

**MEDICIÓN INDIRECTA DE ALGUNOS PARÁMETROS DE LA MÁQUINA
SÍNCRONA A PARTIR DE LA MEDIDA DEL ÁNGULO DEL PAR**

**ANA MARÍA PÉREZ LONDOÑO
YIMY ALEXANDER ROMERO RAMÍREZ**

**UNIVERSIDAD TECNOLÓGICA DE PEREIRA
FACULTAD DE INGENIERÍAS: ELÉCTRICA, ELECTRÓNICA, FÍSICA Y
CIENCIAS DE LA COMPUTACIÓN
PROGRAMA DE INGENIERÍA ELÉCTRICA
PEREIRA
2007**

**MEDICIÓN INDIRECTA DE ALGUNOS PARÁMETROS DE LA MÁQUINA
SÍNCRONA A PARTIR DE LA MEDIDA DEL ÁNGULO DEL PAR**

**ANA MARÍA PÉREZ LONDOÑO
YIMY ALEXANDER ROMERO RAMÍREZ**

Proyecto de grado para optar el título de Ingeniero Electricista

Director

M.Sc. Alfonso Alzate Gómez

Asesor

M.Sc. Sandra Milena Pérez Londoño

**UNIVERSIDAD TECNOLÓGICA DE PEREIRA
FACULTAD DE INGENIERÍAS: ELÉCTRICA, ELECTRÓNICA, FÍSICA Y
CIENCIAS DE LA COMPUTACIÓN
PROGRAMA DE INGENIERÍA ELÉCTRICA
PEREIRA
2007**

Nota de aceptación

Firma del presidente del jurado

Firma del jurado

Firma del jurado

Pereira, octubre de 2007

*A Dios, por permitirme llegar dónde estoy ahora.
A mis padres, por su apoyo incondicional a través de todos estos años.
A mi hermana Sandra Milena ya que sin su apoyo este proyecto no hubiese
salido adelante.*

¡Mil Gracias!...

Ana María

*Dedico este trabajo a mi familia, por su paciencia y su apoyo incondicional,
pues sin ellos este trabajo no sería posible. A mis amigos y a todas las
personas que me apoyan.*

Yimy Alexander

AGRADECIMIENTOS

Queremos dar las gracias al director de este proyecto, ingeniero Alfonso Alzate Gómez.

A la ingeniera Sandra Milena Pérez por su constante apoyo, paciencia, dedicación e interminables jornadas en el laboratorio durante la ejecución de este proyecto.

Al ingeniero Jason Molina por su amistad, ayuda y aporte de conocimientos.

A la Universidad Tecnológica de Pereira que por medio del Centro de Investigaciones y Extensión financió esta investigación.

A todas las personas que de alguna forma hicieron posible la realización de este trabajo muchas gracias.

CONTENIDO

Introducción	1
1. ESTADO DEL ARTE	3
1.1 DETERMINACIÓN DE LOS PARÁMETROS DE LA MÁQUINA SÍNCRONA	3
1.1.1 Metodologías fuera de línea	4
1.1.2 Metodologías en línea	25
1.2 METODOLOGÍAS PARA DETERMINAR EL ÁNGULO DEL PAR δ	27
2. MODELAMIENTO MATEMÁTICO DE LA MÁQUINA SÍNCRONA	32
2.1 PLANTEAMIENTO DEL MODELO DE LA MÁQUINA SÍNCRONA	32
2.2 EL MODELO DE LA MÁQUINA DE DOS EJES	35
2.3 EXPRESIÓN DEL TORQUE ELECTROMAGNÉTICO	37
2.4 VALORES EN POR UNIDAD	38
2.5 MODELAMIENTO DE LA MÁQUINA DE POLOS SALIENTES	43
2.6 CONEXIÓN DEL GENERADOR SÍNCRONO AL BARRAJE INFINITO	49
2.7 AJUSTES EN EL MODELO DINÁMICO DEL GENERADOR/RED Y APROXIMACIÓN DE VARIABLES	52
2.7.1 Adición de las variables T_s , ω_l y ε	52
2.7.2 Aproximación de la variable ε	54
2.7.3 Aproximación de las constantes de tiempo T'_{d0} y T''_{q0}	57
2.7.4 Aproximación de la constante de tiempo T'_{q0}	58

3.	HERRAMIENTAS UTILIZADAS EN LA IDENTIFICACIÓN EN LÍNEA	60
3.1	MODELO DE HEFFRON-PHILLIPS	60
3.2	APROXIMACIÓN DIGITAL	68
3.3	MÍNIMOS CUADRADOS RECURSIVOS	72
3.4	MÉTODO DE NEWTON RAPHSON	79
3.5	ÁNGULO DEL PAR δ	85
3.5.1	Definición del ángulo del par δ	85
3.5.2	Determinación del ángulo del par δ	86
3.5.3	Circuito implementado	92
3.5.4	Presentación y análisis de resultados del circuito del ángulo del par	93
3.5.4.1	Descripción del sistema físico	93
3.5.4.2	Resultados de las pruebas al circuito del ángulo del par	95
	Caso 1	95
	Caso 2	96
	Caso 3	97
	Caso 4	98
	Caso 5	99
4.	PRESENTACIÓN Y ANÁLISIS DE RESULTADOS DEL SISTEMA DE IDENTIFICACIÓN	100
4.1	DESCRIPCIÓN DEL SISTEMA FÍSICO	100
4.2	RESULTADOS DEL SISTEMA DE IDENTIFICACIÓN	102
4.2.1	Algoritmo de mínimos cuadrados recursivos	102
	Caso 1	102
	Caso 2	104
4.2.2	Comparación de los parámetros obtenidos con metodologías clásicas y los estimados en línea con respecto a datos del fabricante	105
	Caso 1	105

Caso 2	107
4.2.3 Presentación de perturbaciones para la identificación de parámetros	108
4.2.3.1 Ante variación eléctrica	108
Caso 1	108
Caso 2	110
Caso 3	111
Caso 4	113
Caso 5	115
4.2.3.2 Variación mecánica	118
Caso 1	118
4.2.4 Identificación en línea de parámetros bajo condiciones iniciales diferentes a los valores reales	120
ANEXOS	125
A.1 Ejemplo práctico de aplicación	125
A.2 Visualización de la interfaz gráfica del programa de identificación en línea	127
CONCLUSIONES	128
BIBLIOGRAFÍA	130

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1	Esquema general para el ensayo de saturación en vacío.	4
Figura 1.2	Curva de saturación en vacío para un generador.	5
Figura 1.3	Esquema de la prueba en cortocircuito.	6
Figura 1.4	Curva de cortocircuito para un generador síncrono.	6
Figura 1.5	Curvas características de vacío y cortocircuito.	7
Figura 1.6	Esquema de conexión para el ensayo de factor de potencia cero.	8
Figura 1.7	Curva de factor de potencia cero para un generador síncrono.	9
Figura 1.8	Curvas de vacío, cortocircuito y factor de potencia cero para determinar la reactancia de Potier	10
Figura 1.9	Esquema del ensayo a bajo deslizamiento.	11
Figura 1.10	Formas de onda del voltaje y corriente de salida de la máquina síncrona.	12
Figura 1.11	Configuración para el ensayo de excitación negativa.	13
Figura 1.12	Conexión del generador para la prueba de cortocircuito trifásico súbito.	14
Figura 1.13	Envolvente de las tres fases de armadura al momento de cortocircuitar los terminales del generador.	15
Figura 1.14	Corriente de fase de la armadura I_a en el momento de cortocircuito.	16
Figura 1.15	Envolvente transitoria.	17
Figura 1.16	Envolvente subtransitoria.	17
Figura 1.17	Configuración para determinar los ejes de la máquina.	18
Figura 1.18	Conexión de la máquina para la prueba de la caída de la componente DC	19
Figura 1.19	Curva decreciente de la corriente $I(t)$.	19
Figura 1.20	Conexión de la máquina síncrona para posicionar el	21

	rotor en el eje directo.	
Figura 1.21	(a) Pruebas para la medición de la impedancia $Z_d(s)$, (b) Pruebas para la medición de $\Delta i_{fd} / \Delta i_a$ (c) Pruebas para la medición de $\Delta e_{fd} / \Delta i_a$ (d) Pruebas para la medición $\Delta V_a / \Delta i_{fd}$.	23
Figura 1.22	Principio de operación para la medición del ángulo del par.	29
Figura 2.1	Esquema de la máquina síncrona.	32
Figura 2.2	Balance de potencias de la máquina síncrona.	37
Figura 2.3	Generador síncrono conectado al barraje infinito.	50
Figura 2.4	Circuito dinámico del generador/red.	56
Figura 2.5	Circuito dinámico del generador/red aproximando a T''_{d0} y T''_{q0}	57
Figura 2.6	Circuito dinámico del generador/red aproximando a T'_{q0} .	59
Figura 3.1	Generador síncrono conectado a un barraje infinito.	60
Figura 3.2	Descripción gráfica del método de Newton-Raphson.	82
Figura 3.3	Definición del ángulo del par.	85
Figura 3.4	Principio de operación utilizado para determinar el ángulo del par.	87
Figura 3.5	Esquema general del circuito medidor del ángulo del par.	87
Figura 3.6	Circuito detector de la posición del rotor.	88
Figura 3.7	Circuito detector de cruce por cero	89
Figura 3.8	Circuito detector de corriente.	89
Figura 3.9	Pulsos de posición del eje y detector de cruce por cero ascendente para condiciones en vacío y con carga del generador.	90

Figura 3.10	Diagrama de flujo del programa	92
Figura 3.11	Medidor del ángulo del par	93
Figura 3.12	Esquema del montaje físico	94
Figura 3.13	Medición del ángulo del par bajo condiciones de estado estable	95
Figura 3.14	Comportamiento del ángulo del par ante variaciones de carga resistiva	96
Figura 3.15	Comportamiento del ángulo del par ante variaciones de carga resistiva - inductiva (RL)	97
Figura 3.16	Comportamiento del ángulo del par ante variaciones de carga resistiva - capacitiva (RC)	98
Figura 3.17	Medición del ángulo δ bajo condiciones de cambio de potencia	99
Figura 4.1	Esquema del montaje físico para la identificación de algunos de los parámetros físicos del generador	100
Figura 4.2	Respuesta del identificador para el voltaje terminal	103
Figura 4.3	Respuesta del identificador para la potencia activa	103
Figura 4.4	Respuesta del voltaje terminal del generador	104
Figura 4.5	Respuesta de la potencia de salida del generador	104
Figura 4.6	Variaciones en el voltaje terminal	108
Figura 4.7	Perturbaciones existentes en la potencia activa debido a las variaciones del voltaje terminal	109
Figura 4.8	Decremento del 5% en el voltaje terminal	110
Figura 4.9	Perturbaciones existentes en la potencia activa debido a las variaciones del voltaje terminal	110
Figura 4.10	Incremento progresivo del voltaje terminal	112
Figura 4.11	Respuesta de la potencia activa ante incrementos progresivos del voltaje terminal	112
Figura 4.12	Decremento progresivo del voltaje terminal	113
Figura 4.13	Respuesta de la potencia activa ante el decremento	114

	progresivo del voltaje terminal	
Figura 4.14	Incremento del 5% en el voltaje terminal	115
Figura 4.15	Respuesta en potencia para un incremento del 5% en el voltaje terminal	115
Figura 4.16	Variación mecánica de la potencia activa	118
Figura 4.17	Respuesta del voltaje terminal ante la variación de la potencia activa	119
Figura A.1	Interfaz gráfica del programa de identificación en línea	128

LISTA DE TABLAS

Tabla 4.1	Coeficientes encontrados para onda aleatoria	103
Tabla 4.2	Coeficientes encontrados para onda cuadrada	105
Tabla 4.3	Comparación de los resultados con datos disponibles del fabricante	106
Tabla 4.4	Comparación de los resultados con datos disponibles del fabricante	107
Tabla 4.5	Parámetros físicos del generador síncrono	109
Tabla 4.6	Parámetros estimados para una disminución del 5% en el voltaje terminal	111
Tabla 4.7	Parámetros estimados para incrementos progresivos del voltaje terminal	113
Tabla 4.8	Parámetros estimados para decrementos progresivos del voltaje terminal	114
Tabla 4.9	Parámetros estimados para el punto de operación de $V = 0.8181$ pu, $P = 0.1970$, $Q = 0.2572$ pu	116
Tabla 4.10	Parámetros estimados para el punto de operación de $V = 1.022$ pu, $P = 0.1934$ pu y $Q = 0.2492$ pu	117
Tabla 4.11	Parámetros estimados para el punto de operación de $V = 1.0453$ pu, $P = 0.1970$ pu y $Q = 0.2559$ pu	117
Tabla 4.12	Parámetros estimados ante una variación mecánica del 21.06%	119
Tabla 4.13	Reactancia X_d para condiciones iniciales diferentes	121
Tabla 4.14	Reactancia X_q para condiciones iniciales diferentes	121
Tabla 4.15	Reactancia X'_d para condiciones iniciales diferentes	122
Tabla 4.16	Constante de inercia H para condiciones iniciales diferentes	122
Tabla 4.17	Constante de tiempo transitorio de eje directo en	123

circuito abierto T'_{d0} para condiciones iniciales
diferentes

Tabla 4.18 Constante de amortiguamiento D para condiciones 123
iniciales diferentes

RESUMEN

Los sistemas eléctricos de potencia han presentado un gran desarrollo en los últimos años debido al crecimiento de la población y a la necesidad de brindar un servicio eficiente y de mejor calidad. Los generadores síncronos desempeñan un papel importante en esta evolución, por esta razón, ha sido necesario conocer su comportamiento bajo operación estable y transitoria.

Para determinar y analizar el comportamiento del generador, se han utilizado métodos que ayudan a encontrar modelos matemáticos que están en función de los parámetros de la máquina. Estos en algunas ocasiones serán provistos por el fabricante y en otras habrá que realizar la medición mediante ensayos específicos; pero la mayoría de estos, implican la desconexión de la máquina de la red, lo cual no es posible en todo momento ya que obligaría a detener la generación de energía.

Para solucionar estas dificultades, las metodologías de identificación en línea, se presentan como una alternativa viable de estimación de parámetros. Es así como en este proyecto se implementó un sistema de identificación de este tipo, utilizando el algoritmo de estimación de mínimos cuadrados recursivos y el algoritmo iterativo de Newton Raphson para determinar algunos de los parámetros de la máquina. Estos algoritmos fueron aplicados a un sistema de ecuaciones no lineales que se basan en las mediciones obtenidas de voltaje terminal, voltaje de campo, corriente de línea, potencia activa y ángulo de par.

INTRODUCCIÓN

Ante la creciente demanda de energía eléctrica, los sistemas eléctricos de potencia han presentado una gran evolución y desarrollo en los últimos años, razón por la cual ha sido necesario emplear y diseñar estrategias, procedimientos y estudios especializados, que permitan garantizar la entrega de un servicio eficiente y de calidad.

Los generadores síncronos desempeñan un papel importante en esta evolución y por ello ha sido necesario conocer su comportamiento bajo operación estable y transitoria, es decir, cuando aparecen cambios pequeños, bien sea por la entrada o salida de carga, variaciones en el par de entrada, o por cambios bruscos ocasionados por cortocircuitos, las cuales influyen para que cambien sus condiciones de operación. Por tal razón, surge la necesidad de contar con modelos matemáticos que involucren los parámetros de los elementos que conforman el sistema de potencia. Tradicionalmente los parámetros del generador síncrono son datos que especifica el fabricante y pueden ser verificados por pruebas convencionales realizadas fuera de línea. En muchos casos, este tipo de ensayos resultan poco prácticos y con costos elevados debido a que los datos encontrados sólo tienen validez para una determinada condición de la máquina y a veces se utilizan equipos de medida difícil consecución. Contrario a esto, existen métodos de identificación en línea que resultan más atractivos de implementar ya que existe una interferencia mínima en la operación normal del generador.

La tendencia mundial para la identificación de parámetros de las máquinas se orienta hacia el aprovechamiento de las ventajas que ofrecen los métodos en línea, mediante el desarrollo de algoritmos de fácil y rentable implementación para las empresas del sector eléctrico.

Este proyecto presenta la implementación de una metodología para identificar en línea algunos de los parámetros de la máquina síncrona mediante la medición del ángulo del par.

Planteamiento de objetivos y estructura del proyecto

El objetivo principal de este proyecto se basó en la implementación de un método para la determinación en línea de algunos parámetros físicos de la máquina síncrona. Para cumplir este propósito, fue necesario diseñar y construir un circuito medidor del ángulo del par, ya que esta, es una variable fundamental para la identificación de parámetros. Esta metodología fue implementada para un generador síncrono del laboratorio de máquinas eléctricas de la Universidad Tecnológica de Pereira.

Para alcanzar el objetivo planteado anteriormente, se ha realizado la estructura del proyecto en cuatro capítulos de la siguiente forma:

El capítulo uno, contiene una breve reseña y descripción de algunas metodologías utilizadas en la determinación los parámetros del generador síncrono y la medición del ángulo del par.

El capítulo dos presenta el desarrollo del modelo matemático no lineal de tercer orden del generador síncrono, que es conectado a un barraje infinito a través de una línea. Este modelo es linealizado alrededor de un punto de operación obteniendo el modelo de Heffron – Phillips.

En el capítulo tres se encuentran las herramientas utilizadas para la implementación del sistema de identificación (mínimos cuadrados recursivos y Newton Raphson), así como el diseño y los resultados obtenidos del circuito medidor del ángulo del par.

El capítulo cuatro presenta los resultados obtenidos para la implementación del sistema de identificación.

Por último se presentan las conclusiones del trabajo realizado.

1. ESTADO DEL ARTE

Este capítulo está dividido en dos secciones. En la primera parte se abordan algunas metodologías para determinar los parámetros físicos de un generador síncrono. En la segunda parte se recoge información para calcular el ángulo del par.

1.1 DETERMINACIÓN DE LOS PARÁMETROS DE LA MÁQUINA SÍNCRONA

El generador síncrono es un elemento importante dentro del sistema eléctrico de potencia, razón por la cual es necesario estudiar y conocer su comportamiento bajo diversos estados de operación. Normalmente estos estudios requieren del modelo matemático de la máquina que está en función de los parámetros, tales como las reactancias de eje directo y en cuadratura, la constante de inercia, el factor de amortiguamiento, entre otros. Cuando los parámetros de la máquina no son conocidos, es necesario utilizar metodologías para su determinación, entre ellas están la prueba en vacío [1], prueba de factor de potencia cero [1], rechazo de carga [2], [3], [4], tasa de caída de la componente DC [5], [6], [7], [8], [9], ensayo de respuesta en frecuencia [1], [10], [11], [12] entre otros. Desafortunadamente estas técnicas entregan parámetros físicos, que sólo sirven para condiciones de operación estáticas, lo que implica que pierden validez cuando existen cambios en el punto operativo del sistema. Otra desventaja es que para su obtención se debe detener la máquina, causando indisponibilidad del servicio.

Alternativamente, existen técnicas de identificación en línea que ayudan a determinar los parámetros con beneficios operativos y económicos, ya que no se interrumpe el servicio de generación. Algunos de ellos utilizan redes

neuronales artificiales [13], [14], métodos de gradiente conjugado [15], filtros de Kalman [16], series de Hartley [17], entre otros.

A continuación se presenta una reseña de algunas de las metodologías utilizadas en la determinación de parámetros con la máquina fuera de servicio y a través de mediciones en línea.

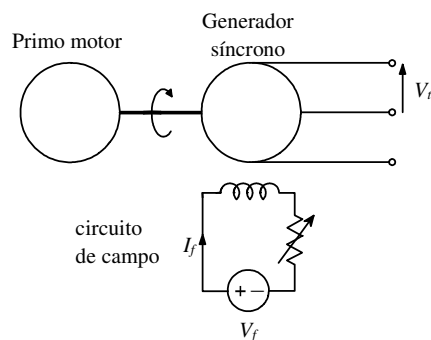
1.1.1 Metodologías fuera de línea

Este tipo de metodologías requieren que la máquina sea desconectada de la red a la cual presta el servicio. A continuación se presentan algunas de estas técnicas utilizadas para determinar los parámetros físicos del generador síncrono:

a. Ensayo de saturación en vacío [1]

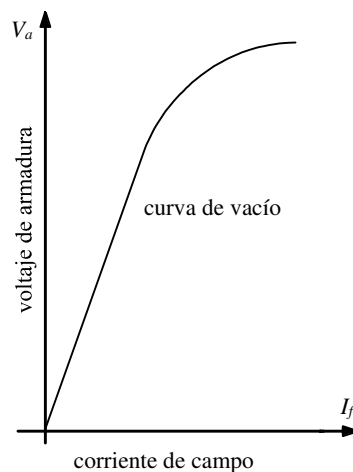
Para realizar este ensayo la máquina debe operar como generador, estar girando a la velocidad nominal ω_n y no tener carga conectada en sus terminales. La figura 1.1 muestra la conexión que se debe hacer para realizar esta prueba.

Figura 1.1. Esquema general para el ensayo de saturación en vacío.



El primer dato se toma cuando la corriente de campo $I_f = 0$, que corresponde al valor de la tensión residual. Posteriormente la corriente de campo I_f se va incrementando gradual y progresivamente con el reóstato R , tomando lecturas de la corriente de campo I_f y del voltaje de armadura V_a hasta llegar al 120% del voltaje nominal. Con esta información se construye la característica de saturación en vacío así como lo ilustra la figura 1.2.

Figura 1.2. Curva de saturación en vacío para un generador.



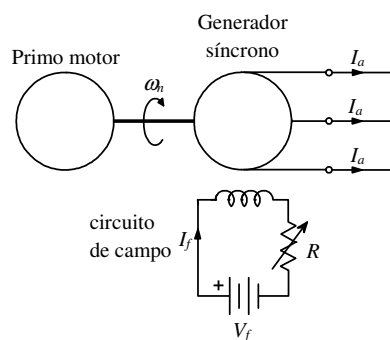
Se observa en la curva característica de vacío, la linealidad que se presenta para corrientes de campo I_f bajas, pero a medida que la corriente de campo I_f empieza a aumentar se acerca a la zona de saturación.

Entre algunas de las ventajas que presenta este ensayo se encuentran: la facilidad en su implementación, además de ser una prueba que no ocasiona daños en la máquina.

b. Ensayo de cortocircuito [1]

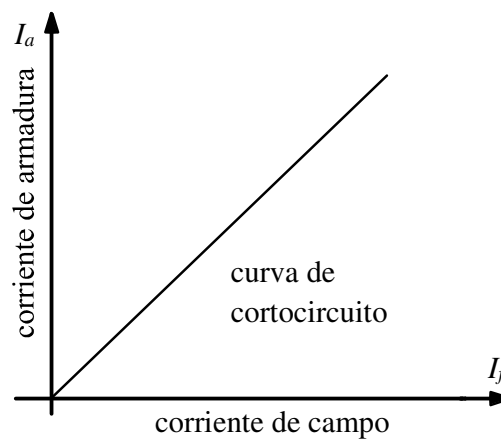
Para realizar esta prueba, la máquina debe estar girando a velocidad nominal con los terminales del generador cortocircuitados tal como lo muestra la figura 1.3.

Figura 1.3 Esquema de la prueba en cortocircuito.



A medida que se varía la resistencia de campo R , se toman en forma simultánea, las lecturas de las corrientes de armadura I_a y de la corriente de campo I_f . Normalmente se toman datos para el 25%, 50%, 75%, 100% y el 125% de la corriente nominal de armadura I_a . Con estos valores se construye la característica de cortocircuito que se presenta en la figura 1.4.

Figura 1.4. Curva de cortocircuito para un generador síncrono.



El ensayo de cortocircuito puede realizarse fácilmente, ya que para su implementación no se necesitan equipos costosos y de difícil consecución.

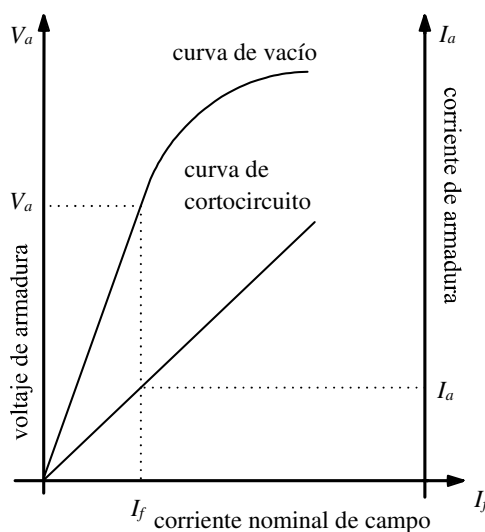
Con el ensayo de saturación en vacío y la prueba de cortocircuito se pueden determinar las reactancias saturada de eje directo X_{ds} y la reactancia no saturada de eje directo X_d , como se ilustra a continuación.

Para determinar la reactancia saturada de eje directo X_{ds} [18], se utiliza la ecuación (1.1).

$$X_{ds} = \frac{V_a}{I_a} \quad (1.1)$$

Según la ecuación (1.1), la reactancia síncrona saturada de eje directo X_{ds} se obtiene tomando el voltaje nominal de armadura V_a de la curva característica de vacío para una corriente de campo I_f y la corriente de armadura I_a de la curva característica de cortocircuito, para esta misma corriente de campo I_f tal como se ilustra en la figura 1.5.

Figura 1.5. Curvas características de vacío y cortocircuito.



Para determinar la reactancia síncrona no saturada de eje directo X_d [1] se parte de la característica de saturación en vacío y de la característica en cortocircuito tal como se muestra en la ecuación (1.2).

$$X_d = \frac{I_{FSI}}{I_{FG}} \quad (1.2)$$

Según la ecuación anterior, la reactancia síncrona de eje directo X_d se obtiene tomando el valor de corriente de campo I_{FSI} que corresponde a la corriente nominal de armadura I_a en la curva de cortocircuito y la corriente de campo I_{FG} que corresponde al voltaje nominal de armadura V_a de la curva de vacío.

c. Prueba de factor de potencia cero [1]

La prueba de factor de potencia cero, se realiza con la máquina operando como generador, alimentando una carga inductiva variable a corriente de armadura I_a nominal y girando a velocidad síncrona ω_m . La figura 1.6 ilustra la conexión que se debe hacer para realizar esta prueba.

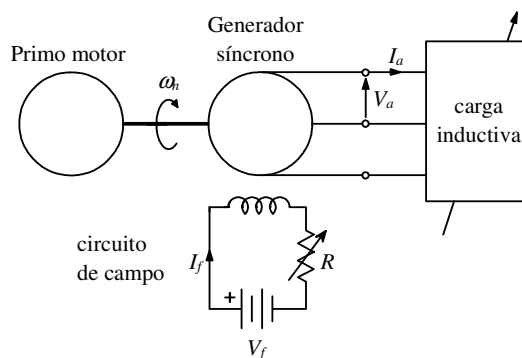
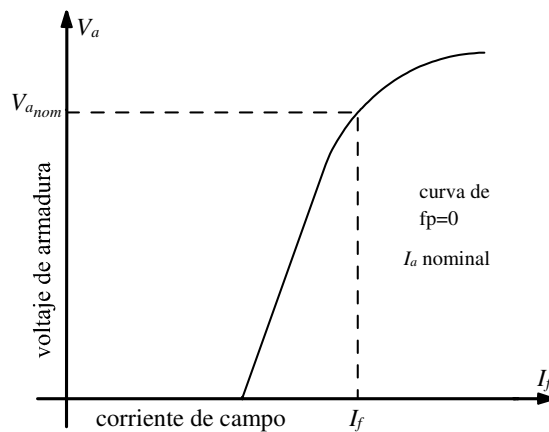


Figura 1.6. Esquema de conexión para el ensayo de factor de potencia cero.

Según la figura 1.7, la curva del factor de potencia cero se construye de la siguiente manera:

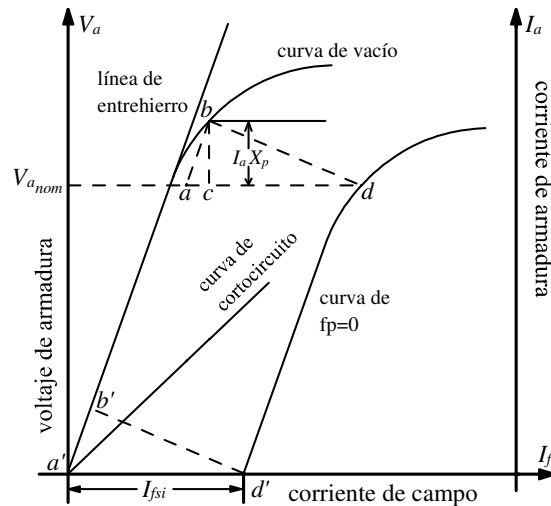
Inicialmente se cortocircuitan los terminales del estator, razón por la cual para esta condición de operación la corriente de armadura I_a está en atraso casi 90° de V_a [18]. Posteriormente se reemplaza el cortocircuito de los terminales del estator por una carga inductiva variable con el fin de conservar la diferencia de fases de I_a y V_a . Luego se toman lecturas en cada aumento de I_f variando el reóstato R y conservando el valor de I_a .

Figura 1.7. Curva de factor de potencia cero para un generador síncrono.



Por medio de los ensayos de vacío y factor de potencia cero, se puede determinar la reactancia de Potier (X_p), ya que es un parámetro útil para determinar el comportamiento en estado permanente de la máquina síncrona. La figura 1.8 ilustra la construcción del triángulo de Potier.

Figura 1.8. Curvas de vacío, cortocircuito y factor de potencia cero para determinar la reactancia de Potier.



Para determinar la reactancia de Potier X_p se realiza el siguiente procedimiento:

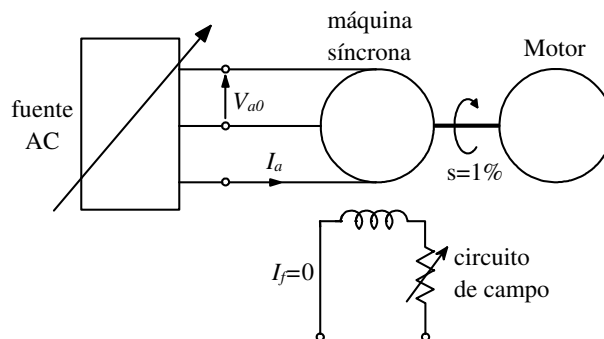
En la curva de factor de potencia cero se ubica d como el punto que se obtiene cuando V_a es nominal y d' cuando $V_a = 0$. Por d se traza una paralela al eje de la corriente de campo I_f y se copia a , de tal modo que $ad \approx a'd'$. Por a se traza una paralela a la línea de entrehierro, que al cortarse con la curva de vacío de la máquina determina el punto b . Por este punto se traza una vertical, que al cortarse con el voltaje nominal de armadura V_a determina el punto c . El triángulo de Potier es entonces $b-c-d$. La distancia vertical bc , desde el punto b hasta el voltaje de armadura nominal V_a , es igual al producto de la corriente de armadura nominal por la reactancia de Potier ($I_a X_p$), y dicha reactancia se halla de acuerdo a la ecuación (1.2).

$$X_p = \frac{\|bc\|}{I_{a(\text{nominal})}} \quad (1.2)$$

d. Ensayo a bajo deslizamiento [1]

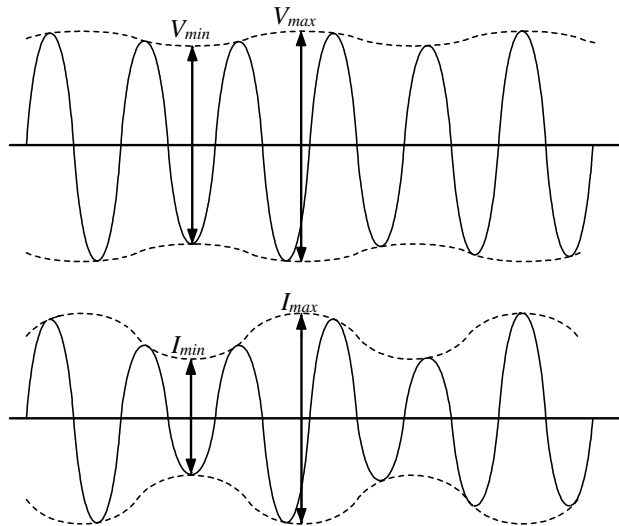
Con el ensayo a bajo deslizamiento, se pueden determinar las reactancias de eje directo X_d y eje en cuadratura X_q . Para realizar esta prueba, la máquina debe ser alimentada por una fuente trifásica balanceada a voltaje reducido. Dicha tensión V_{a0} debe encontrarse en la región lineal de la curva de vacío. El circuito de campo debe permanecer abierto. La velocidad de rotación debe ser ligeramente menor al valor nominal, logrando con esto tener un deslizamiento bajo alrededor del 1%. La figura 1.9 muestra un esquema general de la conexión de la máquina.

Figura 1.9. Esquema del ensayo a bajo deslizamiento.



El voltaje V_a y la corriente de armadura I_a son medidos con un osciloscopio observando las variaciones de amplitud como lo muestra la figura 1.10.

Figura 1.10. Formas de onda del voltaje y corriente de salida de la máquina síncrona.



Con los valores mínimos y máximos de estas señales, se determinan las reactancias de eje directo X_d y eje en cuadratura X_q según la ecuación (1.3).

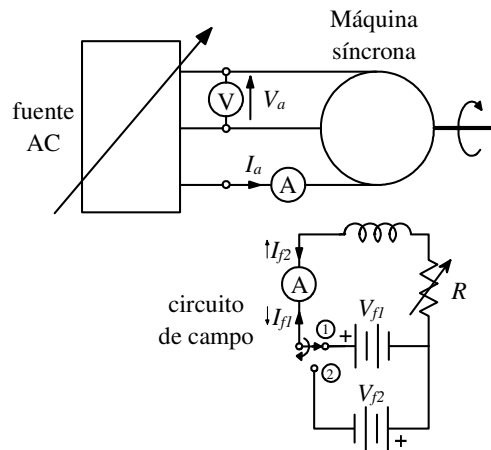
$$X_d = \frac{V_{\max}}{I_{\min}}, \quad X_q = \frac{V_{\min}}{I_{\max}} \quad (1.3)$$

Se debe tener especial cuidado cuando se realiza esta prueba, ya que el voltaje inducido del circuito de campo puede presentar altos valores cuando el deslizamiento es mayor o igual al 5%.

e. Ensayo de excitación negativa [1]

Con este ensayo se determina la reactancia de eje en cuadratura X_q . Para implementar este método, la máquina debe operarse como motor y sin carga acoplada a su eje, tal como se muestra en la figura 1.11.

Figura 1.11. Configuración para el ensayo de excitación negativa.



El voltaje de prueba aplicado en el estator no debe superar el 75% del voltaje nominal. Inicialmente se aplica una fuente DC (V_{f1}) con la polaridad indicada y se reduce la corriente de campo I_{f1} hasta llegar a cero, luego se invierte la polaridad del voltaje de campo (V_{f2}) y la corriente de campo I_{f2} se incrementa gradualmente hasta que la máquina se inestabilice. Se toman lecturas de voltaje V_a y corriente de armadura I_a para el punto máximo de inestabilidad. La reactancia de eje en cuadratura puede calcularse de acuerdo a la ecuación (1.4).

$$X_q = \frac{V_a}{I_a} \quad (1.4)$$

f. Ensayo bajo carga [1], [19]

Es una alternativa viable para determinar la reactancia del eje en cuadratura X_q en la máquina síncrona, siempre y cuando se conozca el ángulo de par δ . Para realizar esta prueba la máquina debe estar conectada a la red y debe tener una carga al menos igual a la mitad de la potencia nominal.

Las variables que deben medirse son: corriente de armadura (I_a), voltaje de armadura (V_a), ángulo de factor de potencia (φ) y ángulo de par (δ).

