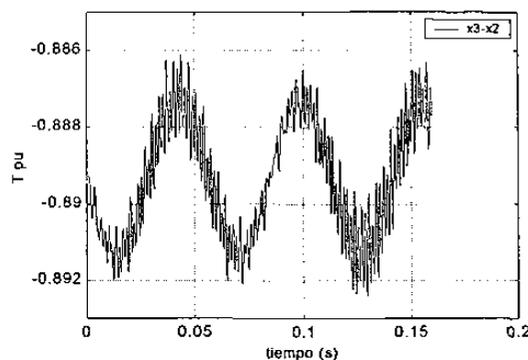


Fig. 6.18 Par en la sección 2-3

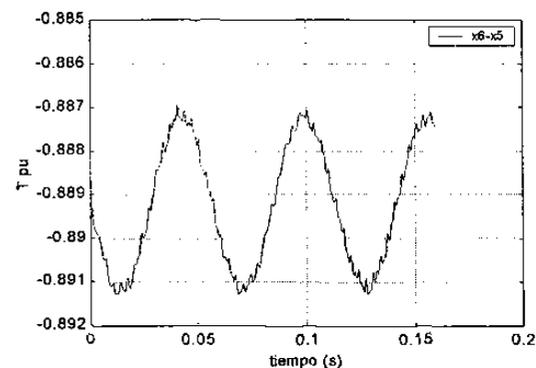


Fig. 6.21 Par en la sección 4-5

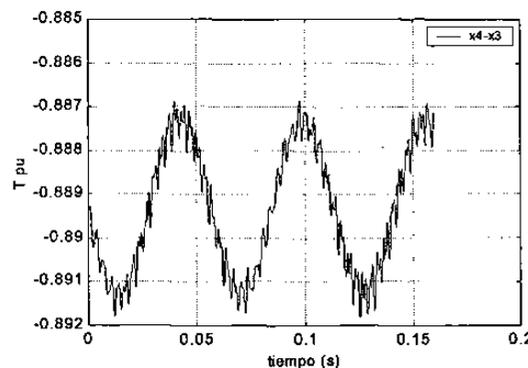


Fig. 6.19 Par en la sección 3-4

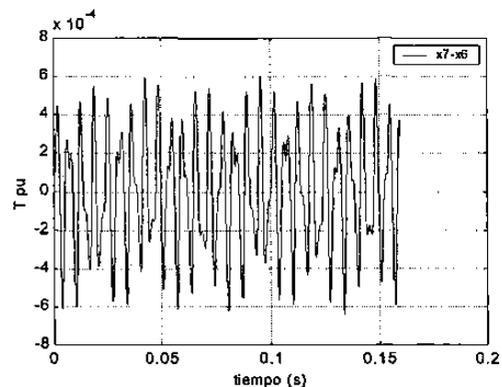


Fig. 6.22 Par en la sección 6-7

Se observa en comparación con las gráficas presentadas de la simulación anterior, una notable mejoría. En este caso la vibración será constante y no irá en aumento como en el caso con resonancia. Existe cierta vibración residual que puede ser mejorada si se mueve aún más la frecuencia natural o si se hace un filtrado en el bus de carga. Los valores de vibración en este caso también son mayores a los esperados en la gráfica 6.14

ya que, hay que recordar que los valores graficados en 6.14 son la respuesta del sistema en par mecánico en las secciones de flecha para una sola componente de par pulsante de entrada, es decir que al bajar el valor de ésta componente las aportaciones de las demás se hacen más importantes y la estimación de la vibración mediante este medio se hace menos exacta, a menos que se sumen las aportaciones en amplitud de par en cada sección de flecha de todas las componentes de par pulsante en las diferentes gráficas.

De este modo tenemos una solución viable menos costosa y duradera para solucionar y evitar el daño causado por este tipo de resonancias en generadores industriales.

CAPITULO VII

ASPECTOS RELEVANTES A CONSIDERAR EN LOS ESQUEMAS DE SUMINISTRO ELÉCTRICO DONDE SE TIENEN ESQUEMAS DE COGENERACIÓN.

