

UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON
FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA



ANALISIS DINAMICO DE GENERADORES SINCRONOS
ANTE DISTURBIOS EN EL SEP

TESIS

QUE PARA OBTENER EL TITULO DE
INGENIERO MECANICO ELECTRICISTA

PRESENTA
FRANCISCO JAVIER CANO MARTINEZ

SAN NICOLAS DE LOS GARZA, N. L.

AGOSTO, 2004

T
Z 5 8 5 3
. M 2
F I M E
2 0 0 4
. C 3 7 7

ANALISIS DIMAMICO DE GEMERADORES
SINCROMIOS

ANALISIS MICROMETRICOS
EM EL CDP



1020150035

UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON
FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA



ANALISIS DINAMICO DE GENERADORES SINCRONOS
ANTE DISTURBIOS EN EL SEP

TESIS

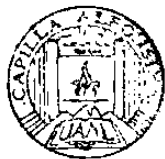
QUE PARA OBTENER EL TITULO DE
INGENIERO MECANICO ELECTRICISTA

PRESENTA
FRANCISCO JAVIER CANO MARTINEZ

SAN NICOLAS DE LOS GARZA, N. L. AGOSTO, 2004

985809

T
ZS853
.M2
FTHE
J004
.C377



FONDO
TESIS

UNIVERSIDAD AUTONOMA DE NUEVO LEON
FACULTAD DE INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA



ANALISIS DINAMICO DE GENERADORES SINCRONOS
ANTE DISTURBIOS EN EL SEP

TESIS

QUE PARA OBTENER EL TITULO DE
INGENIERO MECANICO ELECTRICISTA

PRESENTA
FRANCISCO JAVIER CANO MARTINEZ

SAN NICOLAS DE LOS GARZA, N. L. AGOSTO, 2004

Doy gracias a Dios y a mis padres; por todo el gran amor, apoyo y comprensión a lo largo de mi vida.

CONTENIDO

1	INTRODUCCION.....	1
1.1	Motivación.....	1
1.2	Antecedentes.....	1
1.3	Objetivos.....	1
1.4	Limitaciones.....	2
1.5	Estructura de la tesis.....	2
2	MODELOS MATEMATICOS DE LA MAQUINA SINCRONA.....	4
2.1	Modelo matemático general.....	4
2.2	Consideraciones generales para la simulación.....	7
2.3	Modelos derivados.....	8
2.3.1	Ejes de referencia.....	10
2.3.2	Derivación detallada del modelo IV.....	11
2.3.3	Resumen de modelos.....	17
2.3.3.1	Modelo I. Modelo simplificado rotor sólido.....	18
2.3.3.2	Modelo II. Modelo simplificado rotor laminado.....	19
2.3.3.3	Modelo III. Máquina con rotor laminado, sin efectos subtransitorios.....	20
2.3.3.4	Modelo IV. Máquina con rotor sólido, sin efectos subtransitorios.....	21
2.3.4	Derivación detallada del modelo VI.....	21
2.3.5	Resumen de modelos.....	25
2.3.5.1	Modelo V. Máquina con rotor laminado, incluyendo efectos subtransitorios.....	26
2.3.5.2	Modelo VI. Máquina con rotor sólido, incluyendo efectos subtransitorios.....	26
3	OBTENCION DE PARÁMETROS PARA LA SIMULACION DE MODELOS MATEMATICOS DE GENERADORES SINCRONOS.....	27

3.1	Introducción.....	27
3.2	Parámetros de la máquina síncrona (en pu).....	28
3.2.1	Inductancias síncronas.....	31
3.2.2	Inductancias magnetizantes.....	32
3.2.3	Inductancias transitorias.....	34
3.2.4	Inductancias subtransitorias.....	36
3.2.5	Constantes de tiempo transitorias.....	37
3.2.6	Constantes de tiempo subtransitorias.....	38
3.2.7	Cálculo de resistencias.....	39
3.3	Ecuaciones de estado estable.....	39
3.3.1	Valores en dqo.....	40
3.4	Corriente del devanado de campo.....	41
3.5	Corrientes de Eddy en el rotor.....	42
3.6	Corrientes en devanados amortiguadores.....	43
3.7	Cálculos de encadenamientos de flujo en estado estable.....	45
3.8	Ecuaciones del par eléctrico.....	46
4	ANÁLISIS COMPARATIVO DE VARIABLES PRIMARIAS.....	48
4.1	Introducción.....	48
4.2	Documentación de la prueba.....	49
4.3	Velocidad angular.....	51
4.4	Diferencia angular.....	53
4.5	Observaciones.....	55
5	CONCLUSIONES.....	57
5.1	Conclusiones generales.....	57
5.2	Aportaciones.....	58
5.3	Recomendaciones para trabajos futuros.....	58
6	REFERENCIAS.....	59

INTRODUCCIÓN

1.1 Motivación.

El presente trabajo de tesis fue desarrollado con el objeto de efectuar un estudio de revisión y evaluación de los diferentes modelos matemáticos de generadores síncronos. Este estudio servirá de base para el diseño y desarrollo de pruebas en laboratorio para el estudio de estabilidad transitoria.

1.2 Antecedentes.

El generador síncrono es un elemento básico en el comportamiento dinámico de un sistema eléctrico. Las oscilaciones de potencia en líneas de transmisión, así como los cambios de frecuencia y voltaje en condiciones de disturbio, dependen de la configuración de la red y del comportamiento de los generadores y sus controles.

En estudios de estabilidad transitoria y dinámica es necesario utilizar una representación adecuada del generador síncrono. Se requiere un modelo comprensible, de fácil implementación en computadora digital y que a su vez, sea compatible con los modelos de controles y elementos en el sistema.

1.3 Objetivos.

Los objetivos de esta tesis son la descripción de seis modelos de máquina síncrona, la simulación digital de cada uno de ellos; así como el análisis comparativo entre cada tipo de máquina síncrona.

Inicialmente se plantea un modelo general, basado en las ecuaciones de Park. Se incluyen las consideraciones generales que deben cumplir los modelos, se resumen las características de cada uno basados en el número de devanados presentes en el rotor. Se describe en detalle la derivación de dos de ellos, para el resto se presenta de manera sencilla las ecuaciones necesarias en los modelos computacionales.

1.4 Limitaciones.

Las simulaciones del comportamiento de la máquina síncrona que se presentan en esta tesis se limitan solamente a un tipo de falla (falla trifásica en un nodo cercano al generador) en el sistema eléctrico de potencia. Se plantea el disturbio más crítico para evaluar la dinámica del generador síncrono; aunque no se consideran otros tipos ó localización de fallas, el comportamiento del generador es similar al caso base, pero en menor medida.

1.5 Estructura de la tesis.

En el capítulo uno se da una introducción general sobre la importancia que tiene el generador síncrono en el estudio de estabilidad en un sistema eléctrico de potencia, así como las limitaciones existentes sobre el desarrollo de las simulaciones.

En el capítulo dos se presentan las ecuaciones que corresponden a cada modelo matemático para la simulación de la máquina síncrona ante un disturbio.

El capítulo tres describe la manera de obtener los parámetros de la máquina síncrona necesarios para la simulación, partiendo de los parámetros básicos dados por los fabricantes; también se da una secuencia de cálculos de las

corrientes, encadenamientos de flujo, y par eléctrico para los seis modelos, ya sea en estado estable o en condiciones de disturbio.

El capítulo cuatro muestra el resultado de las simulaciones de los seis modelos matemáticos, haciendo un análisis comparativo de algunas variables primarias para la máquina síncrona de polos lisos, y la máquina síncrona de polos salientes.

Y en el capítulo cinco se exponen las conclusiones obtenidas en el desarrollo de la presente tesis.

MODELOS MATEMÁTICOS DE LA MÁQUINA SÍNCRONA

2.1 Modelo matemático general.

La figura 2.1 muestra una representación esquemática de la máquina síncrona, en ella se indican las convenciones que se adoptan en cuanto a la posición de los ejes de rotor y a la dirección de las corrientes. Se ha considerado al eje directo (d) 90° adelante del eje en cuadratura (q) y la máquina se modela como generador. Se tienen tres devanados sobre el estator, uno por cada fase y cuatro sobre el rotor: circuito de campo (f), devanados amortiguadores sobre los ejes directo y en cuadratura (Kd, Kq), y el devanado que representa las corrientes de Eddy en el rotor (g).

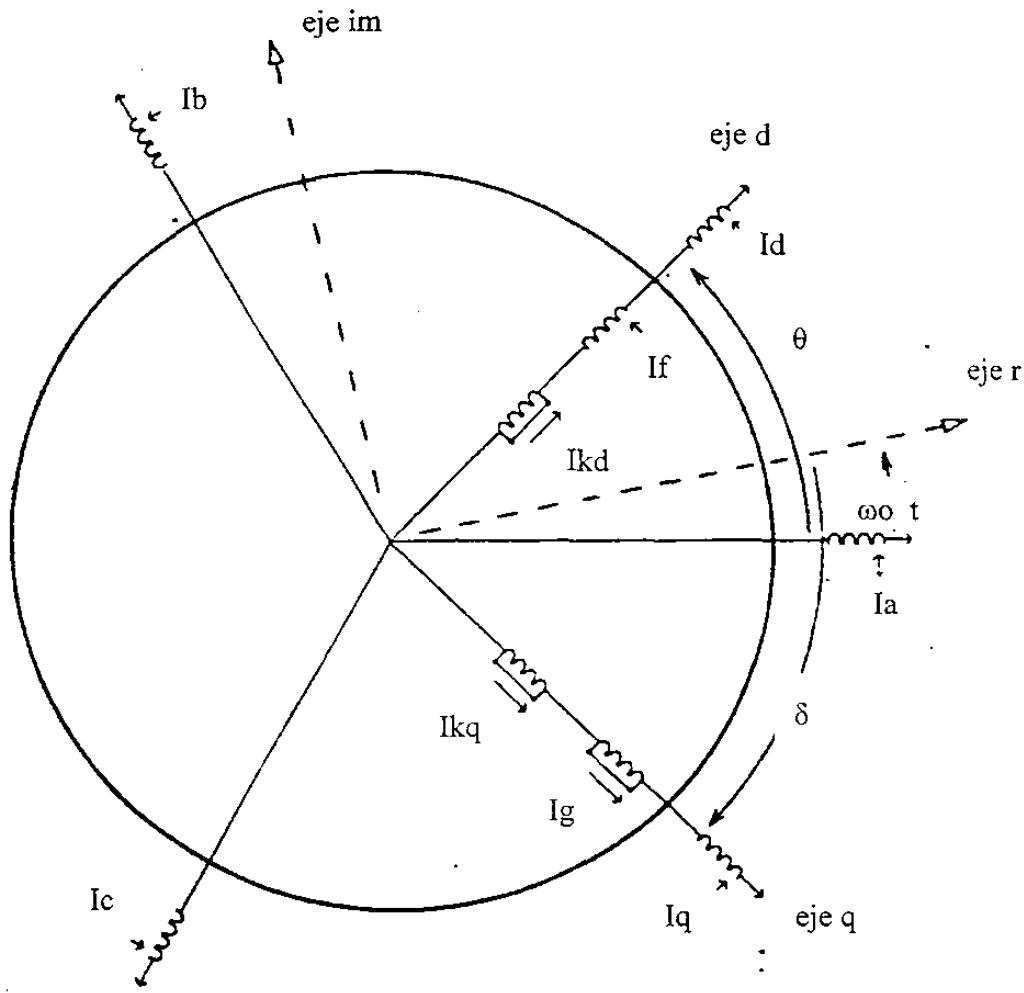


Fig. 2.1 Diagrama esquemático del generador síncrono.

El comportamiento de las variables eléctricas del generador queda definido por las ecuaciones de voltaje y encadenamientos de flujo que relacionan a los devanados. Las ecuaciones de voltaje de los devanados de estator, con referencia a las fases (a, b, c), se expresan en función de inductancias que varían con la posición del rotor. Cambiando la referencia de las ecuaciones del estator, fases (a, b, c), a los ejes (d, q, o), del rotor, se logra expresar estas ecuaciones en función de inductancias invariantes en el tiempo.