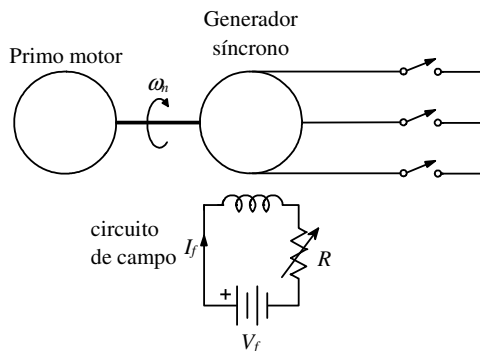
Para hallar esta reactancia se utiliza la ecuación (1.5)

$$X_q = \frac{V_a \tan \delta}{\sqrt{3} I_a (\cos \varphi - \sin \varphi \tan \delta)} \quad (1.5)$$

g. Ensayo de cortocircuito trifásico súbito [1], [20]

Mediante este ensayo se determinan la reactancias de eje directo (X_d , X'_d , X''_d) y las constantes de tiempo de la máquina síncrona (T'_d , T''_d) basadas en la medición de la corriente de armadura I_a , cuando se establece un cortocircuito trifásico súbito en terminales. Para ello, la máquina debe operarse inicialmente en vacío, girando a la velocidad nominal y con el voltaje de excitación constante. La configuración de la máquina se muestra en la figura 1.12.

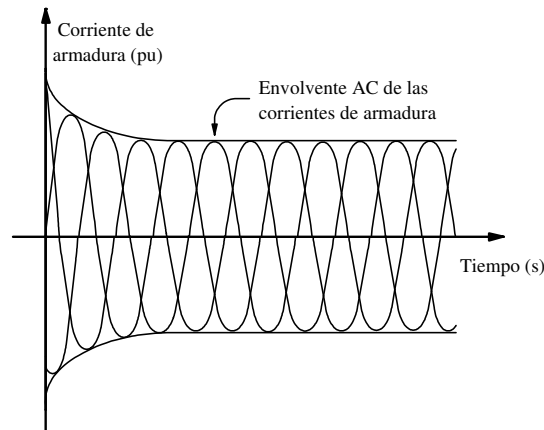
Figura 1.12. Conexión del generador para la prueba de cortocircuito trifásico súbito.



En el momento del cortocircuito trifásico súbito, las tres corrientes de armadura presentan el comportamiento que se muestra en la figura 1.13.

La reactancia de eje directo X_d , se calcula mediante la relación del voltaje de circuito abierto con respecto al valor de la corriente de armadura, que se obtiene por la prolongación tangencial de la envolvente AC al eje de las ordenadas, en el instante en que se presenta el cortocircuito tal como se presenta en la figura 1.13.

Figura 1.13. Envolvente de las tres fases de armadura al momento de cortocircuitar los terminales del generador.



La forma de onda de la corriente de armadura cuando ocurre un cortocircuito trifásico súbito está dado por la ecuación (1.6).

$$I_a(t) = \frac{V_{a0}}{X_d} + \left(\frac{V_{a0}}{X'_d} - \frac{V_{a0}}{X_d} \right) e^{-\frac{t}{T'_d}} + \left(\frac{V_{a0}}{X''_d} - \frac{V_{a0}}{X'_d} \right) e^{-\frac{t}{T''_d}} \quad (1.6)$$

En donde:

V_{a0} : Voltaje de fase de armadura antes del cortocircuito.

X_d : Reactancia síncrona de eje directo.

X'_d : Reactancia transitoria de eje directo.

X_d'' : Reactancia subtransitoria de eje directo.

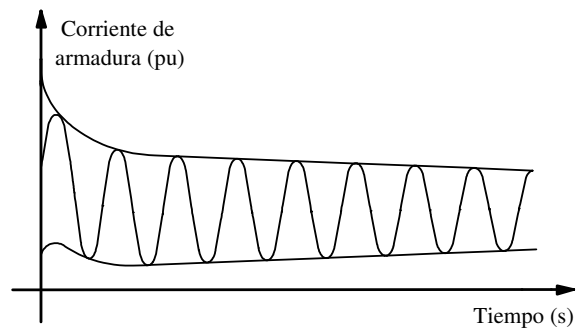
T_d' : Constante de tiempo transitoria de cortocircuito de eje directo.

T_d'' : Constante de tiempo subtransitoria de cortocircuito de eje directo.

t : Tiempo en segundos medido desde el instante que ocurre el cortocircuito.

Todos los términos que conforman la ecuación (1.6) son determinados por medio de métodos gráficos. En la figura 1.14 se muestra la corriente de armadura I_a con su respectiva envolvente.

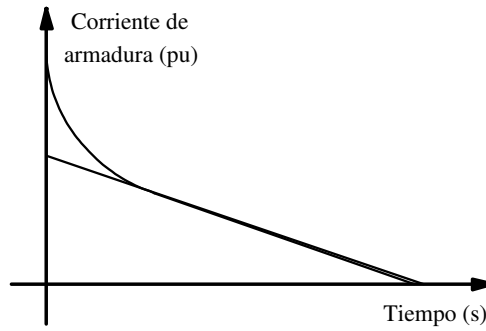
Figura 1.14. Corriente de fase de la armadura I_a en el momento de cortocircuito.



A partir de la figura anterior se determinan los parámetros transitorios y subtransitorios para tiempos de (200ms - 2000ms) y (0 - 100ms) respectivamente.

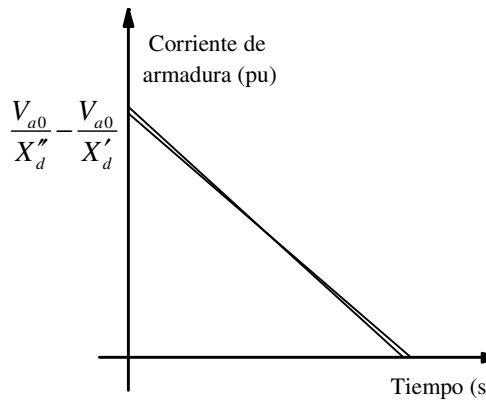
Con la pendiente trazada en la curva envolvente transitoria de la corriente de armadura I_a mostrada en la figura 1.14, se obtiene el término $(V_{a0} / X_d' - V_{a0} / X_d)$ tal como lo muestra la figura 1.15.

Figura 1.15. Envolvente transitoria.



Utilizando la curva sub transitoria mostrada en la figura 1.14 se obtiene la diferencia entre la envolvente y la línea tangencial tal como se ilustra en la figura 1.16, de allí es encontrado el término $(V_{a0}/X_d'' - V_{a0}/X_d')$, el cual pertenece a la ecuación (1.6)

Figura 1.16 Envolvente sub transitoria.



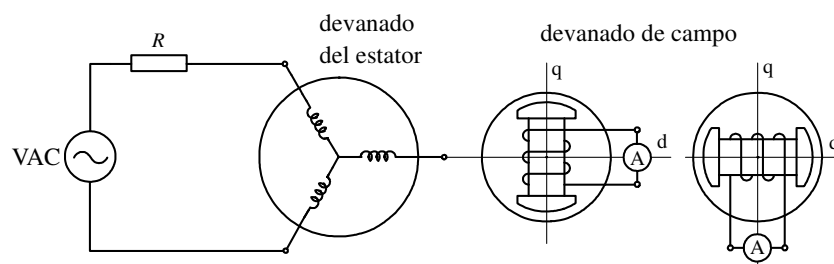
Una vez identificados los términos de la ecuación (1.6) y mediante un método matemático se obtienen cada uno de los parámetros de la máquina.

h. Tasa de la caída de la componente DC o SSTR (StandStill Time Response) [5], [6], [7], [8], [9]

La prueba de la caída de la componente DC es una alternativa que se realiza fuera de línea, para determinar las reactancias de eje directo (X_d), eje en cuadratura (X_q), reactancias transitorias (X'_d, X'_q), reactancias subtransitorias (X''_d, X''_q) y constantes de tiempo ($T_d, T'_d, T''_d, T_{d0}, T''_{d0}$) de la máquina síncrona.

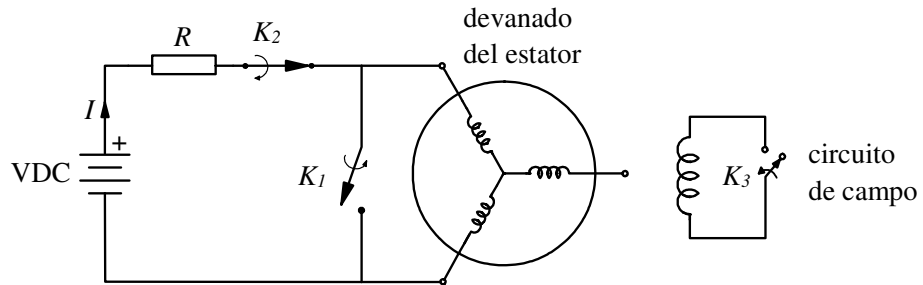
Para realizar este ensayo, se deben determinar inicialmente las posiciones de eje directo y eje en cuadratura de la máquina. Para ambos casos es necesario alimentar dos devanados del estator con una fuente AC a voltaje reducido, cortocircuitando con un amperímetro el devanado de campo así como lo muestra la figura 1.17. El eje se mueve hasta que se obtenga en el amperímetro una lectura máxima de corriente. En ese momento se determina la posición eje directo. Para posicionar el rotor en el eje de cuadratura, se gira el rotor hasta que el amperímetro indique un valor mínimo de corriente.

Figura 1.17. Configuración para determinar los ejes de la máquina.



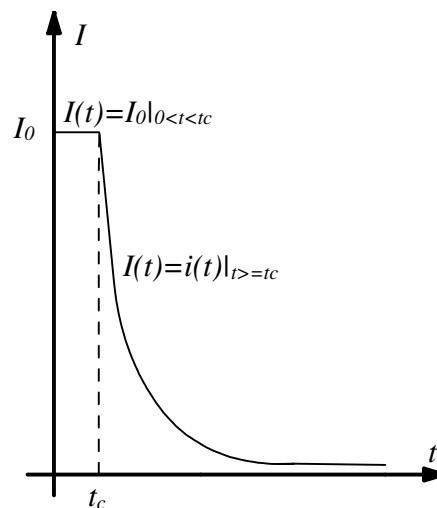
El ensayo de la tasa de la caída de la componente DC se realiza con el rotor fijo en la posición previamente encontrada (eje directo o eje en cuadratura) aplicando un voltaje DC a dos devanados del estator, de tal forma que circule una corriente I , así como se ilustra en la figura 1.18.

Figura 1.18. Conexión de la máquina para la prueba de la caída de la componente DC.



Inicialmente los interruptores K_1 y K_2 se encuentran abierto y cerrado respectivamente, de tal modo que la corriente que circula I_0 es limitada solo por la resistencia R . En un tiempo arbitrario t_c , el interruptor K_1 se cierra y el interruptor K_2 se abre, provocando un rápido decrecimiento en la corriente $i(t)$ tal como lo ilustra la figura 1.19

Figura 1.19. Curva decreciente de la corriente $I(t)$.



Este procedimiento se realiza con el devanado de campo abierto y nuevamente con el devanado de campo en cortocircuito para cada posición de los ejes directo y en cuadratura.

Las curvas obtenidas son enviadas a un software de ajuste de datos, cuyo resultado son funciones exponenciales de la forma:

$$i_d(t) = A_d e^{\alpha_{1d}t} + B_d e^{\alpha_{2d}t} + C_d e^{\alpha_{3d}t} \quad (1.7)$$

$$i_q(t) = A_q e^{\alpha_{1q}t} + B_q e^{\alpha_{2q}t}$$

En donde los coeficientes A, B, C y α están en función de las constantes de tiempo y de las reactancias para cada uno de los ejes.

El ensayo de la caída de la componente DC presenta algunas ventajas entre las cuales se encuentra un bajo costo en la realización del ensayo y la facilidad en la implementación.

i. Ensayo de respuesta en frecuencia SSFR (*StandStill Frequency Response*) [1], [7], [11], [12]

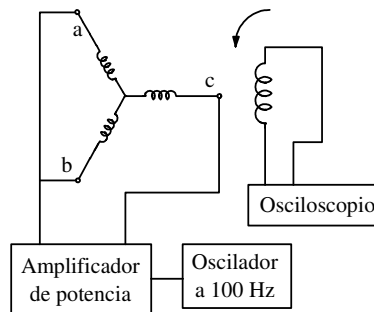
La respuesta en frecuencia es un ensayo que se realiza para determinar las impedancias operacionales de eje directo ($Z_d(s)$), de eje en cuadratura ($Z_q(s)$) y las constantes de tiempo transitoria y subtransitoria ($T'_{d0}, T''_{d0}, T'_d, T'_{q0}, T''_{q0}, T'_q$) de la máquina síncrona.

Para esta prueba, la máquina síncrona debe estar fuera de servicio, es decir, el eje debe estar desacoplado mecánicamente y los devanados de la armadura deben estar desconectados del sistema de potencia.

Cuando se realiza la prueba de respuesta en frecuencia, es necesario determinar la posición del rotor en los ejes directo y cuadratura, conectando para esto un oscilador de onda senoidal a 100 Hz a los devanados del estator

(y un amplificador de potencia cuando se trate de un generador síncrono de grandes dimensiones) tal como se muestra en la figura 1.20. En los terminales del devanado de campo se conecta un osciloscopio con el fin de encontrar los valores mínimo y máximo de voltaje que se presentan cuando el rotor se mueve de forma manual.

Figura 1.20. Conexión de la máquina síncrona para posicionar el rotor en el eje directo.



Las variables a medir son los voltajes y corrientes de armadura (v_a, i_a), voltaje y corriente de campo (e_{fd}, i_{fd}) para cada una de las posiciones del rotor y el ángulo de carga (δ).

Se determinan los voltajes de eje directo ($\Delta e_d, \Delta i_d$) y de cuadratura ($\Delta e_q, \Delta i_q$) utilizando las transformaciones de Park [31], [36], [38] correspondientes.

Los 5 parámetros que se miden durante el ensayo de respuesta en frecuencia son:

- Impedancia operacional de la máquina síncrona para el eje directo $Z_d(s)$, cuya relación se muestra en la ecuación (1.8).

$$Z_d = \frac{\Delta e_d}{\Delta i_d} \Big|_{\Delta e_{fd}=0} \quad (1.8)$$

- Impedancia operacional de la máquina síncrona para el eje en cuadratura $Z_q(s)$. Relaciona el voltaje y la corriente en cuadratura tal como lo presenta la ecuación (1.9).

$$Z_q(s) = -\frac{\Delta e_q(s)}{\Delta i_q(s)} \quad (1.9)$$

- Ganancia de voltaje $G(s)$ o ganancia de corriente $sG(s)$, que se halla de acuerdo a la relación de la ecuación (1.10).

$$G(s) = \left. \frac{\Delta e_d(s)}{s\Delta e_{fd}(s)} \right|_{\Delta i_d=0}, \quad sG(s) = \left. \frac{\Delta i_{e_{fd}}(s)}{\Delta i_d(s)} \right|_{\Delta e_{fd}=0} \quad (1.10)$$

- Impedancia de armadura - campo $Z_{af\omega}(s)$, que relaciona los cambios de voltaje en el campo, respecto a los cambios de corriente, para el eje directo tal como se muestra en la ecuación (1.11).

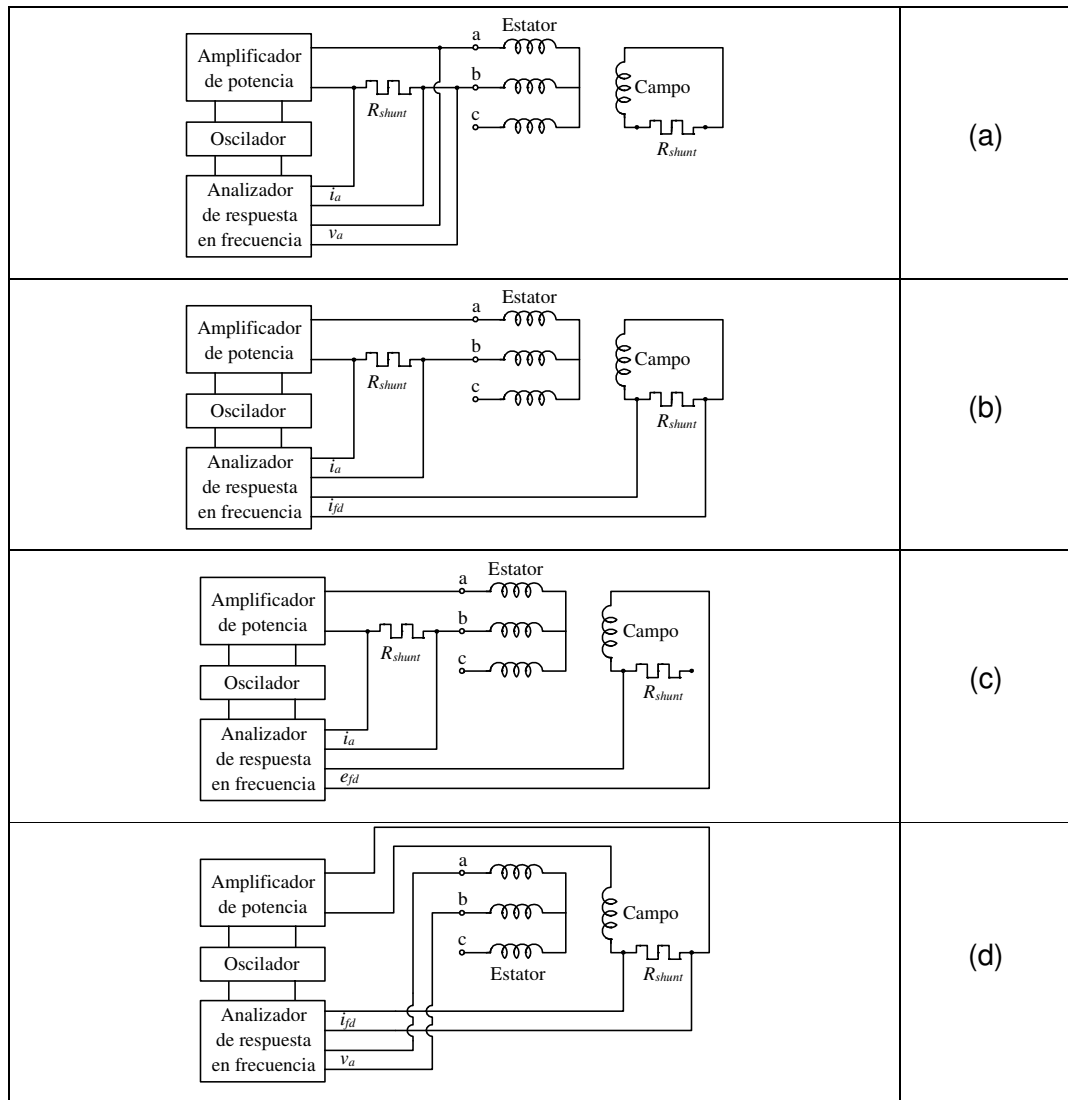
$$Z_{af\omega}(s) = -\left. \frac{\Delta e_{fd}(s)}{\Delta i_d(s)} \right|_{\Delta i_{fd}=0} \quad (1.11)$$

- Impedancia de campo – armadura $Z_{f\omega\omega}(s)$ como su nombre lo indica es la variación del voltaje de armadura y la corriente de campo como se muestra en la ecuación (1.12).

$$Z_{f\omega\omega}(s) = -\left. \frac{\Delta e_d(s)}{\Delta i_{fd}(s)} \right|_{\Delta i_d=0\Omega} \quad (1.12)$$

Para encontrar estas impedancias se realizan mediciones para un rango de frecuencia que va desde 0.01 Hz hasta una frecuencia mayor o igual al doble de la nominal del generador. Esta variación se hace mediante un oscilador a baja tensión y que es conectado de acuerdo a las figuras 1.21(a,b,c,d).

Figura 1.21. (a) Pruebas para la medición de la impedancia $Z_d(s)$, **(b)** Pruebas para la medición de $\Delta i_{fd} / \Delta i_a$ **(c)** Pruebas para la medición de $\Delta e_{fd} / \Delta i_a$ **(d)** Pruebas para la medición $\Delta V_a / \Delta i_{fd}$.



Con los datos obtenidos de las impedancias operacionales (magnitud – frecuencia y fase – frecuencia), se obtienen los valores de la resistencia de armadura y las inductancias de ejes directo y cuadratura ($L_d(s)$, $L_q(s)$) para cada una de las frecuencias. Posteriormente se utiliza un software de ajuste de

curvas para calcular las constantes de tiempo transitorias y subtransitorias ($T'_{d0}, T''_{d0}, T'_d, T'_{q0}, T''_{q0}, T'_q$) de la máquina síncrona.

Algunas de las ventajas que se presentan al realizar este tipo de ensayo son:

- Facilidad de realizar el ensayo en la planta o en el sitio de generación.
- La máquina ni el operador están expuestos a riesgos ya que los niveles de tensión aplicados son muy bajos.
- Proporciona información para los ejes directo y en cuadratura.
- Con los ensayos en el dominio de la frecuencia se pueden medir transitorios cortos lo cual no ocurre cuando se realizan mediciones en el tiempo.
- No es una prueba destructiva.

Una posible desventaja que puede presentar al realizar este tipo de ensayos es la no disponibilidad de equipos especializados para determinar señales en el dominio de la frecuencia, como son los analizadores de espectros.

Durante la medición de las impedancias operacionales, se debe tener especial cuidado con el aumento de la temperatura en los devanados, ya que ello puede causar un error apreciable en las medidas.

j. Rechazo de carga (*Load rejection*) [2], [3], [4]

Mediante el ensayo de rechazo de carga, se determinan los parámetros de eje directo y de eje en cuadratura y las constantes de tiempo ($X_d, X_q, L_d, L'_d, L''_d, L_q, L'_q, T'_{d0}, T''_{d0}, T'_{q0}$).

Según los parámetros a determinar, se debe conocer con anterioridad la posición del rotor con respecto al eje directo o al eje en cuadratura.

Para encontrar los parámetros de eje directo, la máquina debe estar sincronizada con el sistema de potencia para luego sub-excitarla, haciendo que absorba una considerable carga reactiva. Una vez se obtenga esta condición, se toman valores de corriente de campo I_f , voltaje en la armadura v_a y corriente de armadura I_a .

Para determinar los parámetros de eje en cuadratura, se retira la carga del generador lentamente y se toman lecturas de voltaje en la armadura v_a y corriente de armadura I_a .

Una de las ventajas que ofrece este ensayo es que la máquina no es sometida a cambios bruscos durante la operación, como si ocurre en las pruebas de cortocircuito.

Como desventaja asociada es que se necesitan instrumentos de medida de rápida respuesta, ya que las variables a medir cambian significativamente en un lapso de tiempo demasiado corto.

1.1.2 Metodologías en línea

Las metodologías en línea resultan muy atractivas para la determinación de parámetros físicos, en cuanto a que no requieren la desconexión de la máquina de la red eléctrica y a que ofrecen modelos matemáticos más precisos. Esto debido a que mediante el procesamiento de mediciones realizadas directamente sobre la máquina, se tienen en cuenta las fluctuaciones que presentan los parámetros debido a los fenómenos de la saturación, la temperatura, condiciones de fallos, entre otros. Otra de las ventajas de estas técnicas, es la posibilidad de desarrollar permanentemente un monitoreo sobre la máquina a través de la inspección de sus parámetros, como una herramienta de mantenimiento predictivo y de control.

A continuación se citan algunas aplicaciones que utilizan identificación de parámetros en línea:

La identificación de los parámetros de la máquina síncrona, usando una función de base radial (RBFN) se presenta en [14]. En este artículo se propone un identificador para captar las características de operación no lineal junto con un algoritmo recursivo, usado para actualizar los parámetros de la red. Se utiliza un modelo basado en correlaciones para examinar la validez del identificador propuesto.

También se han utilizado los filtros de Kalman extendidos (FKE) [16], como metodologías de estimación de estados, donde se requiere inicialmente la linealización del modelo de la máquina. Se aclara que la estimación de los parámetros no se realiza en tiempo real, cuando el orden del modelo utilizado es alto, debido a los grandes esfuerzos computacionales que deben realizarse. Los resultados obtenidos con esta metodología son válidos siempre y cuando los niveles de ruido en los datos obtenidos sean muy pequeños.

En [17], los autores utilizan las series de Hartley, que les permite utilizar un conjunto de ecuaciones algebraicas lineales para describir la máquina, las cuales pueden ser solucionadas usando una pseudoinversa para estimar los parámetros desconocidos del estator.

En [21] se presenta una metodología de identificación en línea para determinar los parámetros físicos del generador síncrono (x_d, x_q, x_d', x_e y J) mediante el uso del algoritmo de máxima verosimilitud y el método iterativo de Newton Raphson, con base en la medición en línea del voltaje terminal y de campo, potencia activa y reactiva, corriente de línea y ángulo de par.

En [22] se representa la máquina mediante un modelo lineal en el dominio del tiempo. Se utiliza una técnica de optimización de mínimos cuadrados, con el fin de simplificar la determinación de parámetros. Para la identificación se tomaron

lecturas en línea de voltajes de armadura y campo, corriente de línea y ángulo de par, cuando se realizan algunas perturbaciones en la excitación de la máquina, con el fin de tener en cuenta los efectos causados por la saturación y las pérdidas por corrientes de Eddy.

En [23] se utiliza el método del dominio de la frecuencia, con el cual se aplican señales sinusoidales al sistema físico y se mide la relación ángulo y amplitud de las señales de entrada y salida, cuando a la máquina se le realizan pequeñas perturbaciones en la excitación. Se utiliza el espectro de potencia para analizar el proceso transitorio de la máquina y posteriormente se utiliza un programa de ajuste dinámico para determinar los parámetros.

En [24] se presenta un método para determinar el ángulo par en máquinas de polos salientes, a partir de mediciones de la tensión en los terminales y la distancia en el entrehierro. En el método, la señal del sensor del entrehierro es utilizada para detectar el desplazamiento del rotor referenciado a la componente fundamental de la tensión. Adicionalmente, también se considera la determinación en línea de las reactancias síncronas de los ejes directo y de cuadratura.

Los autores en [25], utilizan un modelo de espacio de estado para representar la máquina síncrona, el cual posteriormente es transformado en un modelo de regresión lineal discretizado.

1.2 METODOLOGÍAS PARA DETERMINAR EL ÁNGULO DEL PAR δ

Para realizar estudios de estabilidad y analizar los problemas relacionados con el control de los niveles de tensión y frecuencia de los sistemas de potencia, es importante conocer los parámetros y variables de los generadores síncronos. Entre algunas de las medidas de interés, se encuentra el ángulo del par o de carga δ , que permite analizar la respuesta de la máquina ante condiciones

transitorias, indicando si ante la perturbación, el generador pierde o no el sincronismo. Asimismo el ángulo de carga, permite determinar parámetros tales como reactancias de eje directo X_d y eje en cuadratura X_q , sin necesidad de recurrir a los procedimientos de los ensayos clásicos. Es por esto, que en esta segunda parte del capítulo uno, se consideran algunas metodologías para la determinación de esta variable.

a. Determinación de δ utilizando técnicas estroboscópicas [1], [24], [26], [27], [28]

Esta técnica sirve para determinar el ángulo del par, tomando como referencia un pulso entregado por un sensor estroboscópico, que indica el desplazamiento del rotor. Este pulso es comparado con una señal de cruce por cero proveniente del voltaje terminal de la máquina. La ecuación (1.20) muestra la relación para determinar este ángulo.

$$\delta = 2\pi \cdot f \cdot \Delta t \text{ (rad)} \quad (1.20)$$

En donde:

f es la frecuencia

Δt es la diferencia de tiempo entre la señal entregada por el sensor y la señal de cruce por cero.

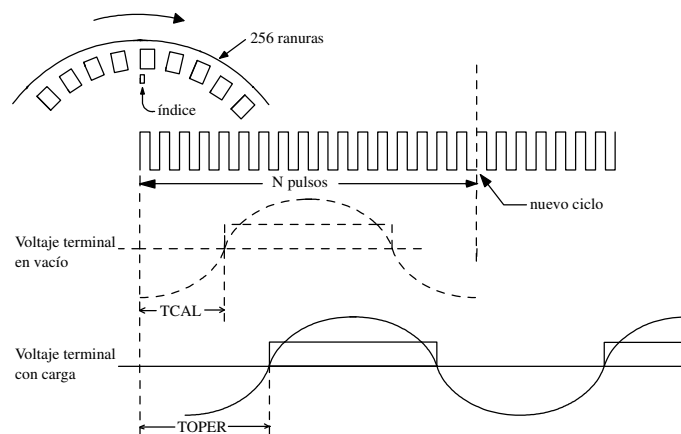
Algunas aplicaciones de esta metodología se presentan a continuación:

En [24], los autores utilizan un sensor capacitivo de entrehierro para determinar la posición del rotor. Dicho sensor entrega una señal no senoidal que tiene la particularidad de tener el máximo nivel de tensión cuando el rotor está posicionado en el eje en cuadratura, una vez ocurre esto, la señal del sensor es tomada como referencia y comparada con una señal de máxima magnitud

pertenciente al voltaje terminal, entregando así una diferencia de posiciones, que están en función del ángulo del par.

En [26] se presenta una metodología de medición estroboscópica para calcular el ángulo del par. Para la implementación, se utiliza un encoder óptico ranurado, el cual debe girar sobre el eje de la máquina, produciendo una serie de pulsos que son posteriormente comparados con los entregados por un detector de cruce por cero de la señal proveniente del voltaje terminal de la máquina. Un microcontrolador es el encargado de calcular la diferencia de tiempo entre la posición de referencia del eje del rotor y la posición del voltaje de salida de la máquina en condiciones de operación de vacío y bajo carga. La figura (1.22) muestra el principio de operación de este método.

Figura 1.22. Principio de operación para la medición del ángulo del par.



Inicialmente el microcontrolador calcula la diferencia de tiempo entre la posición del eje de rotor y la posición del voltaje de salida cuando la máquina trabaja en vacío. Este tiempo se denomina tiempo de calibración (T_{ca}).

En condición de operación con carga, la diferencia de tiempo entre la posición del eje y el voltaje de salida cambia, el cual se denomina tiempo de operación (T_{op}).

El ángulo del par es calculado mediante la ecuación (1.21)

$$\delta = \frac{360(T_{CA} - T_{OP})}{T_V} \quad (1.21)$$

Siendo T_V la diferencia de tiempo entre dos pulsos consecutivos entregados por el detector de cruce por cero.

En [27] se utiliza un sensor óptico (encoder) para determinar la posición del rotor. La comparación de las señales provenientes del voltaje terminal del generador y la suministrada por el sensor se hace por medio de un microprocesador Intel 80386.

Los autores en [28], utilizaron esta misma técnica en un proyecto de grado desarrollado en la facultad de Ingeniería Eléctrica de la Universidad Tecnológica de Pereira.

b. Determinación de δ utilizando redes neuronales [14], [29]

En [14] se utilizan redes básicas neuronales de función radial (RBFNN), para determinar el ángulo del par y el flujo de eje directo, mediante variaciones del torque mecánico y voltaje de campo. Una ventaja de este tipo de método es que permite entrenar la red para aplicaciones en línea.

En [29] se desarrolla una técnica para estimar el ángulo del rotor y la velocidad de generador, basados en el uso de redes neuronales artificiales, usando medidas fasoriales de voltaje y corriente en tiempo real.

Par desarrollar éste método, se requiere el entrenamiento de dos redes diferentes. Una que estime el ángulo del rotor y la otra que encuentre la velocidad de la máquina. Las variables de entrada para la primera red son voltajes, corrientes y los ángulos de estas cantidades en instantes de tiempo actual y dos anteriores.

La estructura de la red neuronal para encontrar la velocidad, es similar a la anterior. Adicional a esto, se tienen tres entradas que son las del ángulo del rotor estimado con la red anterior.

Una desventaja de este método es que se necesita disponer de varios datos de entrada a la red. Así como de un tiempo relativamente grande para el entrenamiento de la misma.

c. Determinación de δ utilizando parámetros del generador [1], [30]

En [30] se implementa una metodología basada en DSP para determinar el ángulo de par en generadores síncronos que se encuentran conectados al sistema de potencia. Para esto, algunos de los parámetros de la máquina deben ser conocidos con anterioridad entre ellos se encuentran: la reactancia de eje en cuadratura X_q y la resistencia del estator R . También se requiere medir los valores de voltaje de salida V , corriente de la armadura I_a y potencias activa P , reactiva Q y aparente S . Las ecuaciones (1.22) y (1.23) muestran la relación del ángulo del par con respecto a las anteriores variables.

$$\tan \delta = \frac{I_a \cdot X_q \cdot \cos \varphi - I_a \cdot R \cdot \sin \varphi}{V_t + I_a \cdot X_q \cdot \sin \varphi + I_a \cdot R \cdot \cos \varphi} \quad (1.22)$$

$$\delta = \tan^{-1} \frac{I_a \cdot X_q \cdot P - I_a \cdot R \cdot Q}{V_t \cdot S + I_a \cdot X_q \cdot Q + I_a \cdot R \cdot P} \quad (1.23)$$

Siendo φ es el ángulo de factor de potencia del generador síncrono.

Según las normas IEEE [1], una aproximación válida para determinar el ángulo del par es hacer cero la resistencia del estator R , así como lo muestra la ecuación (1.24)

$$\delta = \tan^{-1} \left(\frac{I_a \cdot X_q \cdot \cos(\varphi)}{V_t + I_a \cdot X_q \cdot \sin(\varphi)} \right) \quad (1.24)$$

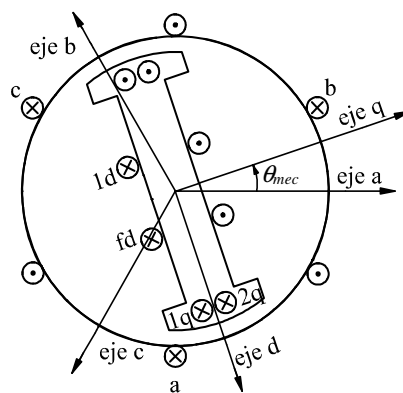
2. MODELAMIENTO MATEMÁTICO DE LA MÁQUINA SÍNCRONA

En este capítulo se presenta el desarrollo del modelo matemático de la máquina síncrona de polos salientes, partiendo de un esquema general de dos polos hasta encontrar el modelo matemático del generador síncrono conectado a la red por medio de una línea.

2.1 PLANTEAMIENTO DEL MODELO DE LA MAQUINA SÍNCRONA

Según la figura 2.1, el estator de la máquina síncrona se puede representar mediante tres devanados distribuidos simétricamente llamados (a , b y c), los cuales se encuentran separados 120° eléctricos. El rotor posee cuatro devanados, uno de ellos es el devanado de campo (fd) y los tres restantes son los devanados de amortiguamiento ($1d$, $1q$ y $2q$). Los devanados del rotor (fd y $1d$) deben estar separados 90° eléctricos con respecto a los devanados ($1q$ y $2q$) [31], [36].

Figura 2.1. Esquema de la máquina síncrona



El eje directo d es paralelo a los devanados (fd y $1d$), el eje en cuadratura q es paralelo a los devanados ($1q$ y $2q$) y los ejes (a, b, c) son paralelos a los devanados correspondientes.

Según [36], las inductancias de los devanados del estator varían en función del desplazamiento angular θ_{mec} y las inductancias de los devanados del rotor son constantes e independientes de θ_{mec} . Por lo tanto, es indispensable obtener un sistema de ecuaciones con parámetros constantes, convirtiendo los devanados del estator (a, b y c), a unos devanados ‘ficticios’ llamados (d, q y 0) para obtener un análisis en estado estable y transitorio más simple.