7.1 INTRODUCCIÓN

Las unidades de generación de gas o vapor de una relativa baja capacidad (alrededor de los 10 MVA) son usualmente utilizados en instalaciones industriales en esquemas de auto-abastecimiento o de cogeneración.

El esquema de auto-abastecimiento es utilizado en lugares donde la compañía suministradora no tiene la capacidad para suplir determinado monto de carga o se carece de la infraestructura para llegar a lugares de difícil acceso con los alimentadores adecuados como en el caso de las plataformas de extracción petrolera.

Los sistemas de cogeneración en cambio, son utilizados cuando la compañía suministradora tiene limitaciones para suministrar toda la energía demandada por la carga en horas de máxima demanda, también por razones de naturaleza económica de la propia industria, dado que en un momento dado se reducen los costos de la facturación de energía eléctrica e incluso es posible vender los excedentes a la red de la compañía suministradora. De igual modo, es posible encontrar esquemas de cogeneración que se emplearon debido a que, en el proceso de la propia industria se necesitaba la generación

de vapor, y ésta generación de vapor es aprovechada para incluir una planta de energía eléctrica.

Es necesario revisar detenidamente los esquemas de cogeneración en particular, debido a que pueden existir problemas latentes en la instalación que se pueden corregir o prevenir.

En este capítulo haremos mención a algunos problemas potenciales que pudiesen presentarse en éstos esquemas, algunos de éstos problemas también aplican a esquemas de auto-abastecimiento.

7.2 DESCRIPCIÓN DEL ESQUEMA DE COGENERACIÓN

En esta sección se explican de manera básica los componentes de un esquema de cogeneración y los esquemas utilizados en la industria orientando esta información a los posibles riesgos en que éstos esquemas puedan estar.

7.2.1 Descripción general

Existen industrias que utilizan calentadores a base de vapor dentro de su proceso de producción, algunas de ellas son la industria química, la industria del papel, la industria petroquímica, las compañías fundidoras de acero, la alimenticia y la industria textil. Existe un desperdicio de energía potencial mecánica en el vapor debido a la reducción de la temperatura para la operación, y este en muchos casos es aprovechado para instalar plantas de co-generación

Muchas industrias utilizan esta energía para aumentar la eficiencia en su proceso, y dado que éstas industrias utilizan usualmente grandes cantidades de energía eléctrica dentro de sus plantas, se instalan generadores de energía eléctrica en la mitad del proceso y así aprovechar al máximo la energía producida en la caldera. En la figura 7.1 podemos observar un esquema típico de una unidad de cogeneración.

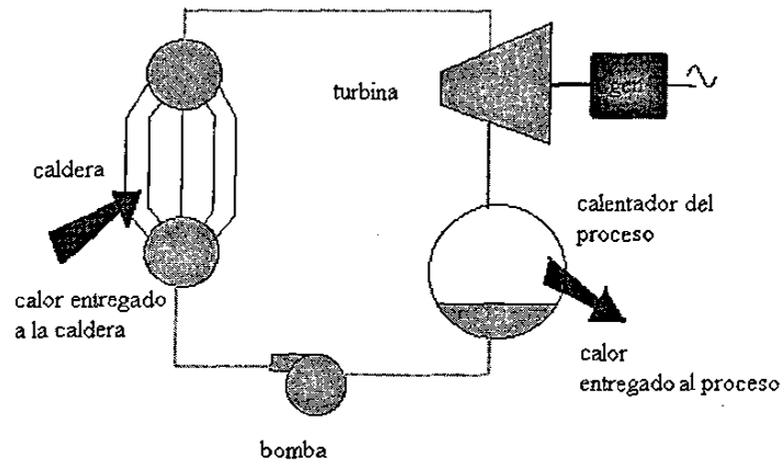


Figura 7.1 Esquema de cogeneración industrial

Se puede observar en la figura 7.1 que el vapor que utiliza la turbina para mover el generador es utilizado para alguna actividad en un proceso de la industria.