En la figura 2.1 los devanados más externos sobre los ejes d, y q, del rotor representan los devanados de estator referidos al rotor. La transformación de

coordenadas se realiza por medio de la transformación modal de Park, con la que se pasa del marco de referencia (a, b, c), estático y variante con el tiempo, al marco de referencia (d, q, o), giratorio e invariante con el tiempo.

Por otro lado, el cambio de referencia provoca inductancias mutuas diferentes entre circuitos de rotor y estator. Si se selecciona un sistema por unidad adecuado para expresar las ecuaciones y variables del generador se logra obtener inductancias mutuas iguales. Además en las ecuaciones de voltajes de estator aparecen los llamados “voltajes de velocidad” ($\omega \psi_d$, $\omega \psi_q$) como resultado del cambio de referencia. Suponiendo condiciones estáticas y dinámicas balanceadas, las ecuaciones de voltajes y encadenamientos de flujo en los ejes d, q son:

$$V_d = -(r)(I_d) - \frac{d\psi_d}{dt} - \omega(\psi_q) \quad (2.1)$$

$$V_q = -(r)(I_q) - \frac{d\psi_q}{dt} + \omega(\psi_d) \quad (2.2)$$

$$V_f = -(r_f)(I_f) - \frac{d\psi_f}{dt} \quad (2.3)$$

$$0 = -(r_g)(I_g) - \frac{d\psi_g}{dt} \quad (2.4)$$

$$0 = -(r_{kd})(I_{kd}) - \frac{d\psi_{kd}}{dt} \quad (2.5)$$

$$0 = -(r_{kq})(I_{kq}) - \frac{d\psi_{kq}}{dt} \quad (2.6)$$

$$\psi_d = (L_d)(I_d) + (L_{md})(I_f) + (L_{md})(I_{kd}) \quad (2.7)$$

$$\psi_q = (L_q)(I_q) - (L_{mq})(I_g) - (L_{mq})(I_{kq}) \quad (2.8)$$

$$\psi_f = (L_{md})(I_d) + (L_f)(I_f) + (L_{md})(I_{kd}) \quad (2.9)$$

$$\psi_g = -(L_{mq})(I_q) + (L_g)(I_g) - (L_{mq})(I_{kq}) \quad (2.10)$$

$$\psi_{kd} = (L_{md})(I_d) + (L_{md})(I_f) + (L_{kd})(I_{kd}) \quad (2.11)$$

$$\Psi_{kq} = -(L_{mq})(I_q) - (L_{mq})(I_g) + (L_{kq})(I_{kq}) \quad (2.12)$$

Las ecuaciones de potencia activa y reactiva, la ecuación del par eléctrico y la ecuación de oscilación completan el modelo matemático:

$$P = (V_d)(I_d) + (V_q)(I_q) \quad (2.13)$$

$$Q = (V_d)(I_q) - (V_q)(I_d) \quad (2.14)$$

$$T_e = (L_d - L_q)(I_d)(I_q) + (L_{md})(I_f)(I_q) + (L_{md})(I_{kd})(I_q) + (L_{mq})(I_{kq})(I_d) + (L_{mq})(I_g)(I_d) \quad (2.15)$$

$$\frac{2H}{\omega_o} \frac{d^2\delta}{dt^2} = T_m - T_e \quad (2.16)$$

2.2 Consideraciones generales para la simulación.

El comportamiento del generador se determina por el sistema de ecuaciones (2.1) – (2.16); de aquí que una alternativa de solución al problema dinámico sea resolver directamente ese conjunto de ecuaciones. En el se conocen, o es posible determinar, el valor de los parámetros (inercia (H), resistencias e inductancias), a partir de datos de fábrica o de pruebas.

Sin embargo, la utilización de las ecuaciones (2.1) – (2.16) para la solución del problema de estabilidad en sistemas de potencia se enfrenta al problema que plantea la inclusión de los términos $d\psi_d/dt$ y $d\psi_q/dt$ en las ecuaciones de voltaje del estator. La eliminación de esos términos de voltaje equivale a despreciar los fenómenos transitorios en el estator. En el estudio de estabilidad, es práctica común eliminar los términos $d\psi_d/dt$ y $d\psi_q/dt$ para lograr una simplificación en el análisis, considerando que su influencia es relativamente pequeña en los tiempos de interés.

La implementación de la solución digital de las ecuaciones básicas requiere de ciertas adecuaciones y manipulaciones algebraicas. Para esto, se deben tomar en cuenta las siguientes consideraciones:

- a) Se representan solo voltajes y corrientes en frecuencia fundamental, tanto en el estator como en el sistema de potencia. Se desprecian, por lo tanto, las componentes armónicas de voltaje y corriente, así como la componente de corriente directa en las corrientes del estator. Esto permite que todos los voltajes y corrientes del generador y del sistema puedan ser representados por medio de fasores. Las ecuaciones del SEP se manejan algebraicamente en el plano complejo y los fasores de la máquina se describen por medio de ecuaciones diferenciales y algebraicas.
- b) Se utilizan componentes simétricas para representar condiciones de operación desbalanceadas. Esto resulta en la reducción de la forma fasorial de la máquina a su circuito de secuencia positiva.

2.3 Modelos derivados

A partir de las ecuaciones básicas y con algunas consideraciones basadas en el número de devanados en el rotor, en los encadenamientos de flujo del campo y el devanado g, se derivan seis modelos del generador adecuados para la simulación digital. La tabla 2.1 muestra en forma resumida las consideraciones efectuadas y los modelos resultantes.

TABLA 2.1

Características de los modelos derivados.

MODELO	DEVANADOS CONSIDERADOS					
	ψ_f	ψ_g	F	g	K_d	K_q
I	Cte.	Cte.	Si	Si	No	No
II	Cte.	0	Si	No	No	No
III	Var.	0	Si	No	No	No
IV	Var.	Var.	Si	Si	No	No
V	Var.	0	Si	No	Si	Si
VI	Var.	Var.	Si	Si	Si	Si

Los modelos I, IV, y VI corresponden a generadores de polos lisos, adecuados para representar turbogeneradores. Los modelos II, III, V se emplean en la simulación del comportamiento de generadores de polos salientes.

En los modelos simplificados (I y II) se obtienen como salidas la potencia activa y reactiva, el voltaje en terminales, la velocidad angular y la diferencia angular entre rotores. Estas variables se obtienen también de los modelos restantes, pero en forma adicional es posible extraer de ellos el comportamiento de otras variables. En la tabla 2.2 se indican las variables adicionales disponibles para los modelos III a VI.

TABLA 2.2

Variables adicionales para cada modelo.

MODELO	VARIABLES DISPONIBLES							
	I_f	I_g	I_{kd}	I_{kq}	E_{fd}	E'	E''	T_e
III	Si	No	No	No	Si	Si	No	Si
IV	Si	Si	No	No	Si	Si	No	Si
V	Si	No	Si	Si	No	No	Si	Si
VI	Si	Si	Si	Si	No	No	Si	Si

La nomenclatura utilizada para las variables de la tabla 2.2 es la siguiente:

I_f – Corriente de campo.

I_g – Corriente de Eddy, en el eje en cuadratura.

I_{kd} – Corriente en el devanado amortiguador en el eje directo.

I_{kq} – Corriente en el devanado amortiguador en el eje en cuadratura.

E_{fd} – Voltaje interno proporcional al voltaje de campo.

E' – Voltaje interno transitorio.

E'' – Voltaje interno subtransitorio.

T_e – Par eléctrico.

2.3.1 Ejes de referencia.

La relación entre variables fasoriales expresadas con respecto a la referencia del rotor de cada máquina (q, d) y la referencia única del sistema (R, IM) se da a través de una matriz de transformación de coordenadas. Para el caso de la corriente se tiene:

$$\bar{I}_{(R, IM)} = [A] \bar{I}_{(q,d)}$$

$$\begin{bmatrix} I_R \\ I_{IM} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \delta & -\text{sen} \delta \\ \text{sen} \delta & \cos \delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_q \\ I_d \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

En la forma compleja, se escribe la relación inversa como:

$$I_q + jI_d = (I_R + jI_{IM})e^{-j\delta} = \bar{I}e^{-j\delta} \quad (2.18)$$

Estas relaciones se cumplen igualmente para voltajes.

2.3.2 Derivación detallada del modelo IV.

En este modelo se desprecian los efectos de los devanados amortiguadores en el comportamiento del generador. Esto se realiza eliminando esos circuitos del modelo completo. En las ecuaciones (2.1) – (2.12) y (2.15) se hacen cero las corrientes y encadenamientos de flujo en los devanados Kd y Kq, con lo que el sistema de ecuaciones se reduce a:

$$V_d = -(r)(I_d) - \frac{d\psi_d}{dt} - \omega\psi_q \quad (2.19)$$

$$V_q = -(r)(I_q) - \frac{d\psi_q}{dt} + \omega\psi_d \quad (2.20)$$

$$V_f = -(r_f)(I_f) - \frac{d\psi_f}{dt} \quad (2.21)$$

$$0 = -(r_g)(I_g) - \frac{d\psi_g}{dt} \quad (2.22)$$

$$\psi_d = (L_d)(I_d) + (L_{md})(I_f) \quad (2.23)$$

$$\psi_q = (L_q)(I_q) - (L_{mq})(I_g) \quad (2.24)$$

$$\psi_f = (L_{md})(I_d) + (L_f)(I_f) \quad (2.25)$$

$$\psi_g = -(L_{mq})(I_q) + (L_g)(I_g) \quad (2.26)$$

$$T_e = (L_d - L_q)(I_d)(I_q) + (L_{md})(I_f)(I_q) + (L_{mq})(I_g)(I_d) \quad (2.27)$$

Las ecuaciones (2.13), (2.14) y (2.16) no se modifican.

El objetivo es expresar las ecuaciones de voltaje de estator en función de todos los encadenamientos de flujo y de las corrientes de estator. De (2.25) se tiene que:

$$I_f = \frac{1}{L_f}(\psi_f - (L_{md})(I_d)) \quad (2.28)$$

Sustituyendo (2.28) en (2.23):

$$\psi_d = \left(L_d - \frac{L_{md}^2}{L_f} \right) I_d + \left(\frac{L_{md}}{L_f} \right) \psi_f$$

y definiendo;

$$L'_d = L_d - \frac{L_{md}^2}{L_f}$$

Se obtiene:

$$\psi_d = (L'_d)(I_d) + \left(\frac{L_{md}}{L_f} \right) \psi_f \quad (2.29)$$

Sustituyendo (2.29) en (2.20):

$$V_q = -r(I_q) + \omega(L'_d)(I_d) + \omega \left(\frac{L_{md}}{L_f} \right) \psi_f$$

Se define la reactancia transitoria (X'_d), y una variable proporcional a los encadenamientos de flujo del campo (E'_q), referida al estator como sigue:

$$X'_d = \omega(L'_d)$$

$$E'_q = \omega \left(\frac{L_{md}}{L_f} \right) \psi_f \quad (2.30)$$

Resultando:

$$V_q = -(r)(I_q) + (X'_d)(I_d) + E'_q \quad (2.31)$$

Las variables relacionadas por medio de (2.31) son voltajes. V_q es una componente del voltaje de estator, mientras que E'_q es un voltaje interno del generador referido al estator.

Por otro lado, si en la ecuación (2.21):

$$\frac{d\psi_f}{dt} = -V_f - (r_f)(I_f) \quad (2.32)$$

Se sustituye (2.28), se obtiene:

$$\frac{d\psi_f}{dt} = -V_f - \frac{r_f}{L_f}(\psi_f - (L_{md})(I_d)) \quad (2.33)$$

Que representa la dinámica de los encadenamientos de flujo del campo.