Nota: Según [31], en el planteamiento de las ecuaciones de la máquina síncrona se debe considerar 3 condiciones: a) la relación entre el flujo de dispersión y las corrientes, b) el acople conservativo de las corrientes y el flujo de dispersión y c) las corrientes y el flujo de dispersión deben ser independientes de θ_{mec} en el sistema de coordenadas (d, q y 0).

De acuerdo a la figura 2.1, se plantean las ecuaciones eléctricas y mecánicas del motor síncrono aplicando las leyes de Kirchhoff, Faraday y Newton. Los voltajes (v_y), las corrientes (i_y) y los enlaces de flujo (λ_y) en todos los devanados son expresados en voltios [V], amperios [A] y Weber [Wb] respectivamente, según el sistema internacional de unidades y medidas (SI). El subíndice (y) indica el devanado correspondiente ($a, b, c, fd, 1d, 1q$ y $2q$) para cada ecuación a plantear.

Las ecuaciones que provienen de los devanados del estator (a, b y c), están dadas por:

$$v_a = i_a r_s + \frac{d\lambda_a}{dt} \quad (2.1)$$

$$v_b = i_b r_s + \frac{d\lambda_b}{dt} \quad (2.2)$$

$$v_c = i_c r_s + \frac{d\lambda_c}{dt} \quad (2.3)$$

De las ecuaciones anteriores se tiene que: los voltajes por fase son (v_a , v_b y v_c), las corrientes que circulan por los devanados se expresan como (i_a , i_b e i_c) y los enlaces de flujo para cada devanado son (λ_a , λ_b y λ_c) respectivamente y r_s corresponde a la resistencia asociada a cada fase del estator.

Las ecuaciones del rotor se determinan mediante las siguientes expresiones:

$$v_{fd} = i_{fd}r_{fd} + \frac{d\lambda_{fd}}{dt} \quad (2.4)$$

$$v_{1d} = i_{1d}r_{1d} + \frac{d\lambda_{1d}}{dt} \quad (2.5)$$

$$v_{1q} = i_{1q}r_{1q} + \frac{d\lambda_{1q}}{dt} \quad (2.6)$$

$$v_{2q} = i_{2q}r_{2q} + \frac{d\lambda_{2q}}{dt} \quad (2.7)$$

Según las ecuaciones mostradas en (2.4)–(2.7), se tiene que para los devanados del rotor, los voltajes son (v_{fd} , v_{1d} , v_{1q} y v_{2q}), las corrientes se expresan como (i_{fd} , i_{1d} , i_{1q} e i_{2q}), los enlaces de flujo son (λ_{fd} , λ_{1d} , λ_{1q} y λ_{2q}) respectivamente y las resistencias asociadas al rotor son expresadas como (r_{fd} , r_{1d} , r_{1q} y r_{2q})

Finalmente se plantean las ecuaciones mecánicas de la máquina

$$\frac{d\theta_{mec}}{dt} = \frac{2}{P} \omega \quad (2.8)$$

$$J \frac{2}{P} \frac{d\omega}{dt} = T_m - T_e - T_{fw} \quad (2.9)$$

Siendo θ_{mec} el desplazamiento angular del rotor, que está en fase con el eje a expresado en [rad], ω es la velocidad angular expresado en [rad/s], el momento de inercia J expresada en [Kg.m²], P es el número de polos y los torques mecánico T_m , electromagnético T_e y de fricción T_{fw} son expresados en [N.m].

En [31], [40], el ángulo de par δ , se define como la diferencia angular eléctrica entre el eje a y la fase del voltaje terminal del devanado a , donde ω_s es la velocidad sincrónica expresada en [rad/s].

$$\delta \triangleq \frac{P}{2} \theta_{mec} - \omega_s t \quad (2.10)$$

Derivando la expresión anterior, la razón de cambio del ángulo δ con respecto al tiempo es la diferencia de las velocidades angulares generadas por el eje y por los voltajes del estator.

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega - \omega_s \quad (2.11)$$

2.2 EL MODELO DE LA MÁQUINA DE DOS EJES

Según [36], las inductancias propias y mutuas que existen en los devanados del estator (a , b y c) no son constantes para una máquina de polos salientes, es decir, que sus valores oscilan como una función del desplazamiento angular del rotor θ_{mec} , por lo tanto, es mayor la dificultad que se presenta para el análisis de la máquina síncrona.

Para encontrar unos parámetros constantes, es necesario convertir las expresiones de los voltajes, corrientes y enlaces de flujo de los devanados del estator (a , b y c) a un conjunto de nuevas variables denominadas cantidades

de eje directo, de eje en cuadratura y de secuencia cero, que se distinguen por los subíndices d , q y 0 , respectivamente. Por ejemplo, las tres corrientes del estator (i_a , i_b e i_c) se transforman en las corrientes equivalentes llamadas corriente de eje directo i_d , corriente de eje en cuadratura i_q y corriente de secuencia cero i_0 . La transformación se realiza a través de la matriz \mathbf{T}_{dq0} , llamada transformación de Park [31], [38], [36], donde

$$\mathbf{T}_{dq0} \triangleq \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \text{sen}\left(\frac{P}{2}\theta_{mec}\right) & \text{sen}\left(\frac{P}{2}\theta_{mec}-\frac{2\pi}{3}\right) & \text{sen}\left(\frac{P}{2}\theta_{mec}+\frac{2\pi}{3}\right) \\ \text{cos}\left(\frac{P}{2}\theta_{mec}\right) & \text{cos}\left(\frac{P}{2}\theta_{mec}-\frac{2\pi}{3}\right) & \text{cos}\left(\frac{P}{2}\theta_{mec}+\frac{2\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

y la inversa \mathbf{T}_{dq0}^{-1} es

$$\mathbf{T}_{dq0}^{-1} \triangleq \begin{bmatrix} \text{sen}\left(\frac{P}{2}\theta_{mec}\right) & \text{cos}\left(\frac{P}{2}\theta_{mec}\right) & 1 \\ \text{sen}\left(\frac{P}{2}\theta_{mec}-\frac{2\pi}{3}\right) & \text{cos}\left(\frac{P}{2}\theta_{mec}-\frac{2\pi}{3}\right) & 1 \\ \text{sen}\left(\frac{P}{2}\theta_{mec}+\frac{2\pi}{3}\right) & \text{cos}\left(\frac{P}{2}\theta_{mec}+\frac{2\pi}{3}\right) & 1 \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

La transformación de Park posee una propiedad denominada invarianza de potencia, que establece que la potencia que proviene de las variables (a , b y c) es igual a la potencia obtenida de las variables (d , q y 0).

Los voltajes, las corrientes y los enlaces de flujo de los devanados (a , b y c) se transforman, a través de \mathbf{T}_{dq0} en las variables (d , q y 0) de la siguiente forma:

$$\mathbf{v}_{dq0} \triangleq \mathbf{T}_{dq0} \mathbf{v}_{abc}, \quad \mathbf{i}_{dq0} \triangleq \mathbf{T}_{dq0} \mathbf{i}_{abc}, \quad \boldsymbol{\lambda}_{dq0} \triangleq \mathbf{T}_{dq0} \boldsymbol{\lambda}_{abc} \quad (2.14)$$

De donde

$$\mathbf{v}_{abc} \triangleq [v_a \ v_b \ v_c]^T, \quad \mathbf{i}_{abc} \triangleq [i_a \ i_b \ i_c]^T, \quad \boldsymbol{\lambda}_{abc} \triangleq [\lambda_a \ \lambda_b \ \lambda_c]^T \quad (2.15)$$

$$\mathbf{v}_{dq0} \triangleq [v_d \ v_q \ v_0]^T, \quad \mathbf{i}_{dq0} \triangleq [i_d \ i_q \ i_0]^T, \quad \boldsymbol{\lambda}_{dq0} \triangleq [\lambda_d \ \lambda_q \ \lambda_0]^T \quad (2.16)$$

Aplicando la transformación de Park en las ecuaciones (2.1)–(2.3) se tiene

$$\frac{d\lambda_d}{dt} = -r_s i_d + \omega \lambda_q + v_d \quad (2.17)$$

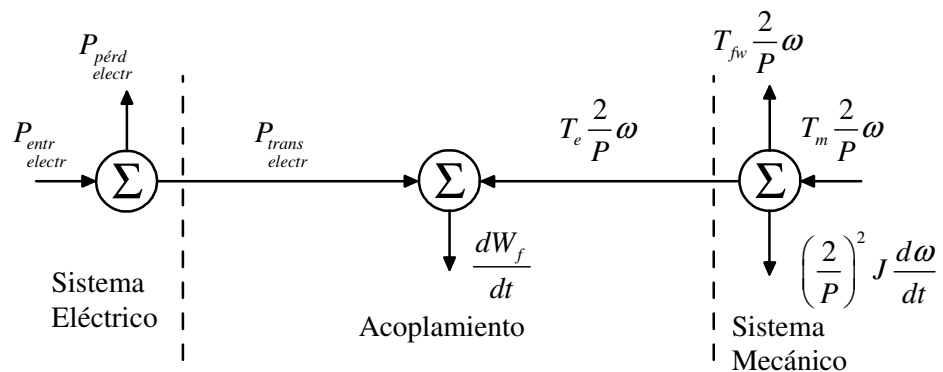
$$\frac{d\lambda_q}{dt} = -r_s i_q - \omega \lambda_d + v_q \quad (2.18)$$

$$\frac{d\lambda_0}{dt} = -r_s i_0 + v_0 \quad (2.19)$$

2.3 EXPRESIÓN DEL TORQUE ELECTROMAGNÉTICO

Para encontrar el torque electromagnético T_e , es necesario recurrir a un balance de potencias en toda la máquina tal como lo ilustra la figura 2.2, allí se muestran la potencia instantánea ($v \cdot i$), las pérdidas en el cobre ($i^2 r$), la razón de cambio de la energía del campo magnético entre bobinas ($i \cdot d\lambda/dt$) y la razón de conversión de energía eléctrica a trabajo mecánico ($\omega \lambda i$).

Figura 2.2 Balance de potencias de la máquina síncrona.



De acuerdo a lo anterior, el torque electromagnético T_e desarrollado por la máquina está dado por

$$T_e = -\left(\frac{3}{2}\right)\left(\frac{P}{2}\right)(\lambda_d i_q - \lambda_q i_d) \quad (2.20)$$

Reescribiendo la ecuación (2.9) de acuerdo con la expresión (2.20) se tiene

$$J \frac{2}{P} \frac{d\omega}{dt} = T_m + \left(\frac{3}{2}\right)\left(\frac{P}{2}\right)(\lambda_d i_q - \lambda_q i_d) - T_{fw} \quad (2.21)$$

2.4 VALORES EN POR UNIDAD

Una vez obtenido el modelo matemático de la máquina síncrona, representado en las ecuaciones (2.4)–(2.7), (2.11), (2.17)–(2.19) y (2.21), las variables reales se convierten a variables en por unidad [36], [39], con el fin de lograr simplicidad en el análisis y uniformidad en los resultados.

Definiendo las cantidades base para el estator se tiene

$$I_{BDQ} \triangleq \frac{2S_B}{3V_{BDQ}}, \quad \Lambda_{BDQ} \triangleq \frac{V_{BDQ}}{\omega_B} \quad (2.22)$$

Siendo el voltaje base V_{BDQ} el voltaje pico de fase neutro nominal del generador expresado en [V], la potencia base S_B es la potencia aparente trifásica nominal del generador en [VA], la velocidad base ω_B es la velocidad síncrona del generador ($\omega_B = \omega_s$) en [rad/s], el enlace de flujo base Λ_{BDQ} expresado en [Wb] y se define como la relación de el voltaje base V_{BDQ} y la velocidad base ω_B .

Los voltajes base para los circuitos del rotor se definen como la relación de la potencia base S_B por cada una de las corrientes base correspondiente de la forma

$$V_{BFD} \triangleq \frac{S_B}{I_{BFD}}, \quad V_{B1D} \triangleq \frac{S_B}{I_{B1D}}, \quad V_{B1Q} \triangleq \frac{S_B}{I_{B1Q}}, \quad V_{B2Q} \triangleq \frac{S_B}{I_{B2Q}} \quad (2.23)$$

Donde el voltaje base V_{BFD} y la corriente base I_{BFD} pertenecen al devanado de campo, cuyos valores son conocidos y sus unidades son [V] y [A]. Los valores de las corrientes base (I_{B1D} , I_{B1Q} y I_{B2Q}) expresadas en [A] y los valores de los voltajes base (V_{B1D} , V_{B1Q} y V_{B2Q}) son desconocidos. La función principal de los devanados del rotor ($1d$, $1q$ y $2q$) consiste en proteger la máquina ante la existencia de perturbación de tipo eléctrico y mecánico.

Definiendo los enlaces de flujo base como

$$\Lambda_{BFD} \triangleq \frac{V_{BFD}}{\omega_B}, \quad \Lambda_{B1D} \triangleq \frac{V_{B1D}}{\omega_B}, \quad \Lambda_{B1Q} \triangleq \frac{V_{B1Q}}{\omega_B}, \quad \Lambda_{B2Q} \triangleq \frac{V_{B2Q}}{\omega_B} \quad (2.24)$$

Los enlaces de flujo base para los devanados del rotor (Λ_{BFD} , Λ_{B1D} , Λ_{B1Q} y Λ_{B2Q}) se definen como la relación entre los voltajes base de los devanados (fd , $1d$, $1q$ y $2q$) y la velocidad angular base ω_B . Estas bases son utilizadas para fines de planteamiento matemático.

Se definen las impedancias base, como la relación que existe entre el voltaje base y la corriente base para cada uno de los devanados de la máquina tal como se presenta en la ecuación (2.25).

$$Z_{BDQ} \triangleq \frac{V_{BDQ}}{I_{BDQ}}, \quad Z_{BFD} \triangleq \frac{V_{BFD}}{I_{BFD}}, \quad Z_{B1D} \triangleq \frac{V_{B1D}}{I_{B1D}}, \quad Z_{B1Q} \triangleq \frac{V_{B1Q}}{I_{B1Q}}, \quad Z_{B2Q} \triangleq \frac{V_{B2Q}}{I_{B2Q}} \quad (2.25)$$

Siendo Z_{BDQ} la impedancia base de los ejes $dq0$ y Z_{BFD} la impedancia base del devanado de campo. Las impedancias bases (Z_{B1D} , Z_{B1Q} y Z_{B2Q}) corresponden a los devanados de amortiguamiento que están en el rotor y son definidas para fines de desarrollos matemáticos.

El torque base T_B es expresado en función de la potencia base S_B , la velocidad angular base ω_B y el número de polos P y sus unidades son $[N \cdot m]$.

$$T_B \triangleq \frac{S_B}{\omega_B \frac{P}{2}} \quad (2.26)$$

La constante de inercia H expresada en $[s]$, se define en función de la potencia base S_B , la velocidad angular base ω_B , el momento de inercia J y el número de polos P .

$$H \triangleq \frac{\frac{1}{2} J (\omega_B \frac{P}{2})^2}{S_B} \quad (2.27)$$

Nota: Inicialmente en el transcurso del desarrollo matemático de la máquina síncrona, la notación de las variables reales se han escrito en letra minúscula, por tanto, las variables en por unidad se notaran en letra mayúscula.

Una vez convertidas las ecuaciones del estator (2.17)–(2.19) al sistema en por unidad, quedan de la siguiente forma:

$$\frac{1}{\omega_s} \frac{d\psi_d}{dt} = R_s I_d + \frac{\omega}{\omega_s} \psi_q + V_d \quad (2.28)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \frac{d\psi_q}{dt} = R_s I_q - \frac{\omega}{\omega_s} \psi_d + V_q \quad (2.29)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \frac{d\psi_0}{dt} = R_s I_0 + V_0 \quad (2.30)$$

Las variables en por unidad son definidas así:

$$R_s \triangleq \frac{r_s}{Z_{BDQ}} \quad (2.31)$$

$$V_d \triangleq \frac{v_d}{V_{BDQ}}, \quad V_q \triangleq \frac{v_q}{V_{BDQ}}, \quad V_0 \triangleq \frac{v_0}{V_{BDQ}} \quad (2.32)$$

$$\psi_d \triangleq \frac{\lambda_d}{\Lambda_{BDQ}}, \quad \psi_q \triangleq \frac{\lambda_q}{\Lambda_{BDQ}}, \quad \psi_0 \triangleq \frac{\lambda_0}{\Lambda_{BDQ}} \quad (2.33)$$

$$I_d \triangleq \frac{-i_d}{I_{BDQ}}, \quad I_q \triangleq \frac{-i_q}{I_{BDQ}}, \quad I_0 \triangleq \frac{-i_0}{I_{BDQ}} \quad (2.34)$$

Siendo la resistencia del estator R_s , el voltaje de eje directo V_d , el voltaje de eje en cuadratura V_q , el voltaje de secuencia cero V_0 , el enlace de flujo de eje directo ψ_d , el enlace de flujo de eje en cuadratura ψ_q y el enlace de flujo de secuencia cero ψ_0 . En las corrientes de los ejes directo I_d , en cuadratura I_q y de secuencia cero I_0 se cambian el sentido multiplicando por (-1) las corrientes de valores reales, con el fin de que el modelo resultante corresponda a un generador síncrono.

Las ecuaciones del rotor presentadas en las expresiones (2.4)–(2.7) también son convertidas al sistema en por unidad, quedando definidas de la siguiente manera:

$$\frac{1}{\omega_s} \frac{d\psi_{fd}}{dt} = -R_{fd} I_{fd} + V_{fd} \quad (2.35)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \frac{d\psi_{1d}}{dt} = -R_{1d}I_{1d} + V_{1d} \quad (2.36)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \frac{d\psi_{1q}}{dt} = -R_{1q}I_{1q} + V_{1q} \quad (2.37)$$

$$\frac{1}{\omega_s} \frac{d\psi_{2q}}{dt} = -R_{2q}I_{2q} + V_{2q} \quad (2.38)$$

Definiendo los parámetros y variables anteriores de la siguiente forma:

$$R_{fd} \triangleq \frac{r_{fd}}{Z_{BFD}}, \quad R_{1d} \triangleq \frac{r_{1d}}{Z_{B1D}}, \quad R_{1q} \triangleq \frac{r_{1q}}{Z_{B1Q}}, \quad R_{2q} \triangleq \frac{r_{2q}}{Z_{B2Q}} \quad (2.39)$$

$$V_{fd} \triangleq \frac{v_{fd}}{V_{BFD}}, \quad V_{1d} \triangleq \frac{v_{1d}}{V_{B1D}}, \quad V_{1q} \triangleq \frac{v_{1q}}{V_{B1Q}}, \quad V_{2q} \triangleq \frac{v_{2q}}{V_{B2Q}} \quad (2.40)$$

$$\psi_{fd} \triangleq \frac{\lambda_{fd}}{\Lambda_{BFD}}, \quad \psi_{1d} \triangleq \frac{\lambda_{1d}}{\Lambda_{B1D}}, \quad \psi_{1q} \triangleq \frac{\lambda_{1q}}{\Lambda_{B1Q}}, \quad \psi_{2q} \triangleq \frac{\lambda_{2q}}{\Lambda_{B2Q}} \quad (2.41)$$

$$I_{fd} \triangleq \frac{i_{fd}}{I_{BFD}}, \quad I_{1d} \triangleq \frac{i_{1d}}{I_{B1D}}, \quad I_{1q} \triangleq \frac{i_{1q}}{I_{B1Q}}, \quad I_{2q} \triangleq \frac{i_{2q}}{I_{B2Q}} \quad (2.42)$$

Siendo la resistencia del devanado de campo R_{fd} , el voltaje de campo V_{fd} , la corriente de campo I_{fd} y el enlace de flujo del devanado de campo ψ_{fd} . También se definen en los devanados amortiguadores ($1d$, $1q$ y $2q$) las resistencias (R_{1d} , R_{1q} y R_{2q}), los voltajes (V_{1d} , V_{1q} y V_{2q}), los enlaces de flujo (ψ_{1d} , ψ_{1q} y ψ_{2q}) y las corrientes (I_{1d} , I_{1q} e I_{2q}).

Replanteando la ecuación mecánica de la máquina (2.21) al sistema en por unidad, se define:

$$\frac{2H}{\omega_s} \frac{d\omega}{dt} = T_M - (\psi_d I_q - \psi_q I_d) - T_{FW} \quad (2.43)$$

Siendo los torques en por unidad mostrados como:

$$T_M \triangleq \frac{T_m}{T_B}, \quad T_{ELEC} \triangleq \frac{T_e}{T_B}, \quad T_{FW} \triangleq \frac{T_{fw}}{T_B} \quad (2.44)$$

2.5 MODELAMIENTO DE LA MÁQUINA DE POLOS SALIENTES

En esta sección se replantea el modelo dinámico de la máquina síncrona de polos salientes, considerando su parte constructiva con el fin de lograr una predicción más detallada y aproximada en su comportamiento.

Las ecuaciones dinámicas de la máquina síncrona dadas en (2.11), (2.28)–(2.30), (2.35)–(2.38) y (2.43) corresponden a un conjunto de ecuaciones diferenciales en función de las variables.

Las siguientes ecuaciones matriciales corresponden a los enlaces de flujo en función de las inductancias mutuas y propias y de las corrientes en todos los devanados de la máquina

$$\lambda_{abc} = \mathbf{L}_{ss}(\theta_{mec}) \mathbf{i}_{abc} + \mathbf{L}_{sr}(\theta_{mec}) \mathbf{i}_{rotor} \quad (2.45)$$

$$\lambda_{rotor} = \mathbf{L}_{rs}(\theta_{mec}) \mathbf{i}_{abc} + \mathbf{L}_{rr}(\theta_{mec}) \mathbf{i}_{rotor} \quad (2.46)$$

Donde λ_{abc} es el vector de enlaces de flujo de los devanados del estator (a , b y c), λ_{rotor} es el vector de enlaces de flujo de los devanados del rotor (fd , $1d$, $1q$ y $2q$), $\mathbf{L}_{ss}(\theta_{mec})$ es la matriz de inductancias propias del estator en función del desplazamiento angular θ_{mec} , $\mathbf{L}_{sr}(\theta_{mec})$ es la matriz de inductancias mutuas entre estator y rotor en función de θ_{mec} , $\mathbf{L}_{rr}(\theta_{mec})$ es la matriz de inductancias propias del rotor, \mathbf{i}_{abc} es el vector de corrientes del estator e \mathbf{i}_{rotor} es el vector de corrientes del rotor.

Según [40], la matriz de inductancias propias del estator $\mathbf{L}_{ss}(\theta_{mec})$, la matriz de inductancias mutuas del rotor y estator $\mathbf{L}_{sr}(\theta_{mec})$ y la matriz de inductancias propias del rotor $\mathbf{L}_{rr}(\theta_{mec})$, corresponden a una máquina de P polos. Estas matrices se definen como:

$$\mathbf{L}_{ss}(\theta_{mec}) \triangleq \begin{bmatrix} L_{ls} + L_A - L_B \cos P\theta_{mec} & -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos\left(P\theta_{mec} - \frac{2\pi}{3}\right) \\ -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos\left(P\theta_{mec} - \frac{2\pi}{3}\right) & L_{ls} + L_A - L_B \cos\left(P\theta_{mec} + \frac{2\pi}{3}\right) \\ -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos\left(P\theta_{mec} + \frac{2\pi}{3}\right) & -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos P\theta_{mec} \\ -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos\left(P\theta_{mec} + \frac{2\pi}{3}\right) & \\ -\frac{1}{2}L_A - L_B \cos P\theta_{mec} & \\ L_{ls} + L_A - L_B \cos\left(P\theta_{mec} - \frac{2\pi}{3}\right) & \end{bmatrix} \quad (2.47)$$

$$\mathbf{L}_{sr}(\theta_{mec}) = \mathbf{L}_{rs}^T(\theta_{mec}) \triangleq \begin{bmatrix} L_{sfd} \sin \frac{P}{2} \theta_{mec} & L_{s1d} \sin \frac{P}{2} \theta_{mec} \\ L_{sfd} \sin\left(\frac{P}{2} \theta_{mec} - \frac{2\pi}{3}\right) & L_{s1d} \sin\left(\frac{P}{2} \theta_{mec} - \frac{2\pi}{3}\right) \\ L_{sfd} \sin\left(\frac{P}{2} \theta_{mec} + \frac{2\pi}{3}\right) & L_{s1d} \sin\left(\frac{P}{2} \theta_{mec} + \frac{2\pi}{3}\right) \\ L_{s1q} \cos \frac{P}{2} \theta_{mec} & L_{s2q} \cos \frac{P}{2} \theta_{mec} \\ L_{s1q} \cos\left(\frac{P}{2} \theta_{mec} - \frac{2\pi}{3}\right) & L_{s2q} \cos\left(\frac{P}{2} \theta_{mec} - \frac{2\pi}{3}\right) \\ L_{s1q} \cos\left(\frac{P}{2} \theta_{mec} + \frac{2\pi}{3}\right) & L_{s2q} \cos\left(\frac{P}{2} \theta_{mec} + \frac{2\pi}{3}\right) \end{bmatrix} \quad (2.48)$$

$$\mathbf{L}_{rr}(\theta_{mec}) = \begin{bmatrix} L_{fdfd} & L_{fd1d} & 0 & 0 \\ L_{fd1d} & L_{d1d} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & L_{1q1q} & L_{1q2q} \\ 0 & 0 & L_{1q2q} & L_{2q2q} \end{bmatrix} \quad (2.49)$$

La matriz $\mathbf{L}_{rr}(\theta_{mec})$ es independiente de θ_{mec} . Usando la transformación de Park (2.12) en la ecuación (2.45) se obtiene el siguiente conjunto de ecuaciones.

$$\lambda_d = (L_{ls} + L_{md}) i_d + L_{sfd} i_{fd} + L_{s1d} i_{1d} \quad (2.50)$$

$$\lambda_q = (L_{ls} + L_{md}) i_q + L_{s1q} i_{1q} + L_{s2q} i_{2q} \quad (2.51)$$

$$\lambda_0 = L_{ls} i_0 \quad (2.52)$$

donde (L_{md} y L_{mq}) son las inductancias de magnetización.

$$L_{md} \triangleq \frac{3}{2}(L_A + L_B), \quad L_{mq} \triangleq \frac{3}{2}(L_A - L_B) \quad (2.53)$$

Las ecuaciones de los enlaces de flujo provenientes de la ecuación matricial (2.46) son

$$\lambda_{fd} = \frac{3}{2}L_{sfd}i_d + L_{fd}i_{fd} + L_{fd1d}i_{1d} \quad (2.54)$$

$$\lambda_{1d} = \frac{3}{2}L_{s1d}i_d + L_{fd1d}i_{fd} + L_{1d1d}i_{1d} \quad (2.55)$$

$$\lambda_{1q} = \frac{3}{2}L_{s1q}i_q + L_{1q1q}i_{1q} + L_{1q2q}i_{2q} \quad (2.56)$$

$$\lambda_{2q} = \frac{3}{2}L_{s2q}i_q + L_{1q2q}i_{1q} + L_{2q2q}i_{2q} \quad (2.57)$$

Las ecuaciones (2.50)–(2.52) y (2.54)–(2.57) son llevadas al sistema en por unidad como se ha establecido en la sección 2.4 como muestra a continuación:

$$\psi_d = X_d(-I_d) + X_{md}I_{fd} + X_{md}I_{1d} \quad (2.58)$$

$$\psi_q = X_q(-I_q) + X_{mq}I_{1q} + X_{mq}I_{2q} \quad (2.59)$$

$$\psi_0 = X_{ls}(-I_0) \quad (2.60)$$

$$\psi_{fd} = X_{md}(-I_d) + X_{fd}I_{fd} + c_d X_{md}I_{1d} \quad (2.61)$$

$$\psi_{1d} = X_{md}(-I_d) + c_d X_{md}I_{fd} + X_{1d}I_{1d} \quad (2.62)$$

$$\psi_{1q} = X_{mq}(-I_q) + X_{1q}I_{1q} + c_q X_{mq}I_{2q} \quad (2.63)$$

$$\psi_{2q} = X_{mq}(-I_q) + c_q X_{mq}I_{1q} + X_{2q}I_{2q} \quad (2.64)$$

Siendo (X_d) la reactancia de eje directo, (X_{md}) la reactancia de magnetización de eje directo, (X_q) la reactancia de eje en cuadratura, (X_{mq}) la reactancia de

magnetización de eje en cuadratura, (X_{fd}) la reactancia de campo, (X_{1d} , X_{1q} y X_{2q}) las reactancias de los devanados de amortiguamiento y (c_d , c_q) las constantes de ejes directo y cuadratura.

Como los valores de las corrientes base del rotor (I_{BFD} , I_{B1D} , I_{B1Q} e I_{B2Q}) no son fáciles de definir, se reemplazan por las siguientes expresiones.

$$I_{BFD} \triangleq \frac{L_{md}}{L_{sfd}} I_{BDQ}, \quad I_{B1D} \triangleq \frac{L_{md}}{L_{s1d}} I_{BDQ} \quad (2.65)$$

$$I_{B1Q} \triangleq \frac{L_{mq}}{L_{s1q}} I_{BDQ}, \quad I_{B2Q} \triangleq \frac{L_{mq}}{L_{s2q}} I_{BDQ} \quad (2.66)$$

Definiendo las reactancias y las constantes de ejes directo y en cuadratura en función de las reactancias de magnetización se tiene:

$$X_d \triangleq X_{ls} + X_{md}, \quad X_q \triangleq X_{ls} + X_{mq} \quad (2.67)$$

$$c_d \triangleq \frac{X_{fd1d}}{X_{md}} \approx 1, \quad c_q \triangleq \frac{X_{1q2q}}{X_{mq}} \approx 1 \quad (2.68)$$

Donde X_{ls} es la reactancia síncrona de dispersión.

Normalmente, las constantes de ejes directo c_d y en cuadratura c_q , son cercanos a la unidad.

Las siguientes reactancias se presentan en función sus inductancias así:

$$X_{ls} \triangleq \frac{\omega_s L_{ls}}{Z_{BDQ}}, \quad X_{md} \triangleq \frac{\omega_s L_{md}}{Z_{BDQ}}, \quad X_{mq} \triangleq \frac{\omega_s L_{mq}}{Z_{BDQ}} \quad (2.69)$$

$$X_{fd} \triangleq \frac{\omega_s L_{fdfd}}{Z_{BFD}}, \quad X_{1d} \triangleq \frac{\omega_s L_{1d1d}}{Z_{B1D}}, \quad X_{fd1d} \triangleq \frac{\omega_s L_{fd1d} L_{sfd}}{Z_{BFD} L_{s1d}} \quad (2.70)$$

$$X_{1q} \triangleq \frac{\omega_s L_{1q1q}}{Z_{B1Q}}, \quad X_{2q} \triangleq \frac{\omega_s L_{2q2q}}{Z_{B2Q}}, \quad X_{1q2q} \triangleq \frac{\omega_s L_{1q2q} L_{s1q}}{Z_{B1Q} L_{s2q}} \quad (2.71)$$

Donde L_{ls} es la inductancia síncrona de dispersión, L_{fd} es la inductancia propia del devanado de campo, (L_{d1d} , L_{1q1q} , L_{2q2q}) son las inductancias propias de los devanados del rotor, (L_{fd1d} , L_{1q2q}) son las inductancias mutuas entre los devanados del rotor y (L_{sfd} , L_{s1q}) son las inductancias mutuas entre los devanados del estator y rotor.

Ahora se definen las reactancias de dispersión de los devanados del rotor como:

$$X_{fd} \triangleq X_{fd} - X_{md}, \quad X_{11d} \triangleq X_{1d} - X_{md} \quad (2.72)$$

$$X_{11q} \triangleq X_{1q} - X_{mq}, \quad X_{12q} \triangleq X_{2q} - X_{mq} \quad (2.73)$$

Donde X_{fd} es la reactancia de dispersión de campo y (X_{11d} , X_{11q} , X_{12q}) son las reactancias de dispersión de los devanados de amortiguamiento en los ejes directo y en cuadratura.

En [31], [40], definen las reactancias, las constantes de tiempo transitorio y subtransitorio de la siguiente manera:

$$X'_d \triangleq X_{ls} + \frac{1}{\frac{1}{X_{md}} + \frac{1}{X_{fd}}} = X_{ls} + \frac{X_{md} X_{fd}}{X_{fd}} = X_d - \frac{X_{md}^2}{X_{fd}} \quad (2.74)$$

$$X'_q \triangleq X_{ls} + \frac{1}{\frac{1}{X_{mq}} + \frac{1}{X_{11q}}} = X_{ls} + \frac{X_{mq} X_{11q}}{X_{11q}} = X_q - \frac{X_{mq}^2}{X_{11q}} \quad (2.75)$$

$$X''_d \triangleq X_{ls} + \frac{1}{\frac{1}{X_{md}} + \frac{1}{X_{fd}} + \frac{1}{X_{11d}}}, \quad X''_q \triangleq X_{ls} + \frac{1}{\frac{1}{X_{mq}} + \frac{1}{X_{11q}} + \frac{1}{X_{12q}}} \quad (2.76)$$

$$T'_{d0} \triangleq \frac{X_{fd}}{\omega_s R_{fd}}, \quad T'_{q0} \triangleq \frac{X_{11q}}{\omega_s R_{1q}} \quad (2.77)$$

$$T''_{d0} = \frac{1}{\omega_s R_{1d}} \left(X_{l1d} + \frac{1}{\frac{1}{X_{md}} + \frac{1}{X_{lfd}}} \right), \quad T''_{q0} = \frac{1}{\omega_s R_{2q}} \left(X_{l2q} + \frac{1}{\frac{1}{X_{mq}} + \frac{1}{X_{l1q}}} \right) \quad (2.78)$$

Donde X'_d es la reactancia transitoria de eje directo, X'_q es la reactancia transitoria de eje en cuadratura, T'_{d0} es la constante de tiempo transitoria de vacío, T'_{q0} es la constante de tiempo transitoria de eje en cuadratura, X''_d es la reactancia subtransitoria de eje directo, X''_q es la reactancia subtransitoria de eje en cuadratura, T''_{d0} es la constante de tiempo subtransitoria de vacío y T''_{q0} es la constante de tiempo subtransitoria de eje en cuadratura.

En [40] se definen las siguientes variables:

$$E'_q \triangleq \frac{X_{md}}{X_{fd}} \psi_{fd}, \quad E_{fd} \triangleq \frac{X_{md}}{R_{fd}} V_{fd}, \quad E'_d \triangleq -\frac{X_{mq}}{X_{lq}} \psi_{lq} \quad (2.79)$$

Donde E'_q es el voltaje interno transitorio de eje en cuadratura, E_{fd} es el voltaje interno de campo y E'_d es el voltaje interno transitorio de eje directo.