7.2.2 Una unidad conectada a la compañía suministradora

Dentro de los esquemas de cogeneración se pueden encontrar lugares donde se tenga sólo una unidad de generación conectada al sistema (figura 7.2)

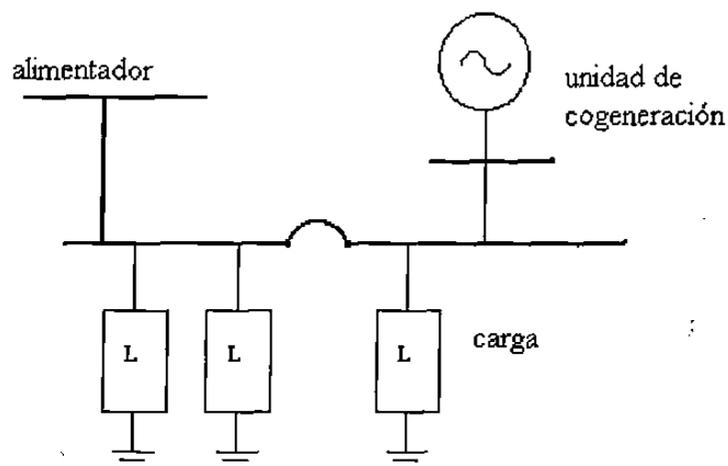


Figura 7.2 Una unidad de cogeneración conectada a la compañía suministradora

En este caso la unidad generadora alimenta cierta cantidad de carga; cuando la compañía suministradora sufre alguna desconexión, la unidad de cogeneración suplirá sólo una cierta cantidad de carga (la más crítica) y se desconectará automáticamente la demás carga no indispensable, quedándonos un esquema de auto-abastecimiento como el tratado en el capítulo 5.

7.2.3 Varias unidades conectadas a la compañía suministradora

En este tipo de esquemas se tienen dos o más unidades conectadas en paralelo en plantas industriales de gran magnitud. Aquí cobra mayor importancia la generación de energía eléctrica que sólo el aprovechamiento de la energía residual del vapor en el proceso, ya que la carga depende en mayor medida de la planta de cogeneración, y la compañía se autoabastece, incluso en algunos casos vende el residual de energía eléctrica que produce la planta de cogeneración a la compañía suministradora.

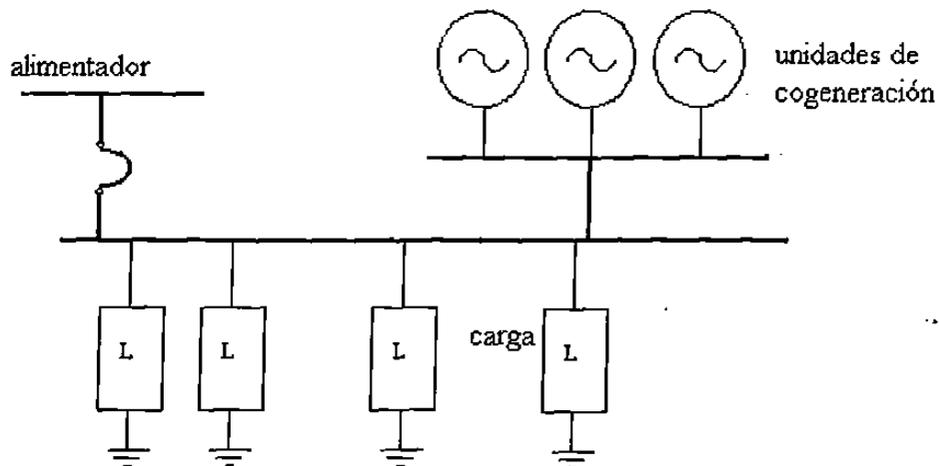


Figura 7.3 Banco de unidades de cogeneración conectadas a la compañía suministradora

7.3 DESCRIPCIÓN DE RIESGOS EN UNA RED ELÉCTRICA CON SISTEMAS DE COGENERACIÓN

Es necesario tomar ciertas precauciones en la planeación de esquemas de cogeneración para evitar daños mayores en ciertos esquemas y conexiones. En los siguientes apartados se tratan de manera general, ciertos aspectos que serán importantes a considerar en la planeación de los esquemas de cogeneración.