Para referir la ecuación (2.33) al estator se multiplica por $\omega(L_{md}/L_f)$;

$$\frac{d}{dt} \left(\omega \left(\frac{L_{md}}{L_f} \right) \psi_f \right) = \frac{r_f}{L_f} \left(\omega \left(\frac{L_{md}}{r_f} \right) V_f + \omega \left(\frac{L_{md}}{L_f} \right) \psi_f - \omega \left(\frac{L_{md}^2}{L_f} \right) I_d \right)$$

Aquí se define una segunda variable, proporcional a la corriente de campo en estado estable, con referencia al estator:

$$\omega \left(\frac{L_{md}}{r_f} \right) V_f = E_{fd} \quad (2.34)$$

Se utiliza también la convención de escribir las relaciones inductancia-resistencia como constantes de tiempo:

$$T'_{do} = \frac{L_r}{r_f} \quad (2.35)$$

Utilizando la relación entre reactancias en el eje directo;

$$\omega \frac{L_{md}^2}{L_r} = X_d - X'_d$$

Se obtiene;

$$\frac{d}{dt} E'_q = -\frac{1}{T'_{do}} (E'_{fd} + E'_q - (X_d - X'_d) I_d) \quad (2.36)$$

Así, (2.36) define los cambios en el tiempo de los encadenamientos de flujo del campo.

Siguiendo un procedimiento análogo al anterior, partiendo de las ecuaciones (2.19), (2.24) y (2.26), se obtiene la ecuación que define la dinámica de los encadenamientos de flujo del devanado g:

$$\frac{d}{dt} E'_d = -\frac{1}{T'_{qo}} (E'_d + (X_q - X'_q) I_q) \quad (2.37)$$

Donde el voltaje interno transitorio sobre el eje directo se define como una variable proporcional a los encadenamientos de flujo del devanado g:

$$E'_d = \omega \left(\frac{L_{mq}}{L_g} \right) \psi_g \quad (2.38)$$

Despejando la corriente I_g de la ecuación (2.26) y sustituyéndola en (2.24), se obtiene:

$$\psi_q = -\left(\frac{L_{mq}}{L_g}\right)\psi_g + (L'_q)(I_q) \quad (2.39)$$

donde:

$$L'_q = L_q - \frac{L_{mq}^2}{L_g}$$

Utilizando (2.39) en (2.19):

$$V_d = -(r)(I_d) + \omega(L'_q)(I_q) + \omega\left(\frac{L_{mq}}{L_g}\right)\psi_g$$

y definiendo la reactancia transitoria (X'_q):

$$\omega(L'_q) = X'_q$$

Se obtiene finalmente;

$$V_d = -(r)(I_d) - (X'_q)(I_q) + E'_d \quad (2.40)$$

La solución de las ecuaciones del generador se debe realizar en forma simultánea con las ecuaciones de la red a que se conecta; para esto, es necesario relacionar ambos conjuntos de ecuaciones a través de las variables del estator. Las ecuaciones de voltaje (2.31) y (2.40), sirven para este propósito.

Escribiendo ambas en forma matricial se tiene:

$$\begin{bmatrix} V_q \\ V_d \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -r & X'_d \\ -X'_q & -r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_q \\ I_d \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} E'_q \\ E'_d \end{bmatrix} \quad (2.41)$$

Las ecuaciones de corrientes escritas en forma matricial se obtienen de la siguiente forma:

$$\begin{bmatrix} \left(\frac{-r}{k}\right) & \left(\frac{-X'_d}{k}\right) \\ \left(\frac{X'_q}{k}\right) & \left(\frac{-r}{k}\right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} (V_q - E'_q) \\ (V_d - E'_d) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_q \\ I_d \end{bmatrix}$$

donde:

$$k = r^2 + (X'_d)(X'_q)$$

Utilizando la matriz A para cambiar de la referencia en los ejes d, q de la máquina a la referencia única del sistema;

$$A = \begin{bmatrix} \cos \delta & -\text{sen} \delta \\ \text{sen} \delta & \cos \delta \end{bmatrix}$$

De esta manera se obtiene la forma compleja de la inyección de corriente del generador al sistema:

$$(I_r + jI_{IM}) = \frac{r - j(1/2)(X'_d + X'_q)}{k} E' - j \frac{1}{2} \frac{(X'_q - X'_d)}{k} (E'^* - V^*) e^{j2\delta} - \frac{r - j(1/2)(X'_d + X'_q)}{k} V \quad (2.42)$$

donde: $k = r^2 + (X'_d)(X'_q)$

La ecuación (2.42) se representa por el circuito equivalente de la figura 2.2, donde:

$$Y_{fic} = \frac{r - j(1/2)(X'_d + X'_q)}{k}$$

$$I_{saliencia} = -j \frac{1}{2} \frac{(X'_q - X'_d)}{k} (E'^* - V^*) e^{j2\delta}$$

$$I_{ficticia} = Y_{fic} E' + I_{saliencia}$$

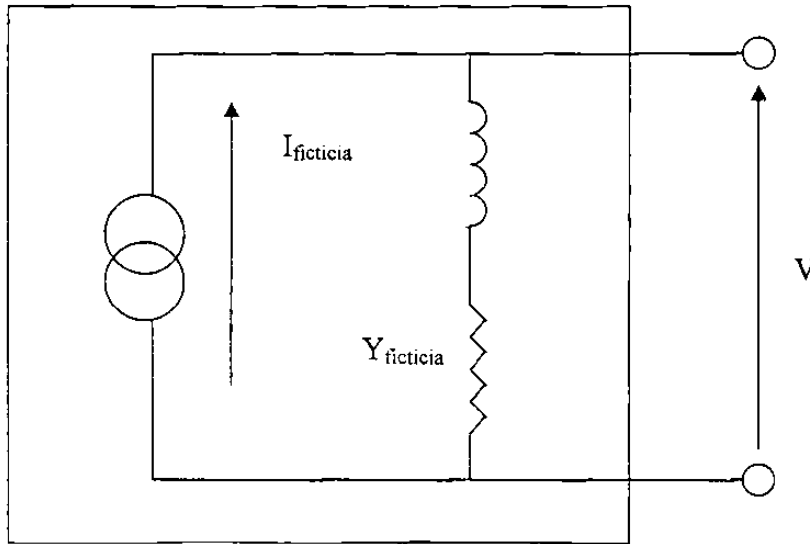


Figura 2.2 Circuito equivalente del generador.

2.3.3 Resumen de modelos.

A continuación se presenta un resumen de las ecuaciones necesarias para aplicar los modelos I a VI, incluyendo las consideraciones adicionales pertinentes.

2.3.3.1 Modelo I. Modelo simplificado rotor sólido.

En forma adicional a las consideraciones para la derivación de las ecuaciones del modelo IV, en este caso se supone que:

- 1) Los encadenamientos de flujo del campo y del devanado "g" permanecen constantes en magnitud.

$$\begin{array}{l} \psi_f = \text{cte} \qquad \psi_g = \text{cte} \\ \text{Por lo tanto:} \quad E'_q = \text{cte} \qquad E'_d = \text{cte} \end{array}$$

- 2) Se desprecia la saliencia transitoria.

$$X'_q = X'_d$$

Este modelo es la representación clásica de la máquina para estudios de estabilidad transitoria. En particular para máquinas de polos lisos.

La ecuación de oscilación (2.16), se desarrolla para obtener la posición y velocidad angular, como:

$$\frac{2H}{\omega_o} \frac{d\omega}{dt} = P_m - P_e \qquad (2.43)$$

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega - \omega_o \qquad (2.44)$$

De las ecuaciones (2.31) y (2.40), aplicando la suposición (2):

$$E' = V_t + (R_a + jX'_d)I_t \qquad (2.45)$$

2.3.3.2 Modelo II. Modelo simplificado rotor laminado.

En este caso, además de las consideraciones del modelo IV se supone que:

- 1) Los encadenamientos de flujo del campo permanecen constantes y los del devanado "g" se desprecian.

$$\psi_f = \text{cte.} \qquad \psi_g = \text{cte.}$$

Por lo tanto: $E'_q = \text{cte.}$ $E'_d = 0$

- 2) Se desprecian las corrientes de Eddy. (Se hace cero la corriente en el devanado "g").

$$I_g = 0$$

Por lo cual: $X'_q = X_q$

Este modelo es aplicable a máquinas de polos salientes.

Para la localización del eje q, en estado estable se utiliza;

$$E_q = V_t + (R_a + jX_q)I_t \qquad (2.46)$$

La magnitud constante de E'_q se obtiene de (2.31) y (2.46) como:

$$|E'_q| = \text{ABS}\{E_q\} + (X_q - X'_d)I_d \qquad (2.47)$$

Los voltajes terminales en el transitorio se obtienen de (2.41) y de la suposición (1) como:

$$\begin{bmatrix} V_q \\ V_d \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -r & X'_d \\ -X'_q & -r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_q \\ I_d \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} E'_q \\ E'_d = 0 \end{bmatrix} \quad (2.48)$$

2.3.3.3 Modelo III. Máquina con rotor laminado, sin efectos subtransitorios.

La única consideración adicional para la derivación de las ecuaciones de este modelo es la siguiente:

- 1) Se desprecian las corrientes de Eddy. (Se hace cero la corriente en el devanado "g")

$$I_g = 0$$

Esto es: $X'_q = X_q$

Este es el modelo más sencillo por medio del cual es posible incluir el efecto del sistema de excitación sobre la estabilidad de la máquina. En particular se aplica para el caso de las máquinas de rotor laminado o de polos salientes.

Las ecuaciones a resolver, además de la de oscilación son las siguientes:

Aplicando la suposición (1) se modifica la ecuación (2.37), resultando:

$$\frac{dE'_d}{dt} = 0 \quad (2.49)$$

La variación del voltaje interno transitorio E'_q se obtiene resolviendo (2.36):

La inyección del generador a la red se obtiene resolviendo (2.42)

2.3.3.4 Modelo IV. Máquina de rotor sólido, sin efectos subtransitorios.

Las ecuaciones a resolver para la máquina representada a través del modelo IV son:

Ecuación de oscilación (2.16), ó (2.43) y (2.44)

Ecuaciones de voltajes internos subtransitorios: $E'q$ (2.36) y $E'd$ (2.37).

Ecuación de inyección de corriente a la red: $I_r + I_{IM}$ (2.42).

2.3.4 Derivación detallada del modelo VI.

La derivación del modelo se realiza a partir del sistema de ecuaciones (2.1) – (2.16). Se incluyen los devanados amortiguadores y se consideran las suposiciones dadas en la sección 2.3.

Para obtener expresiones de los voltajes de estator V_d y V_q en función de los encadenamientos de flujo se sigue un proceso de sustitución. Para las variables localizadas sobre el eje directo, se inicia con la ecuación de la corriente de campo. De (2.9) se tiene que:

$$I_f = \frac{1}{L_f} (\psi_f - (L_{md})(I_d) - (L_{kd})(I_{kd})) \quad (2.50)$$

Sustituyendo en (2.11):

$$\Psi_{kd} = \left(L_{md} - \frac{L_{md}^2}{L_f} \right) I_d + \left(L_{kd} - \frac{L_{md}^2}{L_f} \right) I_{kd} + \left(\frac{L_{md}}{L_f} \right) \Psi_f$$

$$\Psi_{kd} = (L'_{md})(I_d) + (L'_{kd})(I_{kd}) + \left(\frac{L_{md}}{L_f} \right) \Psi_f$$

Despejando I_{kd} :

$$I_{kd} = \frac{1}{L'_{kd}} \left(\Psi_{kd} - (L'_{md})(I_d) - \left(\frac{L_{md}}{L_f} \right) \Psi_f \right) \quad (2.51)$$

Sustituyendo (2.50) en (2.7):

$$\Psi_d = \left(L_d - \frac{L_{md}^2}{L_f} \right) I_d + \left(L_{md} - \frac{L_{md}^2}{L_f} \right) I_{kd} + \left(\frac{L_{md}}{L_f} \right) \Psi_f$$

$$\Psi_d = (L'_d)(I_d) + (L'_{md})(I_{kd}) + \left(\frac{L_{md}}{L_f} \right) \Psi_f \quad (2.52)$$

Sustituyendo (2.51) en (2.52):

$$\Psi_d = \left(L'_d - \frac{L'_{md}^2}{L'_{kd}} \right) I_d + \frac{L_{md}}{L_f} \left(1 - \frac{L'_{md}}{L'_{kd}} \right) \Psi_f + \left(\frac{L'_{md}}{L'_{kd}} \right) \Psi_{kd}$$

$$\Psi_d = (L''_d)(I_d) + \frac{L_{md}}{L_f} \left(1 - \frac{L'_{md}}{L'_{kd}} \right) \Psi_f + \left(\frac{L'_{md}}{L'_{kd}} \right) \Psi_{kd} \quad (2.53)$$