Los parámetros definidos en (2.74)–(2.78) y las variables definidas en (2.79), son reemplazados en las ecuaciones (2.58)–(2.64).

$$\psi_d = -X''_d I_d + \frac{(X''_d - X_{ls})}{(X'_d - X_{ls})} E'_q + \frac{(X'_d - X''_d)}{(X'_d - X_{ls})} \psi_{1d} \quad (2.80)$$

$$\psi_q = -X''_q I_q - \frac{(X''_q - X_{ls})}{(X'_q - X_{ls})} E'_d + \frac{(X'_q - X''_q)}{(X'_q - X_{ls})} \psi_{2q} \quad (2.81)$$

$$\psi_0 = -X_{ls} I_0 \quad (2.82)$$

Las corrientes de los devanados del rotor se presentan en función de los parámetros físicos.

$$I_{fd} = \frac{1}{X_{md}} \left[E'_q + (X_d - X'_d)(I_d - I_{1d}) \right] \quad (2.83)$$

$$I_{1d} = \frac{X'_d - X''_d}{(X'_d - X_{ls})^2} \left[\psi_{1d} + (X'_d - X_{ls})I_d - E'_q \right] \quad (2.84)$$

$$I_{1q} = \frac{1}{X_{mq}} \left[-E'_d + (X_q - X'_q)(I_q - I_{2q}) \right] \quad (2.85)$$

$$I_{2q} = \frac{X'_q - X''_q}{(X'_q - X_{ls})^2} \left[\psi_{2q} + (X'_q - X_{ls})I_q + E'_d \right] \quad (2.86)$$

Para plantear nuevas ecuaciones que formen parte del modelo dinámico de la máquina síncrona, las expresiones (2.83)–(2.86) son reemplazadas en las ecuaciones (2.61)–(2.64).

$$T'_{d0} \frac{dE'_q}{dt} = -E'_q - (X_d - X'_d) \left[I_d - \frac{X'_d - X''_d}{(X'_d - X_{ls})^2} (\psi_{1d} + (X'_d - X_{ls})I_d - E'_q) \right] + E_{fd} \quad (2.87)$$

$$T''_{d0} \frac{d\psi_{1d}}{dt} = -\psi_{1d} + E'_q - (X'_d - X_{ls})I_d \quad (2.88)$$

$$T'_{q0} \frac{dE'_d}{dt} = -E'_d + (X_q - X'_q) \left[I_q - \frac{X'_q - X''_q}{(X'_q - X_{ls})^2} (\psi_{2q} + (X'_q - X_{ls})I_q + E'_d) \right] \quad (2.89)$$

$$T''_{q0} \frac{d\psi_{2q}}{dt} = -\psi_{2q} - E'_d - (X'_q - X_{ls})I_q \quad (2.90)$$

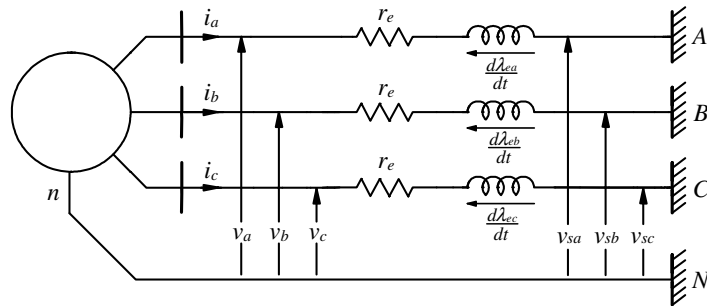
Finalmente el modelo dinámico del generador síncrono es expresado en las ecuaciones (2.11), (2.28)–(2.30), (2.43), (2.80)–(2.82) y (2.87)–(2.90).

2.6 CONEXIÓN DEL GENERADOR SÍNCRONO AL BARRAJE INFINITO

El modelo dinámico del generador síncrono presentado con las ecuaciones anteriores, predice el comportamiento de la máquina bajo cualquier condición de operación considerando su estructura constructiva. En esta sección se presenta un caso particular, donde los terminales del generador síncrono son

conectados a un barraje infinito mediante una línea tal como lo ilustra la figura 2.3.

Figura 2.3 Generador síncrono conectado al barraje infinito.



Aplicando ley de voltajes de Kirchhoff se obtienen los voltajes de salida del generador así:

$$v_a = -i_a r_e - \frac{d\lambda_{ea}}{dt} + v_{sa} \quad (2.91)$$

$$v_b = -i_b r_e - \frac{d\lambda_{eb}}{dt} + v_{sb} \quad (2.92)$$

$$v_c = -i_c r_e - \frac{d\lambda_{ec}}{dt} + v_{sc} \quad (2.93)$$

donde (v_{sa} , v_{sb} y v_{sc}) son los voltajes del barraje infinito.

$$v_{sa} = \sqrt{2}v_s \cos(\omega_s t + \theta_{vs}) \quad (2.94)$$

$$v_{sb} = \sqrt{2}v_s \cos\left(\omega_s t + \theta_{vs} - \frac{2\pi}{3}\right) \quad (2.95)$$

$$v_{sc} = \sqrt{2}v_s \cos\left(\omega_s t + \theta_{vs} + \frac{2\pi}{3}\right) \quad (2.96)$$

Los enlaces de flujo de la línea mostrados en las expresiones (2.91)–(2.93), están en función de las corrientes (i_a, i_b, i_c), de las inductancias propias (L_{es}) en cada línea y las inductancias mutuas (L_{em}) entre líneas.

$$\begin{bmatrix} \lambda_{ea} \\ \lambda_{eb} \\ \lambda_{ec} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{es} & L_{em} & L_{em} \\ L_{em} & L_{es} & L_{em} \\ L_{em} & L_{em} & L_{es} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} \quad (2.97)$$

Al utilizar la transformación de Park (2.12) con los voltajes de salida del generador dados en (2.91)–(2.93) y convertirlos al sistema en por unidad, se tiene:

$$V_d = R_e I_d + \frac{\omega}{\omega_s} \psi_{eq} - \frac{1}{\omega_s} \frac{d\psi_{ed}}{dt} + V_s \text{sen}(\delta - \theta_{vs}) \quad (2.98)$$

$$V_q = R_e I_q - \frac{\omega}{\omega_s} \psi_{ed} - \frac{1}{\omega_s} \frac{d\psi_{eq}}{dt} + V_s \text{cos}(\delta - \theta_{vs}) \quad (2.99)$$

$$V_0 = R_e I_0 - \frac{1}{\omega_s} \frac{d\psi_{e0}}{dt} \quad (2.100)$$

Donde los enlaces de flujo $dq0$ son iguales a:

$$\psi_{ed} = X_{ep} (-I_d) \quad (2.101)$$

$$\psi_{eq} = X_{ep} (-I_q) \quad (2.102)$$

Siendo X_{ep} la reactancia de la línea y recordando que Z_{BDQ} es la impedancia base para los parámetros en ejes $dq0$, se tiene:

$$X_{ep} = \frac{\omega_s (L_{es} - L_{em})}{Z_{BDQ}} \quad (2.103)$$

2.7 AJUSTES EN EL MODELO DINÁMICO DEL GENERADOR/RED Y APROXIMACIÓN DE VARIABLES

La conexión del generador síncrono al barraje infinito mediante una línea de transmisión, trae como consecuencia la realización de ajustes en las expresiones del modelo dinámico mostradas en (2.11), (2.28)–(2.30), (2.43), (2.80)–(2.82) y (2.87)–(2.90), así como la adición de las variables (T_s , ω_t y ε) que permiten un manejo matemático más simplificado y la aproximación de algunos parámetros como las constantes de tiempo (T'_{d0} , T''_{q0} y T'_{q0}), de acuerdo a valores típicos para generadores síncronos conectados a la red. Estos ajustes se realizan con el fin de encontrar un modelo del generador/red que proporcione más simplicidad en el análisis de otros estudios, tales como análisis de estabilidad e identificación en línea de parámetros físicos.

2.7.1 Adición de las variables T_s , ω_t y ε

Sea T_s la constante de tiempo mecánica, ω_t la velocidad transitoria y ε el tiempo de sincronismo dados por:

$$T_s \triangleq \sqrt{\frac{2H}{\omega_s}} \quad (2.104)$$

$$\omega_t \triangleq T_s (\omega - \omega_s) \quad (2.105)$$

$$\varepsilon \triangleq \frac{1}{\omega_s} \quad (2.106)$$

Los parámetros del generador síncrono y de la línea son combinados, con el fin de hallar los siguientes parámetros equivalentes, como se muestra a continuación.

$$\begin{aligned}
 \psi_{de} &\triangleq \psi_d + \psi_{ed}, & \psi_{qe} &\triangleq \psi_q + \psi_{eq}, & \psi_{0e} &\triangleq \psi_0 + \psi_{e0}, \\
 X_{de} &\triangleq X_d + X_{ep}, & X_{qe} &\triangleq X_q + X_{ep}, & X'_{de} &\triangleq X'_d + X_{ep}, \\
 X'_{qe} &\triangleq X'_q + X_{ep}, & X''_{de} &\triangleq X''_d + X_{ep}, & X''_{qe} &\triangleq X''_q + X_{ep}, \\
 R_{se} &\triangleq R_s + R_e, & X_{lse} &\triangleq X_{ls} + X_{ep}
 \end{aligned} \tag{2.108}$$

Donde ψ_{de} es el enlace de flujo equivalente de eje directo, ψ_{qe} es el enlace de flujo equivalente de eje en cuadratura, ψ_{0e} es el enlace de flujo equivalente de secuencia cero, X_{de} es la reactancia equivalente de eje directo, X_{qe} es la reactancia equivalente de eje en cuadratura, X'_{de} es la reactancia transitoria equivalente de eje en cuadratura, X'_{qe} es la reactancia transitoria equivalente de eje en cuadratura, X''_{de} es la reactancia subtransitoria equivalente de eje directo, X''_{qe} es la reactancia subtransitoria equivalente de eje en cuadratura, R_{se} es la resistencia equivalente y X_{lse} es la reactancia de dispersión equivalente.

Las expresiones de los voltajes (V_d y V_q) mostradas en (2.98)–(2.100) son modificadas, empleando las nuevas variables mostradas en (2.104)–(2.106).

$$\varepsilon \frac{d\psi_{de}}{dt} = R_{se} I_d + \left(1 + \frac{\varepsilon}{T_s} \omega_t \right) \psi_{qe} + V_s \sin(\delta - \theta_{vs}) \tag{2.108}$$

$$\varepsilon \frac{d\psi_{qe}}{dt} = R_{se} I_q - \left(1 + \frac{\varepsilon}{T_s} \omega_t \right) \psi_{de} + V_s \cos(\delta - \theta_{vs}) \tag{2.109}$$

$$\varepsilon \frac{d\psi_{0e}}{dt} = R_{se} I_0 \tag{2.110}$$

Las ecuaciones (2.104)–(2.106) son reemplazadas en las ecuaciones mecánicas (2.11) y (2.43) , obteniendo:

$$T_s \frac{d\delta}{dt} = \omega_t \quad (2.111)$$

$$T_s \frac{d\omega_t}{dt} = T_M - (\psi_{de} I_q - \psi_{qe} I_d) - T_{FW} \quad (2.112)$$

Las expresiones (2.80)–(2.82) son modificadas, empleando los parámetros equivalentes mostrados en (2.107)

$$\psi_{de} = -X_{de}'' I_d + \frac{(X_d'' - X_{ls})}{(X_d' - X_{ls})} E_q' + \frac{(X_d' - X_d'')}{(X_d' - X_{ls})} \psi_{1d} \quad (2.113)$$

$$\psi_{qe} = -X_{qe}'' I_q - \frac{(X_q'' - X_{ls})}{(X_q' - X_{ls})} E_d' + \frac{(X_q' - X_q'')}{(X_q' - X_{ls})} \psi_{2q} \quad (2.114)$$

$$\psi_{0e} = -X_{0e} I_0 \quad (2.115)$$

Los voltajes (V_d y V_q) mostrados en (2.98) y (2.99) se modifican empleando las expresiones (2.104)–(2.106).

$$V_d = R_e I_d + \left(1 + \frac{\varepsilon}{T_s} \omega_t\right) \psi_{eq} - \varepsilon \frac{d\psi_{ed}}{dt} + V_s \text{sen}(\delta - \theta_{vs}) \quad (2.116)$$

$$V_q = R_e I_q - \left(1 + \frac{\varepsilon}{T_s} \omega_t\right) \psi_{ed} - \varepsilon \frac{d\psi_{eq}}{dt} + V_s \text{cos}(\delta - \theta_{vs}) \quad (2.117)$$

El conjunto de ecuaciones mostrado en (2.87)–(2.90), (2.101), (2.102), (2.108)–(2.110) y (2.111)–(2.117) permite simular un generador síncrono con una mayor precisión al considerar todos los parámetros físicos.

2.7.2 Aproximación de la variable ε

El tiempo de sincronismo ε es inversamente proporcional a ω_s , y su magnitud es menor a uno ($\varepsilon < 1$). Por tanto, se realiza una aproximación a cero en las ecuaciones (2.108)–(2.110), obteniendo:

$$0 = R_{se} I_d + \psi_{qe} + V_s \sin(\delta - \theta_{vs}) \quad (2.118)$$

$$0 = R_{se} I_q - \psi_{de} + V_s \cos(\delta - \theta_{vs}) \quad (2.119)$$

$$0 = R_{se} I_0 \quad (2.120)$$

Las expresiones de los enlaces de flujo ψ_{de} y ψ_{qe} mostradas en (2.113) y (2.114) son utilizadas para reemplazar en las expresiones (2.118)–(2.119).

$$0 = R_{se} I_d - X_q'' I_q - \frac{(X_q'' - X_{ls})}{(X_q' - X_{ls})} E_d' + \frac{(X_q' - X_q'')}{(X_q' - X_{ls})} \psi_{2q} + V_s \sin(\delta - \theta_{vs}) \quad (2.121)$$

$$0 = R_{se} I_q + X_d'' I_d - \frac{(X_d'' - X_{ls})}{(X_d' - X_{ls})} E_q' + \frac{(X_d' - X_d'')}{(X_d' - X_{ls})} \psi_{1d} + V_s \cos(\delta - \theta_{vs}) \quad (2.122)$$

Las ecuaciones (2.121) y (2.122), forman una ecuación compleja donde la ecuación (2.121) es la parte real y la ecuación (2.122) es la parte imaginaria.

$$\begin{aligned} & \left[\left[\frac{(X_q'' - X_{ls})}{(X_q' - X_{ls})} E_d' - \frac{(X_q' - X_q'')}{(X_q' - X_{ls})} \psi_{2q} + (X_q'' - X_d'') I_q \right] \right. \\ & \left. + j \left[\frac{(X_d'' - X_{ls})}{(X_d' - X_{ls})} E_q' + \frac{(X_d' - X_d'')}{(X_d' - X_{ls})} \psi_{1d} \right] \right] e^{j(\delta - \pi/2)} \\ & = (R_s + jX_d'')(I_d + jI_q) e^{j(\delta - \pi/2)} + (R_e + jX_{ep})(I_d + jI_q) e^{j(\delta - \pi/2)} + V_s e^{j\theta_{vs}} \end{aligned} \quad (2.123)$$

En las ecuaciones (2.116) y (2.117), el tiempo de sincronismo ε vale cero.

$$V_d = R_e I_d - X_{ep} I_q + V_s \sin(\delta - \theta_{vs}) \quad (2.124)$$

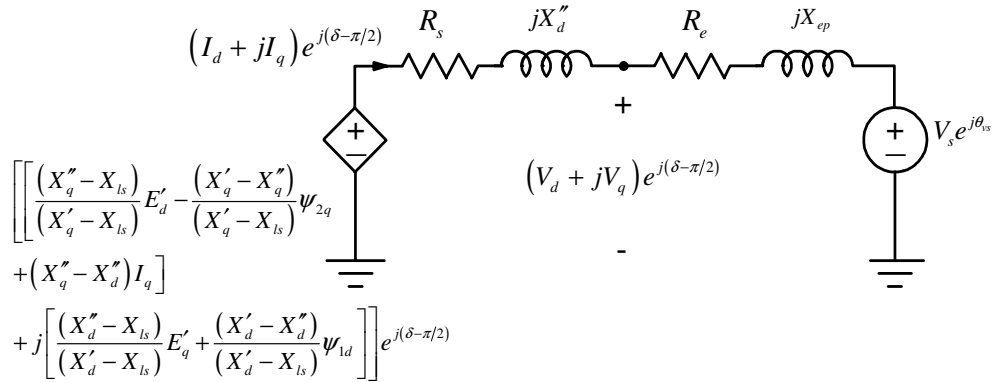
$$V_q = R_e I_q + X_{ep} I_d + V_s \cos(\delta - \theta_{vs}) \quad (2.125)$$

Las dos últimas ecuaciones son escritas en una ecuación compleja

$$(V_d + jV_q)e^{j(\delta-\pi/2)} = (R_e + jX_{ep})(I_d + jI_q)e^{j(\delta-\pi/2)} + V_s e^{j\theta_s} \quad (2.126)$$

Las ecuaciones (2.123) y (2.126) representan el circuito dinámico mostrado en la figura 2.4.

Figura 2.4. Circuito dinámico del generador/red.



La ecuación mecánica en (2.112) se modifica empleando las expresiones (2.104)–(2.106), (2.113) y (2.114)

$$\begin{aligned} \frac{2H}{\omega_s} \frac{d\omega}{dt} = T_M - \frac{(X_d'' - X_{ls})}{(X_d' - X_{ls})} E_q' I_q - \frac{(X_d' - X_d'')}{(X_d' - X_{ls})} \psi_{1d} I_q - \frac{(X_q'' - X_{ls})}{(X_q' - X_{ls})} E_d' I_d \\ + \frac{(X_q' - X_q'')}{(X_q' - X_{ls})} \psi_{2q} I_d - (X_q'' - X_d'') I_d I_q - T_{FW} \end{aligned} \quad (2.127)$$

El modelo final del generador/red para la aproximación a cero en el tiempo de sincronismo ε , es representado por las ecuaciones (2.11), (2.87)–(2.90) y (2.127).

2.7.3 Aproximación de las constantes de tiempo T_{d0}'' y T_{q0}''

Para seguir reduciendo el modelo dinámico del generador/red, se aproximan las constantes de tiempo T_{d0}'' y T_{q0}'' a cero en las ecuaciones (2.88) y (2.90).

$$0 = -\psi_{1d} + E'_q - (X'_d - X_{ls})I_d \quad (2.128)$$

$$0 = -\psi_{2q} - E'_d - (X'_q - X_{ls})I_q \quad (2.129)$$

Las expresiones (2.128) y (2.129) se reemplazan en (2.121) y (2.122) eliminando las variables (ψ_{1d} y ψ_{2q}).

$$0 = (R_s + R_e)I_d - (X'_q + X_{ep})I_q - E'_d + V_s \text{sen}(\delta - \theta_{vs}) \quad (2.130)$$

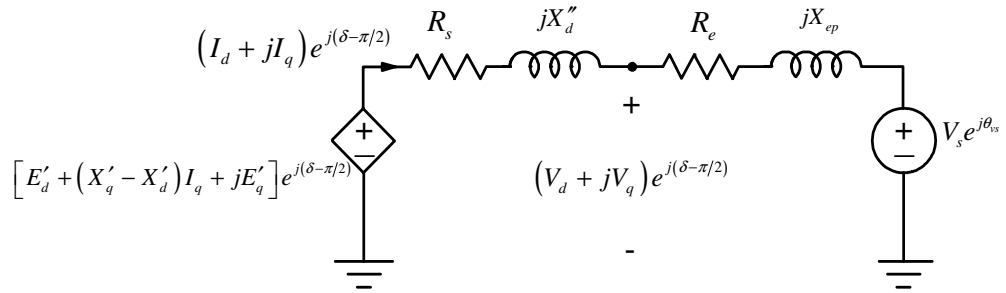
$$0 = (R_s + R_e)I_q + (X'_d + X_{ep})I_d - E'_q + V_s \text{cos}(\delta - \theta_{vs}) \quad (2.131)$$

Las ecuaciones (2.130) y (2.131) son escritas en una expresión compleja.

$$\begin{aligned} \left[E'_d + (X'_q + X_{ep})I_q + jE'_q \right] e^{j(\delta - \pi/2)} &= (R_s + jX'_d)(I_d + jI_q) e^{j(\delta - \pi/2)} \\ &+ (R_e + jX_{ep})(I_d + jI_q) e^{j(\delta - \pi/2)} + V_s e^{j\theta_{vs}} \end{aligned} \quad (2.132)$$

La ecuación (2.132) representa el circuito de la figura 2.5.

Figura 2.5. Circuito dinámico del generador/red aproximando a T_{d0}'' y T_{q0}''



De acuerdo a la aproximación de las constantes de tiempo T''_{d0} y T''_{q0} , las expresiones (2.87), (2.127) y (2.136) son modificadas como se presenta a continuación.

$$T'_{d0} \frac{dE'_q}{dt} = -E'_q - (X_d - X'_d)I_d + E_{fd} \quad (2.133)$$

$$T'_{q0} \frac{dE'_d}{dt} = -E'_d + (X_q - X'_q)I_q \quad (2.134)$$

$$\frac{2H}{\omega_s} \frac{d\omega}{dt} = T_M - E'_d I_d - E'_q I_q - (X'_q - X'_d)I_d I_q - T_{FW} \quad (2.135)$$

El modelo final del generador/ red es conformado por las tres últimas ecuaciones y la expresión (2.11).

2.7.4 Aproximación de la constante de tiempo T'_{q0}

Continuando con la simplificación del modelo dinámico del generador/red, se aproxima la constante de tiempo T'_{q0} es cero para la ecuación (2.134).

$$0 = -E'_d + (X_q - X'_q)I_q \quad (2.136)$$

De las ecuaciones (2.130) y (2.131) se elimina la variable E'_d .

$$0 = (R_s + R_e)I_d - (X'_q + X_{ep})I_q + V_s \sin(\delta - \theta_{vs}) \quad (2.137)$$

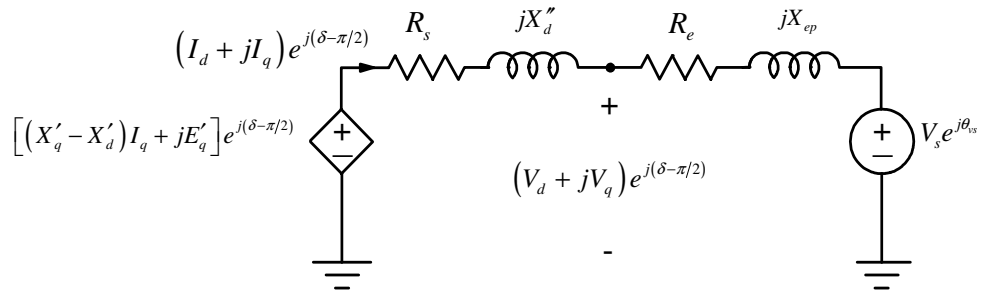
$$0 = (R_s + R_e)I_q + (X'_d + X_{ep})I_d - E'_q + V_s \cos(\delta - \theta_{vs}) \quad (2.138)$$

Las ecuaciones (2.137) y (2.138) son escritas en una expresión compleja.

$$\begin{aligned} [(X'_q + X_{ep})I_q + jE'_q] e^{j(\delta - \pi/2)} &= (R_s + jX'_d)(I_d + jI_q) e^{j(\delta - \pi/2)} \\ &+ (R_e + jX_{ep})(I_d + jI_q) e^{j(\delta - \pi/2)} + V_s e^{j\theta_{vs}} \end{aligned} \quad (2.139)$$

La ecuación (2.139) representa el circuito de la figura 2.6.

Figura 2.6. Circuito dinámico del generador/red aproximando a T'_{q0} .



Obteniendo el modelo dinámico del generador/red.

$$T'_{d0} \frac{dE'_q}{dt} = -E'_q - (X_d - X'_d)I_d + E_{fd} \quad (2.140)$$

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega - \omega_s \quad (2.141)$$

$$\frac{2H}{\omega_s} \frac{d\omega}{dt} = T_M - E'_q I_q - (X'_q - X'_d) I_d I_q - T_{FW} \quad (2.142)$$

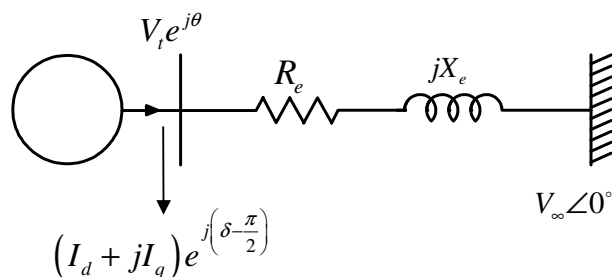
3. HERRAMIENTAS UTILIZADAS EN LA IDENTIFICACIÓN EN LÍNEA

Este capítulo presenta las herramientas utilizadas en este proyecto, para la identificación en línea de los parámetros físicos (X_d , X_q , X'_d , X_e y H) para un generador síncrono conectado a un barraje infinito. Dichas herramientas fueron: el modelo de Heffron-Phillips, el algoritmo de identificación de mínimos cuadrados recursivos, el método de Newton Raphson y el circuito medidor del ángulo del par.

3.1 MODELO DE HEFFRON-PHILLIPS

El modelo dinámico del generador síncrono mostrado en (2.140)–(2.142) es un modelo no lineal de tercer orden que requiere ser linealizado alrededor en un punto de operación. El modelo linealizado resultante se conoce como el modelo de Heffron-Phillips [21], [31], [37] que es adecuado para un generador síncrono conectado a un barraje infinito a través de una línea como lo ilustra la figura 3.1. Este modelo proporciona un menor esfuerzo computacional para algunos análisis de estabilidad e identificación de parámetros físicos.

Figura 3.1 Generador síncrono conectado a un barraje infinito.



De acuerdo con [31], para un generador que es conectado a la red, el torque de fricción T_{FW} es lineal, por tanto se puede expresar como $T_{FW} = D(\omega - \omega_s)$,

donde D es el factor de amortiguamiento, expresado en $[\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}]$. Reemplazando lo anterior en las ecuaciones diferenciales (2.140)–(2.142) se tiene:

$$T'_{d0} \frac{dE'_q}{dt} = -E'_q - (X_d - X'_d)I_d + E_{fd} \quad (3.1)$$

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega - \omega_s \quad (3.2)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{\omega_s}{2H} \left\{ T_M - \left[E'_q I_q + (X_q - X'_d) I_d I_q + D(\omega - \omega_s) \right] \right\} \quad (3.3)$$

De acuerdo a la figura 2.6 presentada en el capítulo anterior, se obtienen las ecuaciones del estator, despreciando su resistencia R_s , con el fin de que el torque en el entrehierro sea igual a la potencia eléctrica de salida.

$$X_q I_q - V_d = 0 \quad (3.4)$$

$$E'_q - V_q - X'_d I_d = 0 \quad (3.5)$$

Cambiando la notación del barraje infinito ($V_s \angle \theta_{vs} = V_\infty \angle 0^\circ$) y obteniendo la expresión de corrientes de acuerdo a la figura 3.1, se tiene:

$$I_d + jI_q = \frac{V_d + jV_q - V_\infty e^{-j(\delta - \pi/2)}}{R_e + jX_e} \quad (3.6)$$

Al separar las partes real e imaginaria de la ecuación (3.6) se obtienen:

$$R_e I_d - X_e I_q = V_d - V_\infty \sin \delta \quad (3.7)$$

$$X_e I_d + R_e I_q = V_q - V_\infty \cos \delta \quad (3.8)$$

Las ecuaciones diferenciales (3.1)–(3.3) y las ecuaciones algebraicas (3.4), (3.5), (3.7) y (3.8), se linealizan alrededor de un punto de operación, con el fin de simplificar el análisis y eliminar las variables de V_d , V_q , I_d e I_q .

Inicialmente se linealizan las ecuaciones del estator, dadas por las expresiones (3.4) y (3.5), obteniendo (3.9).

$$\begin{bmatrix} \Delta V_d \\ \Delta V_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & X_q \\ -X'_d & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ \Delta E'_q \end{bmatrix} \quad (3.9)$$

También se linealizan las ecuaciones algebraicas de las expresiones (3.7) y (3.8), así:

$$\begin{bmatrix} \Delta V_d \\ \Delta V_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_e & -X_e \\ X_e & R_e \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} V_\infty \cos \delta^0 \\ -V_\infty \sin \delta^0 \end{bmatrix} \Delta \delta \quad (3.10)$$

Igualando las expresiones (3.9) y (3.10), se obtiene (3.11):

$$\begin{bmatrix} R_e & -(X_e + X_q) \\ (X_e + X'_d) & R_e \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ \Delta E'_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -V_\infty \cos \delta^0 \\ V_\infty \sin \delta^0 \end{bmatrix} \Delta \delta \quad (3.11)$$

Al despejar el vector de corrientes en la expresión anterior:

$$\begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} = \frac{1}{\Delta} \begin{bmatrix} (X_e + X_q) & -R_e V_\infty \cos \delta^0 + (X_e + X_q) V_\infty \sin \delta^0 \\ R_e & R_e V_\infty \sin \delta^0 + (X_e + X'_d) V_\infty \cos \delta^0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta E'_q \\ \Delta \delta \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

Donde Δ es el determinante de la matriz cuadrada en (3.11) y está dado por:

$$\Delta = R_e^2 + (X_e + X_q)(X_e + X'_d) \quad (3.13)$$

Con la linealización de las ecuaciones del estator y las ecuaciones de corrientes, se eliminan las variables V_d y V_q . Ahora se linealizan las ecuaciones diferenciales de (3.1)–(3.3), con el fin de eliminar las corrientes I_d e I_q . La velocidad angular debe normalizarse con la expresión ($\nu = \omega/\omega_s$).

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{E}'_q \\ \Delta \dot{\delta} \\ \Delta \dot{\nu} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{-1}{T'_{d0}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \omega_s \\ \frac{-I_q^0}{2H} & 0 & \frac{D\omega_s}{2H} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta E'_q \\ \Delta \delta \\ \Delta \nu \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{-1}{T'_{d0}}(X_d - X'_d) & 0 \\ 0 & 0 \\ \frac{1}{2H}I_q^0(X'_d - X_q) & \frac{1}{2H}(X'_d - X_q)I_d^0 - \frac{1}{2H}E_q'^0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{T'_{d0}} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{2H} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta E_{fd} \\ \Delta T_M \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

El vector de corrientes presentado en la ecuación (3.14), es reemplazado por la expresión (3.12), entregando el siguiente conjunto de ecuaciones linealizadas del generador/red.

$$\Delta \dot{E}'_q = -\frac{1}{K_3 T'_{d0}} \Delta E'_q - \frac{K_4}{T'_{d0}} \Delta \delta + \frac{1}{T'_{d0}} \Delta E_{fd} \quad (3.15)$$

$$\Delta \dot{\delta} = \omega_s \Delta \nu \quad (3.16)$$

$$\Delta \dot{\nu} = -\frac{K_2}{2H} \Delta E'_q - \frac{K_1}{T'_{d0}} \Delta \delta - \frac{D\omega_s}{2H} \Delta \nu + \frac{1}{2H} \Delta T_M \quad (3.17)$$

donde

$$\begin{aligned} K_1 = & -\frac{1}{\Delta} \left\{ I_q^0 V_\infty (X'_d - X_q) \left[(X_q + X_e) \sin \delta^0 - R_e \cos \delta^0 \right] \right. \\ & \left. + V_\infty \left[I_d^0 (X'_d - X_q) - E_q'^0 \right] \left[(X'_d + X_e) \cos \delta^0 + R_e \sin \delta^0 \right] \right\} \end{aligned} \quad (3.18)$$

$$K_2 = \frac{1}{\Delta} \left[I_q^0 \Delta - I_q^0 (X'_d - X_q) (X_q + X_e) - R_e (X'_d - X_q) I_d^0 + R_e E_q'^0 \right] \quad (3.19)$$

$$\frac{1}{K_3} = 1 + \frac{(X_d - X'_d)(X_q + X_e)}{\Delta} \quad (3.20)$$

$$K_4 = \frac{V_\infty (X_d - X'_d)}{\Delta} \left[(X_q + X_e) \sin \delta^0 - R_e \cos \delta^0 \right] \quad (3.21)$$

Siendo K_1, K_2, K_3 y K_4 las constantes de Heffron-Phillips y las variables con el subíndice $(^0)$ son las condiciones iniciales de las variables.

Se necesita además la expresión del voltaje terminal del generador síncrono, dado por:

$$V_t e^{j\theta} = (V_d + jV_q) e^{j(\delta - \pi/2)} \quad (3.22)$$

Donde la magnitud del voltaje terminal es:

$$V_t = \sqrt{V_d^2 + V_q^2} \quad (3.23)$$

Al linealizar alrededor de un punto de operación la anterior expresión, se obtiene:

$$\Delta V_t = \frac{V_d^0}{V_t^0} \Delta V_d + \frac{V_q^0}{V_t^0} \Delta V_q \quad (3.24)$$

Las expresiones de ΔV_d y ΔV_q mostradas en la ecuación (3.24) son reemplazadas por las ecuaciones (3.9) y (3.12), dando como resultado:

$$\Delta V_t = K_5 \Delta \delta + K_6 \Delta E_q' \quad (3.25)$$

Donde

$$K_5 = \frac{1}{\Delta} \left\{ \frac{V_d^0}{V_t} X_q \left[R_e V_\infty \sin \delta^0 + (X_e + X_d') V_\infty \cos \delta^0 \right] + \frac{V_q^0}{V_t} \left[X_d' (R_e V_\infty \cos \delta^0 - (X_e + X_q) V_\infty \sin \delta^0) \right] \right\} \quad (3.26)$$

$$K_6 = \frac{1}{\Delta} \left\{ \frac{V_d^0}{V_t} X_q R_e - \frac{V_q^0}{V_t} X_d' (X_e + X_q) \right\} + \frac{V_q^0}{V_t} \quad (3.27)$$

Una vez definidas las constantes K_5 y K_6 , se tiene el conjunto completo de las constantes de Heffron-Phillips [21], [31], [38].

La potencia aparente de salida se define como el producto del voltaje de salida y la corriente de línea conjugada dada en (3.28):

$$P_e + jQ_e = (V_d + jV_q) e^{j(\delta - \pi/2)} \left[(I_d + jI_q) e^{j(\delta - \pi/2)} \right]^* \quad (3.28)$$

Donde la potencia activa de salida esta dada por:

$$P_e = V_d I_d + V_q I_q \quad (3.29)$$

La expresión anterior también se linealiza alrededor de un punto de operación, como ocurrió con el voltaje de salida, dando como resultado (3.30).

$$\Delta P_e = K_1 \Delta \delta + K_2 \Delta E_q' \quad (3.30)$$

Finalmente con las ecuaciones (3.15)-(3.17), (3.25) y (3.30) se construyen las ecuaciones de estado en forma matricial $\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{x}(t) + \mathbf{B}\mathbf{u}(t)$ y $\mathbf{y}(t) = \mathbf{C}\mathbf{x}(t)$ para el generador síncrono de la siguiente forma:

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{\delta} \\ \Delta \dot{v} \\ \Delta E'_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & \omega_s & 0 \\ -\frac{K_1}{2H} & -\frac{D\omega_s}{2H} & -\frac{K_2}{2H} \\ -\frac{K_4}{T'_{d0}} & 0 & \frac{-1}{K_3 T'_{d0}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \delta \\ \Delta v \\ \Delta E'_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{2H} \\ \frac{1}{T'_{d0}} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta E_{fd} \\ \Delta T_M \end{bmatrix} \quad (3.31)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta P_e \\ \Delta V_t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_1 & 0 & K_2 \\ K_5 & 0 & K_6 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \delta \\ \Delta v \\ \Delta E'_q \end{bmatrix} \quad (3.32)$$

Siendo **A** la matriz de realimentación, **B** la matriz de entradas y **C** es la matriz de salidas, definidas por:

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 0 & \omega_s & 0 \\ -\frac{K_1}{2H} & -\frac{D\omega_s}{2H} & -\frac{K_2}{2H} \\ -\frac{K_4}{T'_{d0}} & 0 & \frac{-1}{K_3 T'_{d0}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & a_{12} & 0 \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \\ a_{31} & 0 & a_{33} \end{bmatrix} \quad (3.33)$$

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{2H} \\ \frac{1}{T'_{d0}} & 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & b_{22} \\ b_{31} & 0 \end{bmatrix} \quad (3.34)$$

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} K_1 & 0 & K_2 \\ K_5 & 0 & K_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} c_{11} & 0 & c_{13} \\ c_{21} & 0 & c_{23} \end{bmatrix} \quad (3.35)$$

donde $\mathbf{x}(t)$ el vector de estados, $\mathbf{u}(t)$ el vector de entradas y $\mathbf{y}(t)$ el vector de salidas.

$$\mathbf{x}(t) = [\Delta\delta \quad \Delta\nu \quad \Delta E'_q]^T \quad (3.36)$$

$$\mathbf{u}(t) = [\Delta E_{fd} \quad \Delta T_M]^T \quad (3.37)$$

$$\mathbf{y}(t) = [\Delta P_e \quad \Delta V_t]^T \quad (3.38)$$

Las constantes de Heffron-Phillips mostradas en (3.18)–(3.21), (3.26) y (3.27) se pueden representar en una forma mas simple asi:

$$K_1 = F_d (X_q - X'_d) I_q^0 + F_q (V_q^0 + X_q I_d^0) \quad (3.39)$$

$$K_2 = I_q^0 + Y_d (X_q - X'_d) I_q^0 + Y_q (V_q^0 + X_q I_d^0) \quad (3.40)$$

$$K_3 = \frac{1}{1 + (X_d - X'_d) Y_d} \quad (3.41)$$

$$K_4 = F_d (X_d - X'_d) \quad (3.42)$$

$$K_5 = F_q \frac{X_q V_d^0}{V_t^0} - F_d \frac{X'_d V_q^0}{V_t^0} \quad (3.43)$$

$$K_6 = \frac{V_q^0}{V_t^0} - Y_d \frac{X'_d V_q^0}{V_t^0} + Y_q \frac{X_q V_d^0}{V_t^0} \quad (3.44)$$

con

$$X_1 = X_q + X_e \quad (3.45)$$

$$X_2 = X'_d + X_e \quad (3.46)$$

$$\Delta = R_e^2 + X_1 X_2 \quad (3.47)$$

$$F_d = \frac{V_\infty}{\Delta} (X_1 \sin \delta^0 - R_e \cos \delta^0) \quad (3.48)$$

$$F_q = \frac{V_\infty}{\Delta} (X_2 \cos \delta^0 + R_e \sin \delta^0) \quad (3.49)$$

$$Y_d = \frac{X_1}{\Delta} \quad (3.50)$$

$$Y_q = \frac{R_e}{\Delta} \quad (3.51)$$

3.2 APROXIMACIÓN DIGITAL

Las ecuaciones de estado del generador síncrono mostradas en (3.31) y (3.32) provienen de un conjunto de ecuaciones diferenciales, linealizadas alrededor de un punto de operación y de origen continuo cuyo análisis se realiza para cualquier instante de tiempo. Estas ecuaciones requieren ser convertidas al dominio discreto, debido a que las variables de entrada y salida del generador (potencia activa, voltajes terminal y de campo), sólo se obtienen en instantes discretos de tiempo, por medio de un sistema de adquisición de datos a un tiempo de muestreo definido.