7.3.1 Riesgo de inestabilidad vibratoria y térmica al desconectarse el alimentador de la compañía suministradora

Es importante notar que la compañía suministradora puede tener cierto número de salidas ya sea por fallas u otro tipo de razones, en que el suministro se ve interrumpido y el esquema de cogeneración abastece por sí solo a la carga. En este caso es necesario revisar los niveles de armónicos cuando la compañía suministradora esta fuera, ya que en operación normal, el bus de la compañía suministradora puede ser mas robusto y absorber el espectro armónico inyectado por la carga a la red industrial, y en el caso de una salida de la compañía suministradora, los niveles de contaminación armónica en el bus de generación se pueden disparar de manera alarmante dañando la unidad y dejando al sistema sin energía. Esto es debido a que el bus del generador en sitio es usualmente más débil que el bus del sistema (en términos de impedancia).

Se recomienda revisar el contenido armónico con el que trabajará la unidad en auto-abastecimiento y diseñar filtros de armónicas que entren cuando la compañía suministradora se desconecte del sistema industrial o modificar inercias si es necesario.

7.3.2 Inestabilidad para operar en sincronía un grupo de unidades de cogeneración en un ambiente contaminado de distorsión armónica

Un alto contenido de armónicas llegando a los generadores pueden dificultar grandemente la sincronización con la red de la compañía suministradora o entre sí.

Recuérdese que la vibración torsional produce una oscilación en el ángulo δ de los generadores y esto puede causar problemas de su sincronización al sistema.

Pueden ocurrir casos en donde la planta de cogeneración esta compuesta de diversos tipos de unidades con diferentes valores de voltaje y diferentes tipos de turbina, lo que dificulta aún más la sincronización cuando nos encontramos en presencia de armónicas, ya que los ángulos δ de los rotores oscilarán de una manera distinta dadas las características de cada turbina.

CAPÍTULO VIII

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

8.1 INTRODUCCIÓN

A lo largo de este trabajo de investigación se ha buscado encontrar el mecanismo de afectación a las unidades generadoras de baja capacidad debido a las corrientes armónicas de secuencia negativa principalmente, así como las armónicas de secuencia positiva. También se ha buscado encontrar una solución práctica y rentable principalmente para las unidades que ya están en operación y se vean afectadas por este problema. En este capítulo se resumen las conclusiones de este estudio así como las recomendaciones para fabricantes e industrias que se relacionan con este tipo de unidades en esquemas de auto-abastecimiento o cogeneración.

8.2 CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

1.-Las corrientes armónicas en terminales del generador causadas por alimentar cargas no-lineales, producen pares pulsantes en la flecha del sistema turbina-generador, los cuales pueden coincidir con frecuencias naturales mecánicas del propio sistema. Esta situación depende del diseño mecánico.

2.-Sólo las armónicas de secuencia negativa y positiva pueden producir efectos negativos sobre el generador, como las vibraciones torsionales (ocasionadas por los

pares pulsantes) o el calentamiento; esto debido a que la referencia sincrónica elimina el efecto de las corrientes armónicas de secuencia cero.

3.-Cuando se excita una frecuencia natural del sistema mecánico turbina-generator, la amplitud de la vibración depende en gran medida del amortiguamiento. Los valores de éste dependerán directamente del diseño mecánico, la condición operativa y el amortiguamiento introducido por la red eléctrica.

4.-En el caso de las armónicas, sus frecuencias están bien identificadas, y por tanto, también lo están las frecuencias de los pares inducidos por estas corrientes. Es recomendable que el fabricante procure diseñar sus equipos con frecuencias naturales de resonancia alejadas de las frecuencias de los pares inducidos por espectros típicos de corrientes armónicas.