Sustituyendo (2.53) en (2.2) se obtiene la componente en el eje q del voltaje terminal:

$$V_q = -(r)(I_q) + (\omega)(L''_d)(I_d) + \omega \left[\frac{L_{md}}{L_f} \left(1 - \frac{L'_{md}}{L'_{kd}} \right) \psi_f + \left(\frac{L'_{md}}{L'_{kd}} \right) \psi_{kd} \right]$$

Si se define:

$$E''_q = \omega \left[\frac{L_{md}}{L_f} \left(1 - \frac{L'_{md}}{L'_{kd}} \right) \psi_f + \left(\frac{L'_{md}}{L'_{kd}} \right) \psi_{kd} \right] \quad (2.54)$$

$$y ; \quad X''_d = \omega(L''_d)$$

Entonces resulta la expresión más comúnmente utilizada:

$$V_q = -(r)(I_q) + (X''_d)(I_d) + E''_q \quad (2.55)$$

Por un procedimiento análogo, se llega a expresar la componente del voltaje de estator sobre el eje d como:

$$V_d = -(r)(I_d) - \omega(L''_q)(I_q) + \omega \left[\frac{L_{mq}}{L_g} \left(1 + \frac{L'_{mq}}{L'_{kq}} \right) \psi_g + \left(\frac{L'_{mq}}{L'_{kq}} \right) \psi_{kq} \right]$$

Donde se definen:

$$E''_d = \omega \left[\frac{L_{mq}}{L_g} \left(1 + \frac{L'_{mq}}{L'_{kq}} \right) \psi_g + \left(\frac{L'_{mq}}{L'_{kq}} \right) \psi_{kq} \right] \quad (2.56)$$

$$y ; \quad X''_q = \omega(L''_q)$$

Para obtener finalmente:

$$V_d = -(r)(I_d) - (X''_q)(I_q) + E''_d \quad (2.57)$$

Las expresiones (2.54) y (2.56) se conocen como voltajes subtransitorios. Dependen de los encadenamientos de flujo de los devanados de rotor y de la velocidad angular, e incluyen los efectos de los devanados amortiguadores. Las ecuaciones (2.55) y (2.57) relacionan estos voltajes internos, referidos al estator, con el voltaje en terminales del generador a través de las reactancias subtransitorias. Los cambios en los encadenamientos de flujo se expresan en función de corrientes de estator, voltaje de campo y los mismos encadenamientos.

Para la dinámica de la corriente de campo, se tiene de la ecuación (2.3):

$$\frac{d\psi_f}{dt} = -V_f - (r_f)(I_f) \quad (2.58)$$

Sustituyendo (2.51) en (2.10);

$$I_f = \frac{1}{L_f} \left[\left(1 + \frac{L_{md}^2}{(L_f)(L'_{kd})} \right) \psi_f + L_{md} \left(\frac{L'_{md}}{L'_{kd}} - 1 \right) I_d - \left(\frac{L_{md}}{L'_{kd}} \right) \psi_{kd} \right]$$

Sustituyendo esta ecuación en (2.58):

$$\frac{d\psi_f}{dt} = -V_f - \frac{1}{T'_{do}} \left[\left(1 + \frac{L_{md}^2}{(L_f)(L'_{kd})} \right) \psi_f + L_{md} \left(\frac{L'_{md}}{L'_{kd}} - 1 \right) I_d - \left(\frac{L_{md}}{L'_{kd}} \right) \psi_{kd} \right] \quad (2.59)$$

Las ecuaciones diferenciales que definen el comportamiento en el tiempo de los encadenamientos de flujo para los tres devanados de rotor restantes, se derivan de manera similar. Las expresiones finales son:

$$\frac{d\psi_{kd}}{dt} = -\frac{1}{T''_{do}} \left(\psi_{kd} - (L'_{md})(I_d) - \frac{L_{md}}{L_f} \psi_f \right) \quad (2.60)$$

$$\frac{d\psi_g}{dt} = -\frac{1}{T''_{qo}} \left[\left(1 + \frac{L_{mq}^2}{(L_g)(L'_{kq})} \right) \psi_g + L_{mq} \left(1 + \frac{L'_{mq}}{L'_{kq}} \right) I_q + \left(\frac{L_{mq}}{L'_{kq}} \right) \psi_{kq} \right] \quad (2.61)$$

$$\frac{d\psi_{kq}}{dt} = -\frac{1}{T''_{qo}} \left[\psi_{kq} + (L'_{mq})(I_q) + \left(\frac{L_{mq}}{L_q} \right) \psi_g \right] \quad (2.62)$$

En caso de ocurrir una perturbación externa al generador, las corrientes de estator I_d e I_q se alteran y modifican a los encadenamientos de flujo de acuerdo a las ecuaciones (2.59) - (2.62). Al resolver este sistema de cuatro ecuaciones diferenciales se pueden sustituir los nuevos valores de ψ_f , ψ_{kd} , ψ_g y ψ_{kq} en las ecuaciones (2.54) y (2.56) para conocer los cambios en los voltajes subtransitorios, que son la respuesta de la máquina ante el evento.

La forma compleja de la inyección de corriente del generador se obtiene de manera similar que para el modelo IV, y resulta:

$$(I_r + jI_{Im}) = \frac{r - j(1/2)(X''_d + X''_q)}{k} E'' - j \frac{1}{2} \frac{(X''_q - X''_d)}{k} (E''^* - V^*) e^{j2\delta} - \frac{r - j(1/2)(X''_d + X''_q)}{k} V \quad (2.63)$$

donde; $k = r^2 + (X''_d)(X''_q)$

2.3.5 Resumen de modelos.

2.3.5.1 Modelo V. Máquina con rotor laminado, incluyendo efectos subtransitorios.

En este modelo se consideran cero las corrientes de Eddy del rotor, o sea las del devanado g, por lo que se modifican las ecuaciones (2.61), (2.62) y (2.56), resultando:

$$\frac{d\psi_g}{dt} = 0 \quad (2.64)$$

$$\frac{d\psi_{kq}}{dt} = -\frac{1}{T''_{qo}} (\psi_{kq} + (L_{mq})(i_q)) \quad (2.65)$$

$$E''_d = \omega \left(\frac{L_{mq}}{L_{kq}} \right) \psi_{kq} \quad (2.66)$$

El resto de las ecuaciones de este modelo no se modifican y son iguales a las del modelo VI.

2.3.5.2 Modelo VI. Máquina con rotor sólido, incluyendo efectos subtransitorios.

Las ecuaciones a resolver para la máquina representada son:

Ecuaciones de encadenamientos de flujos (2.59), (2.60), (2.61) y (2.62).

Ecuaciones de voltajes internos subtransitorios (2.54) y (2.56).

Ecuación de inyección de corriente a la red (2.63).

Ecuación de oscilación (2.16).

OBTENCIÓN DE PARÁMETROS PARA LA SIMULACIÓN DE MODELOS MATEMÁTICOS DE GENERADORES SÍNCRONOS

3.1 Introducción.

Este capítulo cubre un poco de consideraciones prácticas en el uso de los modelos matemáticos de máquinas síncronas en estudios de estabilidad. Entre estas consideraciones esta la determinación de condiciones iniciales, la determinación de los parámetros de la máquina de los datos disponibles, y construcción de modelos de la simulación para la máquina.

En todos los estudios dinámicos se requieren las condiciones iniciales del sistema. Esto incluye todas las corrientes, encadenamientos de flujo, y voltajes para los diferentes circuitos de la máquina. El número de estos circuitos depende en el modelo de la máquina adoptado para el estudio. La posición inicial del rotor con respecto al eje de referencia de sistema también debe ser conocido. Estas cantidades se determinarán de los datos disponibles en las terminales de la máquina.

Los modelos de la máquina síncrona normalmente requieren algunos datos proporcionados por los fabricantes. Aquí se muestra cómo obtener los parámetros de la máquina requeridos de los datos del fabricante típicos.

3.2 Parámetros de la máquina síncrona (en pu).

Los datos de fabricante de la máquina síncrona normalmente están en la forma de reactancias, constantes de tiempo, y resistencias; la mayoría se deriva de medidas tomadas de los embobinados del estator. Los métodos usuales de extraer los parámetros requeridos, sobre todo aquéllos de los bobinados del rotor son tomados de las mediciones del estator, dependen de la observación de las constantes de tiempo eficaces de varias corrientes del rotor que sean significativamente diferentes. Una demostración de este fenómeno normalmente usada es el oscilograma de las corrientes de corto-circuito del estator cuando un corto-circuito se aplica a las tres fases de una máquina cuyo estator está inicialmente en circuito abierto y su excitación del campo se mantiene constante.

La porción simétrica de la corriente del corto-circuito típicamente exhibe dos periodos de decremento distintamente diferentes: generalmente llamado el periodo sub-transitorio y el periodo transitorio. El periodo del sub-transitorio se refiere a los primeros ciclos del corto-circuito cuando el decremento de corriente es muy rápido, atribuible principalmente a los cambios en las corrientes de los bobinados amortiguadores. La proporción de decremento de corriente en el periodo transitorio es más lento y se atribuye principalmente a los cambios en las corrientes de los bobinados de campo de rotor.

El teorema de encadenamiento de flujo constante es útil para determinar los valores iniciales de flujos transitorios en circuitos inductivamente acoplados. Brevemente dicho, los encadenamientos de flujo de cualquier circuito inductivo con resistencia no puede cambiar al instante; de hecho, si no hay resistencia en el circuito, su encadenamiento de flujo permanecería constante. El teorema de encadenamiento de flujo constante puede usarse para determinar las corrientes inmediatamente después de un disturbio en términos de las corrientes antes del disturbio. El teorema puede usarse para explicar la

distribución de flujo típica mostrada en fig. 3.1 de una máquina síncrona durante el periodo sub-transitorio, transitorio, y de estado-estable después de un disturbio en el estator. En el periodo sub-transitorio que inmediatamente sigue del disturbio, los cambios en corrientes en los devanados amortiguadores exteriores limitan al flujo del estator a penetrar el rotor. Cuando la corriente de los devanados amortiguadores disminuyen, nosotros entramos en el periodo transitorio donde los cambios de corriente en los devanados del campo reaccionan de la misma manera, aunque más lento. Finalmente, en estado estable, el flujo del estator penetra los devanados de campo y amortiguadores del rotor.

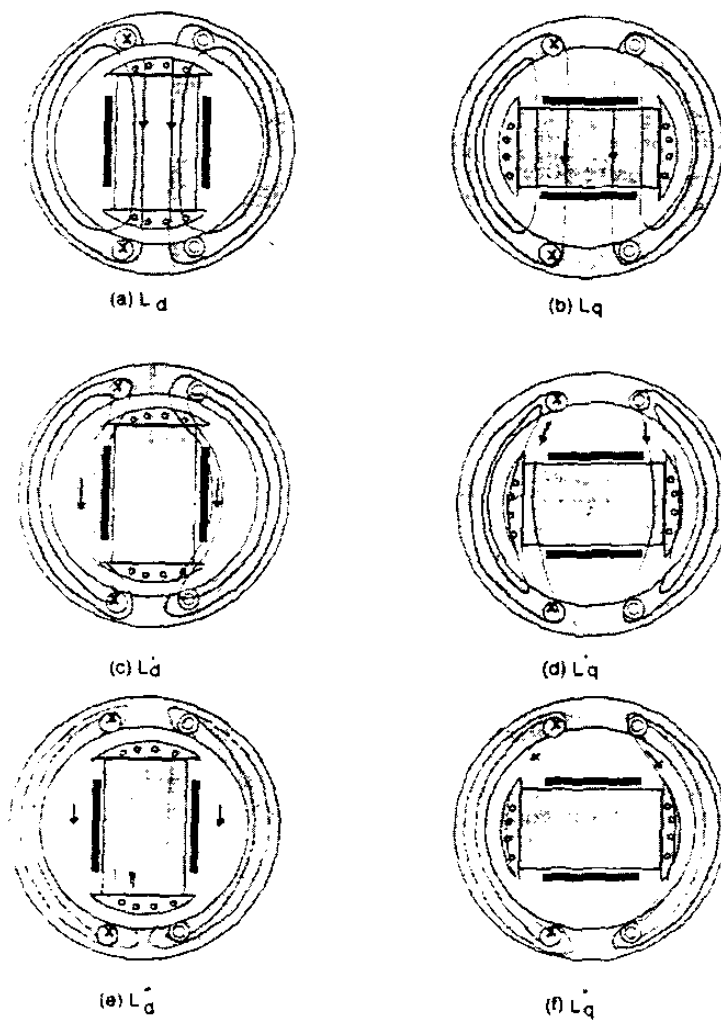


Fig.3.1 Cambios de flujo en inductancias en condición de estado estable, transitorio y sub-transitorio.