Convirtiendo las ecuaciones continuas $\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{x}(t) + \mathbf{B}\mathbf{u}(t)$ y $\mathbf{y}(t) = \mathbf{C}\mathbf{x}(t)$ a ecuaciones discretas mediante una aproximación digital [42], [43] que aproxima la derivada de $\mathbf{x}(t)$ en $t = kT$, siendo T el tiempo de muestreo.

$$\dot{\mathbf{x}}(t)|_{t=kT} = \frac{1}{T} \{ \mathbf{x}[(k+1)T] - \mathbf{x}(kT) \} \quad (3.52)$$

De acuerdo con lo anterior, la aproximación digital de las ecuaciones continuas es

$$\mathbf{x}[(k+1)T] = (1 + T\mathbf{A})\mathbf{x}(kT) + T\mathbf{B}\mathbf{u}(kT) \quad (3.53)$$

$$\mathbf{y}(kT) = \mathbf{C}\mathbf{x}(kT) \quad (3.54)$$

donde

$$\mathbf{A}_d = \mathbf{I} + T\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 1 & a_{12}T & 0 \\ a_{21}T & 1 + a_{22}T & a_{23}T \\ a_{31}T & 0 & 1 + a_{33}T \end{bmatrix} \quad (3.55)$$

$$\mathbf{B}_d = T\mathbf{B} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & b_{22}T \\ b_{31}T & 0 \end{bmatrix} \quad (3.56)$$

$$\mathbf{C}_d = \mathbf{C} = \begin{bmatrix} c_{11} & 0 & c_{13} \\ c_{21} & 0 & c_{23} \end{bmatrix} \quad (3.57)$$

Definiendo $\mathbf{G}_d(z)$ como la matriz de transferencia para el sistema discreto tal como se muestra en la ecuación (3.58)

$$\mathbf{G}_d(z) = \mathbf{C}_d (\mathbf{zI} - \mathbf{A}_d)^{-1} \mathbf{B}_d = \frac{\mathbf{C}_d \cdot \text{adj}(\mathbf{zI} - \mathbf{A}_d) \cdot \mathbf{B}_d}{\det(\mathbf{zI} - \mathbf{A}_d)} \quad (3.58)$$

Y desarrollando $\mathbf{G}_d(z)$ término a término se tiene que:

$$\mathbf{zI} - \mathbf{A}_d = \begin{bmatrix} z-1 & -a_{12}T & 0 \\ -a_{21}T & z-a_{22}T-1 & -a_{23}T \\ -a_{31}T & 0 & z-a_{33}T-1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \zeta_{11} & \zeta_{12} & 0 \\ \zeta_{21} & \zeta_{22} & \zeta_{23} \\ \zeta_{31} & 0 & \zeta_{33} \end{bmatrix} \quad (3.59)$$

El determinante de la matriz $(\mathbf{zI} - \mathbf{A}_d)$ se desarrolla a continuación:

$$\det(\mathbf{zI} - \mathbf{A}_d) = \Delta_d(z) = \zeta_{11} \begin{vmatrix} \zeta_{22} & \zeta_{23} \\ 0 & \zeta_{33} \end{vmatrix} - \zeta_{21} \begin{vmatrix} \zeta_{12} & 0 \\ 0 & \zeta_{33} \end{vmatrix} + \zeta_{31} \begin{vmatrix} \zeta_{12} & 0 \\ \zeta_{22} & \zeta_{23} \end{vmatrix} \quad (3.60)$$

$$\Delta_d(z) = (z-1)(z-a_{22}T-1)(z-a_{33}T-1) - a_{21}Ta_{12}T(z-a_{33}T-1) - a_{31}Ta_{12}Ta_{23}T \quad (3.61)$$

$$\Delta_d(z) = z^3 - (a_{22}T + a_{33}T + 3)z^2 + (a_{22}Ta_{33}T + 2a_{22}T + 2a_{33}T - a_{21}Ta_{12}T + 3)z + (a_{21}Ta_{12}Ta_{33}T - a_{31}Ta_{12}Ta_{23}T + a_{21}Ta_{12}T - a_{22}Ta_{33}T - a_{22}T - a_{33}T - 1) \quad (3.62)$$

$$\Delta_d(z) = z^3 + \left(\frac{D\omega_s T}{2H} + \frac{T}{K_3 T'_{d0}} - 3 \right) z^2 + \left[\frac{D\omega_s T}{2H} \left(\frac{T}{K_3 T'_{d0}} - 2 \right) - 2 \frac{T}{K_3 T'_{d0}} + \frac{K_1 \omega_s T^2}{2H} + 3 \right] z + \left[\left(\frac{T}{K_3 T'_{d0}} - 1 \right) \left(\frac{K_1 \omega_s T^2}{2H} - \frac{D\omega_s T}{2H} + 1 \right) - \frac{K_2 T}{T'_{d0}} \frac{K_4 \omega_s T^2}{2H} \right] \quad (3.63)$$

Finalmente el determinante $\Delta_d(z)$ de la matriz $(z\mathbf{I} - \mathbf{A}_d)$ está en función de las constantes de Heffron-Phillips y de los parámetros físicos. Luego se plantea la matriz adjunta de $(z\mathbf{I} - \mathbf{A}_d)$

$$\text{adj}(z\mathbf{I} - \mathbf{A}_d) = \begin{bmatrix} \gamma_{11} & \gamma_{12} & \gamma_{13} \\ \gamma_{21} & \gamma_{22} & \gamma_{23} \\ \gamma_{31} & \gamma_{32} & \gamma_{33} \end{bmatrix}^T = \begin{bmatrix} \gamma_{11} & \gamma_{21} & \gamma_{31} \\ \gamma_{12} & \gamma_{22} & \gamma_{32} \\ \gamma_{13} & \gamma_{23} & \gamma_{33} \end{bmatrix} \quad (3.64)$$

Resolviendo cada elemento de la matriz adjunta se tiene:

$$\gamma_{11} = \begin{vmatrix} \zeta_{22} & \zeta_{23} \\ 0 & \zeta_{33} \end{vmatrix} = z^2 - (a_{22}T + a_{33}T + 2)z + (1 + a_{22}T + a_{33}T + a_{22}Ta_{33}T) \quad (3.65)$$

$$\gamma_{12} = - \begin{vmatrix} \zeta_{21} & \zeta_{23} \\ \zeta_{31} & \zeta_{33} \end{vmatrix} = a_{21}Tz + (a_{23}Ta_{31}T - a_{21}Ta_{33}T - a_{21}T) \quad (3.66)$$

$$\gamma_{13} = \begin{vmatrix} \zeta_{21} & \zeta_{22} \\ \zeta_{31} & 0 \end{vmatrix} = a_{31}Tz - (a_{22}Ta_{31}T + a_{31}T) \quad (3.67)$$

$$\gamma_{21} = - \begin{vmatrix} \zeta_{12} & 0 \\ 0 & \zeta_{33} \end{vmatrix} = a_{12}Tz - (a_{12}Ta_{33}T + a_{12}T) \quad (3.68)$$

$$\gamma_{22} = \begin{vmatrix} \zeta_{11} & 0 \\ \zeta_{31} & \zeta_{33} \end{vmatrix} = z^2 - (a_{33}T + 2)z + (1 + a_{33}T) \quad (3.69)$$

$$\gamma_{23} = - \begin{vmatrix} \zeta_{11} & \zeta_{12} \\ \zeta_{31} & 0 \end{vmatrix} = a_{12}Ta_{31}T \quad (3.70)$$

$$\gamma_{31} = \begin{vmatrix} \zeta_{12} & 0 \\ \zeta_{22} & \zeta_{23} \end{vmatrix} = a_{12}Ta_{23}T \quad (3.71)$$

$$\gamma_{32} = - \begin{vmatrix} \zeta_{11} & 0 \\ \zeta_{21} & \zeta_{23} \end{vmatrix} = a_{23}Tz - a_{23}T \quad (3.72)$$

$$\gamma_{33} = \begin{vmatrix} \zeta_{11} & \zeta_{12} \\ \zeta_{21} & \zeta_{22} \end{vmatrix} = z^2 - (a_{22}T + 2)z + (1 + a_{22}T - a_{12}Ta_{21}T) \quad (3.73)$$

Multiplicando las matrices \mathbf{C}_d y $\text{adj}(z\mathbf{I} - \mathbf{A}_d)$ se obtiene:

$$\begin{aligned} \mathbf{C}_d \cdot \text{adj}(z\mathbf{I} - \mathbf{A}_d) &= \begin{bmatrix} c_{11} & 0 & c_{13} \\ c_{21} & 0 & c_{23} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \gamma_{11} & \gamma_{21} & \gamma_{31} \\ \gamma_{12} & \gamma_{22} & \gamma_{32} \\ \gamma_{13} & \gamma_{23} & \gamma_{33} \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} c_{11}\gamma_{11} + c_{13}\gamma_{13} & c_{11}\gamma_{21} + c_{13}\gamma_{23} & c_{11}\gamma_{31} + c_{13}\gamma_{33} \\ c_{21}\gamma_{11} + c_{23}\gamma_{13} & c_{21}\gamma_{21} + c_{23}\gamma_{23} & c_{21}\gamma_{31} + c_{23}\gamma_{33} \end{bmatrix} \quad (3.74) \\ &= \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \end{bmatrix} \end{aligned}$$

Ahora multiplicando las matrices $\mathbf{C}_d \cdot \text{adj}(z\mathbf{I} - \mathbf{A}_d)$ y \mathbf{B}_d .

$$\begin{aligned} \mathbf{C}_d \cdot \text{adj}(z\mathbf{I} - \mathbf{A}_d) \cdot \mathbf{B}_d &= \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & b_{22}T \\ b_{31}T & 0 \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} b_{31}T\varepsilon_{13} & b_{22}T\varepsilon_{12} \\ b_{31}T\varepsilon_{23} & b_{22}T\varepsilon_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} N_{11}(z) & N_{12}(z) \\ N_{21}(z) & N_{22}(z) \end{bmatrix} \quad (3.75) \end{aligned}$$

Expresando el modelo del generador síncrono en función de las salidas y las entradas se tiene la siguiente expresión:

$$\begin{bmatrix} \Delta P_e(z) \\ \Delta V_t(z) \end{bmatrix} = \frac{1}{\Delta_d(z)} \begin{bmatrix} N_{11}(z) & N_{12}(z) \\ N_{21}(z) & N_{22}(z) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta E_{fd}(z) \\ \Delta T_M(z) \end{bmatrix} \quad (3.76)$$

El torque mecánico ΔT_M es descartado en el modelo del generador, debido a la dificultad de su medición en comparación con ΔE_{fd} . Las siguientes ecuaciones representan el modelo final del generador síncrono en función de la potencia de salida ΔP_e , el voltaje terminal ΔV_t y el voltaje de campo ΔE_{fd} .

$$\frac{\Delta P_e(z)}{\Delta E_{fd}(z)} = \frac{N_{11}(z)}{\Delta_d(z)} \quad (3.77)$$

$$\frac{\Delta V_t(z)}{\Delta E_{fd}(z)} = \frac{N_{21}(z)}{\Delta_d(z)} \quad (3.78)$$

Desarrollando los numeradores $N_{11}(z)$ y $N_{21}(z)$ se tiene:

$$\begin{aligned} N_{11}(z) &= b_{31}T\varepsilon_{13} = b_{31}T(c_{11}\gamma_{31} + c_{13}\gamma_{33}) = b_{31}Tc_{11}\gamma_{31} + b_{31}Tc_{13}\gamma_{33} \\ &= b_{31}Tc_{13}z^2 - b_{31}Tc_{13}(a_{22}T + 2)z + b_{31}T[c_{11}a_{12}Ta_{23}T + \\ &\quad + c_{13}(1 + a_{22}T - a_{12}Ta_{21}T)] \end{aligned} \quad (3.79)$$

$$N_{11}(z) = \frac{K_2T}{T'_{d0}}z^2 + \frac{K_2T}{T'_{d0}}\left(\frac{D\omega_s T}{2H} - 2\right)z + \frac{K_2T}{T'_{d0}}\left(1 - \frac{D\omega_s T}{2H}\right) \quad (3.80)$$

$$\begin{aligned} N_{21}(z) &= b_{31}T\varepsilon_{23} = b_{31}T(c_{21}\gamma_{31} + c_{23}\gamma_{33}) = b_{31}Tc_{21}\gamma_{31} + b_{31}Tc_{23}\gamma_{33} \\ &= b_{31}Tc_{23}z^2 - b_{31}Tc_{23}(a_{22}T + 2)z + b_{31}T[c_{21}a_{12}Ta_{23}T + \\ &\quad + c_{23}(1 + a_{22}T - a_{12}Ta_{21}T)] \end{aligned} \quad (3.81)$$

$$\begin{aligned} N_{21}(z) &= \frac{K_6T}{T'_{d0}}z^2 + \frac{K_6T}{T'_{d0}}\left(\frac{D\omega_s T}{2H} - 2\right)z + \left[\frac{K_6T}{T'_{d0}}\left(1 - \frac{D\omega_s T}{2H} + \frac{K_1\omega_s T^2}{2H}\right) + \right. \\ &\quad \left. - \frac{K_2T}{T'_{d0}}\frac{K_5\omega_s T^2}{2H}\right] \end{aligned} \quad (3.82)$$

Finalmente los numeradores $N_{11}(z)$ y $N_{21}(z)$ están en función de las constantes de Heffron-Phillips y de los parámetros físicos.

3.3 MÍNIMOS CUADRADOS RECURSIVOS

Las ecuaciones (3.77) y (3.78), representan el modelo matemático del generador síncrono mediante funciones de transferencia de tercer orden, de naturaleza discreta, con relaciones de salida-entrada de $\Delta P_e/\Delta E_{fd}$ y $\Delta V_t/\Delta E_{fd}$ y

cuyos coeficientes están expresadas simbólicamente en función de los parámetros físicos.

Para la identificación en línea de los parámetros físicos, es indispensable conocer los valores numéricos de los coeficientes, por medio de técnicas de identificación paramétrica. En este caso, se emplea el algoritmo de mínimos cuadrados recursivos [32], [35].

Expresando las ecuaciones (3.77) y (3.78) de otra forma se tiene:

$$\frac{\Delta P_e(z)}{\Delta E_{fd}(z)} = \frac{b_{11}^2 z^2 + b_{11}^1 z + b_{11}^0}{z^3 + b_0^2 z^2 + b_0^1 z + b_0^0} \quad (3.83)$$

$$\frac{\Delta V_t(z)}{\Delta E_{fd}(z)} = \frac{b_{21}^2 z^2 + b_{21}^1 z + b_{21}^0}{z^3 + b_0^2 z^2 + b_0^1 z + b_0^0} \quad (3.84)$$

Siendo $(b_0^2, b_0^1, b_0^0, b_{11}^2, b_{11}^1, b_{11}^0, b_{21}^2, b_{21}^1, b_{21}^0)$ los coeficientes numéricos de las funciones de transferencia mostradas.

Desarrollando la ecuación (3.83) se obtiene:

$$\frac{\Delta P_e(z)}{\Delta E_{fd}(z)} = \frac{b_{11}^2 z^{-1} + b_{11}^1 z^{-2} + b_{11}^0 z^{-3}}{1 + b_0^2 z^{-1} + b_0^1 z^{-2} + b_0^0 z^{-3}} \quad (3.85)$$

$$\Delta P_e(z) = -b_0^2 z^{-1} \Delta P_e(z) - b_0^1 z^{-2} \Delta P_e(z) - b_0^0 z^{-3} \Delta P_e(z) + b_{11}^2 z^{-1} \Delta E_{fd}(z) + b_{11}^1 z^{-2} \Delta E_{fd}(z) + b_{11}^0 z^{-3} \Delta E_{fd}(z) \quad (3.86)$$

$$\Delta P_e|_k = -b_0^2 \Delta P_e|_{k-1} - b_0^1 \Delta P_e|_{k-2} - b_0^0 \Delta P_e|_{k-3} + b_{11}^2 \Delta E_{fd}|_{k-1} + b_{11}^1 \Delta E_{fd}|_{k-2} + b_{11}^0 \Delta E_{fd}|_{k-3} \quad (3.87)$$

$$\Delta P_e|_k = \begin{bmatrix} -\Delta P_e|_{k-1} & -\Delta P_e|_{k-2} & -\Delta P_e|_{k-3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} b_0^2 & b_0^1 & b_0^0 \end{bmatrix}^T + \begin{bmatrix} \Delta E_{fd}|_{k-1} & \Delta E_{fd}|_{k-2} & \Delta E_{fd}|_{k-3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} b_{11}^2 & b_{11}^1 & b_{11}^0 \end{bmatrix}^T \quad (3.88)$$

Reescribiendo la expresión (3.88) se tiene

$$\Delta P_e|_k = \mathbf{p}_{k-1} \hat{\boldsymbol{\theta}}_{0k} + \mathbf{u}_{k-1} \hat{\boldsymbol{\theta}}_{1k} \quad (3.89)$$

En donde

$$\mathbf{p}_{k-1} = \begin{bmatrix} -\Delta P_e|_{k-1} & -\Delta P_e|_{k-2} & -\Delta P_e|_{k-3} \end{bmatrix} \quad (3.90)$$

$$\hat{\boldsymbol{\theta}}_{0k} = \begin{bmatrix} b_0^2 & b_0^1 & b_0^0 \end{bmatrix}^T \quad (3.91)$$

$$\mathbf{u}_{k-1} = \begin{bmatrix} \Delta E_{fd}|_{k-1} & \Delta E_{fd}|_{k-2} & \Delta E_{fd}|_{k-3} \end{bmatrix} \quad (3.92)$$

$$\hat{\boldsymbol{\theta}}_{1k} = \begin{bmatrix} b_{11}^2 & b_{11}^1 & b_{11}^0 \end{bmatrix}^T \quad (3.93)$$

De igual forma, desarrollando la ecuación (3.84) se obtiene

$$\frac{\Delta V_t(z)}{\Delta E_{fd}(z)} = \frac{b_{21}^2 z^{-1} + b_{21}^1 z^{-2} + b_{21}^0 z^{-3}}{1 + b_0^2 z^{-1} + b_0^1 z^{-2} + b_0^0 z^{-3}} \quad (3.94)$$

$$\begin{aligned} \Delta V_t(z) = & -b_0^2 z^{-1} \Delta V_t(z) - b_0^1 z^{-2} \Delta V_t(z) - b_0^0 z^{-3} \Delta V_t(z) \\ & + b_{21}^2 z^{-1} \Delta E_{fd}(z) + b_{21}^1 z^{-2} \Delta E_{fd}(z) + b_{21}^0 z^{-3} \Delta E_{fd}(z) \end{aligned} \quad (3.95)$$

$$\begin{aligned} \Delta V_t|_k = & -b_0^2 \Delta V_t|_{k-1} - b_0^1 \Delta V_t|_{k-2} - b_0^0 \Delta V_t|_{k-3} \\ & + b_{21}^2 \Delta E_{fd}|_{k-1} + b_{21}^1 \Delta E_{fd}|_{k-2} + b_{21}^0 \Delta E_{fd}|_{k-3} \end{aligned} \quad (3.96)$$

$$\begin{aligned} \Delta V_t|_k = & \begin{bmatrix} -\Delta V_t|_{k-1} & -\Delta V_t|_{k-2} & -\Delta V_t|_{k-3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} b_0^2 & b_0^1 & b_0^0 \end{bmatrix}^T + \\ & + \begin{bmatrix} \Delta E_{fd}|_{k-1} & \Delta E_{fd}|_{k-2} & \Delta E_{fd}|_{k-3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} b_{21}^2 & b_{21}^1 & b_{21}^0 \end{bmatrix}^T \end{aligned} \quad (3.97)$$

Reescribiendo la expresión (3.97) se tiene:

$$\Delta V_t|_k = \mathbf{v}_{k-1} \hat{\boldsymbol{\theta}}_{0k} + \mathbf{u}_{k-1} \hat{\boldsymbol{\theta}}_{2k} \quad (3.98)$$

donde

$$\mathbf{v}_{k-1} = \begin{bmatrix} -\Delta V_t|_{k-1} & -\Delta V_t|_{k-2} & -\Delta V_t|_{k-3} \end{bmatrix} \quad (3.99)$$

$$\hat{\boldsymbol{\theta}}_{0k} = \begin{bmatrix} b_0^2 & b_0^1 & b_0^0 \end{bmatrix}^T \quad (3.100)$$

$$\mathbf{u}_{k-1} = \begin{bmatrix} \Delta E_{fd}|_{k-1} & \Delta E_{fd}|_{k-2} & \Delta E_{fd}|_{k-3} \end{bmatrix} \quad (3.101)$$

$$\hat{\boldsymbol{\theta}}_{2k} = \begin{bmatrix} b_{21}^2 & b_{21}^1 & b_{21}^0 \end{bmatrix}^T \quad (3.102)$$

Las ecuaciones (3.89) y (3.98) forman la siguiente ecuación matricial

$$\begin{bmatrix} \Delta P_e|_k \\ \Delta V_t|_k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{k-1} \\ \mathbf{v}_{k-1} \end{bmatrix} \hat{\boldsymbol{\theta}}_{0k} + \mathbf{u}_{k-1} \begin{bmatrix} \hat{\boldsymbol{\theta}}_{1k} \\ \hat{\boldsymbol{\theta}}_{2k} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{k-1} & \mathbf{u}_{k-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{v}_{k-1} & \mathbf{0} & \mathbf{u}_{k-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{\boldsymbol{\theta}}_{0k} \\ \hat{\boldsymbol{\theta}}_{1k} \\ \hat{\boldsymbol{\theta}}_{2k} \end{bmatrix} \quad (3.103)$$

Reescribiendo la ecuación matricial (3.103) en una expresión más compacta.

$$\hat{\mathbf{y}}_k = \boldsymbol{\varphi}_{k-1}^T \hat{\boldsymbol{\theta}}_k \quad (3.104)$$

donde

$$\hat{\mathbf{y}}_k = \begin{bmatrix} \Delta P_e|_k \\ \Delta V_t|_k \end{bmatrix} \quad (3.105)$$

$$\begin{aligned}
\Phi_{k-1}^T &= \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{k-1} & \mathbf{u}_{k-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{v}_{k-1} & \mathbf{0} & \mathbf{u}_{k-1} \end{bmatrix} \\
&= \begin{bmatrix} -\Delta P_e|_{k-1} & -\Delta P_e|_{k-2} & -\Delta P_e|_{k-3} & \Delta E_{fd}|_{k-1} & \Delta E_{fd}|_{k-2} \\ -\Delta V_t|_{k-1} & -\Delta V_t|_{k-2} & -\Delta V_t|_{k-3} & 0 & 0 \\ \Delta E_{fd}|_{k-3} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \Delta E_{fd}|_{k-1} & \Delta E_{fd}|_{k-2} & \Delta E_{fd}|_{k-3} & 0 \end{bmatrix} \quad (3.106)
\end{aligned}$$

$$\hat{\boldsymbol{\theta}}_k = [\hat{\boldsymbol{\theta}}_{0k} \quad \hat{\boldsymbol{\theta}}_{1k} \quad \hat{\boldsymbol{\theta}}_{2k}]^T = [b_0^2 \quad b_0^1 \quad b_0^0 \quad b_{11}^2 \quad b_{11}^1 \quad b_{11}^0 \quad b_{21}^2 \quad b_{21}^1 \quad b_{21}^0]^T \quad (3.107)$$

siendo $\hat{\mathbf{y}}_k$ es el vector de salida calculada, Φ_{k-1}^T es la matriz transpuesta de datos viejos de salidas y entrada y $\hat{\boldsymbol{\theta}}_k$ es el vector de coeficientes numéricos.

El error de estimación \mathbf{e}_k es

$$\mathbf{e}_k = \mathbf{y}_k - \hat{\mathbf{y}}_k \quad (3.108)$$

Donde el vector de salida real \mathbf{y}_k representa las salidas adquiridas de potencia activa y voltaje terminal, y el vector $\hat{\mathbf{y}}_k$ se calcula de acuerdo a la ecuación (3.104).

Evaluando el error de estimación para N muestras.

$$\mathbf{E}_k = [\mathbf{e}_1 \quad \mathbf{e}_2 \quad \cdots \quad \mathbf{e}_N]^T = \mathbf{Y}_k - \Phi_k \hat{\boldsymbol{\theta}}_k = \mathbf{Y}_k - \hat{\mathbf{Y}}_k \quad (3.109)$$

donde

$$\mathbf{Y}_k = [\mathbf{y}_1 \quad \mathbf{y}_2 \quad \cdots \quad \mathbf{y}_N]^T = [\Delta P_e|_1 \quad \Delta V_t|_1 \quad \Delta P_e|_2 \quad \Delta V_t|_2 \quad \cdots \quad \Delta P_e|_N \quad \Delta V_t|_N]^T \quad (3.110)$$

$$\hat{\boldsymbol{\theta}}_k = [\hat{\boldsymbol{\theta}}_{0k} \quad \hat{\boldsymbol{\theta}}_{1k} \quad \hat{\boldsymbol{\theta}}_{2k}]^T = [b_0^2 \quad b_0^1 \quad b_0^0 \quad b_{11}^2 \quad b_{11}^1 \quad b_{11}^0 \quad b_{21}^2 \quad b_{21}^1 \quad b_{21}^0]^T \quad (3.111)$$

$$\Phi_k = [\varphi_0^T \quad \varphi_1^T \quad \cdots \quad \varphi_N^T]^T \quad (3.112)$$

Siendo \mathbf{Y}_k la matriz de salidas y Φ_k la matriz que almacena la historia de datos de salidas y entrada para N muestras.

Sea M la función de costo mostrada en (3.113).

$$M = \mathbf{E}_k^T \mathbf{Q}_k \mathbf{E}_k \quad (3.113)$$

La matriz \mathbf{Q} mostrada en (3.113) pondera las muestras, proporcionando mayor o menor importancia a los datos anteriores de acuerdo con la constante α llamada factor de olvido cuyo valor oscila entre $0 < \alpha \leq 1$.

$$\mathbf{Q}_k = \begin{bmatrix} 1 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & \alpha & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & \alpha^{2N} \end{bmatrix} \quad (3.114)$$

Desarrollando la función de costo.

$$M = (\mathbf{Y}_k - \Phi_k \hat{\boldsymbol{\theta}}_k)^T \mathbf{Q}_k (\mathbf{Y}_k - \Phi_k \hat{\boldsymbol{\theta}}_k) \quad (3.115)$$

$$M = \mathbf{Y}_k^T \mathbf{Q}_k \mathbf{Y}_k - 2\hat{\boldsymbol{\theta}}_k^T \Phi_k^T \mathbf{Q}_k \mathbf{Y}_k + (\hat{\boldsymbol{\theta}}_k^T \Phi_k^T) (\mathbf{Q}_k \Phi_k \hat{\boldsymbol{\theta}}_k) \quad (3.116)$$

Minimizando la función de costo (3.116) aplicando gradiente.

$$\nabla M = -2\Phi_k^T \mathbf{Q}_k \mathbf{Y}_k + (\Phi_k^T \mathbf{Q}_k) (\Phi_k \hat{\boldsymbol{\theta}}_k) + (\hat{\boldsymbol{\theta}}_k^T \Phi_k^T) (\mathbf{Q}_k \Phi_k) = 0 \quad (3.117)$$

$$\Phi_k^T \mathbf{Q}_k \Phi_k \hat{\boldsymbol{\theta}}_k = \Phi_k^T \mathbf{Q}_k \mathbf{Y}_k \quad (3.118)$$

Obteniendo la ecuación de mínimos cuadrados con la matriz de ponderación.

$$\hat{\boldsymbol{\theta}}_k = (\boldsymbol{\Phi}_k^T \mathbf{Q}_k \boldsymbol{\Phi}_k)^{-1} \boldsymbol{\Phi}_k^T \mathbf{Q}_k \mathbf{Y}_k \quad (3.119)$$

La ecuación (3.119) es aplicable para cálculo único de los coeficientes, requiriendo de un conjunto de datos de entrada y salidas adquiridos a un rango de tiempo establecido (identificación fuera de línea). El uso continuo en tiempo real (identificación en línea) es muy costoso en cuanto a la demora en el tiempo de cálculo y el almacenamiento de datos. Sin embargo, la ecuación (3.119) se modifica con el fin de que la identificación en línea de los coeficientes se realice con un menor esfuerzo computacional.

Definiendo y desarrollando la matriz de covarianzas \mathbf{P}_k , a la que inicialmente se le da el valor $\mathbf{P}_0 = \rho \mathbf{I}$, siendo \mathbf{I} la matriz identidad y ρ un valor grande por ejemplo (10^5).

$$\mathbf{P}_k^{-1} = \boldsymbol{\Phi}_k^T \mathbf{Q}_k \boldsymbol{\Phi}_k = \sum_{i=0}^{N-1} \alpha^i \boldsymbol{\phi}_i \boldsymbol{\phi}_i^T = \alpha \mathbf{P}_{k-1}^{-1} + \boldsymbol{\phi}_{k-1} \boldsymbol{\phi}_{k-1}^T \quad (3.120)$$

$$\mathbf{P}_k = \frac{1}{\alpha} \left[\mathbf{P}_{k-1} - \mathbf{P}_{k-1} \boldsymbol{\phi}_{k-1} (\alpha \mathbf{I} + \boldsymbol{\phi}_{k-1}^T \mathbf{P}_{k-1} \boldsymbol{\phi}_{k-1})^{-1} \boldsymbol{\phi}_{k-1}^T \mathbf{P}_{k-1} \right] \quad (3.121)$$

$$\mathbf{P}_k = \frac{1}{\alpha} \left[\mathbf{I} - \mathbf{L}_k \boldsymbol{\phi}_{k-1}^T \right] \mathbf{P}_{k-1} \quad (3.122)$$

Siendo \mathbf{L}_k la matriz de ganancia

$$\mathbf{L}_k = \mathbf{P}_{k-1} \boldsymbol{\phi}_{k-1} (\alpha \mathbf{I} + \boldsymbol{\phi}_{k-1}^T \mathbf{P}_{k-1} \boldsymbol{\phi}_{k-1})^{-1} \quad (3.123)$$

Definiendo el vector \mathbf{b}_k

$$\mathbf{b}_k = \Phi_k^T \mathbf{Q}_k \mathbf{Y}_k = \sum_{i=1}^N \alpha^i \boldsymbol{\varphi}_{i-1} \mathbf{y}_i = \alpha \mathbf{b}_{k-1} + \boldsymbol{\varphi}_{k-1} \mathbf{y}_k \quad (3.124)$$

Finalmente las expresiones (3.120) y (3.124) son llevadas a la expresión (3.119) con el fin de obtener el vector de coeficientes $\hat{\boldsymbol{\theta}}_k$.

$$\hat{\boldsymbol{\theta}}_k = \mathbf{P}_k \mathbf{b}_k \quad (3.125)$$

$$\hat{\boldsymbol{\theta}}_k = \frac{1}{\alpha} (\mathbf{P}_{k-1} - \mathbf{L}_k \boldsymbol{\varphi}_{k-1}^T \mathbf{P}_{k-1}) (\alpha \mathbf{b}_{k-1} + \boldsymbol{\varphi}_{k-1} \mathbf{y}_k) \quad (3.126)$$

$$\hat{\boldsymbol{\theta}}_k = \hat{\boldsymbol{\theta}}_{k-1} + \mathbf{P}_k \boldsymbol{\varphi}_{k-1} (\mathbf{y}_k - \boldsymbol{\varphi}_{k-1}^T \hat{\boldsymbol{\theta}}_{k-1}) \quad (3.127)$$

$$\hat{\boldsymbol{\theta}}_k = \hat{\boldsymbol{\theta}}_{k-1} + \mathbf{P}_k \boldsymbol{\varphi}_{k-1} \hat{\mathbf{e}}_k \quad (3.128)$$

Donde $\hat{\mathbf{e}}_k$ es el error residual.

$$\hat{\mathbf{e}}_k = \mathbf{y}_k - \boldsymbol{\varphi}_{k-1}^T \hat{\boldsymbol{\theta}}_{k-1} \quad (3.129)$$

3.4 MÉTODO DE NEWTON RAPHSON

Los coeficientes numéricos (3.128) obtenidos mediante el método de mínimos cuadrados recursivos y los coeficientes simbólicos mostrados en (3.63), (3.80) y (3.82), son el punto de partida para definir el conjunto de ecuaciones no lineales cuya cantidad debe ser igual al número de parámetros a identificar mediante el método iterativo de Newton-Raphson [36], [41]. Este método iterativo permite obtener algunos parámetros físicos con base en el sistema de ecuaciones no lineales a plantear, proporcionando rapidez en el cálculo y poco almacenamiento de datos.