5.-Es recomendable mantener los niveles de contaminación armónica en el bus de generación en niveles bajos, ya que esto reduce las vibraciones de alta frecuencia y el calentamiento en el generador. Sin embargo, en el caso de una resonancia, no es de gran ayuda si el amortiguamiento es bajo, a menos que las armónicas que producen la resonancia sean eliminadas completa y definitivamente. Para el caso de una resonancia mecánica ocasionada por corrientes armónicas, filtrar por medios convencionales no es una solución.

6.-Es factible hacer un cambio en la inercia de algún elemento no crítico en el diseño de la turbina. Hemos observado que con base en los coeficientes de participación del modo de oscilación natural, es posible seleccionar el elemento más adecuado a modificar.

7.-Se recomienda revisar los esquemas de cogeneración, ya sea una máquina o multi-máquina, para evitar que los efectos de las corrientes armónicas afecten la operación normal del sistema, pudiéndose presentar vibraciones que causen inestabilidad de sincronismo o disminución de la vida útil de las unidades.

8.3 APORTACIONES

Se ha realizado un programa de simulación que incluye los modelos eléctrico y mecánico de la máquina en el cual es posible introducir un espectro de corriente en terminales del generador y estudiar su efecto en las vibraciones mecánicas torsionales introducidas al sistema turbina-generador, incluso se pueden observar los pares producidos en cada sección de flecha.

Se incluye una metodología para predecir los niveles de vibración torsional en cada una de las secciones de flecha para una componente determinada de par eléctrico pulsante en particular.

Se incluye un estudio sobre las alternativas de solución posibles al problema de vibración torsional y se propone el aumento de inercia en un elemento pasivo demostrando su efectividad a través de simulaciones.

Se describe la metodología para aplicar la solución propuesta de adición de inercia a un sistema industrial de abastecimiento propio que esté en resonancia.

8.4 TRABAJOS FUTUROS

Existe mucho campo para continuar esta investigación y mucho trabajo futuro por realizar, mencionando entre ellos:

- 1.- Ampliar el algoritmo de simulación, en el cual se incluya la red y los modelos de carga no-lineal. Incluyendo la capacidad de incluir esquemas multi-máquina. Incluir métodos de optimización del algoritmo para observar todo su comportamiento en el tiempo, o incluir métodos de aceleración al estado estable.

2.-Ampliar el método predictivo (respuesta del par mecánico del sistema en la frecuencia) para poder incluir el efecto de todo un espectro de componentes pulsantes, para obtener los pares esperados a causa de la vibración en cada sección de flecha.

3.-Incluir y modelar mayor cantidad de esquemas reales buscando la colaboración de los fabricantes en los datos de las unidades, a fin de evaluar los riesgos potenciales de las unidades instaladas actualmente.

4.-Estudiar las repercusiones de las interarmónicas en las vibraciones causadas en estas unidades.

5.-Crear una solución integral para el problema de vibraciones torsionales ya sea para unidades pequeñas como grandes causadas por armónicas, interarmónicas o subarmónicas de estado estable.

Referencias

- [1] Hall, M.C. and Hodges, D. A. "Experience with 500 KV subsynchronous resonance and resulting turbine generator shaft damage Al Mohave generating station", IEEE PES Winter meeting, Publication CH1066-0- PWR, (76): pp. 22-30, 1976.

- [2] "First benchmark Model for computer simulation of subsynchronous resonance"
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-96, 5 Sept/Oct 1977

- [3] Bahrman, M., Larsen, E.V., Piwko, R.J., Patel H.S.; "Experience with HVDC-Turbine generator torsional interaction at Square Butte", IEEE Transactions, PAS-96(6):1777-1783. 1980

- [4] I.M. Cannay "A Novel Approach to the Torsional Interaction and Electrical Damping Of The Synchronous Machine" Part I: Theory, IEEE Trans. on PAS, Oct. 1982, pp. 3630-3638

- [5] I.M. Cannay "A Novel Approach to the Torsional Interaction And Electrical Damping Of The Synchronous Machine" Part II: Application to an arbitrary Network Theory, IEEE Trans. on PAS, Oct. 1982, pp. 3639-3647

- [6] T. J. Hammonds, J. J. Bremner "Analysis of Variable-Frequency currents Superimposed on DC currents in Asynchronous HVDC Links in Stressing Turbine Generator Exciter Shafts", IEEE Transactions on Energy Conversion Vol. 10, No. 1 March 1995, pp. 95-104.