La simbología que se utilizará para los parámetros de la máquina serán los siguientes:

- r_s = resistencia del devanado de armadura o estator.
- r_f = resistencia del devanado de campo en el eje directo.
- r_{kd} = resistencia de los devanados amortiguadores del eje directo.
- r_{kq} = resistencia de los devanados amortiguadores del eje de cuadratura.
- L_{fs} = inductancia de dispersión de los devanados de armadura o estator.
- L_{ff} = inductancia de dispersión de los devanados de campo.
- L_{fg} = inductancia de dispersión de los devanados representativos a las corrientes de Eddy.
- L_{fkd} = inductancia de dispersión de los devanados amortiguadores en el eje directo.
- L_{fkq} = inductancia de dispersión de los devanados amortiguadores en el eje de cuadratura.
- L_{md} = inductancia magnetizante en el estator eje directo.
- L_{mq} = inductancia magnetizante en el estator eje de cuadratura.
- L_{mf} = inductancia magnetizante en el devanado de campo eje directo.
- L_{mg} = inductancia magnetizante en el devanado de campo eje de cuadratura.
- L_{mkd} = inductancia magnetizante en devanados amortiguadores eje directo.
- L_{mkq} = inductancia magnetizante en devanados amortiguadores eje de cuadratura.
- ω_b = Velocidad angular eléctrica base.

Nota: Todas las unidades de los cálculos se harán con valores en por unidad, a excepción de las constantes de tiempo las cuales sus unidades serán los segundos.

3.2.1 Inductancias síncronas.

En general, la inductancia se define como la relación del encadenamiento de flujo a la corriente. Cuando la cresta de la fmm giratoria se alinea con el eje d, la relación del encadenamiento de flujo de estator a la corriente del estator es llamado inductancia síncrona de eje directo, L_d . Igualmente, cuando la cresta de la fmm giratoria se alinea con el eje q, la relación de los encadenamientos de flujo de estator a la corriente del estator es inductancia síncrona de eje q, L_q .

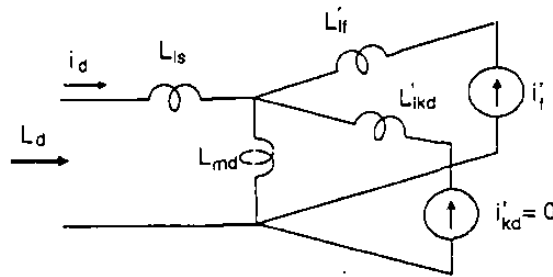


Fig. 3.2 Circuito equivalente del eje directo en estado estable.

La inductancia del devanado de campo L_f , se calcula mediante la siguiente ecuación:

$$L_f = L_{r_f} + L_{md} \quad (3.1)$$

La inductancia síncrona de los devanados amortiguadores del eje directo L_{kd} , se calculan de esta manera:

$$L_{kd} = L_{r_{kd}} + L_{md} \quad (3.2)$$

Y para los devanados amortiguadores del eje de cuadratura L_{kq} , es:

$$L_{kq} = L_{rkq} + L_{mq} \quad (3.3)$$

La inductancia de los devanados representativos de las corrientes de Eddy L_g , es la siguiente:

$$L_g = \frac{(L_{mq})^2}{L_q - L'_q} \quad (3.4)$$

3.2.2 Inductancias magnetizantes.

A menudo, la inductancia de dispersión de armadura L_{fs} se da directamente; si no es dada, el valor de la secuencia cero puede usarse en lugar de esta, esto es $L_{fs} = L_0$. Substrayendo el valor de inductancia de dispersión a las inductancias síncronas del eje directo y cuadratura, se calculan las inductancias magnetizantes del eje directo y cuadratura; como se muestra a continuación.

$$L_{md} = L_d - L_{fs} \quad (3.5)$$

$$L_{mq} = L_q - L_{fs} \quad (3.6)$$

La inductancia de dispersión del campo L_{rf} , puede ser determinada de la siguiente forma:

$$L_{rf} = \frac{L_{md}(L'_d - L_{fs})}{L_{md} - (L'_d - L_{fs})} \quad (3.7)$$

Otra manera es:

$$L_{rf} = L_{md} \left(\frac{L'_d - L_{fs}}{L_d - L'_d} \right) \quad (3.8)$$

O si $L_{md} \gg L_{lf}$

$$L_{rff} \approx L'_d - L_{rs} \quad (3.9)$$

La inductancia de dispersión de los devanados amortiguadores del eje directo L_{rkd} , se calcula de la siguiente manera:

$$L_{rkd} = \frac{(L''_d - L_{rs})(L_{md})(L_{rff})}{(L_{rff})(L_{md}) - (L''_d - L_{rs})(L_{md} + L_{rff})} \quad (3.10)$$

O si $L_{md} \gg L_{rff}$

$$L_{rkd} \approx \frac{(L''_d - L_{rs})L_{rff}}{L_{rff} - (L''_d - L_{rs})} \quad (3.11)$$

La inductancia de dispersión de los devanados amortiguadores del eje de cuadratura L_{rkq} se expresa como sigue:

$$L_{rkq} = \frac{L_{mq}(L''_q - L_{rs})}{L_{mq} - (L''_q - L_{rs})} \quad (3.12)$$

Alternativamente, si $L_{mq} \gg L_{rkq}$

$$L_{rkq} \approx L''_q - L_{rs} \quad (3.13)$$

La inductancia de dispersión de los devanados representativos de las corrientes de Eddy en el rotor L_{rg} , es:

$$L_{rg} = L_g - L_{mq} \quad (3.14)$$

3.2.3 Inductancias transitorias.

Puesto que la resistencia de los devanados amortiguadores es normalmente mayor que la de los devanados del campo, la corriente inducida en los amortiguadores decrece mucho más rápidamente que la de los devanados del campo. Para el periodo transitorio, nosotros podemos asumir que los circuitos amortiguadores actúan favorablemente y terminan su función, mientras las corrientes inducidas en los devanados del campo todavía están cambiando para oponerse a los cambios en los encadenamientos de flujo causados por las corrientes del estator.

La relación de $\Delta\lambda_d$ al Δi_d en esta situación está llamada inductancia transitoria de eje directo L'_d que es:

$$L'_d = L_d - \frac{(L_{md})^2}{L_f} \quad (3.15)$$

Otra forma es:

$$L'_d = L_{fs} + \frac{(L_{md})(L_{ff})}{L_{md} + L_{ff}} \quad (3.16)$$

Igualmente, considerando los cambios en los encadenamientos de flujo de los devanados del eje q, se muestra que la inductancia transitoria del eje de cuadratura, L'_q se obtiene como sigue:

$$L'_q = L_q - \frac{(L_{mq})^2}{L_g} \quad (3.17)$$

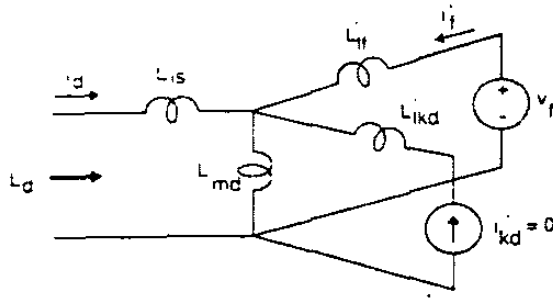


Fig. 3.3 Circuito equivalente del eje directo durante el periodo transitorio.

La inductancia magnetizante transitoria en el eje directo L'_{md} , se obtiene de esta manera:

$$L'_{md} = L_{md} - \frac{(L_{md})^2}{L_f} \quad (3.18)$$

La inductancia magnetizante transitoria para el eje en cuadratura L'_{mq} , se calcula de este modo:

$$L'_{mq} = L_{mq} - \frac{(L_{mq})^2}{L_g} \quad (3.19)$$

La inductancia transitoria de los devanados amortiguadores del eje directo L'_{kd} es:

$$L'_{kd} = L_{kd} - \frac{(L_{md})^2}{L_f} \quad (3.20)$$

La inductancia transitoria de los devanados amortiguadores del eje de cuadratura L'_{kq} se obtiene como sigue:

$$L'_{kq} = L_{kq} - \frac{(L_{mq})^2}{L_g} \quad (3.21)$$

3.2.4 Inductancias sub-transitorias.

Para el periodo sub-transitorio, las corrientes transitorias inducidas en los devanados del rotor tratarán de mantener los encadenamientos de flujo de cada circuito del rotor al valor que tenían inicialmente.

Definiendo la relación de $\Delta\lambda_d$ a Δi_d en esta situación como la inductancia sub-transitoria de eje directo, L''_d , nosotros obtenemos:

$$L''_d = L_{rs} + \frac{L_{md} \frac{(L_{rkd})(L_{rf})}{(L_{rkd}) + (L_{rf})}}{L_{md} + \frac{(L_{rkd})(L_{rf})}{(L_{rkd}) + (L_{rf})}} \quad (3.22)$$

Esta última forma de la ecuación indica que el valor de la inductancia sub-transitoria del eje directo es la inductancia equivalente Thévenin del circuito del eje directo del estator visto desde las terminales de eje directo del estator mostrado en la fig. 3.4. Es la inductancia combinada de L_{rs} en serie con la combinación paralela de L_{md} , L_{rf} , y L_{rkd} .

Igualmente, la expresión para la inductancia sub-transitoria del eje-q, definida como $\Delta\lambda_q/\Delta i_q = L''_q$, puede ser calculada así:

$$L''_q = L_{rs} + \frac{L_{mq} \frac{(L_{rkq})(L_{rg})}{(L_{rkq}) + (L_{rg})}}{L_{mq} + \frac{(L_{rkq})(L_{rg})}{(L_{rkq}) + (L_{rg})}} \quad (3.23)$$

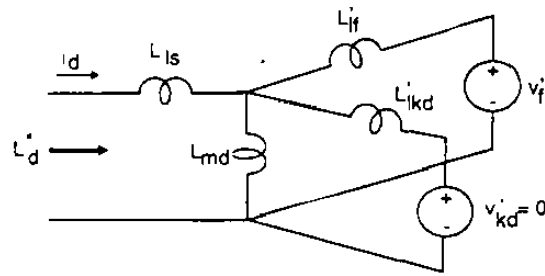


Fig.3.4 Circuito equivalente del eje directo durante el período sub-transitorio.

3.2.5 Constantes de tiempo transitorias.

Asociado con los dos devanados del rotor en la máquina están dos diferentes valores de constantes de tiempo. El valor más grande es el de constante de tiempo transitorio, y el valor más pequeño es el de constante de tiempo sub-transitorio. En general, los devanados amortiguadores, que tienen una resistencia más alta que los devanados del campo, están asociados con la constante de tiempo de sub-transitorio.

Cuando el estator esta en circuito abierto y los efectos de los devanados amortiguadores se desprecian, los cambios en corrientes del campo en respuesta a un cambio en voltajes de la excitación están gobernados por las constantes de tiempo de campo en circuito abierto, definidas como T'_{do} y T'_{qo} .

T'_{do} es típicamente del orden de 2 a 11 segundos y es mayor que las otras constantes de tiempo que se discutirán después.

Podemos expresar la constante de tiempo del eje directo T'_{do} como sigue:

$$T'_{do} = \frac{1}{(\omega_b)(r_f)} \left(\frac{(L_d - L_{fs})^2}{L_d - L'_d} \right) \quad (3.24)$$

3.2.6 Constantes de tiempo sub-transitorias.

También se define como el tiempo en segundos requeridos para el decremento inicial del voltaje simétrico del eje directo que disminuye a $(1/e)$ de su valor inicial cuando un corto-circuito en las terminales de la armadura de una máquina que corre a una velocidad apreciable está repentinamente eliminado. Durante este periodo de decaimiento inicial del voltaje de estator en circuito abierto, se omite la resistencia del devanado de campo.