Igualando los coeficientes simbólicos (3.63), (3.80), (3.82) y los coeficientes numéricos (3.128).

$$b_0^2 = \frac{D\omega_s T}{2H} + \frac{T}{K_3 T'_{d0}} - 3 \quad (3.130)$$

$$b_0^1 = \frac{D\omega_s T}{2H} \left(\frac{T}{K_3 T'_{d0}} - 2 \right) - 2 \frac{T}{K_3 T'_{d0}} + \frac{K_1 \omega_s T^2}{2H} + 3 \quad (3.131)$$

$$b_0^0 = \left(\frac{T}{K_3 T'_{d0}} - 1 \right) \left(\frac{K_1 \omega_s T^2}{2H} - \frac{D\omega_s T}{2H} + 1 \right) - \frac{K_2 T}{T'_{d0}} \frac{K_4 \omega_s T^2}{2H} \quad (3.132)$$

$$b_{11}^2 = \frac{K_2 T}{T'_{d0}} \quad (3.133)$$

$$b_{11}^1 = \frac{K_2 T}{T'_{d0}} \left(\frac{D\omega_s T}{2H} - 2 \right) \quad (3.134)$$

$$b_{11}^0 = \frac{K_2 T}{T'_{d0}} \left(1 - \frac{D\omega_s T}{2H} \right) \quad (3.135)$$

$$b_{21}^2 = \frac{K_6 T}{T'_{d0}} \quad (3.136)$$

$$b_{21}^1 = \frac{K_6 T}{T'_{d0}} \left(\frac{D\omega_s T}{2H} - 2 \right) \quad (3.137)$$

$$b_{21}^0 = \frac{K_6 T}{T'_{d0}} \left(1 - \frac{D\omega_s T}{2H} + \frac{K_1 \omega_s T^2}{2H} \right) - \frac{K_2 T}{T'_{d0}} \frac{K_5 \omega_s T^2}{2H} \quad (3.138)$$

Definiendo el conjunto de ecuaciones de acuerdo con las igualdades mostradas en (3.130)–(3.138) se obtiene

$$\frac{D\omega_s T}{2H} = \frac{b_{11}^1}{b_{11}^2} + 2 \quad (3.139)$$

$$\frac{T}{K_3 T'_{d0}} = b_0^2 + 3 - \frac{D\omega_s T}{2H} \quad (3.140)$$

$$\frac{K_1 \omega_s T^2}{2H} = b_0^1 + \frac{D\omega_s T}{2H} \left(2 - \frac{T}{K_3 T'_{d0}} \right) + 2 \frac{T}{K_3 T'_{d0}} - 3 \quad (3.141)$$

$$K_2 K_3 = \frac{b_{11}^2}{T/(K_3 T'_{d0})} \quad (3.142)$$

$$K_6 K_3 = \frac{b_{21}^2}{T/(K_3 T'_{d0})} \quad (3.143)$$

$$\frac{K_4 \omega_s T^2}{2H} = \frac{1}{b_{11}^2} \left[\left(\frac{T}{K_3 T'_{d0}} - 1 \right) \left(\frac{K_1 \omega_s T^2}{2H} - \frac{D \omega_s T}{2H} + 1 \right) - b_0^0 \right] \quad (3.144)$$

$$\frac{K_5 \omega_s T^2}{2H} = \frac{1}{b_{11}^2} \left[b_{21}^2 \left(1 - \frac{D \omega_s T}{2H} + \frac{K_1 \omega_s T^2}{2H} \right) - b_{21}^0 \right] \quad (3.145)$$

Reordenando las ecuaciones (3.141), (3.144) y (3.145)

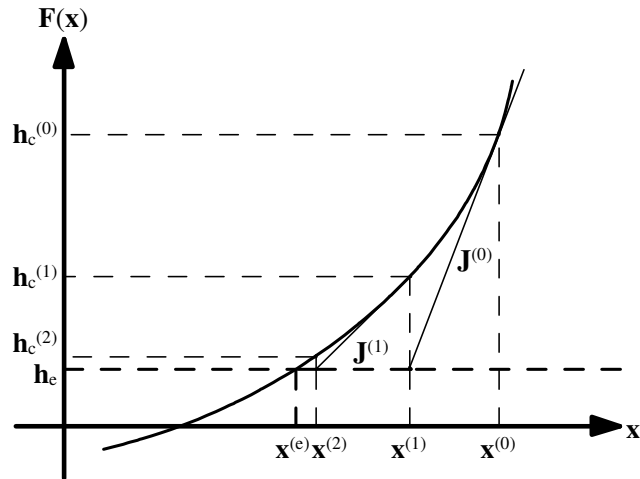
$$\frac{K_1}{H} = \frac{2}{\omega_s T^2} \left[b_0^1 + \frac{D \omega_s T}{2H} \left(2 - \frac{T}{K_3 T'_{d0}} \right) + 2 \frac{T}{K_3 T'_{d0}} - 3 \right] \quad (3.146)$$

$$\frac{K_4}{H} = \frac{2}{\omega_s T^2} \left[\frac{1}{b_{11}^2} \left(\frac{T}{K_3 T'_{d0}} - 1 \right) \left(\frac{K_1 \omega_s T^2}{2H} - \frac{D \omega_s T}{2H} + 1 \right) - \frac{b_0^0}{b_{11}^2} \right] \quad (3.147)$$

$$\frac{K_5}{H} = \frac{2}{\omega_s T^2} \left[\frac{b_{21}^2}{b_{11}^2} \left(1 - \frac{D \omega_s T}{2H} + \frac{K_1 \omega_s T^2}{2H} \right) - \frac{b_{21}^0}{b_{11}^2} \right] \quad (3.148)$$

El método de Newton-Raphson obtiene resultados $(\mathbf{x}^{(i)}, i = 1, 2, \dots, n)$ cercanos a las soluciones reales $(\mathbf{x}^{(e)})$ después de varias iteraciones, de tal forma que al evaluarlos en un sistema de ecuaciones no lineales, sus valores sean cercanos $(\mathbf{h}_c^{(i)})$ a los valores estimados \mathbf{h}_e tal como lo muestra la figura 3.2.

Figura 3.2. Descripción gráfica del método de Newton-Raphson.



El vector de valores estimados \mathbf{h}_e lo conforman las expresiones (3.146), (3.142), (3.143), (3.147) y (3.148).

$$\mathbf{h}_e = [K_1/H \quad K_2K_3 \quad K_6K_3 \quad K_4/H \quad K_5/H] \quad (3.149)$$

De acuerdo con el vector \mathbf{h}_e mostrado en (3.149), se plantea el conjunto de ecuaciones no lineales provenientes de las constantes de Heffron-Phillips mostradas en (3.39)–(3.44)

$$\left. \frac{K_1}{H} \right|^{(i)} = \frac{F_d^{(i)}}{H^{(i)}} (X_q^{(i)} - X_d^{\prime(i)}) I_q^0 + \frac{F_q^{(i)}}{H^{(i)}} (V_q^0 + X_q^{(i)} I_d^0) \quad (3.150)$$

$$K_2K_3 \Big|^{(i)} = \left(I_q^0 + Y_d^{(i)} (X_q^{(i)} - X_d^{\prime(i)}) I_q^0 + Y_q^{(i)} (V_q^0 + X_q^{(i)} I_d^0) \right) \left(\frac{1}{1 + (X_d^{(i)} - X_d^{\prime(i)})} \right) \quad (3.151)$$

$$K_6K_3 \Big|^{(i)} = \left(\frac{V_q^0}{V_t^0} - Y_d^{(i)} \frac{X_d^{\prime(i)} V_q^0}{V_t^0} + Y_q^{(i)} \frac{X_d^{(i)} V_d^0}{V_t^0} \right) \left(\frac{1}{1 + (X_d^{(i)} - X_d^{\prime(i)}) Y_d^{(i)}} \right) \quad (3.152)$$

$$\left. \frac{K_4}{H} \right|^{(i)} = \frac{F_d^{(i)}}{H^{(i)}} (X_d^{(i)} - X_d'^{(i)}) \quad (3.153)$$

$$\left. \frac{K_5}{H} \right|^{(i)} = \frac{F_q^{(i)}}{H^{(i)}} \frac{X_q^{(i)} V_d^0}{V_t^0} - \frac{F_d^{(i)}}{H^{(i)}} \frac{X_d'^{(i)} V_q^0}{V_t^0} \quad (3.154)$$

donde

$$X_1^{(i)} = X_q^{(i)} + X_e^{(i)} \quad (3.155)$$

$$X_2^{(i)} = X_d'^{(i)} + X_e^{(i)} \quad (3.156)$$

$$\Delta^{(i)} = R_e^{2(i)} + X_1^{(i)} X_2^{(i)} \quad (3.157)$$

$$F_d^{(i)} = \frac{V_\infty^{(i)}}{\Delta^{(i)}} (X_1^{(i)} \text{sen } \delta^0 - R_e \text{cos } \delta^0) \quad (3.158)$$

$$F_q^{(i)} = \frac{V_\infty^{(i)}}{\Delta^{(i)}} (X_2^{(i)} \text{cos } \delta^0 + R_e \text{sen } \delta^0) \quad (3.159)$$

$$Y_d^{(i)} = \frac{X_1^{(i)}}{\Delta^{(i)}} \quad (3.160)$$

$$Y_q^{(i)} = \frac{R_e}{\Delta^{(i)}} \quad (3.161)$$

siendo i el número de iteraciones.

De acuerdo con las expresiones (3.155)–(3.161) se construye el vector de datos calculados $\mathbf{h}_c^{(i)}$

$$\mathbf{h}_c^{(i)} = \left[K_1/H^{(i)} \quad K_2 K_3^{(i)} \quad K_6 K_3^{(i)} \quad K_4/H^{(i)} \quad K_5/H^{(i)} \right] \quad (3.162)$$

La matriz jacobiana $\mathbf{J}^{(i)}$ también se construye con las ecuaciones (3.155)–(3.161)

$$\mathbf{J}^{(i)} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \mathbf{h}_{c,1}^{(i)}}{\partial X_d} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,1}^{(i)}}{\partial X_q} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,1}^{(i)}}{\partial X'_d} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,1}^{(i)}}{\partial X_e} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,1}^{(i)}}{\partial H} \\ \frac{\partial \mathbf{h}_{c,2}^{(i)}}{\partial X_d} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,2}^{(i)}}{\partial X_q} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,2}^{(i)}}{\partial X'_d} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,2}^{(i)}}{\partial X_e} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,2}^{(i)}}{\partial H} \\ \frac{\partial \mathbf{h}_{c,3}^{(i)}}{\partial X_d} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,3}^{(i)}}{\partial X_q} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,3}^{(i)}}{\partial X'_d} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,3}^{(i)}}{\partial X_e} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,3}^{(i)}}{\partial H} \\ \frac{\partial \mathbf{h}_{c,4}^{(i)}}{\partial X_d} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,4}^{(i)}}{\partial X_q} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,4}^{(i)}}{\partial X'_d} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,4}^{(i)}}{\partial X_e} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,4}^{(i)}}{\partial H} \\ \frac{\partial \mathbf{h}_{c,5}^{(i)}}{\partial X_d} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,5}^{(i)}}{\partial X_q} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,5}^{(i)}}{\partial X'_d} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,5}^{(i)}}{\partial X_e} & \frac{\partial \mathbf{h}_{c,5}^{(i)}}{\partial H} \end{bmatrix} \quad (3.163)$$

Para realizar la primera iteración, el vector de parámetros físicos ($\mathbf{x}^{(0)}$) es conformado por los valores dados por el fabricante, con el fin de obtener mayor convergencia en el cálculo de los parámetros finales de acuerdo a las condición de operación del generador.

La ecuación para determinar los parámetros finales son

$$\mathbf{x}^{(i+1)} = \mathbf{x}^{(i)} + \Delta \mathbf{x}^{(i)} \quad (3.164)$$

Siendo $\mathbf{x}^{(i)}$ el vector de parámetros físicos para la i -ésima iteración.

$$\mathbf{x}^{(i)} = \left[X_d^{(i)} \quad X_q^{(i)} \quad X'_d{}^{(i)} \quad X_e^{(i)} \quad H^{(i)} \right]^T \quad (3.165)$$

Siendo $\Delta \mathbf{x}^{(i)}$ el vector de error.

$$\Delta \mathbf{x}^{(i)} = \left(\mathbf{J}^{(i)} \right)^{-1} \Delta \mathbf{h}^{(i)} \quad (3.166)$$

donde

$$\Delta \mathbf{h}^{(i)} = \mathbf{h}_e - \mathbf{h}_c^{(i)} \quad (3.167)$$

El número de iteraciones i finaliza cuando todos los elementos del vector de error cumplan con la tolerancia ξ

$$|\Delta x_m^{(i)}| \leq \xi \quad \text{si } \xi \approx 0 \quad \text{y } m = 1, 2, 3, 4, 5 \quad (3.168)$$

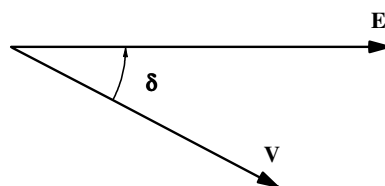
3.5 ÁNGULO DEL PAR δ

Dentro de los estudios de estabilidad, el ángulo del par es una medida importante ya que determina si el sistema de potencia se encuentra o no en equilibrio. Si el sistema presenta una gran perturbación, este equilibrio puede alterarse, trayendo consigo una aceleración o desaceleración en los rotores de las máquinas. Al presentarse cambios en la aceleración, la frecuencia varía y por consiguiente los parámetros del generador cambian. Por tal razón, el ángulo del par es una herramienta indispensable para determinar estos parámetros.

3.5.1 Definición del ángulo del par δ

El ángulo del par δ , está definido en [1] como la diferencia angular entre dos tensiones: el voltaje interno E inducido por el campo magnético del rotor y el voltaje en terminales de la máquina V , así como lo ilustra la figura 3.3. De esta manera puede decirse que la fase de E esta relacionada con la posición mecánica del rotor, y δ puede definirse como el ángulo eléctrico entre un eje de referencia en el rotor con respecto al voltaje en terminales.

Figura 3.3. Definición del ángulo del par.



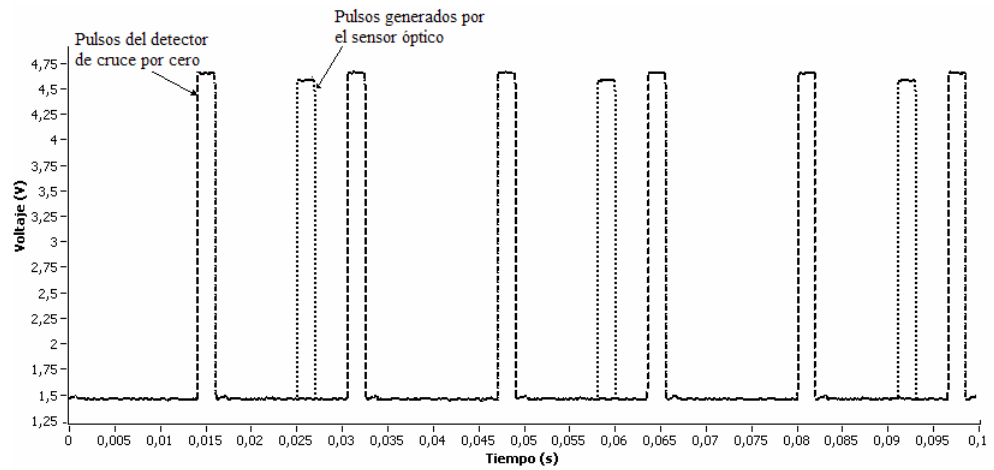
Cuando la carga de la máquina es nula, ambas tensiones son idénticas en magnitud y fase y el ángulo δ es cero. A medida que la carga aumenta los vectores se alejan entre si.

3.5.2 Determinación del ángulo del par δ

Con el fin de obtener el ángulo del par en este trabajo, se implementó un circuito basado en un microcontrolador Motorola MC68HC908JK3, que entrega en su salida una tensión proporcional a dicha variable.

Se utilizó un sensor óptico, el cual incide un haz de luz sobre una cinta reflexiva que se encuentra adherida al eje de la máquina. Cuando la carga de la máquina es nula, las magnitudes y las fases del voltaje interno E y del voltaje en terminales V son idénticas y el ángulo del par δ es cero. A medida que empieza el incremento de carga en la máquina, se observa como el pulso producido cuando la señal de tensión en terminales presenta un cruce por cero ascendente, se empieza a desplazar con respecto a la referencia del pulso del rotor. Allí se compara la diferencia entre los pulsos generados por un circuito detector de cruce por cero del voltaje terminal y los pulsos obtenidos por el sensor óptico, cada vez que el rotor realiza un giro de 360° para una carga específica en el generador. Un detector de corriente es utilizado como una entrada más al microcontrolador, de tal forma que éste, pueda determinar si la máquina se encuentra trabajando en vacío o bajo carga. Una vez obtenidas estas tres señales el microcontrolador realiza un conteo tomando como referencia la señal entregada por el rotor hasta encontrar el pulso del detector de cruce por cero así como lo muestra la figura 3.4

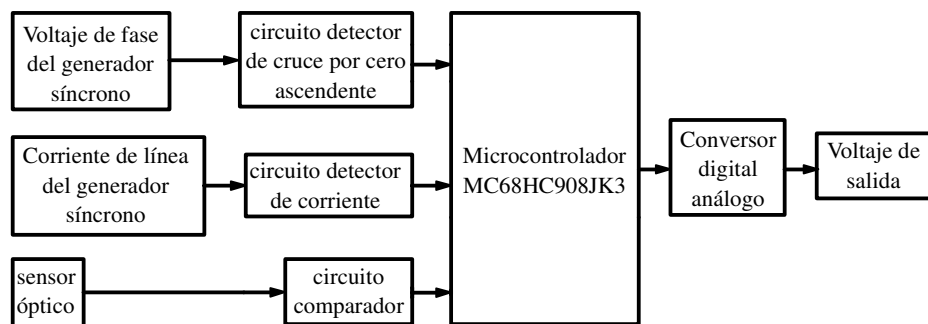
Figura 3.4 Principio de operación utilizado para determinar el ángulo del par.



El voltaje de fase del generador y el voltaje entregado por el sensor son acondicionados en magnitud para un rango de 0 a 5V, antes de llevar estas señales al microcontrolador que es el encargado de calcular el ángulo del par.

El esquema general del circuito detector del ángulo del par se muestra en la figura 3.5

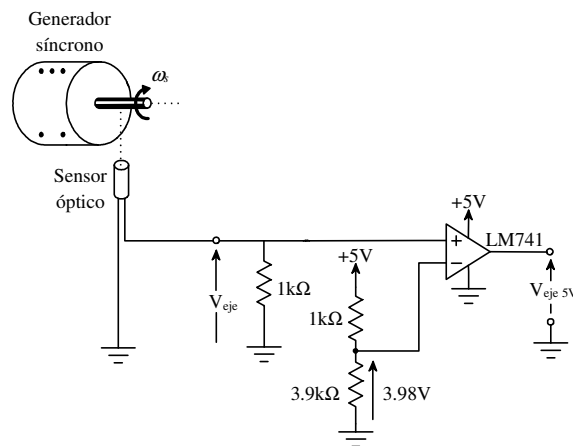
Figura 3.5 Esquema general del circuito medidor del ángulo del par.



El circuito del ángulo del par se compone básicamente de tres etapas:

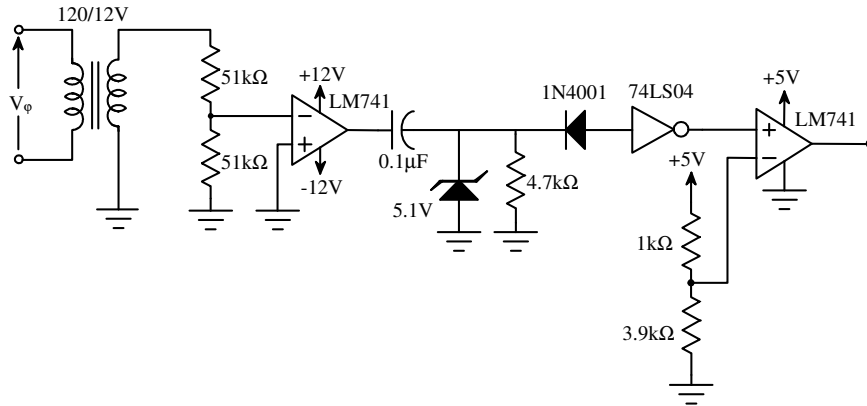
1. *Circuito detector de la posición del rotor:* El sensor óptico entrega un nivel de tensión en el orden de 10V a 12V cuando una luz se refleja en una cinta reflectiva en el eje del rotor, utilizada para fijar la posición de referencia y de 0 V en el caso contrario. Con el fin de entregarle una señal en niveles TTL al microcontrolador, se utilizó un circuito comparador, que atenúa la señal en el orden de 5V. La figura 3.6 muestra el circuito detector de la posición del rotor.

Figura 3.6 Circuito detector de la posición del rotor.



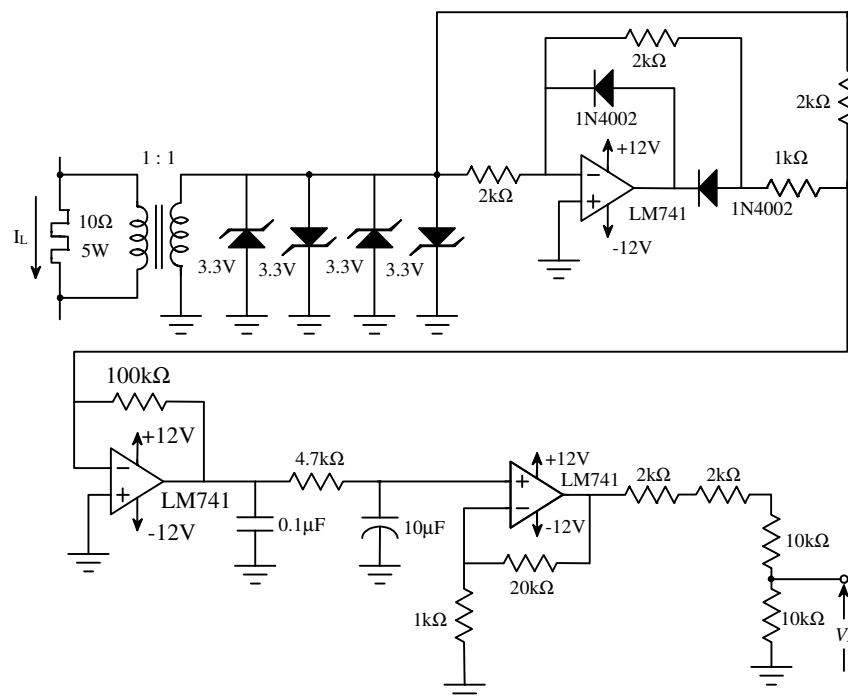
2. *Circuito detector de cruce por cero ascendente:* Consiste en la generación de pulsos cuando la señal de voltaje en terminales cambia de niveles de tensión negativos a positivos. La figura 3.7 muestra el circuito implementado para la detección de cruce por cero.

Figura 3.7 Circuito detector de cruce por cero



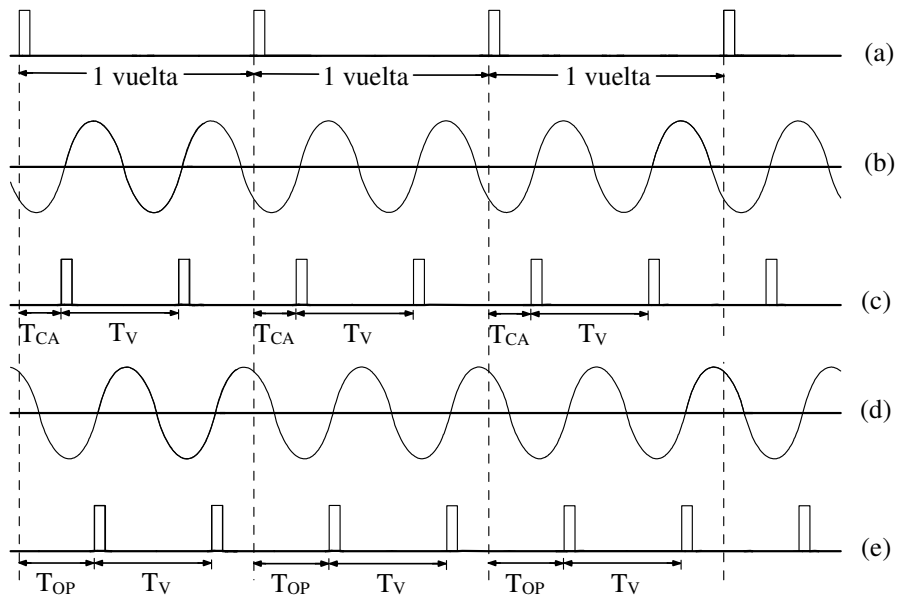
3. *Circuito detector de corriente:* Utilizado para determinar si la máquina está en vacío o con carga. La figura 3.8 presenta la configuración circuital utilizada para detectar la corriente.

Figura 3.8 Circuito detector de corriente.



La figura 3.9 ilustra las señales de pulsos requeridas para calcular el ángulo del par. En la figura (a) se tienen los pulsos del sensor óptico que indican la posición de referencia del eje del rotor, cada vez que este da una vuelta completa, y los pulsos del detector de cruce por cero ascendentes (c, e) del voltaje en terminales, para las condiciones de vacío (b) y carga del generador (d) respectivamente.

Figura 3.9. Pulsos de posición del eje y detector de cruce por cero ascendente para condiciones en vacío y con carga del generador.



De acuerdo con la figura 3.9, el principio de funcionamiento del sistema se basa inicialmente en el cálculo de las siguientes variables, para condición de vacío del generador, figura 3.9c:

T_{CA} : Es el tiempo de calibración, definido como la diferencia entre la tensión en terminales y la posición del rotor.

T_v: Es el tiempo entre pulsos del detector de cruce por cero del voltaje terminal. Para este caso corresponderá al periodo de una señal de 60 Hz.

Estas variables son almacenadas, para posteriormente utilizarlas bajo condiciones de carga. Además en esta última condición figura 3.9e, se halla:

T_{OP}: Es el tiempo de operación, definido como la diferencia entre la tensión en terminales y la posición del rotor.

T_{PA}: Definido como la diferencia entre **T_{OP}** y **T_{CA}**. La ecuación (3.169) muestra la forma para determinar esta variable.

$$T_{PA} = T_{OP} - T_{CA} [\mu s] \quad (3.169)$$

Una vez obtenidas estas variables, el microcontrolador realiza el conteo de temporización.

Cada conteo que el microcontrolador realiza lo hace en 1.98μs. Para un periodo de la señal de voltaje, se toman 8417 cuentas, según (3.170), que corresponden a un tiempo de 16.66ms.

$$t_v = \frac{T_v}{\Delta T} = \frac{16.66 \times 10^{-3} s}{1.98 \times 10^{-6} s} = 8417 \quad (3.170)$$

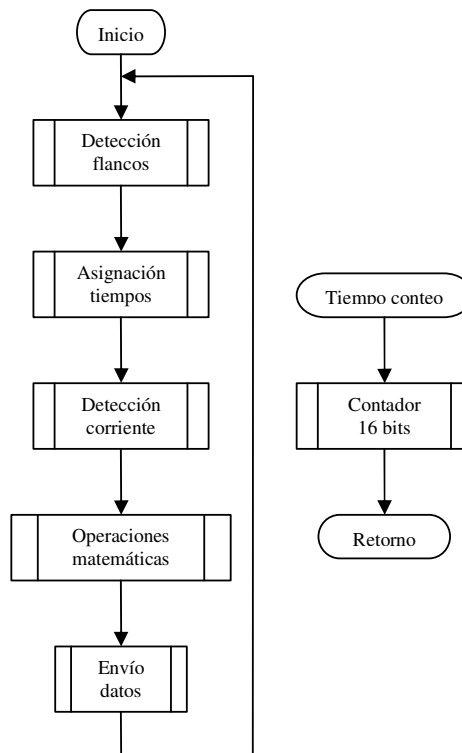
Para el cálculo del ángulo del par δ se utiliza la ecuación (3.171):

$$\delta = \frac{360^\circ * T_{PA} [\mu s]}{T_v [\mu s]} [\text{grados eléctricos}] \quad (3.171)$$

Con la resolución que tiene el microcontrolador MC68HC908JK3, se pueden tomar lecturas que varían cada 0.042 grados eléctricos.

En la figura 3.10, se presenta el diagrama de flujo simplificado del programa realizado para la medición del ángulo del par.

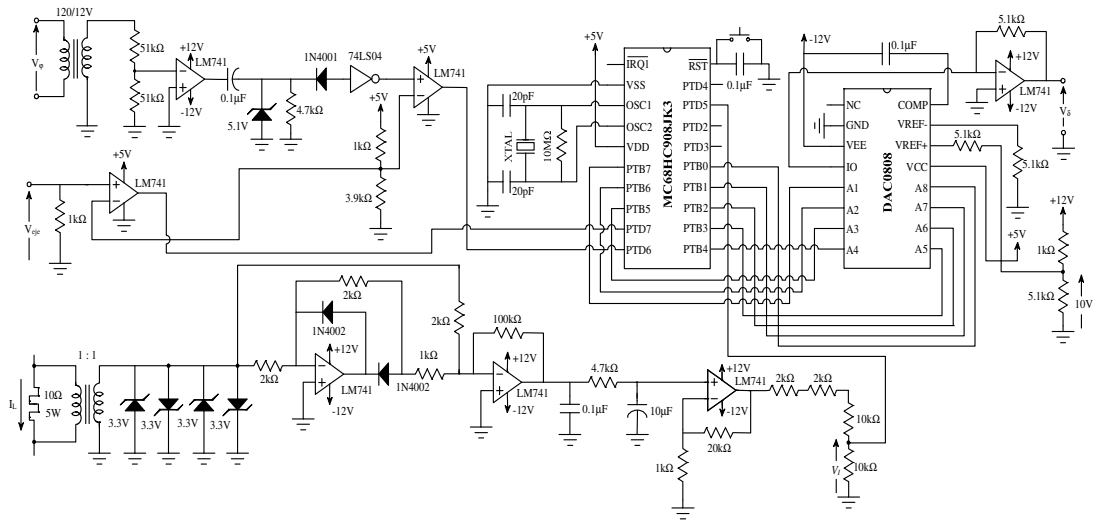
Figura 3.10 Diagrama de flujo del programa diseñado



3.5.3 Circuito implementado

La figura 3.11 muestra el circuito implementado para medir el ángulo del par.

Figura 3.11 Medidor del ángulo del par



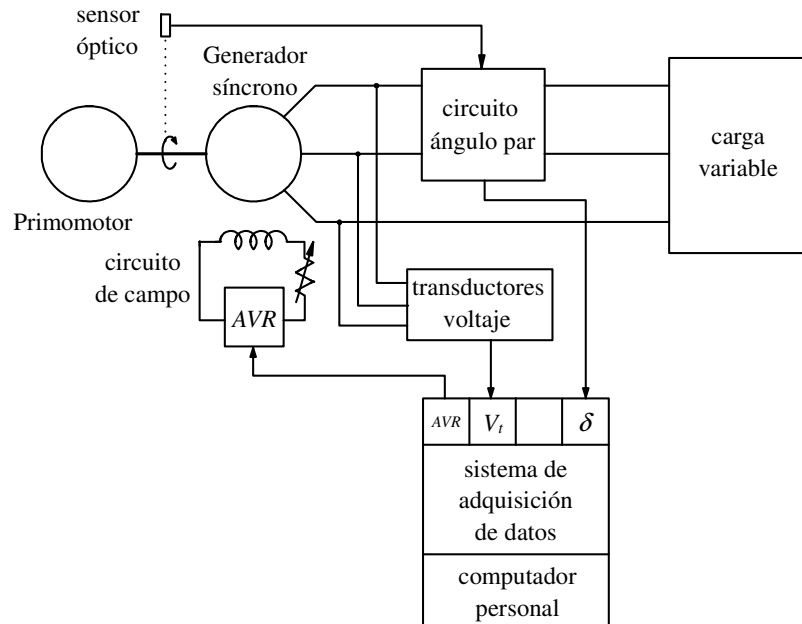
3.5.4 Presentación y análisis de resultados del circuito del ángulo del par

En esta sección se presentan los resultados de las pruebas realizadas al circuito del ángulo del par.

3.5.4.1 Descripción del sistema físico

Las pruebas realizadas al ángulo del par fueron hechas para un sistema con el generador aislado tal como se presenta en la figura 3.12.

Figura 3.12. Esquema del montaje físico para la medición del ángulo del par



El sistema total utilizado para la determinación del ángulo del par consta de un primomotor (motor de impulsión 750W), el cual acciona un generador síncrono de 120VA. La alimentación del circuito de campo del generador, se realiza a través de un excitador de estado sólido del tipo puente rectificador semicontrolado, el cual realiza la variación de la corriente mediante la variación del ángulo de encendido de los tiristores, de acuerdo a la variación presentada en el voltaje medido en terminales.

Los voltajes de las tres fases del generador son medidos con transductores de tensión OM9-32332AHD1 de Omega[®]. La corriente de línea es medida con resistencias shunt y circuitos de aislamiento apropiados, con el fin de determinar cuando la máquina esta en condiciones de vacío y carga. La determinación de la posición del rotor es medida con un sensor óptico QS18VN6LV de Banner[®].

Las cargas puestas al generador síncrono fueron bancos del tipo resistivo, capacitivo e inductivo con las siguientes características:

Carga resistiva: 252W, 120V

Carga capacitiva: 252VAr, 120V

Carga inductiva: 252VAr, 120V

3.5.4.2 Resultados de las pruebas al circuito del ángulo del par

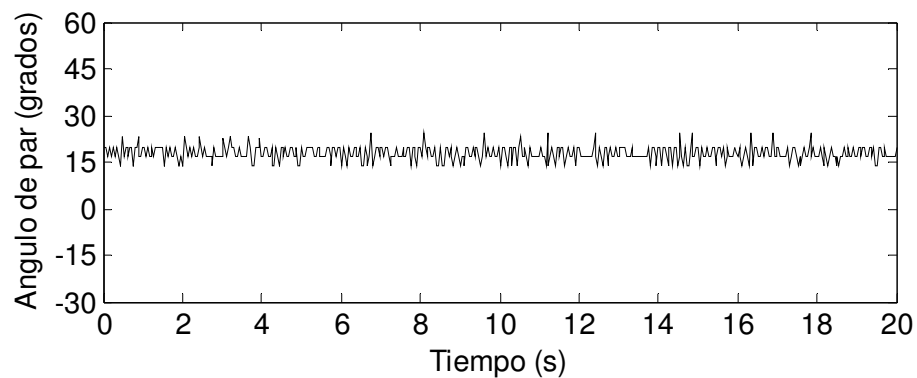
Con el objeto de verificar la variación del ángulo del par ante diferentes variaciones en la carga aplicada al generador fueron tomados diferentes condiciones de operación ante distintos tipos de carga.

Caso 1. Condición de estado estable.

Procedimiento:

Para verificar el ángulo del par cuando el generador se encuentra en condiciones estables, fue escogido un punto el punto de operación $V = 1$ pu, $P = 0.86$ pu y factor de potencia unitario. La figura 3.13 presenta los resultados de la medición de este ángulo.

Figura 3.13 Medición del ángulo del par bajo condiciones de estado estable.



Análisis:

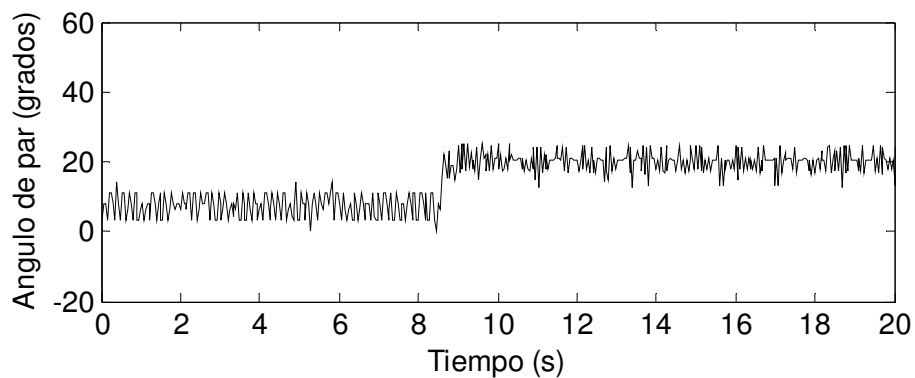
En la figura 3.13 se ilustra el ángulo de par registrado en condiciones de estado estable para la condición de operación mencionada anteriormente. Es importante anotar que se presenta una oscilación en la medición del ángulo. Estas oscilaciones son debidas a la excentricidad del rotor.