- [7] T. J. Hammonds, J.J. Bremner "Stressing of Turbine-Generator-Exciter Shafts by Variable-Frequency Currents Superimposed on DC currents in Asynchronous HVDC Links and Following Disturbances at Converter Stations", IEEE Transactions on Energy Conversion Vol.9 No.3 Sept. 1994, pp. 503-513.

- [8] T. J. Hammonds, B. W. Tay “Power Links with Ireland – Excitation of Turbine-Generator Shaft Torsional Vibrations by Variable Frequency Currents Superimposed on DC Currents in Asynchronous HVDC Links”, IEEE Transactions on Power Systems, Vol.10, No.3, August 1995, pp. 1572-1579.
- [9] M. Tari, S. Nagano, “Negative Phase Sequence and Harmonic Current Capability of Turbo Generators” Final Report to questionnaire 95-2. CIGRE ELECTRA No. 181, Dic. 1998 pp. 19-23.
- [10] G. T. Heydt “Electric Power Quality” (libro), Ed. Stars in a Circle
- [11] Wilson E. Kazibwe, M. Sendaula “Electric Power Quality Control Techniques” (libro) Ed. Van Nostrand Reinhold New York 1993
- [12] Enrique Acha, Manuel Madrigal “Power Systems Harmonics” (libro) Ed. Wiley
- [13] IEEE Recommended Practices and Requirements for harmonic control in electrical power systems (IEEE Std 519-1992) Institute of Electrical and Electronics Engineers, Inc. New York USA, April 2 1992
- [14] E. Fitzgerald, Charles Kingsley, Stephen D. Umans “Máquinas Eléctricas” (libro) 5a. Edición, Mc. Graw Hill
- [15] Stephen J. Chapman “Electric Machinery Fundamentals” (libro) Ed. Mc Graw Hill
- [16] Paul C. Krause “Análisis of Electric Machinery” (libro) Mc. Graw Hill
- [17] F. Aboytes, J. Cañedo, R. Ramírez “ Dynamical Behavior in Electrical Systems” (in spanish) CENACE North Area, Investigation and Development department CFE,

Gomez Palacio Durango México 1988.

[18] Singiresu S. Rao “Mechanical Vibrations” (libro) second edition, Ed. Addison Wesley 1990

[19] Chee Mun Ong, “Dynamic Simulation of Electric Machinery” (libro) Ed. Prentice Hall 1997

[20] R. F. Steidel Jr. “Introducción al Estudio de las Vibraciones Mecánicas” (libro) Ed. CECSA, 1991

[21] K.R. Padiyar , Ed. Kluwer “Analysis of Subsynchronous Resonance in Power Systems”, Academic Publishers, 1999

[22] Toshihisa Funabashi, Hitomi Ootoguro “An Influence on Voltage Sag on Non-Utility Generator Shaft Torque” IEEE Summer meeting 2000, pp. 2463-2468

[23] “Harmonic References”, (www.aim_energy.com), AIM harmonic conditioner equipment, AIM Energy Inc.