La constante de tiempo sub-transitoria del eje directo en circuito abierto T''_{do} puede ser expresada de la siguiente forma:

$$T''_{do} = \frac{1}{(\omega_b)(r_{kd})} \left(L_{rkd} + \frac{(L_{md})(L_{rf})}{L_{md} + L_{rf}} \right) \quad (3.25)$$

De otra forma:

$$T''_{do} = \frac{1}{(\omega_b)(r_{kd})} (L_{rkd} + L'_d - L_{rs}) \quad (3.26)$$

Por simetría, podemos expresar la constante de tiempo sub-transitoria del eje de cuadratura en circuito abierto T''_{qo} , como sigue:

$$T''_{qo} = \frac{1}{(\omega_b)(r_{kq})} \left(L_{rkq} + \frac{(L_{rg})(L_{mq})}{L_{mq} + L_{rg}} \right) \quad (3.27)$$

Otra forma de calcularla es:

$$T''_{qo} = \frac{1}{(\omega_b)(r_{kq})} (L_{rkq} + L_{mq}) \quad (3.28)$$

3.2.7 Cálculo de resistencias.

Si son dados los valores de las constantes de tiempo transitorias y sub-transitorias, el cálculo de las resistencias se hace de la siguiente manera:

$$r_f = \frac{1}{(\omega_b)(T'_{do})} (L_{ff} + L_{md}) \quad (3.29)$$

$$r_{kd} = \frac{1}{(\omega_b)(T'_{do})} (L_{fkd} + L'_d - L_{fs}) \quad (3.30)$$

$$r_{kq} = \frac{1}{(\omega_b)(T'_{qo})} (L_{fkq} + L_{mq}) \quad (3.31)$$

3.3 Ecuaciones de estado estable.

Las ecuaciones de la máquina síncrona son ecuaciones diferenciales que describen la conducta de la máquina como una función de tiempo. Cuando la máquina opera en una condición de estado estable, las ecuaciones diferenciales no son necesarias debido a que todas las variables no cambian con el tiempo. Es común asumir a la máquina en estado estable antes de estar en un disturbio. El "estudio de estabilidad" examina la conducta del sistema después del disturbio.

Las condiciones del límite más comunes son el voltaje en terminales V_t , el voltaje en el bus infinito V_{inf} y/o la corriente en terminales I_t y el factor de potencia FP o la potencia generada P y la potencia reactiva Q , además de la resistencia de armadura R_a , y la reactancia equivalente del sistema X_e . En cualquier caso V_{inf} , P , Q , y ϕ (el ángulo de factor de potencia) se asumen que son conocidos.

Resolviendo la corriente en terminales I_t tenemos:

$$I_t = \frac{(P + jQ)^*}{V_{inf}} \quad (3.32)$$

Se procede con el cálculo del voltaje en terminales:

$$V_t = V_{inf} + j(X_e)(I_t) \quad (3.33)$$

Para calcular el voltaje en el eje de cuadratura E_q , se hace del siguiente modo:

$$E_q = V_t + (R_a + jX_q)(I_t) \quad (3.34)$$

El ángulo Delta δ , es el ángulo que hay entre la referencia (ángulo = 0) y el voltaje del eje de cuadratura.

$$\delta = \text{angle}(E_q) \quad (3.35)$$

3.3.1 Valores en dqo.

Transformada de Park. (Sirve para pasar la referencia abc, a dqo).

$$T = \begin{bmatrix} \cos \delta & -\text{sen} \delta \\ \text{sen} \delta & \cos \delta \end{bmatrix} \quad (3.36)$$

Voltajes en terminales:

$$V_{dq} = \begin{bmatrix} \cos \delta & -\text{sen} \delta \\ \text{sen} \delta & \cos \delta \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \text{real}(V_t) \\ \text{imag}(V_t) \end{bmatrix} \quad (3.37)$$

$$V_q = V_{dq}(1) \quad (3.38)$$

$$V_d = V_{dq}(2) \quad (3.39)$$

Voltajes en nodo remoto:

$$V_{dqinf} = \begin{bmatrix} \cos \delta & -\text{sen} \delta \\ \text{sen} \delta & \cos \delta \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \text{real}(V_{inf}) \\ \text{imag}(V_{inf}) \end{bmatrix} \quad (3.40)$$

$$V_{qinf} = V_{dqinf}(1) \quad (3.41)$$

$$V_{dinf} = V_{dqinf}(2) \quad (3.42)$$

Corriente en eje directo y en cuadratura:

$$I_{dq} = \begin{bmatrix} \cos \delta & -\text{sen} \delta \\ \text{sen} \delta & \cos \delta \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \text{real}(I_t) \\ \text{imag}(I_t) \end{bmatrix} \quad (3.43)$$

$$I_q = I_{dq}(1) \quad (3.44)$$

$$I_d = I_{dq}(2) \quad (3.45)$$

3.4 Corriente del devanado de campo.

Esta variable puede obtenerse para los modelos III al VI.

Las expresiones básicas que muestran la relación de la corriente de campo con otras variables del generador son las ecuaciones 3.46 y 3.47 que se escriben enseguida:

$$V_f = -(r_f)(I_f) - \frac{d\psi_f}{dt} \quad (3.46)$$

$$\psi_f = (L_{md})(I_d) + (L_f)(I_f) + (L_{md})(I_{kd}) \quad (3.47)$$

Si se consideran los devanados existentes en cada caso, se puede comprobar que para los modelos III y IV se tiene que:

$$I_f = \frac{1}{L_f} [\psi_f - (L_{md})(I_d)] \quad (3.48)$$

Mientras que para los modelos V y VI, se cumple:

$$I_f = \frac{1}{L_f} [\psi_f - (L_{md})(I_d) - (L_{md})(I_{kd})] \quad (3.49)$$

Finalmente, en estado estable, la corriente de campo debe regresar al valor inicial de predisturbio. Considerando que los encadenamientos de flujo ya no cambian, se tiene que ese valor es:

$$I_f = -\frac{V_f}{r_f} \quad (3.50)$$

Como el voltaje de campo se considera constante en este caso, la corriente de campo tendrá que retomar su valor original.

3.5 Corrientes de Eddy en el rotor.

Las máquinas de polos salientes, generalmente hidráulicas, poseen rotores construidos a base de laminaciones; las que presentan una gran resistencia a la circulación de las corrientes inducidas. Esto se representa omitiendo el devanado g en los modelos III y V. Los turbogeneradores o unidades equipadas

con turbina térmica impulsadas con la presión del vapor, están provistos de rotores contruidos de una sola pieza. Por ellos se facilita la circulación de la corriente inducida. Esta situación se modela incluyendo el devanado g, cuyos parámetros concentrados de resistencia e inductancia son una representación aproximada de los parámetros distribuidos, reales, del rotor.

De las ecuaciones de voltaje y encadenamientos de flujo para el devanado g (2.4) y (2.10), dadas en el capítulo 2; se observa que en estado estable, para el que son nulos los cambios en los encadenamientos de flujo, la corriente I_g es cero.

Para condiciones transitorias, en el modelo IV se cumple:

$$I_g = \frac{1}{L_g} [\Psi_g + (L_{mq})(I_q)] \quad (3.51)$$

Para el modelo VI se tiene:

$$I_g = \frac{1}{L_g} [\Psi_g + (L_{mq})(I_q) + (L_{mq})(I_{kq})] \quad (3.52)$$

3.6 Corrientes en devanados amortiguadores.

En un generador hidráulico los circuitos amortiguadores están contruidos por barras metálicas incrustadas en las caras polares del rotor, cortocircuitadas en sus extremos por medio de anillos, formando un devanado tipo "jaula de ardilla", similar al de las máquinas de inducción. Aun cuando en los generadores de polos lisos no sea evidente la existencia de tal devanado, sus efectos existen y se manifiestan de manera similar que para los generadores de polos salientes, de aquí que un modelo completo de ambos tipos de máquina debe incluir estos circuitos.

Las expresiones básicas que regulan el comportamiento de las variables en los circuitos amortiguadores son (2.5), (2.6), (2.11), y (2.12) dadas con anterioridad en el capítulo 2.

La única diferencia entre los modelos V y VI es la inclusión del devanado g para el modelo de polos lisos. Ya que el devanado g se localiza sobre el eje q, las expresiones para I_{kq} son diferentes para uno y otro modelo, pero la expresión para I_{kd} es la misma:

$$I_{kd} = \frac{1}{L'_{kd}} \left[\Psi_{kd} - (L'_{md})(I_d) - \left(\frac{L_{md}}{L_f} \right) \Psi_f \right] \quad (3.53)$$

Para el modelo V, se tiene:

$$I_{kq} = \frac{1}{L_{kq}} \left[\Psi_{kq} + (L_{mq})(I_q) \right] \quad (3.54)$$

Y para el modelo VI, se tiene:

$$I_{kq} = \frac{1}{L'_{kq}} \left[\Psi_{kq} + (L'_{mq})(I_q) + \left(\frac{L_{mq}}{L_g} \right) \Psi_g \right] \quad (3.55)$$

3.7 Cálculo de encadenamientos de flujo en estado estable:

Encadenamiento de flujo en el eje directo:

$$\psi_d = (L_d)(I_d) + (L_{md})(I_f) \quad (3.56)$$

Encadenamiento de flujo en el eje de cuadratura:

$$\psi_q = (L_q)(I_q) \quad (3.57)$$

Encadenamiento de flujo en devanado de campo:

$$\psi_f = (L_{md})(I_d) + (L_f)(I_f) \quad (3.58)$$

Encadenamiento de flujo en devanados amortiguadores en el eje directo:

$$\psi_{kd} = (L_{md})(I_d) + (L_{md})(I_f) \quad (3.59)$$

Encadenamientos de flujo en devanados amortiguadores en el eje de cuadratura:

$$\psi_{kq} = (-L_{mq})(I_q) \quad (3.60)$$

Encadenamientos de flujo en devanados representativos a las corrientes de Eddy:

$$\psi_g = (-L_{mq})(I_q) \quad (3.61)$$

3.8 Ecuaciones del par eléctrico:

Ecuación general del par eléctrico:

$$T_e = (\psi_d)(I_q) - (\psi_q)(I_d) \quad (3.62)$$

Haciendo las consideraciones pertinentes a cada modelo, de la ecuación 3.62 se pueden derivar las correspondientes a cada uno de ellos. Así, para el modelo III:

$$T_e = (L_d - L_q)(I_d)(I_q) + (L_{md})(I_f)(I_q) \quad (3.63)$$

El primer término del lado derecho se conoce como par de reluctancia, pues se debe a la diferencia en reactancias entre los ejes directo y en cuadratura, causada a su vez por las diferentes reluctancias en las trayectorias magnéticas. En el segundo término la principal influencia la tiene la corriente de campo.

Para el modelo IV:

$$T_e = (L_d - L_q)(I_d)(I_q) + (L_{md})(I_f)(I_q) + (L_{mq})(I_g)(I_d) \quad (3.64)$$

En este caso aparece un tercer término debido a la corriente inducida en el rotor. Solamente durante el período de falla ocurre que el par de I_g crece. El par de reluctancia siempre mantiene valores pequeños.

Para el modelo V, la expresión del par eléctrico es:

$$T_e = (L_d - L_q)(I_d)(I_q) + (L_{md})(I_f)(I_q) + (L_{md})(I_{kd})(I_q) + (L_{mq})(I_{kq})(I_d) \quad (3.65)$$

Para los modelos III y V, de rotor laminado, no se incluye la componente de par debida a I_g . Pero si se incluyen las componentes debidas a los devanados amortiguadores.

Para el modelo VI:

$$T_e = (L_d - L_q)(I_d)(I_q) + (L_{md})(I_f)(I_q) + (L_{md})(I_{kd})(I_q) + (L_{mq})(I_{kq})(I_d) + (L_{mq})(I_g)(I_d) \quad (3.66)$$

En este modelo se encuentran presentes todos los devanados de rotor, la expresión de par eléctrico consta de cinco términos.