Caso 2. Carga Resistiva (R)

Procedimiento:

Partiendo de una condición de operación de la máquina de $V = 1$ pu, $P = 0.4666$ pu. y realizando el cambio de condición a los 8 segundos a $V = 1$ pu y $P = 0.9333$ pu.

Figura 3.14. Comportamiento del ángulo del par ante variaciones de carga resistiva.



Análisis:

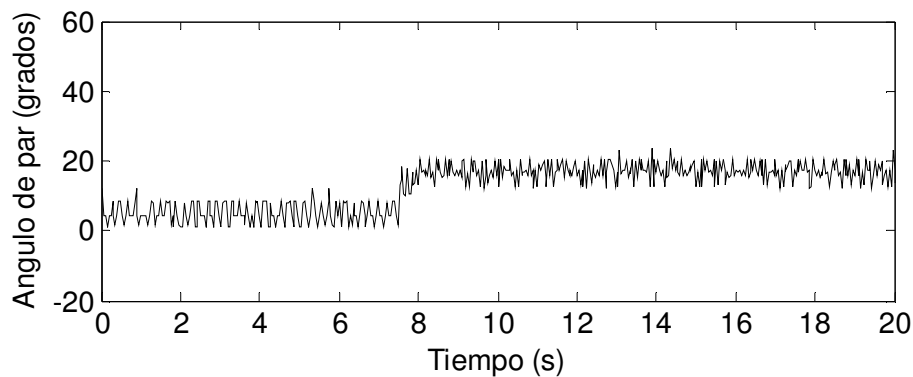
Para la variación en el punto de operación de la máquina como se describió anteriormente, se observa en la figura 3.14, el incremento del ángulo del par de de 7.77° a 21.04° .

Caso 3. Carga Resistiva – Inductiva (RL)

Procedimiento:

La carga aplicada al generador inicialmente es de tipo resistivo con un punto de operación de $P = 0.3333$ pu, $Q = 0$ pu, $S = 0.4$ pu, a los 8 segundos aproximadamente se le suministra una carga inductiva quedando como punto final de operación $P = 0.6666$ pu, $Q = 0.2250$ pu, $S = 0.7333$ pu para un factor de potencia de 0.9 en atraso. La figura 3.15 muestra la variación que tiene el ángulo del par para una carga RL.

Figura 3.15 Comportamiento del ángulo del par ante variaciones de carga resistiva - inductiva (RL)



Análisis:

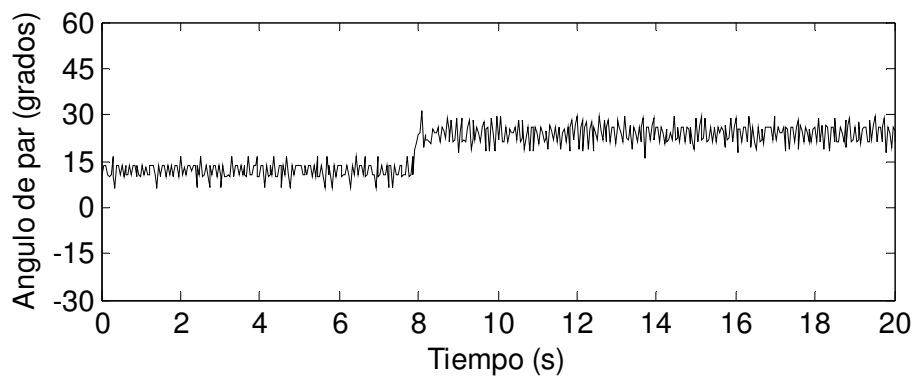
El ángulo del par para los puntos inicial y final de operación es de 4.41° y 17.34° respectivamente.

Caso 4. Carga Resistiva – Capacitiva (RC)

Procedimiento:

La carga aplicada al generador inicialmente es de tipo resistivo con un punto de operación de $P = 0.600$ pu, $S = 0.5833$ pu, a los 8 segundos aproximadamente se le suministra una carga capacitiva quedando como punto final de operación $P = 1$ pu, $Q = 0.2083$ pu, $S = 1.016$ pu y un factor de potencia de 0.98 en adelanto. La figura 3.16 muestra la variación que tiene el ángulo del par para una carga RC.

Figura 3.16 Comportamiento del ángulo del par ante variaciones de carga resistiva - capacitiva (RC)



Cuando se trabaja con una carga RC el ángulo del par varía desde 13.27° hasta 22.17° tal como se muestra en la figura 3, para las condiciones de operación inicial de $P = 0.600$ pu, $S = 0.5833$ pu y final de $P = 1$ pu, $Q = 0.2083$ pu, $S = 1.016$ pu y un factor de potencia de 0.98 en adelanto.

Análisis:

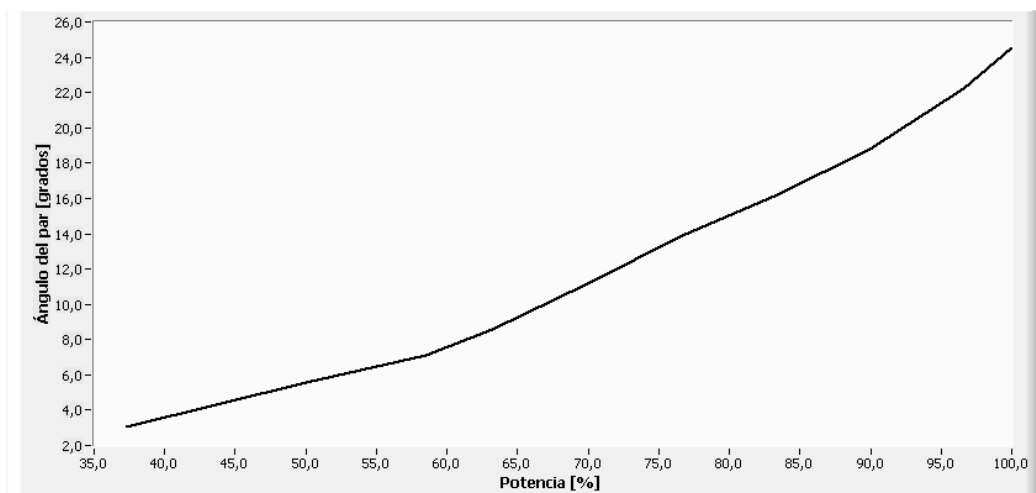
El ángulo del par para los puntos inicial y final de operación para una carga RC es de 13.27° y 22.177° respectivamente.

Caso 5. Variación del ángulo del par respecto al aumento de la potencia

Procedimiento:

Para mostrar el comportamiento del ángulo del par con respecto a la variación de la potencia activa, se realizó un aumento de carga resistiva hasta llegar a la potencia nominal de la máquina tal como lo muestra la figura 3.17.

Figura 3.17 Medición del ángulo δ bajo condiciones de cambio de potencia.



Análisis:

Al realizar variaciones de potencia activa en la carga de la máquina se observa que el ángulo determinado para condiciones nominales fue de 25° .

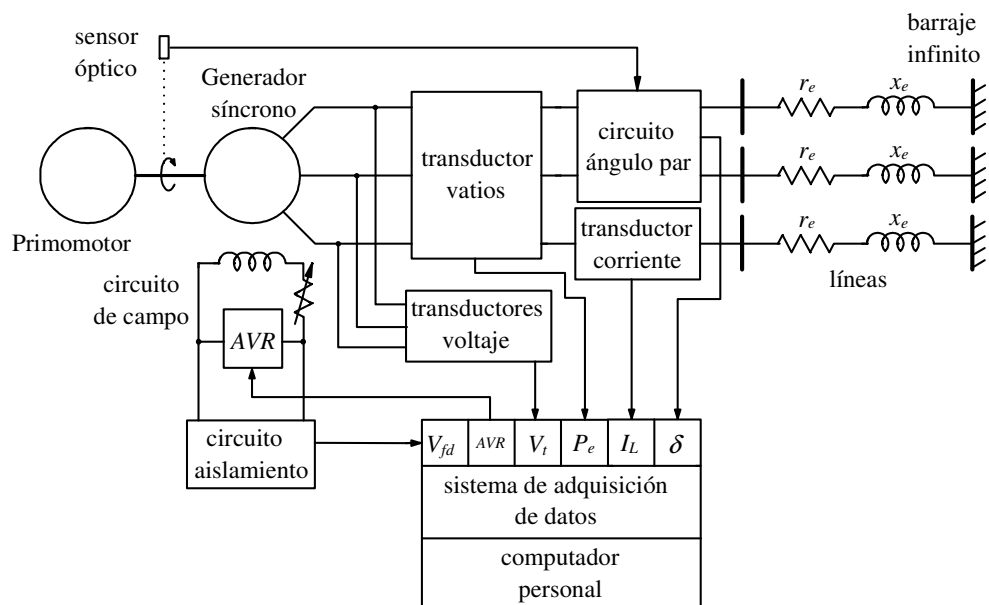
4. PRESENTACIÓN Y ANÁLISIS DE RESULTADOS DEL SISTEMA DE IDENTIFICACIÓN

En este capítulo se presenta el análisis de los resultados obtenidos con la metodología presentada a lo largo de este documento, para la identificación en línea de los parámetros físicos de una máquina síncrona de laboratorio. La validación del método fue realizada mediante pruebas ejecutadas para varias condiciones de operación, cuando el generador es expuesto a perturbaciones del tipo eléctrico y mecánico.

4.1 DESCRIPCIÓN DEL SISTEMA FÍSICO

Para la determinación de los parámetros físicos del generador, se realizó la implementación en el laboratorio de acuerdo con el esquema mostrado en la figura 4.1.

Figura 4.1. Esquema del montaje físico para la identificación de algunos de los parámetros físicos del generador.



El sistema mostrado en la figura 4.1 consta de un primomotor de 175W que impulsa un generador síncrono de 120VA, 208V y 60Hz, el cual es conectado a un barraje mediante una línea con impedancia $(51.98+j261.8) \Omega$.

La alimentación del circuito de campo del generador fue realizada a través de un excitador de estado sólido, en este caso un puente rectificador semicontrolado, quien realiza la variación de la corriente mediante la orden de control entregado por un regulador automático de voltaje (AVR, por sus siglas en inglés: *Automatic Voltage Regulator*), de acuerdo a la variación presentada en el voltaje terminal.

Los voltajes de línea del generador son obtenidos empleando tres transductores de voltaje OM9-32332AHD1 de Omega[®]. Para obtener la potencia activa del generador, se utilizó el transductor de vatios OM10-53540AHD1 de Omega[®], donde el voltaje de salida varía de acuerdo a la potencia que recibe. La corriente de línea es sensada por el transductor de corriente OM9-31382AFA1 de Omega[®]. Para la obtención del voltaje de campo fue diseñado un circuito de aislamiento para separar los sistemas de medición y adquisición. El ángulo del par fue medido con el circuito que se mostró en la figura (3.11) del capítulo anterior.

Las señales entregadas por los transductores de: voltaje terminal, corriente de línea, potencia activa, voltaje de campo y ángulo del par, fueron acondicionadas en el rango de 0-10Vdc antes de llevarlas al sistema de adquisición de datos.

El computador se encarga de registrar las lecturas de los voltajes de salida de los circuitos y los transductores mediante la tarjeta de adquisición de datos PCI6220 de National Instruments[®], y realiza las operaciones de control del AVR e identificación en línea de los parámetros físicos empleando el software LabVIEW[®] 7.1 bajo el sistema operativo Windows[®] XP™ SP2.

4.2 RESULTADOS DEL SISTEMA DE IDENTIFICACIÓN

Inicialmente se presentan los resultados obtenidos con el algoritmo de estimación de mínimos cuadrados. Posteriormente se muestran los resultados logrados al utilizar la metodología de identificación de parámetros para condiciones nominales del generador y se comparan con los entregados por el fabricante. Finalmente se dan a conocer las respuestas obtenidas bajo diferentes condiciones de operación y ante diferentes perturbaciones de tipo eléctrico y mecánico realizadas sobre la máquina.

4.2.1 Respuesta del algoritmo de mínimos cuadrados recursivos

Para evaluar el desempeño del algoritmo de estimación de mínimos cuadrados recursivos, se realizaron pruebas con diferentes perturbaciones eléctricas, al variar la excitación de la máquina, con la cual se consiguieron variaciones en el voltaje terminal en el rango de 0.4 a 1.1 pu. En cada caso se presentan las curvas de voltaje y potencia activa con sus respectivos seguimientos, así como los coeficientes de las funciones de transferencia que modelan la máquina.

Caso 1: Onda aleatoria

Procedimiento:

Las figuras 4.2 y 4.3 muestran los resultados del sistema de estimación para las señales de voltaje y potencia cuando se presenta una variación aleatoria en el voltaje de campo. Las líneas continuas representan las salidas medidas en el generador y las líneas punteadas corresponden a las salidas estimadas por medio del identificador.

Figura 4.2 Respuesta del identificador para el voltaje terminal.

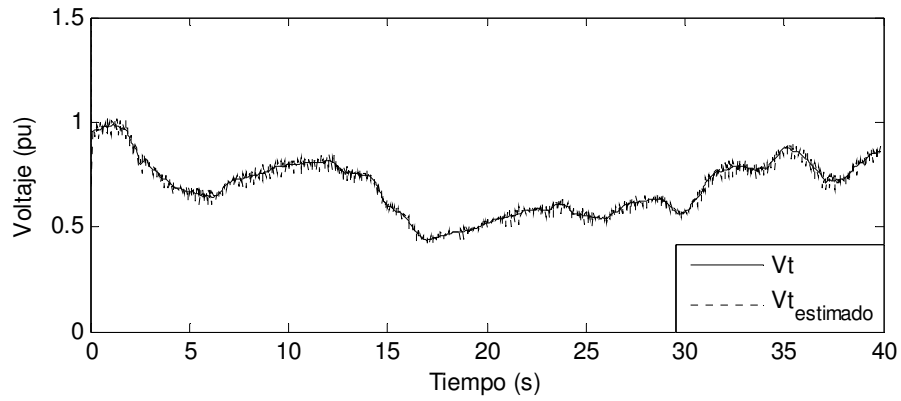
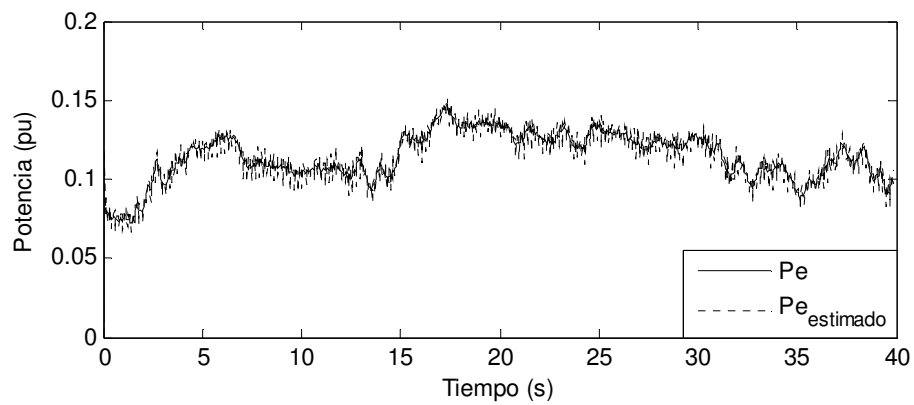


Figura 4.3 Respuesta del identificador para la potencia activa.



Los coeficientes de las funciones de transferencia estimados fueron:

Tabla 4.1 Coeficientes encontrados para onda aleatoria.

b_0^2	b_0^1	b_0^0
-2,963070	3,039024	-1,073952
b_{11}^2	b_{11}^1	b_{11}^0
0,001628	-0,003224	0,001230
b_{21}^2	b_{21}^1	b_{21}^0
0,011246	-0,022273	0,012429

Caso 2: Onda cuadrada

Procedimiento:

Se realizaron variaciones de tensión del 5% alrededor del voltaje de referencia como lo ilustra la figura 4.4. La figura 4.5 muestra la respuesta de la potencia activa ante la perturbación descrita. Se observa que el estimador realiza un adecuado seguimiento para las señales de voltaje y potencia en los 40 segundos.

Figura 4.4 Respuesta del voltaje terminal del generador.

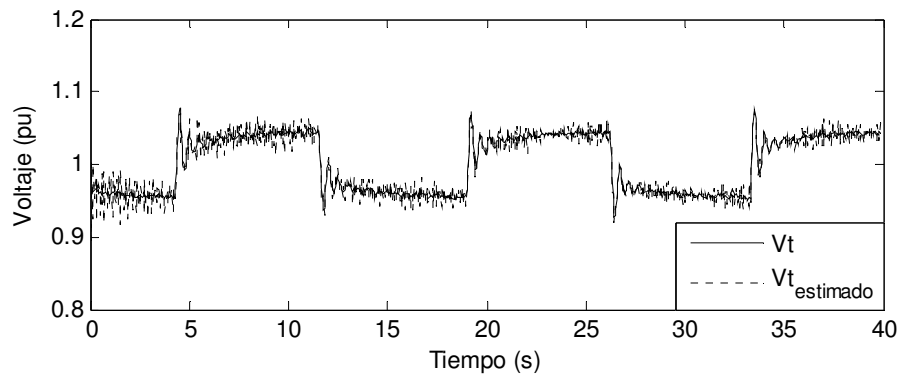


Figura 4.5 Respuesta de la potencia de salida del generador.

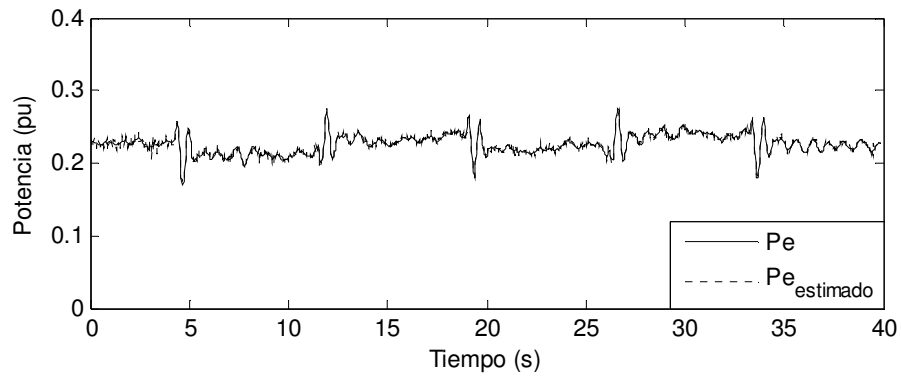


Tabla 4.2 Coeficientes encontrados onda cuadrada.

b_0^2	b_0^1	b_0^0
-2,963070	3,164504	-1,197154
b_{11}^2	b_{11}^1	b_{11}^0
0,002679	-0,005305	0,001352
b_{21}^2	b_{21}^1	b_{21}^0
0,010936	-0,021659	0,013639

Análisis:

El algoritmo de estimación respondió satisfactoriamente ante las variaciones presentadas en las señales de voltaje y potencia. Los coeficientes de las funciones de transferencia encontrados para un punto de operación específico, permanecen dentro de un pequeño rango de variación.

4.2.2 Comparación de los parámetros obtenidos con metodologías clásicas y los estimados en línea, con respecto a datos del fabricante

Dentro de la identificación en línea, surge la necesidad de contar con condiciones iniciales, que en lo posible deben acercarse a los valores reales, con el fin de garantizar la convergencia del método de identificación. Por esta razón, se realizó la implementación fuera de línea y en línea, para determinar algunos de los parámetros de la máquina y así poder compararlos con los valores disponibles entregados por el fabricante.

Caso 1. Comparación de parámetros fuera de línea con parámetros del fabricante

Procedimiento:

Para calcular la reactancia de eje directo X_d se realizaron los ensayos de saturación en vacío y de cortocircuito. Mediante el ensayo de excitación

negativa se determinó la reactancia de eje en cuadratura X_q . Estas pruebas se realizaron tal como se especificaron en el capítulo 1. La constante de inercia H se calculó de forma indirecta mediante la relación que se muestra en la ecuación (4.1)

$$H \triangleq \frac{\frac{1}{2} J \left(\omega_B \frac{2}{P} \right)^2}{S_B} \quad (4.1)$$

Siendo J la constante de inercia expresada en Kg.m², que se determina mediante un ensayo fuera de línea explicado en la norma 115 de la IEEE [1], ω_B es la velocidad síncrona, P el número de polos, en este caso cuatro, y S_B es la potencia aparente base del generador.

La tabla 4.3 muestra los valores de los parámetros calculados fuera de línea con los valores disponibles por el fabricante.

Tabla 4.3 Comparación de los resultados con datos disponibles del fabricante.

Parámetros	Valores disponibles	Valores obtenidos fuera de línea	Error
X_d (pu)	0,3500	0,3053	1,28E-01
X_q (pu)	0,3416	0,3551	-3,95E-02
X'_d (pu)	0,0870	No disponible	--
X_e (pu)	0,7273	0,7273	0.00E-02
H (s)	0,3108	0,3150	-1,35E-02
T'_{d0} (s)	No disponible	No disponible	--
D (N.m.s)	No disponible	No disponible	--

Análisis:

Cuando se comparan algunos de los valores obtenidos por medio de la implementación de metodologías tradicionales con los datos disponibles entregados por el fabricante, se observa que existe una buena aproximación de estos valores.

Los parámetros X'_d , T'_{d0} y D no fueron determinados experimentalmente en el laboratorio debido a la no disponibilidad de equipos para su realización.

Caso 2. Comparación de parámetros estimados en línea con parámetros del fabricante

Procedimiento:

Para realizar la comparación entre los parámetros identificados y los datos del fabricante, se trabajó el generador a condiciones nominales. La tabla 4.4 presenta el resultado de esta prueba.

Tabla 4.4 Comparación de los resultados con datos disponibles del fabricante.

Parámetros	Valores disponibles	Valores identificados	Error
X_d (pu)	0,3500	0,3560	-1,7143E-02
X_q (pu)	0,3416	0,3245	5,0059E-02
X'_d (pu)	0,0870	0,0839	3,5632E-02
X_e (pu)	0,7273	0,7273	0,0000E-02
H (s)	0,3108	0,3100	2,5740E-02
T'_{d0} (s)	No disponible	2,9549	--
D (N.m.s)	No disponible	0,0015	--

Análisis:

Al comparar los datos del fabricante con los obtenidos en el laboratorio, se observa una gran aproximación de estos últimos con los valores reales. Lo anterior evidencia la utilidad de la metodología implementada, al obtener los parámetros de la máquina manteniendo la continuidad del servicio.

4.2.3 identificación de parámetros bajo diversas perturbaciones

Se presentan los resultados obtenidos de los parámetros estimados mediante la implementación del algoritmo de identificación para diferentes puntos de operación y ante la existencia de perturbaciones eléctricas y mecánicas.

4.2.3.1 Ante variación eléctrica

Para determinar los parámetros del generador síncrono, se han tomado en cuenta varios puntos de operación sobre los cuales se realizan incrementos y decrementos del voltaje terminal en un 5% y un 10%.

Caso 1: Variación del $\pm 10\%$ alrededor del voltaje nominal

Procedimiento

Partiendo del 95% del voltaje nominal se realizan variaciones del 10% alrededor del voltaje nominal cada siete segundos. Las figuras 4.6 y 4.7 presentan las respuestas de voltaje y potencia ante este tipo de perturbación.

Figura 4.6 Variaciones en el voltaje terminal.

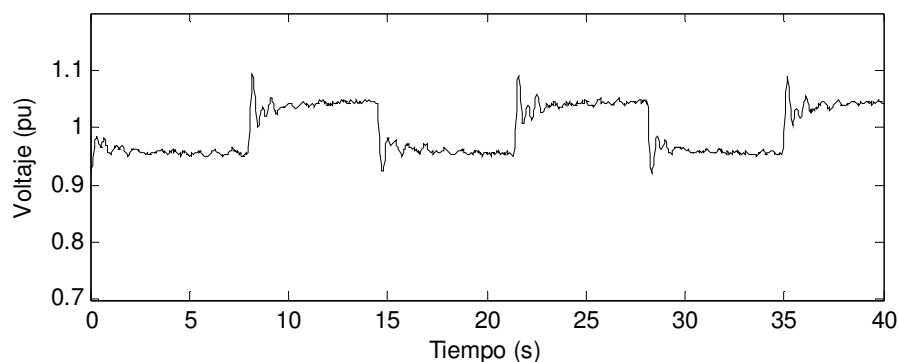
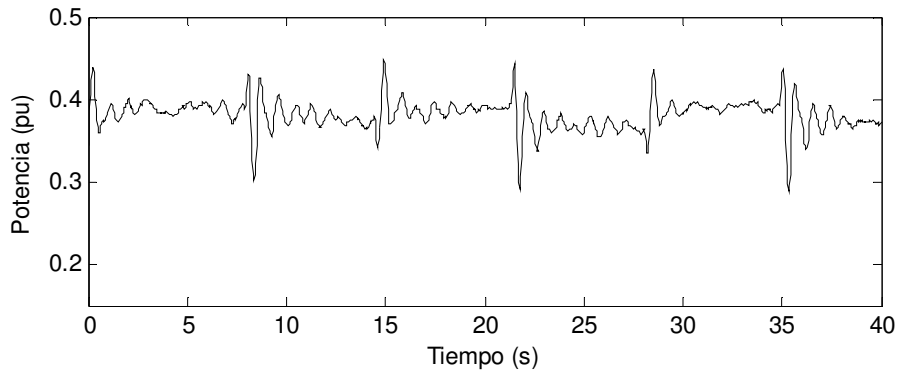


Figura 4.7 Perturbaciones existentes en la potencia activa debido a las variaciones del voltaje terminal



Análisis

Los parámetros identificados para la condición de operación de $P = 0,2261$ pu, $Q = 0,2462$ pu y $f_p = 0.84$ en atraso son mostrados en la tabla 4.5.

Tabla 4.5 Parámetros físicos del generador síncrono

t (s)	X_d (pu)	X_q (pu)	X'_d (pu)	X_e (pu)	H (s)	T'_{d0} (s)	D (N.m.s)
4	0,3927	0,3058	0,0161	0,7263	0,2779	3,4026	0,0009
8	0,2860	0,2875	0,1008	0,7263	0,2963	2,7756	0,0010
12	0,3120	0,3723	0,1228	0,7263	0,3396	2,7743	0,0011
16	0,3009	0,2953	0,1061	0,7263	0,2950	2,7981	0,0009
20	0,3889	0,3019	0,0202	0,7263	0,2802	3,3732	0,0009
24	0,4273	0,3997	0,0395	0,7263	0,3125	3,4043	0,0010
28	0,3127	0,3981	0,1254	0,7263	0,3438	2,7679	0,0011
32	0,2780	0,2949	0,1015	0,7263	0,3054	2,7518	0,0010
36	0,3410	0,3757	0,1302	0,7263	0,3205	2,8263	0,0010
40	0,4178	0,4029	0,0485	0,7263	0,3166	3,3382	0,0010

En la tabla anterior se muestran los parámetros físicos obtenidos cada 4 segundos, manteniendo estable el punto de operación de la máquina ante variaciones en el voltaje de salida del 10%. El ángulo del par para este punto de operación fue de 1.5540° .

Caso 2: Decremento de $\pm 5\%$ en el voltaje nominal.

Procedimiento:

A los 20 segundos se realiza una disminución del voltaje terminal equivalente a un 5% del voltaje nominal. Las respuestas del voltaje y potencia activa son presentadas en las figuras 4.8 y 4.9 respectivamente.

Figura 4.8 Decremento del 5% en el voltaje terminal

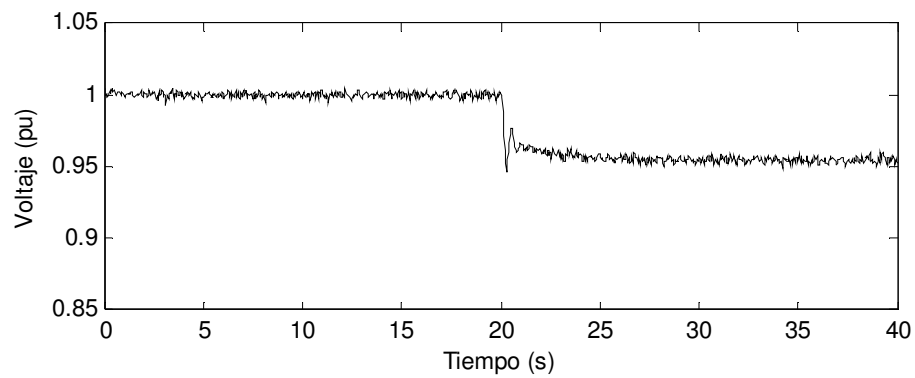
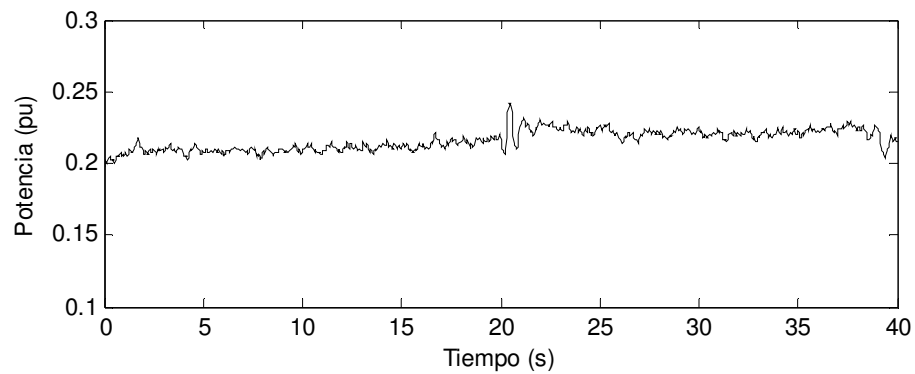


Figura 4.9 Perturbaciones existentes en la potencia activa debido a las variaciones del voltaje terminal



Análisis

Los parámetros identificados para la condición de operación de $P = 0.2161$ pu, $Q = 0.2395$ pu, son mostrados en la tabla 4.6.

Tabla 4.6 Parámetros estimados para una disminución del 5% en el voltaje terminal.

t (s)	X_d (pu)	X_q (pu)	X'_d (pu)	X_e (pu)	H (s)	T'_{d0} (s)	D (N.m.s)
4	0,3574	0,3731	0,0852	0,7263	0,3120	3,0276	0,0010
8	0,3480	0,3725	0,0884	0,7263	0,3140	2,9898	0,0010
12	0,3496	0,3729	0,0860	0,7263	0,3143	3,0031	0,0010
16	0,3521	0,3690	0,0882	0,7263	0,3146	3,0021	0,0010
20	0,3713	0,3576	0,0819	0,7263	0,3098	3,0777	0,0010
24	0,3605	0,3190	0,0857	0,7263	0,3015	3,0332	0,0010
28	0,3601	0,3198	0,0843	0,7263	0,3012	3,0372	0,0010
32	0,3595	0,3181	0,0886	0,7263	0,3010	3,0199	0,0010
36	0,3581	0,3193	0,0862	0,7263	0,3025	3,0250	0,0010
40	0,3570	0,3224	0,0854	0,7263	0,3007	3,0248	0,0010

Los parámetros físicos mostrados en la tabla 4.6, fueron identificados conservando el punto de operación.

Caso 3: Aumento progresivo el 4.5% en el voltaje terminal

Procedimiento

Se realizan incrementos progresivos en el voltaje terminal alrededor del 4.5%, iniciando con voltaje terminal de 0.7272 pu y finalizando con una tensión de 1.0909 pu. Las figuras 4.10 y 4.11 muestran el comportamiento del voltaje y de la potencia ante esta perturbación.

Figura 4.10 Incremento progresivo del voltaje terminal.

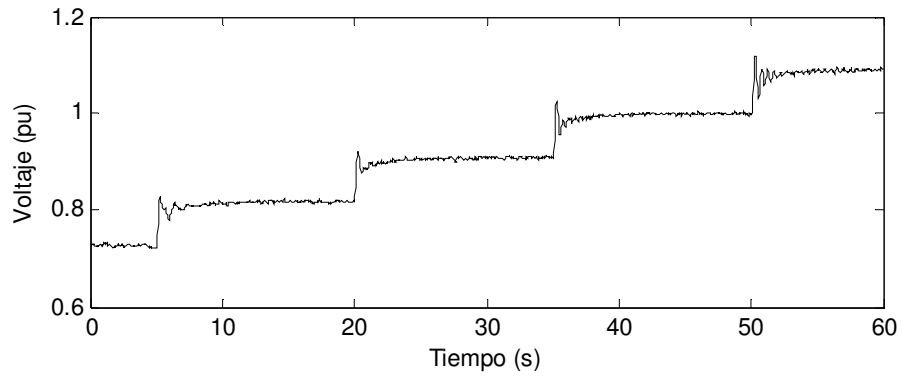
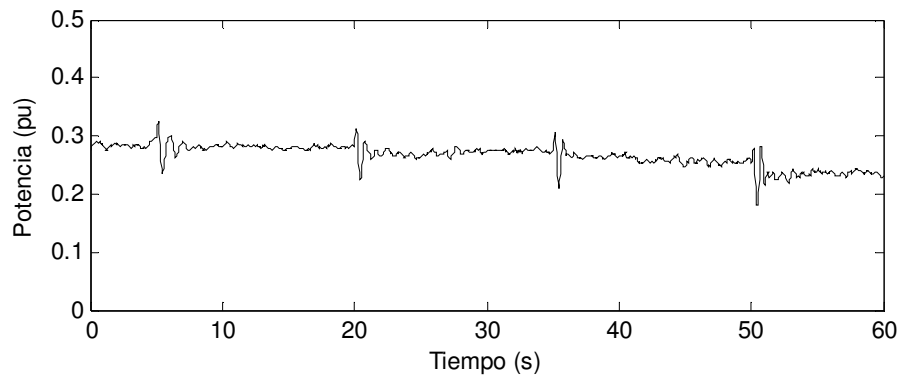


Figura 4.11 Respuesta de la potencia activa ante incrementos progresivos del voltaje terminal.



Análisis

Para un punto de operación de $P = 0.2659$ pu, $Q = 0.2244$ pu, se tienen los siguientes parámetros.

Tabla 4.7 Parámetros estimados para incrementos progresivos del voltaje terminal.

t (s)	X_d (pu)	X_q (pu)	X'_d (pu)	X_e (pu)	H (s)	T'_{d0} (s)	D (N.m.s)
5	0,3079	0,2456	0,1459	0,7263	0,2838	3,0360	0,0009
15	0,3632	0,2214	0,1983	0,7263	0,2480	3,0527	0,0008
30	0,3906	0,3174	0,1446	0,7263	0,2945	3,1126	0,0009
45	0,3175	0,4118	0,1708	0,7263	0,3371	2,9481	0,0011
60	0,2447	0,5176	0,1827	0,7263	0,3834	2,8352	0,0012

Según la tabla anterior, se observa que las reactancias de eje directo X_d y de eje en cuadratura X_q son los que más presentan variaciones con respecto a los otros parámetros, cuando se realizan este tipo de perturbaciones en el voltaje de referencia.

Caso 4: Decremento progresivo el 5% en el voltaje terminal

Procedimiento:

Se realizan decrementos progresivos en el voltaje terminal alrededor del 5%, iniciando con voltaje terminal de 1.0000 pu y finalizando con una tensión de 0.7265 pu. Las figuras 4.12 y 4.13 muestran el comportamiento del voltaje y de la potencia ante esta perturbación.

Figura 4.12 Decremento progresivo del voltaje terminal.