[24] Juan Carlos Escobar, Francisco de la Rosa “Vibraciones Mecánicas Torsionales Excitadas por Cargas No-Lineales en Unidades Generadoras de Baja Capacidad” XIV Reunión de Verano de Potencia Aplicaciones industriales y exposición industrial RVP-AI/2001 (IEEE sección México), Acapulco, Gro. Julio 8 -14 2001, pp. 156-161

[25] Juan Carlos Escobar, Francisco de la Rosa; “Shaft Torsional Vibration due to Non-linear Loads in low Capacity Turbine Units”IEEE PES Summer Meeting 2001 Vancouver B.C: Canada, Julio 15-19

INDICE DE FIGURAS

Figura 2.1	Línea de transmisión con efectos mutuos	7
Figura 2.2	Disposición Simétrica de conductores	7
Figura 2.3	Donde $Z_a = Z_b = Z_c$.	8
Figura 2.4	Transposición de líneas	8
Figura 2.5	Secuencia positiva y negativa resp.	11
Figura 3.1	Fuerza magnetomotriz a través de los devanados (a) distribuidos, (b) concentrados	19
Figura 3.2	Ondas rotatorias de fmm en el estator de un devanado monofásico.	20
Figura 3.3	Fmm resultante	23
Figura 3.4	Espectro de Fmm resultante	23
Figura 3.5	Par en una espira que lleva corriente	24
Figura 3.6	Par eléctrico	26
Figura 3.7	Espectro del par eléctrico	26
Figura 3.8	Interrelación de los sistemas	27
Figura 4.1	Modelo utilizado de la máquina síncrona	34
Figura 4.2	Esquema simplificado del sistema turbina generador	55
Figura 4.3	Modelo del sistema turbina generador	56
Figura 4.4	Modelo incluido en el algoritmo de simulación	67
Figura 4.5	Algoritmo de simulación de la máquina	71
Figura 4.6	Representación esquemática de la oscilación del rotor	72
Figura 4.7	Modelo a considerar	73
Figura 4.8	Modelo en respuesta a la frecuencia visto desde el rotor del generador.	75
Figura 4.9	Equivalente pasivo del sistema mecánico	77
Figura 5.1	Diagrama de bloques del procedimiento de estudio	79
Figura 5.2	Modelo simplificado de red	81
Figura 5.3	Sistema de excitación	82

INDICE DE FIGURAS (continuación)

Figura 5.4	Gobernador	83
Figura 5.5	Modelo masa-resorte donde T_t es el par de la turbina y T_e es el par eléctrico	84
Figura 5.6	Coefficiente complejo de sistema mecánico	86
Figura 5.7	Coefficientes K_e y D_e del $ke(j\lambda)$	86
Figura 5.8	Voltaje fase a	89
Figura 5.9	Corriente fase a	89
Figura 5.10	I_{pkd} , i_{pkq1} , e i_{pkq2}	89
Figura 5.11	I_{pfd}	89
Figura 5.12	Espectro de i_{pkd}	90
Figura 5.13	Espectro de i_{pkq1}	90
Figura 5.14	Espectro de i_{pkq2}	90
Figura 5.15	Espectro de i_{pfd} en base a ifo	90
Figura 5.16	Espectro de par eléctrico	91
Figura 5.17	Formas de modo esperadas para el modo de 600 Hz	93
Figura 5.18	Amplitudes relativas de cada variable q correspondiente a la excitación de frecuencia variable	95
Figura 5.19	Respuesta del par mecánico en cada sección de la flecha en el sistema t-g, en el dominio de la frecuencia, a la exc. De frec. Variable.	96
Figura 5.20	Amplitudes esperadas de los pares mecánicos de la flecha	97
Figura 5.21	Comportamiento dinámico de algunas variables desacopladas " q "	100
Figura 5.22	Comportamiento dinámico de " q_2 " se observa el incremento en la amplitud a la frecuencia de 600 Hz	100
Figura 5.23	Par mecánico para la sección 1-2	101
Figura 5.24	Par mecánico para la sección 2-3	101
Figura 5.25	Par mecánico para la sección 3-4	101
Figura 5.26	Par mecánico para la sección 4-5	101

INDICE DE FIGURAS (continuación)