ANÁLISIS COMPARATIVO DE VARIABLES PRIMARIAS

4.1 Introducción.

El estudio de estabilidad de las unidades generadoras de un Sistema Eléctrico de Potencia (SEP) ante la ocurrencia de un disturbio se realiza comúnmente utilizando modelos simplificados del generador síncrono. Esto permite reducir y acelerar el trabajo computacional que requiere el resolver una red eléctrica con un gran número de nodos. Sin embargo, esto limita también la cantidad de información que puede obtenerse del modelo del generador. En el caso específico de los modelos I y II, solo es posible obtener la potencia eléctrica, la corriente en terminales, la velocidad angular y el ángulo relativo del rotor con respecto al rotor de la máquina equivalente que representa al sistema de potencia.

Los problemas computacionales que se mencionan en el párrafo anterior pueden, sin embargo, ser resueltos con la implementación de nuevos y más eficaces métodos numéricos así como por el incremento de capacidad de memoria de la computadora. Considerando asimismo la necesidad creciente de extraer mayor información del comportamiento dinámico del generador, en el estudio de estabilidad, se explica el desarrollo de mejores y más complejos modelos de la máquina síncrona.

Ya que la única serie de resultados comunes a todos los modelos son precisamente las variables básicas, estas servirán para analizar comparativamente el funcionamiento del generador cuando es representado por medio de cada uno de ellos.

En esta tesis se discute, se compara y analiza una serie de consideraciones de carácter conceptual, relacionadas con el modelado del generador síncrono, tomando para tal efecto los modelos antes mencionados y las variables que surgen para cada uno. Lo anterior se realiza presentando resultados obtenidos de la simulación digital del comportamiento dinámico del generador ante la ocurrencia de una falla.

Se considerará un tipo de falla para dar inicio al transitorio:

- Falla trifásica en un nodo cercano al generador, liberada sin cambio en la configuración de la red.

En todos los modelos, se obtienen gráficas del comportamiento de las siguientes variables primarias:

- Diferencia angular.
- Velocidad angular.

4.2 Documentación de la prueba.

La máquina que será simulada, consiste en un generador síncrono de polos lisos, la cual tiene como datos los siguientes (en por unidad):

$R_a = 0.0$	$X_q = 1.22$	$X_{\tau s} = 0.0215$
$X_d = 1.25$	$X'q = 0.715$	$H = 7$ Inercia de la máquina.
$X'd = 0.232$	$X''q = 0.12$	$D = 70$ Amortiguamiento del sist.
$X''d = 0.12$	$T'q0 = 1.5$	
$T'd0 = 4.75$	$T''q0 = 0.21$	
$T''d0 = 0.059$		

Datos de la red eléctrica (en por unidad):

$V_{inf}= 1.0$	Voltaje nodo remoto.
$P=0.9; Q=0.4359$	Potencia de la carga.
$f=60; \quad \omega_0=2*\pi*f$	Velocidad angular.

Datos de la línea (en por unidad).

$R_e=0.0$	Resistencia de la línea.
$X_{li}=0.03$	Reactancia de la línea.

Datos del transformador (en por unidad).

$X_{tr}=0.02$	Reactancia del transformador.
---------------	-------------------------------

En la figura 4.1 se muestra la representación esquemática de la red y la ubicación de la falla trifásica. Consiste de un generador síncrono de polos lisos, de un transformador de potencia, y de una línea de transmisión, los cuales suministran energía eléctrica a una carga con condiciones en estado estable de $P= 0.9$ pu y $Q=0.4359$ pu.

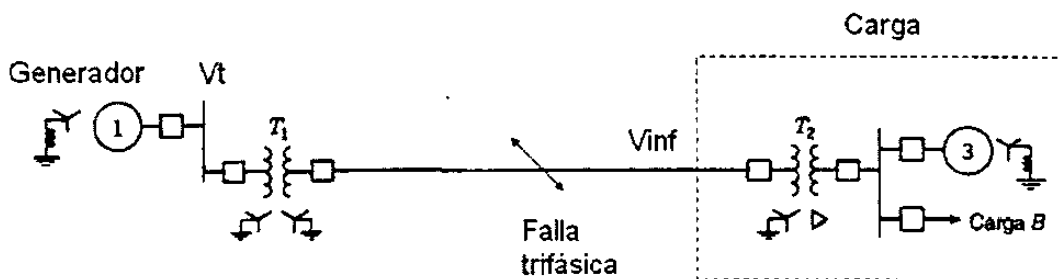


Fig. 4.1 Diagrama esquemático de la red.

En la figura 4.2 se representa gráficamente el disturbio que provocará el desequilibrio del SEP, el cual consiste en una falla trifásica en un nodo remoto con una duración de 0.05 segundos, liberada sin cambio en la configuración de la red.

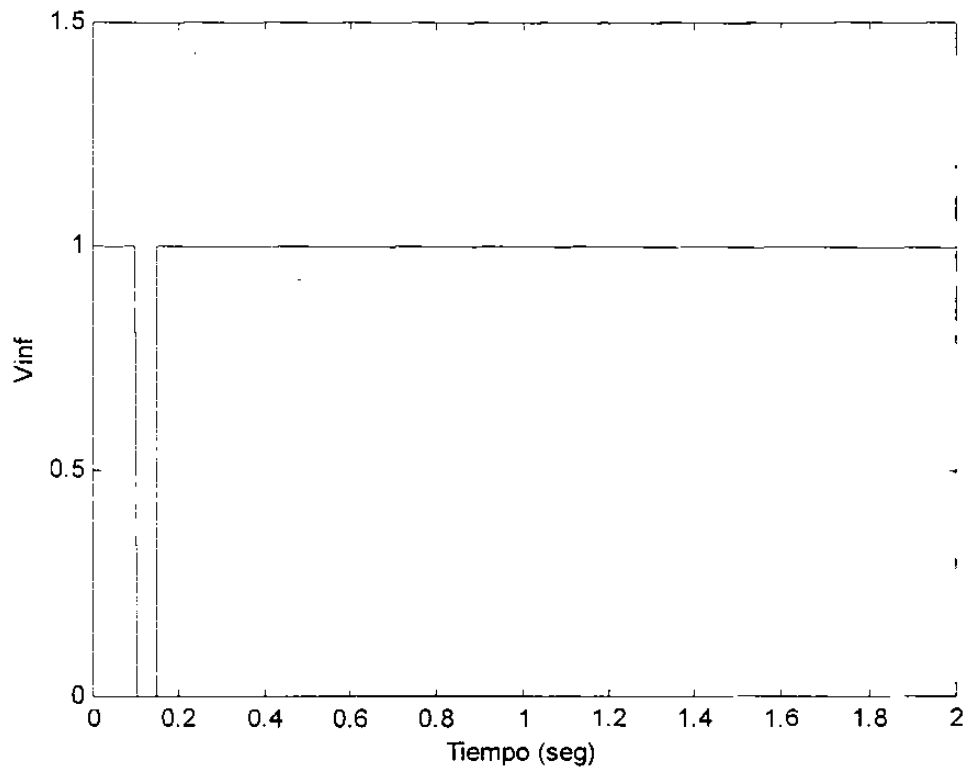


Fig.4.2 Gráfica que muestra el disturbio que provoca la falla trifásica en el voltaje de bus infinito.

4.3 Velocidad angular.

En las graficas 4.3 y 4.4 se muestran las oscilaciones que sufre la velocidad angular del rotor de la máquina síncrona ante el disturbio.

Una característica común a todas las curvas de velocidad angular para el caso de la falla trifásica es la magnitud de la pendiente, o sea la aceleración

que se provoca en los rotores durante la aplicación de la falla. La constante de inercia es la misma para todos los modelos, de aquí que la misma falla produce resultados similares sobre la aceleración y la velocidad angular.

Al momento en que se libera la falla, las graficas 4.3 y 4.4 revelan como las curvas correspondientes a cada modelo siguen trayectorias diferentes, disminuyendo notablemente su amplitud, mostrando tendencia al amortiguamiento de la oscilación.

También se observa que mientras mayor sea el grado del modelo, las curvas muestran valores con un amortiguamiento mayor, debido a que se van tomando en cuenta mayor cantidad de variables que afectan en los cálculos.

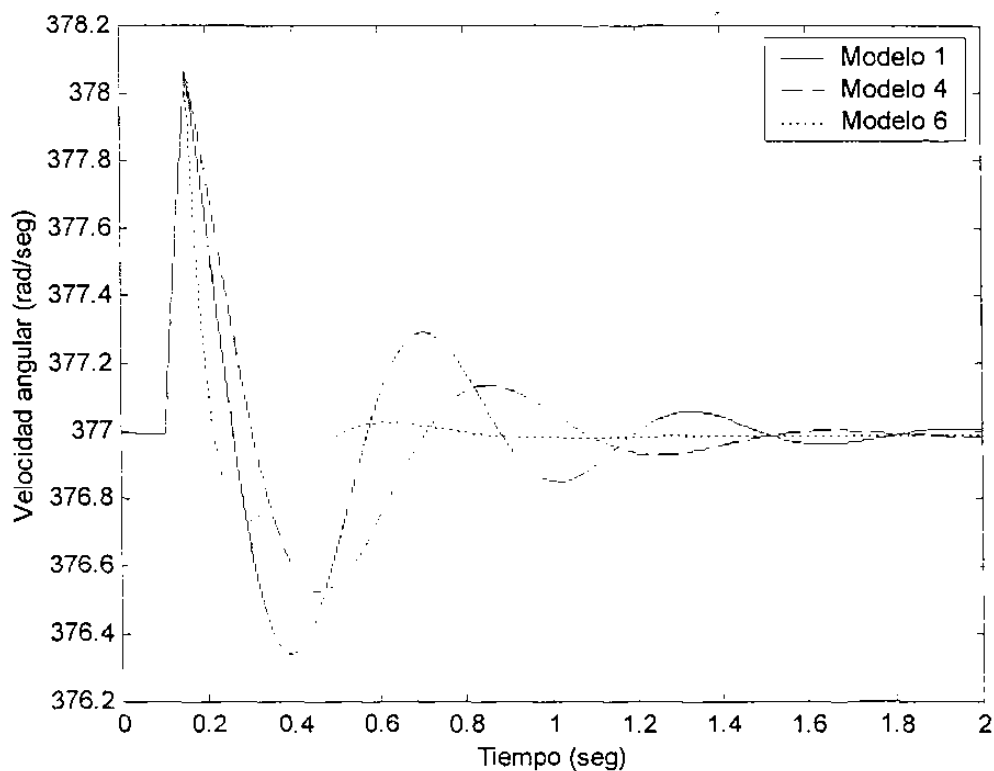


Fig. 4.3 Gráfica comparativa para los modelos 1, 4 y 6 para máquinas de polos lisos ante una falla trifásica.