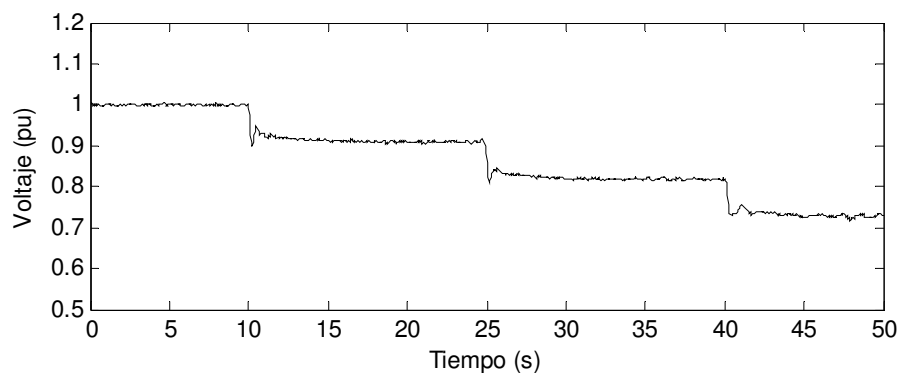
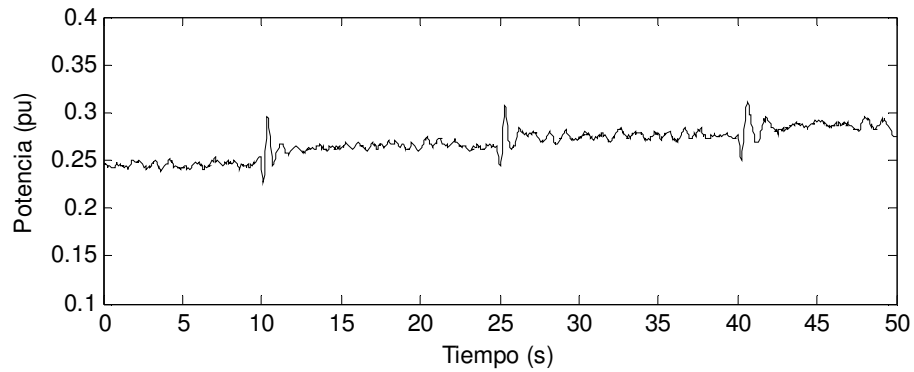


Figura 4.13 Respuesta de la potencia activa ante el decremento progresivo del voltaje terminal.



Análisis:

Para un punto de operación de $P = 0.2681$ pu, $Q = 0.2048$ pu, se tienen los siguientes parámetros.

Tabla 4.8 Parámetros estimados para decrementos progresivos del voltaje terminal.

t (s)	X_d (pu)	X_q (pu)	X'_d (pu)	X_e (pu)	H (s)	T'_{d0} (s)	D (N.m.s)
5	0,2811	0,4906	0,2792	0,7263	0,3563	2,2837	0,0011
15	0,3349	0,3944	0,3144	0,7263	0,3258	2,3235	0,0010
35	0,3140	0,2768	0,2996	0,7263	0,2873	2,3109	0,0009
45	0,3162	0,2383	0,2966	0,7263	0,2968	2,3152	0,0006

Al igual que el caso 3, la tabla 4.8 muestra que la variación que se presentan en las reactancias X_d y X_q son mayores con respecto a los otros parámetros.

Caso 5: Incremento de $\pm 4.4\%$ en el voltaje nominal y cambio del punto de operación

Procedimiento

Partiendo de un voltaje terminal de 1.022 pu y realizando un incremento del 4.4% a los 20 segundos, se tienen las respuestas de voltaje y potencia que se ilustran en las figuras 4.14 y 4.15.

Figura 4.14 Incremento del 5% en el voltaje terminal

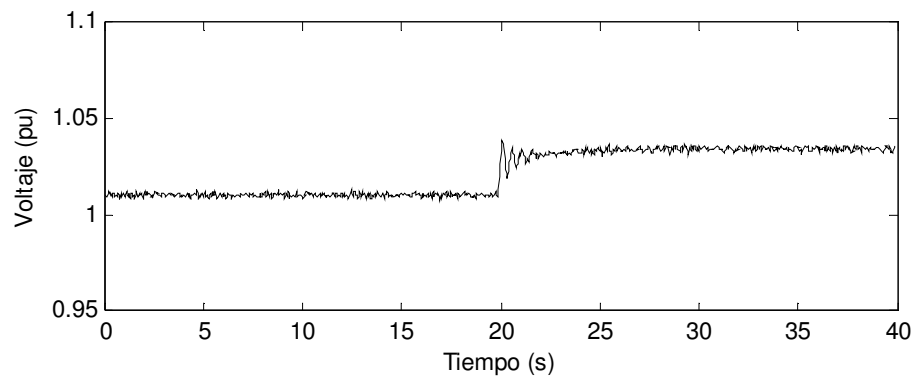
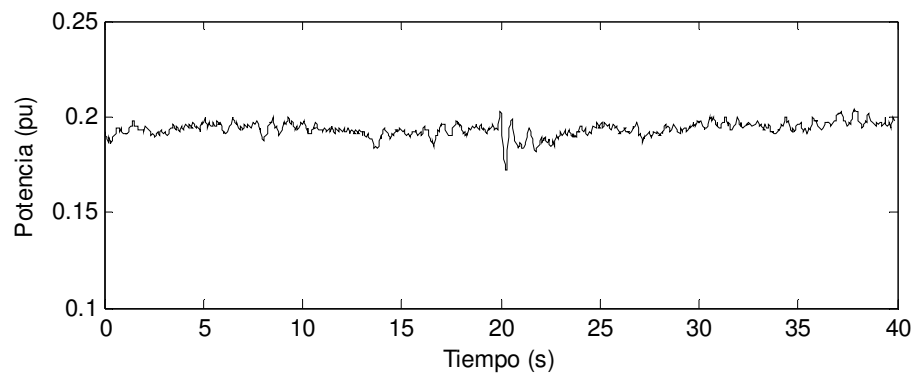


Figura 4.15 Respuesta en potencia para un incremento del 5% en el voltaje terminal



Análisis

Con el fin de demostrar la permanencia de los parámetros dentro de un rango específico cambiando el punto de operación, fueron tomados tres puntos diferentes que permanecieron constantes durante 40 segundos, la perturbación en el voltaje ocurrió aproximadamente a los 20 segundos.

Para un punto de operación de $V = 0.8181$ pu, $P = 0.1970$, $Q = 0.2572$ pu, los parámetros identificados son mostrados en la tabla 4.9

Tabla 4.9 Parámetros estimados para el punto de operación de $V = 0.8181$ pu, $P = 0.1970$, $Q = 0.2572$ pu.

t (s)	X_d (pu)	X_q (pu)	X'_d (pu)	X_e (pu)	H (s)	T'_{d0} (s)	D (N.m.s)
4	0,3377	0,5197	0,1005	0,7263	0,3854	2,9226	0,0012
8	0,3294	0,5309	0,0955	0,7263	0,3850	2,9035	0,0012
12	0,3481	0,5555	0,0928	0,7263	0,3478	3,7685	0,0011
16	0,3390	0,5290	0,0999	0,7263	0,3827	2,9281	0,0012
20	0,3708	0,5390	0,1069	0,7263	0,3823	2,9893	0,0012
24	0,3430	0,5687	0,1018	0,7263	0,3893	2,9324	0,0013
28	0,3463	0,5835	0,1009	0,7263	0,3875	2,9450	0,0012
32	0,3548	0,5873	0,1016	0,7263	0,3491	3,0758	0,0011
36	0,3611	0,5626	0,1049	0,7263	0,3861	2,9705	0,0012
40	0,3654	0,2239	0,1048	0,7263	0,2201	2,8949	0,0007

Para un punto de operación de $V = 1.022$ pu, $P = 0.1934$ pu y $Q = 0.2492$ pu, los parámetros identificados se presentan en la tabla 4.10

Tabla 4.10 Parámetros estimados para el punto de operación de $V = 1.022$ pu, $P = 0.1934$ pu y $Q = 0.2492$ pu.

t (s)	X_d (pu)	X_q (pu)	X'_d (pu)	X_e (pu)	H (s)	T'_{d0} (s)	D (N.m.s)
4	0,3386	0,3230	0,0956	0,7263	0,3392	2,6961	0,0011
8	0,3392	0,3276	0,0954	0,7263	0,3054	2,9422	0,0010
12	0,3421	0,3244	0,0949	0,7263	0,3052	2,9520	0,0010
16	0,3361	0,3297	0,0945	0,7263	0,3081	2,9370	0,0010
20	0,4446	0,3249	0,0623	0,7263	0,2880	3,9726	0,0009
24	0,3433	0,3586	0,0945	0,7263	0,3195	2,9569	0,0010
28	0,3446	0,3603	0,0938	0,7263	0,3182	2,9629	0,0010
32	0,3506	0,3513	0,0937	0,7263	0,3174	2,9796	0,0010
36	0,3595	0,3595	0,0948	0,7263	0,3146	2,7225	0,0011
40	0,4474	0,3499	0,0641	0,7263	0,2950	3,9936	0,0009

Con el punto de operación de $V = 1.0453$ pu, $P = 0.1970$ pu y $Q = 0.2559$ pu, los parámetros identificados se presentan en la tabla 4.11

Tabla 4.11 Parámetros estimados para el punto de operación de $V = 1.0453$ pu, $P = 0.1970$ pu y $Q = 0.2559$ pu.

t (s)	X_d (pu)	X_q (pu)	X'_d (pu)	X_e (pu)	H (s)	T'_{d0} (s)	D (N.m.s)
4	0,3282	0,3128	0,0980	0,7263	0,3033	2,9026	0,0010
8	0,3205	0,3205	0,0972	0,7263	0,3052	2,8848	0,0010
12	0,3200	0,3199	0,0970	0,7263	0,2838	2,6312	0,0009
16	0,3284	0,3182	0,0973	0,7263	0,3026	2,9058	0,0010
20	0,3547	0,3217	0,1001	0,7263	0,3025	2,9671	0,0010
24	0,3309	0,3449	0,0967	0,7263	0,3153	2,9152	0,0010
28	0,3330	0,3541	0,0950	0,7263	0,3164	2,9265	0,0010
32	0,3378	0,3354	0,0967	0,7263	0,2893	2,8951	0,0009
36	0,3459	0,3386	0,0985	0,7263	0,3105	2,9491	0,0010
40	0,3454	0,2239	0,0908	0,7263	0,2201	2,8949	0,0007

De acuerdo a las tablas 4.9, 4.10 y 4.11, se observa que los parámetros físicos no cambian significativamente al cambiar el punto de operación cuando se realiza la identificación.

4.2.3.2 Variación mecánica

Para determinar el comportamiento de los parámetros de la máquina síncrona ante perturbaciones mecánicas se realizó un ensayo variando la potencia en el primomotor.

Caso 1: Incremento en la potencia del 21.06%

Procedimiento:

Inicialmente el generador síncrono suministra a la red una potencia de $P = 0.2$ pu. Al cabo de los 20 segundos, debido a una perturbación mecánica en el primomotor, el generador debe suministrar un 21.06% más de la potencia habitual. La figuras 4.16 y 4.17 muestran las respuestas en potencia activa y voltaje terminal ante esta perturbación.

Figura 4.16 Variación mecánica de la potencia activa

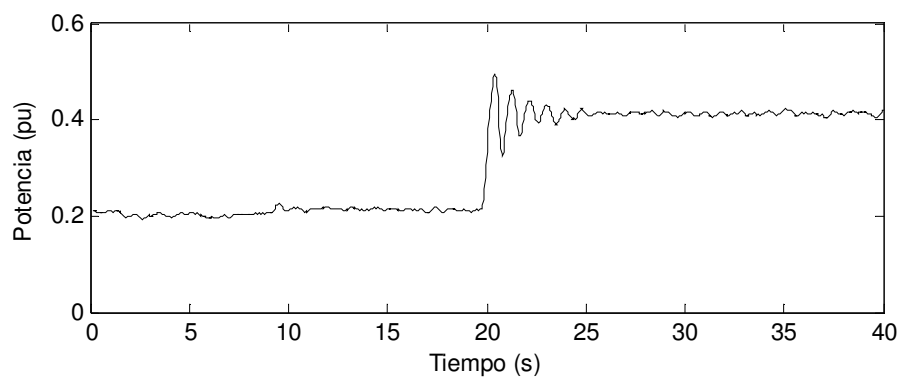
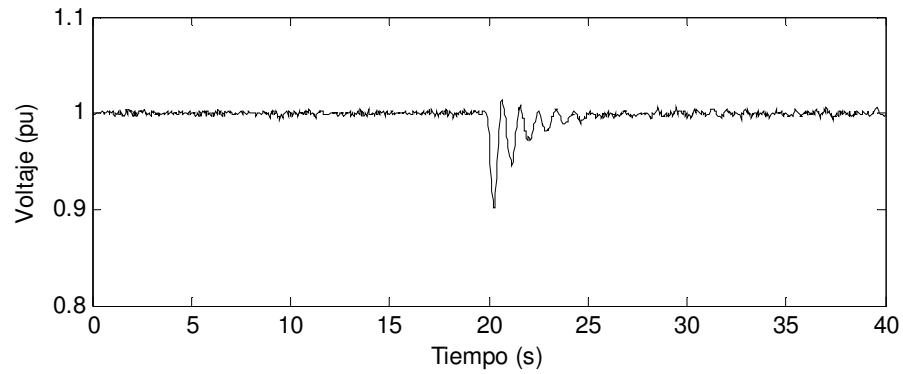


Figura 4.17 Respuesta del voltaje terminal ante la variación de la potencia activa.



Análisis

Para este caso, el punto de operación es $V = 0.9977$ pu, $P = 0.2126$ pu, $Q = 0.2438$ pu y los parámetros identificados se muestran en la tabla 4.12

Tabla 4.12 Parámetros estimados ante una variación mecánica del 21.06%.

t (s)	X_d (pu)	X_q (pu)	X'_d (pu)	X_e (pu)	H (s)	T'_{d0} (s)	D (N.m.s)
4	0,2455	0,4946	0,1443	0,7263	0,3380	2,5311	0,0011
8	0,2512	0,4847	0,1365	0,7263	0,3382	2,5683	0,0011
12	0,2646	0,4607	0,1227	0,7263	0,3366	2,6439	0,0011
16	0,2564	0,4703	0,1298	0,7263	0,3388	2,6015	0,0011
20	0,3779	0,3541	0,0466	0,7263	0,3182	3,2221	0,0010
24	0,4296	0,2686	0,0861	0,7263	0,2551	3,2087	0,0008
28	0,4510	0,2510	0,0646	0,7263	0,2388	3,3530	0,0008
32	0,4761	0,2449	0,0462	0,7263	0,2280	3,5021	0,0007
36	0,4651	0,2457	0,0505	0,7263	0,2332	3,4522	0,0007
40	0,4431	0,2523	0,0677	0,7263	0,2440	3,3181	0,0008

Según la tabla 4.12, se observa un incremento en los parámetros X_d y T'_{d0} a partir del momento cuando ocurre la perturbación, lo contrario ocurre con los parámetros X_q, X'_d, H y D . La figura 4.17 ilustra el comportamiento del voltaje terminal ante la variación en la potencia del generador. Se observa que transcurridos 5 segundos esta variable retorna a su condición nominal.

4.2.4 Identificación en línea de parámetros bajo condiciones iniciales diferentes a los valores reales

Como la mayoría de veces los parámetros del fabricante no están disponibles y es indispensable para el algoritmo de identificación contar con unas condiciones iniciales $\mathbf{x}^{(0)} = [X_d^{(0)} \quad X_q^{(0)} \quad X'_d^{(0)} \quad X'_e^{(0)} \quad H^{(0)}]^T$, se plantearon varios casos en donde estas condiciones iniciales (CI) fueron diferentes y se realizó la estimación con valores distintos a los entregados por el fabricante.

Procedimiento:

Partiendo de un voltaje de 1.0 pu., realizando un decremento en el voltaje de salida del 5% a los 20 segundos y tomando como punto de operación $P = 0.2161$ pu y $Q = 0.2395$ pu. Se estimaron los parámetros de la máquina bajo condiciones iniciales de operación diferentes tales como: $\mathbf{x}^{(0)} = [0.01 \quad 0.01 \quad 0.01 \quad 0.01 \quad 0.01]^T$, $\mathbf{x}^{(0)} = [0.5 \quad 0.5 \quad 0.5 \quad 0.5 \quad 0.5]^T$ y bajo datos de fabricante $\mathbf{x}^{(0)} = [0.3495 \quad 0.3412 \quad 0.0874 \quad 0.7263 \quad 0.3109]^T$. Los parámetros identificados son mostrados en las tablas 4.13 a 4.18.

Tabla 4.13 Reactancia X_d para condiciones iniciales diferentes.

t (s)	X_d (pu)	X_d (pu)	X_d (pu)
	CI 0.01	CI 0.5	CI Datos de fábrica
4	0,3554	0,3574	0,3574
8	0,2696	0,2693	0,3480
12	0,2750	0,2745	0,3496
16	0,3505	0,3522	0,3521
20	0,3672	0,3712	0,3713
24	0,3572	0,3605	0,3605
28	0,4282	0,4419	0,3601
32	0,4313	0,4457	0,3595
36	0,3551	0,3581	0,3581
40	0,3476	0,3495	0,3570

Tabla 4.14 Reactancia X_q para condiciones iniciales diferentes.

t (s)	X_q (pu)	X_q (pu)	X_q (pu)
	CI 0.01	CI 0.5	CI Datos de fábrica
4	0,3649	0,3731	0,3731
8	0,3639	0,3620	0,3725
12	0,3585	0,3571	0,3729
16	0,3617	0,3690	0,3690
20	0,3444	0,3576	0,3576
24	0,3084	0,3191	0,3190
28	0,2804	0,3084	0,3198
32	0,2800	0,3089	0,3181
36	0,3094	0,3193	0,3193
40	0,3177	0,3249	0,3224

Tabla 4.15 Reactancia X'_d para condiciones iniciales diferentes.

$t(s)$	X'_d (pu)	X'_d (pu)	X'_d (pu)
	CI 0.1	CI 0.5	CI Datos de fábrica
4	0,0952	0,0852	0,0852
8	0,1306	0,1258	0,0884
12	0,1326	0,1288	0,0860
16	0,0968	0,0883	0,0882
20	0,0997	0,0816	0,0819
24	0,1009	0,0850	0,0857
28	0,0854	0,0863	0,0843
32	0,0879	0,0852	0,0886
36	0,1001	0,0855	0,0862
40	0,0978	0,0882	0,0854

Tabla 4.16 Constante de inercia H para condiciones iniciales diferentes.

$t(s)$	H (s)	H (s)	H (s)
	CI 0.1	CI 0.5	CI Datos de fábrica
4	0,3049	0,3120	0,3120
8	0,3469	0,3471	0,3140
12	0,3431	0,3438	0,3143
16	0,3079	0,3146	0,3146
20	0,2999	0,3098	0,3098
24	0,2927	0,3015	0,3015
28	0,2717	0,2870	0,3012
32	0,2702	0,2859	0,3010
36	0,2940	0,3025	0,3025
40	0,2966	0,3033	0,3007

Tabla 4.17 Constante de tiempo transitorio de eje directo en circuito abierto T'_{d0} para condiciones iniciales diferentes.

$t(s)$	$T'_{d0}(s)$	$T'_{d0}(s)$	$T'_{d0}(s)$
	CI 0.1	CI 0.5	CI Datos de fábrica
4	2,9860	3,0275	3,0276
8	2,6418	2,6556	2,9898
12	2,6497	2,6602	3,0031
16	2,9671	3,0019	3,0021
20	3,0017	3,0783	3,0777
24	2,9699	3,0359	3,0332
28	2,8010	3,0244	3,0372
32	2,9606	3,0061	3,0199
36	2,9669	3,0272	3,0250
40	2,9550	2,9942	3,0248

Tabla 4.18 Constante de amortiguamiento D para condiciones iniciales diferentes.

$t(s)$	$D(N.m.s)$	$D(N.m.s)$	$D(N.m.s)$
	CI 0.1	CI 0.5	CI Datos de fábrica
4	0,0010	0,0010	0,0010
8	0,0011	0,0011	0,0010
12	0,0011	0,0011	0,0010
16	0,0010	0,0010	0,0010
20	0,0010	0,0010	0,0010
24	0,0009	0,0010	0,0010
28	0,0009	0,0009	0,0010
32	0,0009	0,0009	0,0010
36	0,0009	0,0010	0,0010
40	0,0010	0,0010	0,0010

Análisis:

Según los parámetros estimados mostrados en las tablas 4.13 a 4.18, la variación de las condiciones iniciales $\mathbf{x}^{(0)} = [X_d^{(0)} \quad X_q^{(0)} \quad X_d'^{(0)} \quad X_e^{(0)} \quad H^{(0)}]^T$ no altera el resultado final de los mismos, lo único que sucede es que se aumenta el número de iteraciones que el algoritmo de Newton Raphson necesita para encontrar los parámetros. Cuando se trabaja el algoritmo de identificación con los valores entregados por el fabricante se necesitan 3 iteraciones, al utilizar 0.5 como condición inicial de parámetros, el algoritmo converge en 4 iteraciones mientras que para el caso de que los parámetros sean ajustados a las condiciones iniciales con el valor de 0.01, el algoritmo necesitará realizar 7 iteraciones.

ANEXOS

A.1 Ejemplo práctico de aplicación

Con el fin de ilustrar el proceso realizado con la metodología descrita en el capítulo tres, fue escogido un punto de operación dado por $P_e = 0,9633$ pu, $V_t = 0,9977$ pu, $I_L = 1,10$ pu y $\delta = 0,18442$ rad, con el fin de determinar los parámetros para condiciones muy cercanas a la nominal.

Se calcularon inicialmente las siguientes variables:

$$\varphi = -\arccos\left(\frac{P_e}{V_t I_L}\right) = -0,0677 \text{ rad} \quad (\text{A.1})$$

$$\theta_{vt} = \arctan\left(\frac{X_e I_L \cos \varphi - R_e I_L \sin \varphi}{V_t - R_e I_L \cos \varphi - X_e I_L \sin \varphi}\right) = 0,8141 \text{ rad} \quad (\text{A.2})$$

$$V_d = V_t \sin(\delta - \theta_{vt}) = -0,5255 \text{ pu} \quad (\text{A.3})$$

$$V_q = V_t \cos(\delta - \theta_{vt}) = 0,6971 \text{ pu} \quad (\text{A.4})$$

$$I_d = I_L \sin(\delta + \varphi - \theta_{vt}) = -0,7240 \text{ pu} \quad (\text{A.5})$$

$$I_q = I_L \cos(\delta + \varphi - \theta_{vt}) = 0,8361 \text{ pu} \quad (\text{A.6})$$

$$V_a = V_d - R_e I_d + X_e I_q = 0,1872 \text{ pu} \quad (\text{A.7})$$

$$V_b = V_q - R_e I_q - X_e I_d = 1,1029 \text{ pu} \quad (\text{A.8})$$

$$V_\infty = \sqrt{V_a^2 + V_b^2} = 1,1187 \text{ pu} \quad (\text{A.9})$$

Con los datos anteriores y los parámetros iniciales $\mathbf{x}^{(0)} = [0.3495 \quad 0.3412 \quad 0.0874 \quad 0.7263 \quad 0.3109]^T$, se determina el vector $\mathbf{h}_c^{(0)}$.

$$\mathbf{h}_c^{(0)} = [1,5322 \quad 0,8848 \quad 0,5181 \quad 0,0378 \quad -0,6954] \quad (\text{A.10})$$

Con el método de mínimos cuadrados recursivos, se determinaron los coeficientes de las funciones de transferencia, obteniendo los siguientes resultados:

$$b_0^2 = -2,9478, \quad b_0^1 = 3,6184, \quad b_0^0 = -1,6552 \quad (\text{A.11})$$

$$b_{11}^2 = 0,0194, \quad b_{11}^1 = -0,0382, \quad b_{11}^0 = -0,0092 \quad (\text{A.12})$$

$$b_{21}^2 = 0,0114, \quad b_{21}^1 = -0,0224, \quad b_{21}^0 = 0,0256 \quad (\text{A.13})$$

Del capítulo tres se toman las expresiones (3.139) – (3.145) y se obtienen los siguientes datos

$$\frac{D\omega_s T}{2H} = 0,0303 \quad (\text{A.14})$$

$$\frac{T}{K_3 T'_{d0}} = 0,0219 \quad (\text{A.15})$$

$$\frac{K_1}{H} = 1,5326 \quad (\text{A.16})$$

$$K_2 K_3 = 0,8852 \quad (\text{A.17})$$

$$K_6 K_3 = 0,5184 \quad (\text{A.18})$$

$$\frac{K_4}{H} = 0,0387 \quad (\text{A.19})$$

$$\frac{K_5}{H} = -0,6969 \quad (\text{A.20})$$

Con las expresiones (3.150)–(3.154) mostradas en el capítulo anterior, se construyó el vector \mathbf{h}_e .

$$\mathbf{h}_e = [1,5326 \quad 0,8852 \quad 0,5184 \quad 0,0387 \quad -0,6969] \quad (\text{A.21})$$

CONCLUSIONES

En este proyecto de grado se implementó una metodología de identificación en línea, que permite obtener los parámetros de un modelo de tercer orden para un generador síncrono conectado a un barraje, dado por el modelo lineal de Heffron-Phillips. El método de identificación garantizó el normal comportamiento de la máquina al no aislarla del sistema de potencia, lo cual permite realizar un seguimiento continuo de sus parámetros tanto ante condiciones normales de operación (aumento de temperatura, saturación, entre otros) como ante perturbaciones externas.

Dentro de las características principales de la metodología implementada se encuentran:

- a) La entrega rápida de resultados para cualquier condición de funcionamiento.
- b) Los bajos costos de operación debido a que las variables medidas no requieren de equipos costosos.
- c) La flexible implementación para las empresas generadoras de energía.

Se realizó una validación de la metodología, mediante la implementación física del sistema en el laboratorio de máquinas eléctricas, sobre un micro generador síncrono. Se compararon los parámetros ofrecidos por el fabricante con los obtenidos bajo condiciones nominales y los resultados presentaron una gran concordancia, lo cual representa una gran ventaja y confiabilidad sobre las metodologías clásicas. Se observa que los parámetros físicos que presentan mayor variación cuando existen perturbaciones son las reactancias de eje directo (X_d) y de eje en cuadratura (X_q). Las variaciones anteriores son previsibles debido a causas tales como la saturación, variación de temperatura, entre otros, que se presentan en menor o mayor proporción según la magnitud de la perturbación.

El desarrollo de este tipo de metodologías sobre una micro máquina, debe considerar que uno de los problemas principales en cuanto a la generalización de resultados, es la diferencia que se puede presentar con respecto a la implementación en máquinas más grandes, (donde la constante de tiempo del campo es mucho más alta que la de la micro máquina). Sin embargo, uno de los objetivos del desarrollo de este tipo de metodologías, es estudiarlas y comprobar su efectividad como un primer paso, para posteriormente utilizarlo en estudios sobre máquinas de mayor tamaño e incluso en sistemas multimáquina.

En la utilización de la metodología de estimación, se determinó la pertinencia de mínimos cuadrados recursivos con respecto a mínimos cuadrados, debido a la reducción del tiempo y esfuerzo computacional que se observaron.

Se observó una pequeña variación de los parámetros cuando la máquina se sometió a perturbaciones de tipo eléctrico y mecánico, lo cual permite obtener modelos más precisos y confiables de la máquina, para posteriores estudios.

Este trabajo representa un aporte a los grupos de investigación asociados a este proyecto (Investigación en Calidad de la Energía Eléctrica y Estabilidad ICE³, Electrónica de Potencia), ya que permite contar con un modelo de la máquina síncrona, basado en sus parámetros, permitiendo adelantar estudios e investigaciones acerca del impacto que presentan este tipo de máquinas en la estabilidad de los sistemas eléctricos de potencia.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] *IEEE Guide: Test Procedures for Synchronous Machines*, IEEE Standard 115-1995, Dec. 1995.
- [2] Da Costa Bortoni, E. Jardini J. A, "Identification of synchronous machine parameters using load rejection test data". *IEEE Trans. on Energy Conversion*, vol. 17, N° 2, pp. 242-247, June 2002.
- [3] E. Rengifo y O. Sánchez, "Metodología para obtener los parámetros de un generador con un equipo de adquisición de señales", Simposio Nacional De Generación y Comercialización de energía eléctrica - Área capacitación & transferencia tecnológica, Pereira, Octubre 30 y 31 de 2003.
- [4] Da Costa, Jardini Jose. "Synchronous machines parameters identification using load rejection test data". *Electric Machines and Drives Conference Record*, 1997, IEEE International, Milwaukee USA, May 1997.
- [5] Turner, P. J. Reece, A.B.J. Macdonald, D.C "The D.C decay test for determining synchronous machine parameters: Measurement and simulation", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, vol 4, N° 4, pp. 616-623, Dec. 1989.
- [6] L. Vicol, T. Xuan, R. Wetter, J. Simmond and I. Viorel, "On the identification of the synchronous machine parameters using standstill d.c decay test ", June 2006.
- [7] Groza V. "Experimental determination of synchronous machine reactances from DC decay standstill". *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, Vol 52 N° 1, February 2003.
- [8] Biró K, Szabó L, Iancu V, Hedesiu H, Barz V. "On the synchronous machine parameter identification". Technical University of Cluj-Napoca. May 2001.
- [9] Sellschopp F, Arjona M. "A tool for extracting synchronous machines parameters from the dc flux decay test" *Computers and Electrical Engineering* 31, 2005.

- [10] C. Rivera, J. Carrasco and H. Cantú, “*Determinación de parámetros de la máquina síncrona mediante pruebas de respuesta en frecuencia*”. Universidad Autónoma Metropolitana, México D.F
- [11] Campos Salvador, Asiaín Tomás, Ruíz de la Vega Daniel. “*Determinación de los parámetros dinámicos de una máquina síncrona de laboratorio utilizando el método de respuesta a la frecuencia*”. Instituto Politécnico Nacional, México.
- [12] E. Da Costa and J. Jardini. “*A standstill frequency response method for large salient pole synchronous machines*”, IEEE Trans. on Energy Conversion, vol 19, N° 4, Dec. 2004.
- [13] S. Pillutla and A. Keyhani. “*Neural network based modeling of round rotor synchronous generator rotor body parameters from operating data* “.IEEE Trans. on Energy Conversion, vol 13, N° 3, Sep. 1999.
- [14] Abido & Abdel - Magid, “*On-line identification of synchronous machines using radial basis function neural networks*”, IEEE Transactions on Power Systems, vol 12, N° 4, November 1997.
- [15] T. H. Chiang, T. C. Yung, C. Chung-Linad and H. Chiung – Yi, “*On-line measurement-based model parameter estimation for synchronous generators: Model development and identification scheme*”, IEEE Trans. Energy Conversion, vol. 9, pp. 330-336, June 1994.
- [16] Fairbairn R, Fellow H. “*On line measurement of synchronous machine parameters*”. IEEE Transactions on Industry Applications, Vol 28, No. 3, May/June 1992.
- [17] Melgoza J, Heydt G, Keyhani A, Agrawal B, Selin D, “*Parameter Estimation Using the Hartley Series*”. IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 16, No. 1, March 2001.
- [18] Thaler G., Wilcox M. “*Máquinas eléctricas: estado dinámico y permanente*” Editorial Limusa S.A., México, 1984.

- [19] Narayan C. Kar, Ahmed M. El-Serafi, "Experimental methods for measuring the q-axis saturation characteristics of synchronous machines." IEEE Transactions on Energy Conversion May 2004.
- [20] Xuan Tu M, Simona J.J, Schwery A, Regli P. "Fully automated parameter identification for synchronous machines"
- [21] Karrari, M Malik, O. P. "Identification of physical parameters of a synchronous generator from online measurements," IEEE Trans. on Energy Conversion, vol 19, N^o 2, pp. 407-415, June 2004.
- [22] U. Karaagac, O. B. Tor "On-line Parameter Identification of a Gas Turbine Generator at Ambarli Power Plant", Proceedings of IEEE PES General Meeting, Montreal, Canada, June 2006.
- [23] Shande S. Shouzhen Z and Han bo. "Identification of parameters of Synchronous Machine and Excitation System by On-line Test". IEE International Conference on Advances in Power System Control, Operation and Management, November 1991, Hong Kong
- [24] Despalatovic, Jadric, Terzic & Macan, "On-line hydrogenerator power angle and synchronous reactances determination based on air gap measurement", IEEE Power systems conference and exposition, vol 3, 10 – 13 October 2004.
- [25] Huang C, Chen Y, Chang C, Chiang H, Wang J,. "On-line Measurement Based Model Parameter Estimation For Synchronous Generators: Model Development & Identification Schemes". IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 9. No 2. June 1994
- [26] Barrera E, Pastor N, "Microcontrolled-based power-angle instrument for a power System laboratory", IEEE Power Engineering Society Summer Meeting, vol 2, 18 – 22 July 1999.
- [27] Rosales, Mota & Cursino "A microcomputer – based load angle and frecuency measurement", IEEE Instrumentation and Measurement Technology Conference, Brusseis, Belgium, pp. 606-609, June 1996.
- [28] Castellanos J.C, Tabares J."Medición del ángulo del par desde un computador personal". Pereira, 1997, Proyecto de grado (Ingeniero

Electricista). Universidad Tecnológica de Pereira. Facultad de Ingeniería Eléctrica.

- [29] Del Angel, Glavic & Wehenkel, “*Using artificial neural networks to estimate rotor angles and speeds from phasor measurements*”, Proceedings of Intelligent Systems Applications to Power Systems Conference, Greece, 31 August – 3 September 2003
- [30] Idzotic Tomislav, Erceg Gorislav, Sumina Damir, “*Load angle estimation of a synchronous generator*”, IEEE Melecom, Dubrovnik, Croatia, pp. 893-896, May 2004.
- [31] P. Sauer and M. A. Pai, *Power system dynamics and stability*. Prentice Hall Inc. 1998.
- [32] G. Goodwin, K. Sang, *Adaptive Filtering, Prediction and Control*, Prentice Hall, 1984, p. 52.
- [33] Ammar H, Babú T.K.M, O’Kelly Denis, “*Measurement of steady-state and transient load-angle, angular velocity, and optical encoder*”, IEEE Transaction on Instrumentation and Measurement, vol 41, N° 4, August 1992.
- [34] Karayaka H, Keyhani Alí. “*Synchronous generator model identification and parameter estimation from operating data*”, IEEE Transactions on Energy Conversion, vol 18, N° 1, March 2003.
- [35] Alberto Aguado Behan y Miguel Martínez Iranzo. *Identificación y Control Adaptativo*. Editorial Prentice Hall, Madrid, España, 2003. ISBN: 84-205-3570-2
- [36] J. J. Grainger, W. D. Stevenson, *Análisis de Sistemas de Potencia*, Editorial McGraw Hill, Mexico, 1996, ISBN 970-10-0908-8
- [37] A.S. e Silva, A.J. Simões Costa, “*Aspectos Dinâmicos do Controle de Sistemas de Potência*”, Universidade Federal de Santa Catarina.
- [38] Anderson, Paul M. Fonad, A. A. “*Power systems control and stability*”, The Institute of Electrical and Electronics Engineering, 1993. ISBN 0780310292

- [39] Chapman S, *Máquinas Eléctricas*, Editorial McGraw Hill, Colombia, 2000, Tercera Edición, ISBN 958-41-0056-4
- [40] Krause Paul, Wasynczuk O, Sudhoff Scott. "*Analysis of electric machinery*". IEEE Press, 1995. ISBN 0780311019
- [41] Kreyszig Erwin. "*Matemáticas avanzadas para ingeniería*". Limusa - Noriega Editors, México 1994
- [42] Ogata Katsuhiko. "*System Dynamics*". Prentice Hall, United States, Third Edition. 1998
- [43] Kuo Benjamin. "*Sistemas de Control Digital*". Compañía Editora Continental S.A de México, Tercera Edición, México 1997