Figura 5.27	Par mecánico para la sección 5-6	101
Figura 5.28	Par mecánico para la sección 6-7	101
Figura 6.1	Esquema básico del funcionamiento de los filtros sintonizados LC.	107
Figura 6.2	Corriente y voltaje antes del filtrado	109
Figura 6.3	Corriente y voltaje después del filtrado	109
Figura 6.4	Acoplamiento del sistema T-G	112
Figura 6.5	Inserción de sección de flecha con dos acoplamientos	112
Figura 6.6	Cambio en la inercia de J5 vs cambio en la frecuencia natural de 1038.71 Hz	115
Figura 6.7	Cambio en la inercia de J5 vs cambio en la frecuencia natural de 1038.71 Hz	115
Figura 6.8	Cambio en la inercia de J5 vs cambio en la frecuencia natural de 430.015 Hz	115
Figura 6.9	Cambio en la inercia de J5 vs cambio en la frecuencia natural de 117.26 Hz	115
Figura 6.10	Cambio en la inercia de J5 vs cambio en la frecuencia natural de 20.08 Hz	115
Figura 6.11	Cambio en la inercia de J5 vs cambio en la frecuencia natural de 169.75 Hz	116
Figura 6.12	Cambio en la inercia de J5 vs cambio en la frecuencia natural de 600.02 Hz	117
Figura 6.13	Respuestas de las ecuaciones desacopladas para el caso de estudio	118
Figura 6.14	Efecto de la combinación de respuestas dando mayores niveles de vibración en vecindades de las frecuencias naturales mas bajas	119
Figura 6.15	Amplitudes esperadas de par en las secciones de flechas con la adición de inercia al elemento J5	121
Figura 6.16	Comportamiento dinámico de “q2” ya no se observa el incremento en la amplitud a la frecuencia de 600 Hz	121

INDICE DE FIGURAS (continuación)

Figura 6.17	Par mecánico para la sección 1-2	122
Figura 6.18	Par mecánico para la sección 2-3	122
Figura 6.19	Par mecánico para la sección 3-4	122
Figura 6.20	Par mecánico para la sección 4-5	122
Figura 6.21	Par mecánico para la sección 5-6	122
Figura 6.22	Par mecánico para la sección 6-7	122
Figura 7.1	Esquema de cogeneración industrial	126
Figura 7.2	Una unidad de cogeneración conectada a la compañía suministradora	126
Figura 7.3	Banco de unidades de cogeneración conectadas a la compañía suministradora	127

INDICE DE TABLAS

Tabla 2.1 Secuencias de las corrientes armónicas	12
Tabla 2.2 Espectro típico de iluminación fluorescente	13
Tabla 2.3 Contenido Armónico para convertidores de 6 y 12 pulsos	14
Tabla 2.4 Contenido armónico típico de un horno de arco para dos etapas de operación	15
Tabla 5.2 Especificaciones de los elementos de la red	83
Tabla 5.3 Constantes de Inercia y ctes. elásticas	83
Tabla 5.4 Frecuencias naturales y coeficientes de amortiguamiento para cada modo	85
Tabla 5.5 Valores de amortiguamiento eléctrico	86
Tabla 5.6 Espectro armónico de corriente del Bus1 al Bus2 en Porcentaje de la corriente fundamental (%)	87
Tabla 5.7 espectro armónico de voltaje en (%) de la fundamental	88
Tabla 5.8 resumen de los valores expuestos en el espectro anterior.	91
Tabla 5.9 comparación de frecuencias naturales y de par eléctrico	92
Tabla 5.10 Valores esperados en estado estable de par mecánico en cada sección de flecha	97
Tabla 5.11 Pares esperados para la condición resonante en 600 Hz.usando la ecuación de la referencia [10]	98
Tabla 5.12 Condiciones iniciales de la simulación en el tiempo	99
Tabla 6.1 Valores de (dkm/dw) para el cruce por cero en las frecuencias naturales	106

INDICE DE TABLAS (continuación)

Tabla 6.2 Resultados típicos de la atenuación desde la 2 ^a Hasta la 51 ^a armónica con el equipo AIM durante la operación en paralelo con un variador de frecuencia.	109
Tabla 6.3 Matriz de participación	114
Tabla 6.4 coeficientes de participación de los elementos del sistema al modo de 600.02 Hz	114