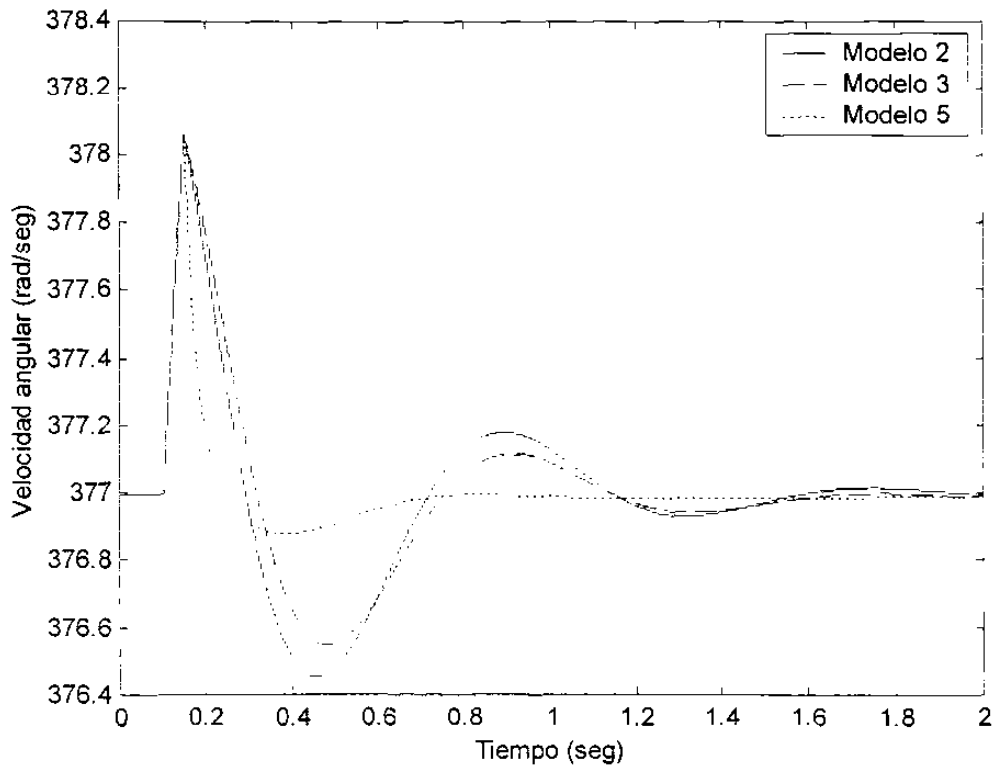


Fig. 4.4 Gráfica comparativa para los modelos 2, 3 y 5 para máquinas de rotor laminado ante una falla trifásica.

4.4 Diferencia angular.

Las graficas 4.5 y 4.6 muestran oscilaciones que produce la falla trifásica sobre la posición angular relativa del eje directo del rotor del modelo correspondiente, referida a la posición angular del eje directo del rotor de la máquina equivalente al sistema de potencia.

Esta convención se utiliza para los modelos del II al VI; para el modelo I no es posible localizar la posición del eje directo, cuando se desprecia la saliencia transitoria, ya que se considera:

$$X'q = X'd$$

De aquí que la posición angular que se localiza con los cálculos de la condición de predisturbio, es la posición del fasor E' , y no la de su componente $E'q$. Entonces E' se calcula de la siguiente forma para el modelo I:

$$E_p = V_t + (R_a + jX_{pd}) * I_t \quad (4.1)$$

Esta situación se traduce en que la posición inicial de la curva de diferencia angular para el modelo I en la gráfica 4.5, no sea la misma que para el resto de los modelos.

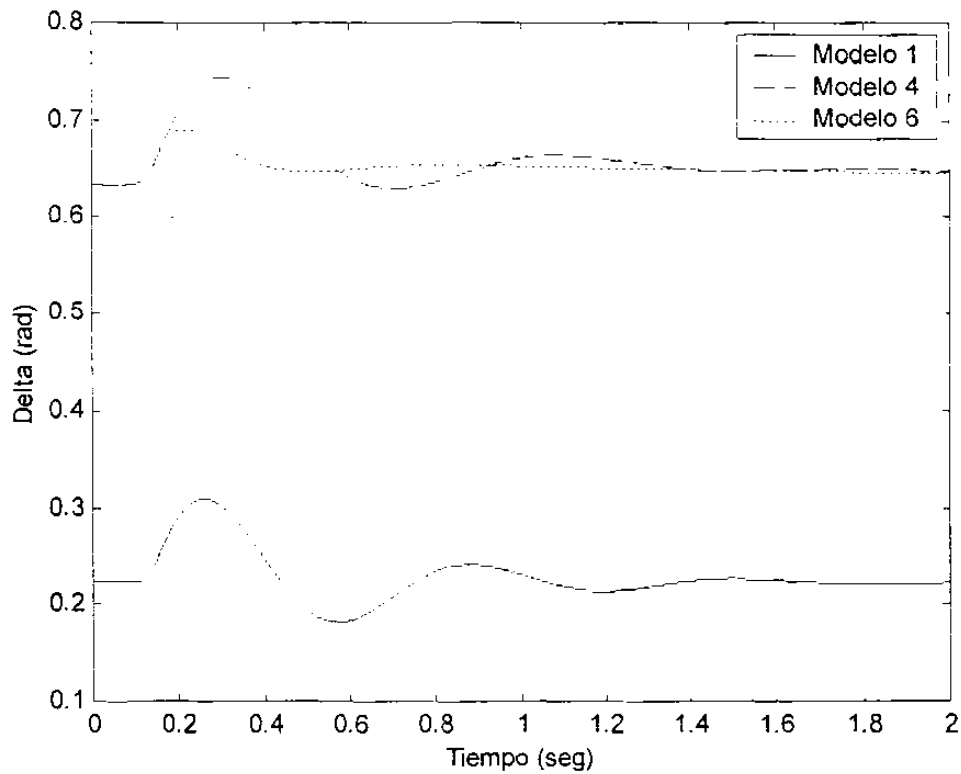


Fig. 4.5 Gráfica comparativa para los modelos 1, 4 y 6 para máquinas de polos lisos ante una falla trifásica.

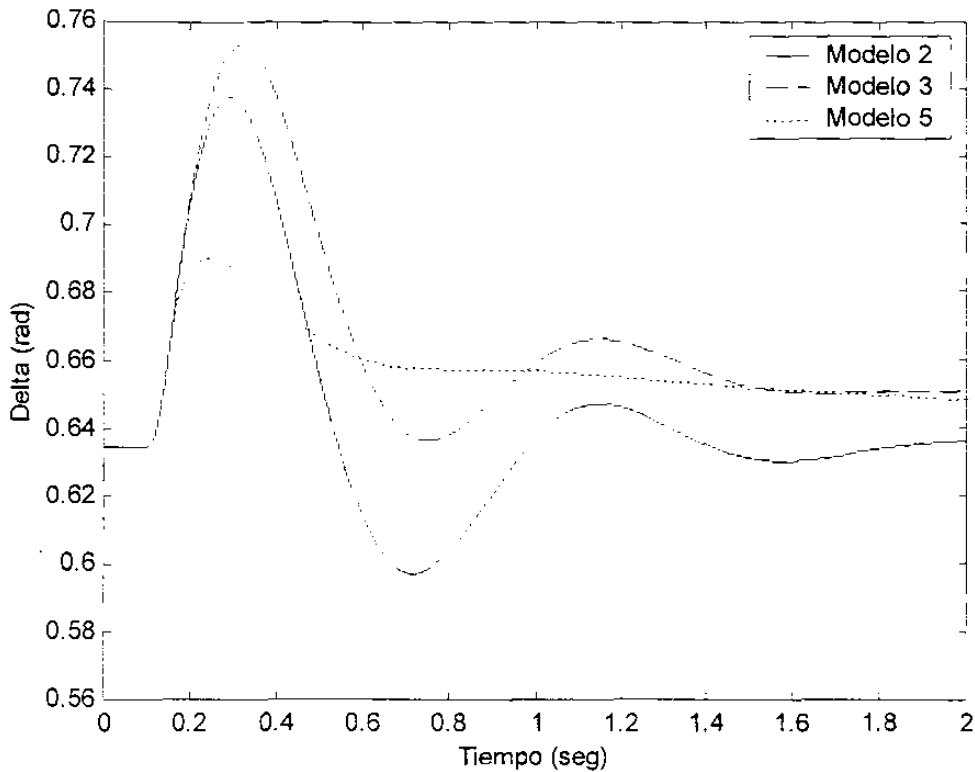


Fig. 4.6 Gráfica comparativa para los modelos 2, 3 y 5 para máquinas de rotor laminado ante una falla trifásica.

4.5 Observaciones.

Para el analista del comportamiento dinámico del SEP que realiza un estudio de estabilidad, es suficiente conocer las denominadas variables primarias, para tener una idea general de la gravedad de un disturbio en la red eléctrica. Ya que todos los modelos proporcionan como mínimo esas variables; se podría concluir que es más conveniente la utilización de los modelos simplificados, ya que requieren una menor cantidad de datos y son fáciles de implementar. Sin embargo, para decidir que modelo es más conveniente emplear en un momento dado, se hace necesario analizar los resultados obtenidos hasta el momento desde una perspectiva global. Por ahora, podemos hacer las siguientes observaciones al respecto:

- a) Una misma variable, ante el mismo evento, tiene un comportamiento diferente para cada modelo.
- b) Las diferencias son mayores entre los modelos de máquinas de polos lisos que entre los modelos de polos salientes.
- c) En general, la amplitud de las oscilaciones después de ocurrir la falla, son menores, conforme el modelo más completo, difiriendo más de las de los modelos simples al transcurrir el tiempo.

Por lo tanto, considerando que la disposición de una mayor cantidad de información implica una más exacta modelación del fenómeno, se concluye que:

- a) Si los resultados que ofrece un estudio realizado con modelos simplificados indican estabilidad ante un disturbio, también se obtendría estabilidad empleando modelos más complejos.
- b) La estabilidad obtenida al utilizar los modelos complejos no asegura el mismo resultado para los modelos simplificados.

De aquí se concluye que, la utilización de modelos simplificados como herramienta en la definición de límites operativos para asegurar la estabilidad de un SEP ante falla, llevará a operar con mayores márgenes de seguridad que si se utilizaran modelos complejos. La consideración importante aquí es el tiempo durante el cual son válidos los resultados. Conforme a las gráficas obtenidas, se puede observar que es correcta la aplicación del criterio llamado de "primera oscilación", puesto que durante ese período los resultados de los modelos no se apartan excesivamente.

CONCLUSIONES

5.1 Conclusiones generales.

La utilización adecuada de los modelos digitales para la simulación del comportamiento dinámico del generador síncrono requiere comprender las bases y los procesos de deducción de los modelos matemáticos.

Se mostró un procedimiento de derivación de modelos adecuados para la simulación digital en el que los voltajes internos, transitorios y subtransitorios surgen como definiciones convenientes para la simplificación de las expresiones finales.

El proceso de manipulación algebraica empleado puede ser ampliado para incluir los efectos de otros devanados de rotor, haciendo posible el desarrollo de modelos más complejos.

Se presentan seis modelos de generador útiles para el estudio de estabilidad en SEP, y que permiten tener flexibilidad al seleccionar tanto el tipo de máquina síncrona como el grado de detalle requerido en su representación.

La utilización del modelo completo permite el estudio de condiciones de operación y pruebas que no son factibles de realizar con modelos simplificados.

A través de la comparación de las variables primarias se determinan las diferencias que se introducen en la modelación al elegir entre modelos simplificados o complejos.

- Se muestra la relación directa existente entre los efectos subtransitorios y el amortiguamiento de las oscilaciones.
- Se justifica la utilización de los modelos simplificados en el estudio de estabilidad, basados en el criterio de “primera oscilación”.

5.2 Aportaciones.

Una de las aportaciones más importantes en el desarrollo de esta tesis es el procedimiento que se da para calcular todos los parámetros necesarios para la simulación digital de la máquina síncrona, partiendo de los parámetros básicos dados por los fabricantes.

Otra de las aportaciones, es la metodología que se puede seguir para los cálculos de las corrientes, encadenamientos de flujo, y par eléctrico de la máquina síncrona, para los seis modelos matemáticos, ya sea en estado estable ó en desequilibrio.

5.3 Recomendaciones para trabajos futuros.

Se recomienda seguir trabajando en el análisis más detallado de las variables primarias y variables adicionales para el modelado y simulación digital de la máquina síncrona.

REFERENCIAS

- ESTABILIDAD DINAMICA EN SISTEMAS ELECTRICOS DE POTENCIA.
Dr. Florencio Aboytes García, M.C. Fernando Sánchez Tello, M.C. Rogelio Ramírez Barradas, José Manuel Cañedo Castañeda. 1991. UANL-CFE.
- PROYECTO DE INVESTIGACIÓN DIE-88-01. ANALISIS Y SIMULACIÓN DEL COMPORTAMIENTO DEL GENERADOR SINCRONO.
R. Ramírez, F. Aboytes. 1988. UANL-CFE.
- POWER SYSTEM CONTROL AND STABILITY
Anderson, Paul M.; Fouad, A.A.. ; Institute of Electrical and Electronics Engineers. 1993. Wiley.
- DINAMIC SIMULATION OF ELECTRIC MACHINERY: USING MATLAB/SIMULINK.
Chee-Mun Ong. 1997. Prentice Hall.

